

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

ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ
И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ОБЪЕДИНЕНИЙ СНГ

ЭНЕРГЕТИКА

Том 65, № 2
2022

МЕЖДУНАРОДНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ
ИЗДАЕТСЯ С ЯНВАРЯ 1958 ГОДА

Учредитель

Министерство образования Республики Беларусь

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

СОДЕРЖАНИЕ

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

- Опейко О. Ф.** Синтез на основе линеаризации векторного управления скоростью асинхронного электродвигателя без датчика скорости 103
- Плотников С. М.** Определение потерь в стали и оптимизация толщины листов магнитопровода трансформатора 115

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

- Седнин А. В., Иванчиков Е. О., Калий В. А., Мартинчук А. Ю.** Энерготехнологическая установка на базе нагревательной печи прокатного стана с опцией производства водорода 127
- Пехота А. Н., Филатов С. А.** Исследование термоаналитическими методами энергетических свойств брикетированного многокомпонентного топлива 143
- Ольшанский А. И., Жерносек С. В., Гусаров А. М.** Исследование тепло-массообмена в процессах тепловой обработки и сушки теплоизоляционных материалов 156
- Шенец Е. Л.** Оценка энергоэффективности промышленных печей на основе моделирования режимов потребления топлива 169
- Паневник Д. А.** Повышение энергетической эффективности использования нефтяных струйных насосов 181

Главный редактор Федор Алексеевич Романюк

Редакционная коллегия

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

Ведущий стилистический редактор В. Н. Гурьянчик

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

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

Подписано к печати 31.03.2022. Формат бумаги 60×84¹/₈. Бумага мелованная.
Печать цифровая. Гарнитура Таймс. Усл. печ. л. 11,75. Уч.-изд. л. . Тираж 100 экз.
Дата выхода в свет . 2022. Заказ .

Адрес редакции: 220013, г. Минск, Республика Беларусь, пр. Независимости, 65.
Белорусский национальный технический университет, корп. 2, комн. 327.
Тел.: +375 17 320-65-14
e-mail: energy@bntu.by; energy-bntu@mail.ru
http://energy.bntu.by

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

© Белорусский национальный технический университет, 2022

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

PROCEEDINGS OF THE CIS
HIGHER EDUCATION INSTITUTIONS
AND POWER ENGINEERING ASSOCIATIONS

ENERGETIKA

V. 65, No 2
2022

INTERNATIONAL SCIENTIFIC AND TECHNICAL JOURNAL
PUBLISHED FROM JANUARY, 1958

Founder

Ministry of Education of the Republic of Belarus

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

CONTENTS

ELECTRICAL POWER ENGINEERING

- Opeiko O. F.** Synthesis Based on Linearization of Vector Speed Control of an Induction Motor without a Speed Sensor 103
- Plotnikov S. M.** Determination of Steel Losses and Optimization of the Thickness of the Transformer Magnetic Conductor Sheets 115

HEAT POWER ENGINEERING

- Sednin V. A., Ivanchikov E. O., Kaliy V. A., Martinchuk A. Y.** Energy- and-Technology Installation Based on a Rolling Mill Heating Furnace with the Option of Hydrogen Production 127
- Pekhota A. N., Filatov S. A.** Investigation of Energy Properties of Briquetated Multicomponent Fuel by Thermo-Analytical Methods 143
- Ol'shanskii A. I., Zhernosek S. V., Gusarov A. M.** Investigation of Heat and Mass Transfer in the Processes of Heat Treatment and Drying of Thermal Insulation Materials 156
- Shenets Ya. L.** Evaluation of the Energy Efficiency of Industrial Furnaces Based on the Modeling of Fuel Consumption Modes. 169
- Panevnyk D. A.** Improving the Energy Efficiency of the Use of Oil Jet Pumps 181

Editor-in-Chief Fiodar A. Romaniuk

Editorial Board

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

Leading Style Editor V. N. Guryanchyk

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

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

Passed for printing 31.03.2022. Dimension of paper 60×84¹/₈. Coated paper.
Digital printing. Type face Times. Conventional printed sheet 11,75.
An edition of 100 copies. Date of publishing 2022. Order list

ADDRESS

Belarusian National Technical University
65, Nezavisimosty Ave., Building 2, Room 327
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 320-65-14
e-mail: energy@bntu.by; energy-bntu@mail.ru
<http://energy.bntu.by>

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

© Belarusian National Technical University, 2022

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-103-114>

УДК 62-83-52(075.8)

Синтез на основе линеаризации векторного управления скоростью асинхронного электродвигателя без датчика скорости

О. Ф. Опейко¹⁾

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

© Белорусский национальный технический университет, 2022
Belarusian National Technical University, 2022

Реферат. Цель работы – параметрический синтез векторного бездатчикового (без датчика скорости) управления электроприводом с асинхронным электродвигателем. Структура системы основана на применении адаптивной модели оценивания вектора потокосцепления ротора и скорости. Скорость оценивается по рассогласованию тока статора и величины тока, вычисляемого в модели. В этой известной структуре, полученной на основе функций Ляпунова, гарантируется устойчивость, однако остается проблематичным расчет параметров регуляторов и адаптивной модели для обеспечения качественной динамики системы. Для системы векторного управления асинхронным электродвигателем без датчика скорости с адаптивной моделью предложена линеаризованная структура в синхронно вращающейся системе координат. Это позволяет рассчитать с помощью метода модального управления параметры управления для обеспечения показателей качества в каждом из замкнутых контуров системы. Такой параметрический синтез основан на допущении, что потокосцепление ротора поддерживается постоянным, и поэтому взаимным влиянием каналов управления потокосцеплением и моментом можно пренебречь. Расчет параметров управления (регуляторов и канала адаптации) базируется на способе назначения корней характеристических полиномов контуров таким образом, чтобы каждый внутренний контур имел быстроедействие выше, чем внешний по отношению к нему. Метод является приближенным, однако позволяет принять во внимание основные причинно-следственные связи в динамике и получить простые расчетные выражения. Моделирование системы выполнено с использованием имитационной модели, которая учитывает цифровой программно-алгоритмический способ формирования сигнала управления микроконтроллером, а также электромагнитные процессы в условиях широтно-импульсной модуляции в преобразователе электрической энергии и электродвигателе, применение оцениваемого моделью значения вектора потокосцепления ротора в координатных преобразованиях системы, формирование пространственного вектора напряжения преобразователя. Анализ синтезированной системы управления скоростью методом имитационного моделирования подтверждает эффективность предложенного способа параметрического синтеза и приемлемую точность оценивания скорости.

Ключевые слова: бездатчиковое векторное управление, асинхронный электродвигатель, линеаризация, модальное управление, имитационное моделирование

Для цитирования: Опейко, О. Ф. Синтез на основе линеаризации векторного управления скоростью асинхронного электродвигателя без датчика скорости / О. Ф. Опейко // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2022. Т. 65, № 2. С. 103–114. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-103-114>

Адрес для переписки

Опейко Ольга Федоровна
Белорусский национальный технический университет
просп. Независимости, 65,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 293-95-61
oopeiko@bntu.by

Address for correspondence

Opeiko Olga F.
Belarusian National Technical University
65, Nezavisimosty Ave.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 293-95-61
oopeiko@bntu.by

Synthesis Based on Linearization of Vector Speed Control of an Induction Motor without a Speed Sensor

O. F. Opeiko¹⁾

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

Abstract. The aim of the work was parametric synthesis of vector sensorless (i. e. without speed sensor) control of an electric drive with an induction motor. The structure of the system is based on the application of an adaptive model for estimating the rotor flow coupling vector and velocity. The speed is estimated by the mismatch of the real stator current and the current value calculated in the model. Stability is guaranteed in this well-known structure, obtained on the basis of Lyapunov functions, but it remains problematic to calculate the parameters of regulators and an adaptive model to ensure high-quality dynamics of the system. For a vector control system of an induction electric motor without a speed sensor with an adaptive model, a linearized structure in a synchronously rotating coordinate system was proposed. This makes it possible to calculate control parameters using the modal control method to ensure quality indicators in each of the closed circuits of the system. Such parametric synthesis is based on the assumption that the flow coupling of the rotor is maintained constant, and therefore the mutual influence of the flow coupling and torque control channels can be neglected. The calculation of the parameters of control (regulators and the adaptation channel) is based on the method of assigning the roots of characteristic contour polynomials in such a way that each internal contour has a higher speed than the external one with respect to it. The method is approximate, but it makes it possible to take into account the main cause-and-effect relationships in dynamics and obtain simple calculation expressions. The simulation of the system was carried out using a simulation model that takes into account the digital software-algorithmic method for generating a microcontroller control signal, as well as electromagnetic processes under conditions of pulse-width modulation in an electric energy converter and an electric motor, the use of the values of the rotor flow coupling vector estimated by the model in coordinate transformations of the system, the formation of a spatial vector of the converter voltage. The analysis of the synthesized speed control system by the simulation method has confirmed the effectiveness of the proposed method of parametric synthesis and the acceptable accuracy of speed estimation.

Keywords: sensorless vector control, induction motor, linearization, modal control, simulation

For citation: Opeiko O. F. (2022) Synthesis Based on Linearization of Vector Speed Control of an Induction Motor without a Speed Sensor. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 65 (2), 103–114. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-103-114> (in Russian)

Введение

Векторное управление [1] скоростью асинхронного электродвигателя (АД) без датчика скорости [2–8] применяется в электроприводах, где невозможна или нежелательна установка датчика. Известны методы оценивания (расчета в режиме реального времени) величины потокосцепления и скорости [3–8], основанные на различных принципах. Исходной информацией для расчета скорости обычно служат значения токов и напряжений на обмотке статора и модель электромагнитных процессов АД. Оценивание потокосцепления и скорости возможно лишь при условии достоверности параметров АД.

Для анализа и синтеза систем векторного управления, в том числе без датчика скорости, используются линеаризованные модели [4, 5, 9, 10]. Так, в [4] выполнен анализ методом траекторий корней системы векторного управления при изменениях параметров. Для системы без датчика скорости предложен синтез, основанный на пассивности [5], и применяется линеаризованная модель для вектора ошибки адаптивной модели (АМ) и объекта. В [9] предложен пошаговый синтез управления мультискалярной моделью АД,

преимущество которой заключается в близости к линейной модели. Основанные на линеаризации анализ и синтез системы векторного управления АД по частотным характеристикам показывают, что ПИ-регуляторы, синтезированные в синхронно вращающейся системе координат, связанной с потоко-сцеплением ротора, делают перекрестные связи незначительными [10]. В [11] для синтеза управления АД используется критерий энергоэффективности.

АД как объект управления является нелинейным звеном в силу физического принципа формирования электромагнитного момента. Кроме того, процесс адаптации модели также имеет нелинейную динамику. Однако линеаризованные модели позволяют использовать развитые методы линейной теории управления для расчета параметров регуляторов и АД для обеспечения заданного времени регулирования и перерегулирования, что остается актуальной проблемой.

Цель данной работы – параметрический синтез на основе линеаризации векторного управления скоростью асинхронного электродвигателя с адаптивной моделью для оценивания вектора потоко-сцепления ротора и скорости. Для ее достижения следует решить следующие задачи: построить линеаризованную модель системы; вывести расчетные выражения для параметров регуляторов и канала адаптации. Анализ синтезированной системы методом имитационного моделирования необходим, поскольку параметрический синтез линеаризованной системы является приближенным.

Постановка задачи

Измеряемым выходом системы является вектор i_{ab} тока статора, а управляемым выходом – недоступная для измерения скорость ω ротора. Система без датчика скорости (рис. 1) содержит в качестве объекта управления АД, питаемый от преобразователя электрической энергии – автономного инвертора напряжения (АИН). Предполагается, что параметры L_{12} , R_1 , L_1 , $T_2 = L_2/R_2$ электромагнитного процесса АД (где R_1 , R_2 – активное сопротивление соответственно обмоток статора и ротора, Ом; L_1 , L_2 – их индуктивность, Гн; L_{12} – взаимная индуктивность, Гн; T_2 – постоянная времени ротора, с) известны с допустимой погрешностью в результате идентификации [12].

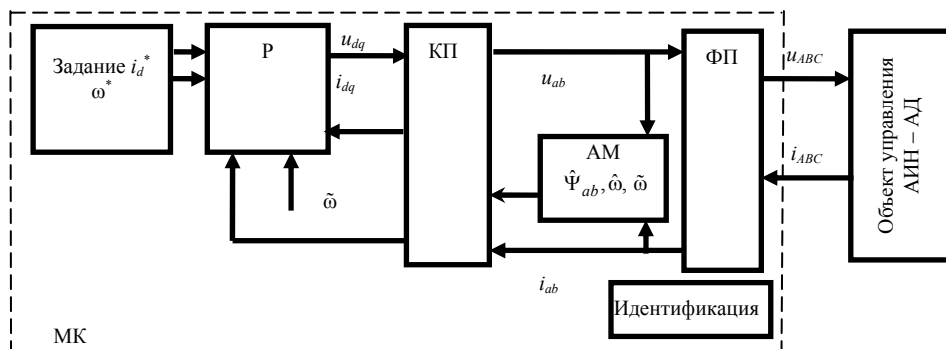


Рис. 1. Функциональная схема системы

Fig. 1. The block-diagram of the system

Сигнал управления на входе объекта формируется микроконтроллером (МК), который выполняет формирование сигналов задания i_d^* и ω^* тока возбуждения и скорости на входах регуляторов Р. Также МК выполняет координатные преобразования (КП) сигналов тока из неподвижной системы координат (a, b) в синхронно вращающиеся координаты (d, q) и обратно, сигнала управления u_{dq} в неподвижную систему координат (a, b) (прямое и обратное преобразования Парка). Фазные преобразования (ФП, прямое и обратное преобразования Кларка) необходимы для перехода от токов трех фаз i_{ABC} к токам i_{ab} и от напряжений u_{ab} к трехфазной системе напряжений u_{ABC} . КП требуют информации о пространственном положении вектора Ψ_{ab} потокоцепления ротора u . Значение $\hat{\Psi}_{ab}$ вектора Ψ_{ab} рассчитывается АМ, как и значение $\hat{\omega}$ скорости ω ротора.

Электромагнитные процессы АД в неподвижных координатах (a, b) с векторами состояния $x^T = (\Psi_a, \Psi_b, i_a, i_b)$ и управления (u_a, u_b) описываются уравнениями:

$$\begin{aligned}\dot{\Psi}_a &= -\alpha\Psi_a - \bar{\omega}\Psi_b + \alpha L_{12}i_a; \\ \dot{\Psi}_b &= -\alpha\Psi_b + \bar{\omega}\Psi_a + \alpha L_{12}i_b; \\ \frac{di_a}{dt} &= (-R_1i_a + u_a - k_2\dot{\Psi}_a)L_e^{-1}; \\ \frac{di_b}{dt} &= (-R_1i_b + u_b - k_2\dot{\Psi}_b)L_e^{-1};\end{aligned}\tag{1}$$

$$J\dot{\omega} = M - M_c; \quad M = k_M(\Psi_a i_b - \Psi_b i_a),\tag{2}$$

где $\Psi_{ab} = [\Psi_a, \Psi_b]$ – вектор потокоцепления ротора; $i_{ab} = [i_a, i_b]$ – то же тока статора; $\alpha = R_2/L_2 = T_2^{-1}$ – величина, обратная постоянной времени ротора T_2 , с⁻¹; ω – угловая скорость ротора, рад/с; $\bar{\omega} = \omega p_n$; p_n – количество пар полюсов; $L_e = \sigma L_1$; $\sigma = 1 - k_1 k_2$ – коэффициент рассеяния; $k_1 = L_{12}/L_1$, $k_2 = L_{12}/L_2$ – коэффициенты магнитной связи статора и ротора соответственно; $k_M = (3/2)k_2 p_n$ – коэффициент пропорциональности в выражении электромагнитного момента M электродвигателя; J – момент инерции; M_c – то же сил сопротивления на валу электродвигателя.

Коэффициенты уравнений зависят от активных сопротивлений R_1, R_2 и индуктивностей L_1, L_2 обмоток статора и ротора, взаимной индуктивности L_{12} . Уравнения (1), (2), рассматриваемые как модель, имеют переменные $x^T = (\hat{\Psi}_a, \hat{\Psi}_b, \hat{i}_a, \hat{i}_b)$, выход $\hat{y} = \hat{i}_{ab} = (\hat{i}_a, \hat{i}_b)$ и ошибку $e = \hat{i}_{ab} - i_{ab}$.

Требуется определить структуру и параметры канала адаптации, а также параметры регуляторов системы. Величина $\bar{\omega} = \omega p_n$ и вектор потокоцепления $[\Psi_a, \Psi_b]$ подлежат расчету по сигналам измеримого выхода $i_{ab} = (i_a, i_b)$ объекта и по напряжению статора.

Синтез адаптивной модели

Синтез адаптивной модели для (1) в соответствии с [13] выполняется по критерию минимизации $Q = \tilde{i}_a^2 + \tilde{i}_b^2 + \lambda_1 (\tilde{\Psi}_a^2 + \tilde{\Psi}_b^2)$, где $\tilde{i}_a = \hat{i}_a - i_a$; $\tilde{i}_b = \hat{i}_b - i_b$; $\tilde{\Psi}_a = \hat{\Psi}_a - \Psi_a$; $\tilde{\Psi}_b = \hat{\Psi}_b - \Psi_b$; $\hat{\Psi}_{ab} = (x_1, x_2)^T$ – оцениваемые значения потокосцепления ротора. Величина $\tilde{\Psi}_{ab}$ не доступна для измерения, однако зависит от составляющих тока статора, поэтому применяется минимизируемый критерий

$$V = \tilde{i}_a^2 + \tilde{i}_b^2. \quad (3)$$

Процесс адаптации устойчив, если $\dot{V} < 0$. Для (3) получим $\dot{V} = 2\tilde{i}_a d\tilde{i}_a/dt + 2\tilde{i}_b d\tilde{i}_b/dt < 0$. Градиент $\dot{V}$ по величине скорости $\hat{\omega}$, рассчитываемой в модели, с учетом (1) определяется выражением

$$\nabla_{\hat{\omega}} \dot{V} = 2\tilde{i}_a \frac{\partial}{\partial \hat{\omega}} \frac{d\tilde{i}_a}{dt} + 2\tilde{i}_b \frac{\partial}{\partial \hat{\omega}} \frac{d\tilde{i}_b}{dt} = 2k_2 L_e^{-1} (\tilde{i}_a \hat{\Psi}_b - \tilde{i}_b \hat{\Psi}_a),$$

где $\tilde{i}_a \hat{\Psi}_b - \tilde{i}_b \hat{\Psi}_a = k_M^{-1} \tilde{M}_1$; $\tilde{M}_1$ – рассогласование электромагнитного момента, вычисляемого моделью, и момента АД в предположении, что вектор потокосцепления ротора совпадает со значением, рассчитываемым в модели.

Для обеспечения отрицательности производной функции Ляпунова (3) величина $\hat{\omega}$ формируется по выражению $\dot{\hat{\omega}} = -\Gamma \nabla_{\hat{\omega}} \dot{V}$, где Γ – постоянный множитель, который означает интенсивность адаптации. Отсюда

$$\dot{\hat{\omega}} = -2\Gamma k_2 L_e^{-1} k_M^{-1} \tilde{M}_1 = -\gamma_0 \tilde{M}_1, \quad (4)$$

где $\gamma_0 = 2\Gamma k_2 L_e^{-1} k_M^{-1}$.

Если применяется ПИ-звено вычисления скорости [4, 8] в канале адаптации, получаем

$$\dot{\hat{\omega}} = -(\gamma_0 \tilde{M}_1 + \gamma_1 \dot{\tilde{M}}_1). \quad (5)$$

Линеаризованная модель

Для синтеза управления и анализа динамики целесообразно использовать синхронно вращающуюся, ориентированную по вектору потокосцепления ротора систему координат (d, q) . Тогда выражение электромагнитного момента имеет вид $M = k_M \Psi_d i_q$, составляющая потокосцепления по оси q равна нулю ($\Psi_q = 0$), и уравнения системы принимают вид:

$$\begin{aligned}\frac{di_d}{dt} &= (u_d - R_e i_d + \alpha k_2 \Psi_d + \bar{\omega}_0 L_e i_q) L_e^{-1}; \\ \frac{di_q}{dt} &= (u_q - R_e i_q - \bar{\omega} k_2 \Psi_d - \bar{\omega}_0 L_e i_d) L_e^{-1};\end{aligned}\quad (6)$$

$$\begin{aligned}\dot{\Psi}_d &= -\alpha \Psi_d + \alpha L_{12} i_d; \\ \bar{\omega}_0 &= \bar{\omega} + \bar{\omega}_s; \quad \hat{\bar{\omega}}_0 = \hat{\bar{\omega}} + \hat{\bar{\omega}}_s;\end{aligned}\quad (7)$$

$$M = k_M \Psi_d i_q; \quad \hat{M} = k_M \hat{\Psi}_d \hat{i}_q, \quad (8)$$

где $\bar{\omega}_s = i_q R_2 / (k_2 \Psi_d)$ – частота скольжения, которая в установившемся режиме при $\Psi_d = L_{12} i_d$ выражается через составляющие тока статора $\bar{\omega}_s = \alpha i_q / i_d$.

Далее рассмотрим линеаризованную систему, предполагая постоянство потокосцепления ротора $\Psi_d = \text{const}$ при управлении скоростью. Для малых изменений переменных Δi_d , Δi_q , $\Delta \bar{\omega}$, $\Delta \Psi_d$ и входных сигналов Δu_d , Δu_q дифференциальные уравнения принимают вид:

$$\begin{aligned}\frac{d\Delta i_d}{dt} &= (\Delta u_d - R_e \Delta i_d + \alpha k_2 \Delta \Psi_d + \bar{\omega}_0 L_e \Delta i_q + \Delta \bar{\omega}_0 L_e i_q) L_e^{-1}; \\ \frac{d\Delta i_q}{dt} &= (\Delta u_q - R_e \Delta i_q - \Delta \bar{\omega} k_2 \Psi_d - \bar{\omega}_0 L_e \Delta i_d - \Delta \bar{\omega}_0 L_e i_d) L_e^{-1}; \\ \Delta \dot{\Psi}_d &= -\alpha \Delta \Psi_d + \alpha L_{12} \Delta i_d.\end{aligned}\quad (9)$$

Уравнения справедливы как для переменных объекта, так и для переменных $\Delta \hat{i}_d$, $\Delta \hat{i}_q$, $\Delta \hat{\bar{\omega}}$, $\Delta \hat{\Psi}_d$ модели АД. В качестве расчетной модели рассмотрим выражения (5), (9) и частный случай $\gamma_1 = 0$. Структура линеаризованной системы показана на рис. 2 и справедлива при постоянстве потокосцепления ротора, учитывая малое взаимное влияние каналов управления потокосцеплением и электромагнитным моментом [9].

На рис. 2 знак Δ для малых приращений переменных опущен и приняты следующие обозначения: $k_e = k_2 p_n \Psi$; $K_M = k_M \Psi$; $G(s) = (\gamma_0 + \gamma_1 s) / s$; γ_0 , γ_1 – постоянные коэффициенты, подлежащие определению. Незвестное возмущение f_e зависит от ЭДС двигателя, и в процессе регулирования тока рассматривается как постоянное возмущение. Передаточные функции электромагнитного звена объекта и модели имеют вид $W_0(s) = L_e^{-1} / (s + \alpha_e)$, $W_1(s) = \hat{L}_e^{-1} / (s + \hat{\alpha}_e)$, где $\alpha_e = (R_1 + R_2 k_2^2) / \sigma L_1 = T_e^{-1}$ – величина, обратная эквивалентной постоянной времени T_e электродвигателя, s^{-1} ; $\hat{\alpha}_e$, $\hat{L}_e$ – значения, применяемые в модели.

Структура линеаризованной системы является многоконтурной с пересекающимися контурами. Внутренним контуром объекта и модели является контур тока с регулятором $K_i(s)$ тока. От быстрогодействия контура тока

зависит эффективность оценивания скорости на выходе звена $G(s)$, а также качество управления скоростью регулятором $K_\omega(s)$.

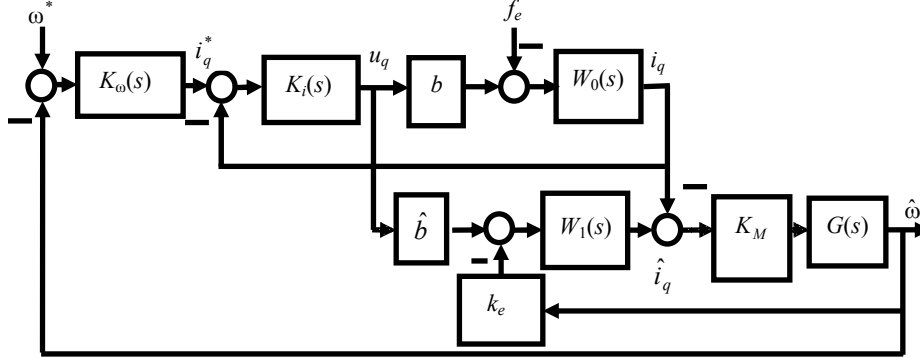


Рис. 2. Структура линейаризованной системы

Fig. 2. The block-diagram of the linearized system

Параметрический синтез управления

Для расчета параметров ПИ-регулятора тока $K_i(s) = (b_0 + b_1 s)/s$, звена $G(s)$ в канале адаптации и регулятора скорости $sK_i(s) = b_1(r_i + s)$ вводятся малые параметры $\varepsilon_m, \varepsilon_s$ со значениями на интервале $[0, 0; 0, 5]$. Малые параметры служат мерой быстродействия внешних контуров по отношению к внутренним. Внутренний контур – это контур тока, и его быстродействие ограничивается и определяется периодом дискретности управления.

Если обозначить $r_i = b_0/b_1$, характеристический полином контура тока принимает вид $N_1(s) = s(s + \alpha_e) + L_e^{-1}b_1b(s + r_i)$. ПИ-регулятор тока $K_i(s) = (b_0 + b_1 s)/s$ рассчитывается исходя из требуемого быстродействия по желаемым равным действительным корням полинома $s_{1,2} = -\alpha_i$ по приближенным выражениям:

$$b_1 \approx 2\alpha_i \hat{L}_e / b; \quad b_0 \approx \alpha_i b_1 / 2. \quad (10)$$

Предпочтительно параметры регулятора тока рассчитывать с учетом его программной цифровой реализации, используя z -преобразование [14, 15]. Тогда при выборе корней $z_{1,2} = \bar{\alpha}_i \pm jv$ на плоскости z , где $\bar{\alpha}_i^2 + v^2 \leq 1$, расчетные выражения примут вид:

$$b_1 = \frac{R_e(1 + d_e - 2\bar{\alpha}_i)}{(1 - d_e)b}; \quad b_0 T_C = \frac{R_e(\bar{\alpha}_i^2 + v^2 + 1 - 2\bar{\alpha}_i)}{(1 - d_e)b}, \quad (11)$$

где $d_e = \exp(-T_C \alpha_e)$; T_C – интервал дискретности.

При малых значениях $T_C \alpha_e$ справедливы приближенные выражения $d_e = \exp(-T_C \alpha_e) \approx 1 - T_C \alpha_e$, $1 - d_e \approx T_C \alpha_e$. Тогда $b_1 \approx R_e(2(1 - \bar{\alpha}_i)T_C \alpha_e - 1)$, $b_0 T_C \approx R_e((1 - \bar{\alpha}_i)^2 + v^2)$. Если корни равные действительные $z_{1,2} = \bar{\alpha}_i$, то $b_0 T_C \approx R_e(1 - \bar{\alpha}_i)^2$. При малых $T_C \alpha_e$, учитывая, что желаемые корни непре-

рывной и дискретной систем связаны соотношением $z_{1,2} = \exp(-T_C s_{1,2}) \approx \approx 1 + T_C s_{1,2}$, результат (11) приближается к значениям (10) для непрерывной системы при достаточно малых T_C .

Полином $N_2(s) = s(s + \hat{\alpha}_e) + k_e K_M \hat{L}_e^{-1}(\gamma_1 s + \gamma_0)$ контура модели W_1 , K_M , G , k_e должен иметь корни $s_{1,2} = -\alpha_m$ с малыми абсолютными значениями $\alpha_m = \varepsilon_m \alpha_i$ по сравнению с контуром тока, что позволяет рассчитать параметры γ_0 , γ_1 по выражениям:

$$\gamma_1 = (2\alpha_m - \hat{\alpha}_e) \hat{L}_e k_e^{-1} K_M^{-1}; \quad \gamma_0 = \alpha_m^2 \hat{L}_e k_e^{-1} K_M^{-1}. \quad (12)$$

В частности, при $\gamma_1 = 0$ имеем $\alpha_m = \hat{\alpha}_e/2$, $\gamma_0 = \hat{\alpha}_e^2 \hat{L}_e k_e^{-1} K_M^{-1}/4$. Для синтеза внутреннего контура K_i , β , W_0 управления составляющей i_q тока статора приближенно заменяется безынерционным звеном с единичным коэффициентом усиления. Поскольку в этом случае $i_q \approx i_q^*$, сигнал u_q управления выражается через значения i_q , i_q^* следующим образом: $u_q = (L_e s + R_e)i_q + f_e \approx (L_e s + R_e)i_q^* + f_e$, где i_q^* – выход регулятора скорости.

Контур скорости, если пренебречь внутренней обратной связью по ЭДС в структуре объекта и в контуре адаптации, с учетом более высокого быстродействия модели в сравнении с контуром скорости при расчетных параметрах объекта и $W_1(s) \approx W_0(s)$ имеет приближенное операторное уравнение

$$\hat{\omega} \approx \frac{K_\omega(s) K_M G(s)}{1 + K_\omega(s) K_M G(s)} \omega^* = \frac{(c_{s1}s + c_{s0}) K_M G(s)}{s^2 + (c_{s1}s + c_{s0}) K_M G(s)} \omega^*.$$

После определения желаемых корней $s_{1,2} = -\alpha_s$ полинома $N_s(s) = s^2 + s(c_{s1}\gamma_0 + c_{s0}\gamma_1)K_M + K_M c_{s0}\gamma_0$ контура скорости, где $\alpha_s = \varepsilon_s \alpha_m$, параметры c_{s0} , c_{s1} ПИ-регулятора скорости определяются:

$$c_{s1} = \alpha_s (K_M \gamma_0)^{-1} (2 - \alpha_s \gamma_1); \quad c_{s0} = \alpha_s^2 (K_M \gamma_0)^{-1}. \quad (13)$$

Выражения (10)–(13) позволяют построить расчет параметров по крайней мере двумя способами: начиная от внутреннего контура к внешнему и в обратном порядке, исходя из требований к показателям качества системы в целом. В последнем случае расчетные формулы применяются в последовательности: (12), (13) и далее (11) либо (10). Затем определяется интервал дискретности T_C , который обеспечит необходимое быстродействие контура тока.

Имитационное моделирование

Поскольку синтез основан на линеаризации и предполагается непрерывность системы, имитационное моделирование имеет целью анализ динамических свойств нелинейной дискретной системы, какой является элек-

тропривод с векторным управлением АД, с регуляторами, рассчитанными по (11)–(13). Имитационное моделирование соответствует структуре на рис. 1. Характеристики АД: мощность 180 кВт, $U_n = 470$ В; $n_n = 1475$ об/м, 50 Гц; $R_1 = 0,02$ Ом; $L_1 = 6,62 \cdot 10^{-3}$ Гн; $L_2 = 6,57 \cdot 10^{-3}$ Гн; $L_{12} = 6,37 \cdot 10^{-3}$ Гн; $R_2 = 0,01$ Ом; $J = 2$ кг·м²; период ШИМ автономного инвертора напряжения $T_C = 0,2 \cdot 10^{-3}$ с равен периоду формирования управления микроконтроллером.

Расчет по выражениям (11)–(13) позволяет при $\varepsilon_m = 0,1$ и различных ε_s получить значения параметров управления. Среднеквадратичная погрешность оценивания скорости Δ наименьшая при $\varepsilon_s \approx 0,25 - 0,28$ (рис. 3). Рассчитанные значения параметров для $\varepsilon_s = 0,25$: $b_1 = 1,20$; $b_0 = 698,50$; $\gamma_1 = 0,0266$; $\gamma_0 = 1,66$; $c_{s1} = 30,00$; $c_{s0} = 235,00$. Процессы разгона, движения с постоянной скоростью и торможения электропривода, полученные в имитационной модели при рассчитанных параметрах управления, представлены на рис. 4–5.

Рис. 3. Зависимость интегральной квадратичной ошибки скорости Δ от малого параметра ε_s

Fig. 3. The integral quadratic error of speed Δ estimation as function of ε_s small parameter

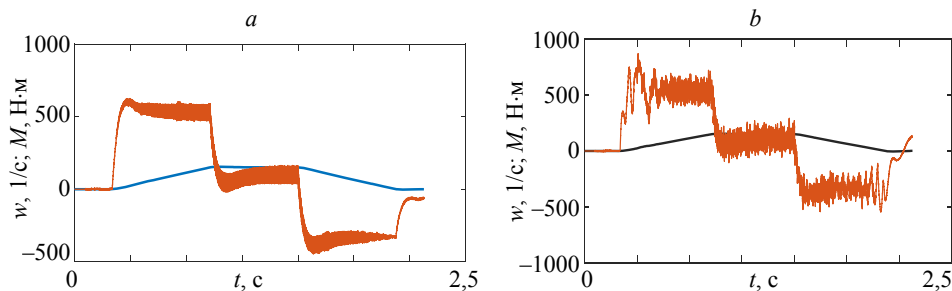
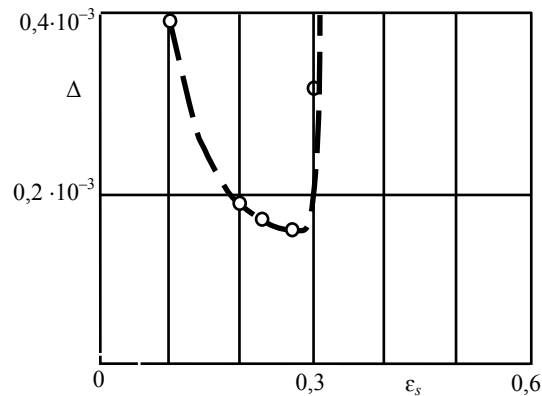


Рис. 4. Результат имитационного моделирования для скорости (синий цвет) и момента (красный) при расчетных параметрах в системе: а – с датчиком скорости; б – без датчика скорости

Fig. 4. Simulation results for angular velocity (blue) and electromagnetic torque (red) with rated parameters in the sensed system (a) and in the sensorless system (b)

На рис. 4 показаны момент и скорость системы с датчиком скорости и без него, при номинальных параметрах и $\varepsilon_s = 0,25$. Очевидно, что без датчика скорости динамика формирования электромагнитного момента ухудшается, что выражено увеличением пульсаций момента.

В то же время способ оценивания скорости, основанный на адаптивной модели электромагнитных процессов, позволяет обеспечить приемлемую точность расчета в широком диапазоне изменения сопротивлений обмоток ротора и статора (рис. 5). На рис. 5а, d показаны процессы изменения электромагнитного момента и скорости, рис. 5b, e – фактическая скорость и результат ее оценивания, рис. 5с, f – графики относительной ошибки оценивания скорости. Наибольшие значения ошибки возникают в начале разгона и в конце торможения, т. е. при малых скоростях.

При изменении сопротивлений ротора и статора от 0,7 до 1,5 от их номинальных значений относительная ошибка оценивания скорости остается в пределах 0,05. Такая точность приемлема для многих применений, например для подъемно-транспортных машин.

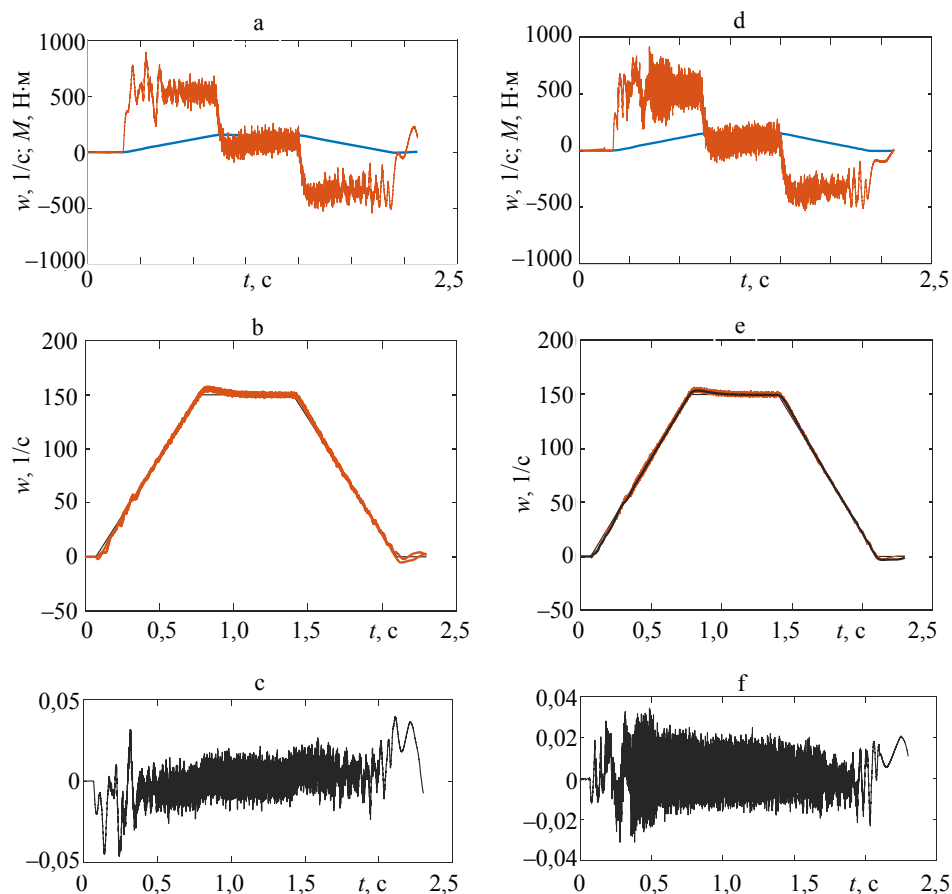


Рис. 5. Результат имитационного моделирования для скорости (синий цвет) и момента (красный) при значениях сопротивлений ротора и статора: а–с – 0,7 от номинальных значений; d–f – 1,5 от номинальных значений; а, d – скорость и момент; b, e – оцениваемая и фактическая скорость; c, f – ошибка оценивания скорости

Fig. 5. Simulation results for rotor and stator resistances: a–c – 0.7 of nominal values; d–f – 1.5 of nominal values; a, d – angular speed and torque; b, e – estimated and actual angular speed; c, f – angular speed estimation error

ВЫВОДЫ

1. Применение линеаризации позволяет получить выражения для приближенного расчета параметров адаптивной модели оценивания скорости с ПИ-звеном в канале оценивания скорости. Имитационное моделирование системы векторного управления без датчика скорости подтверждает эффективность предложенного метода расчета, а также обеспечение показателей качества управления при изменении параметров в широких пределах.

2. Предложенный метод параметрического синтеза на основании выражений (11)–(13) обеспечивает единый подход к синтезу векторного без датчика скорости управления для всех контуров управления, включая адаптивную модель, что позволит сократить сроки разработки подобных систем управления электроприводами.

ЛИТЕРАТУРА

1. Blaschke, F. Das Verfahren der Feldorientierung zur Regelung der Asynchronmaschine / F. Blaschke. Siemens-Forsch und Entwicklungsber, 1972. No 1. S. 184–193.
2. Фираго, Б. И. Векторные системы управления электроприводами / Б. И. Фираго, Д. С. Васильев. Минск: Выш. школа, 2016. 159 с.
3. Kubota, H. Speed Sensorless Field-Oriented Control of Induction Motor with Rotor Resistance Adaptation / H. Kubota, K. Matsuse // IEEE Transactions on Industry Applications. 1994. Vol. 30, Iss. 5. P. 1219–1224. <https://doi.org/10.1109/28.315232>.
4. Orłowska-Kowalska, T. Stator-Current-Based MRAS Estimator for a Wide Range Speed-Sensorless Induction-Motor Drive / T. Orłowska-Kowalska, M. Dybkowski // IEEE Transactions on Industrial Electronics. 2010. Vol. 57, Iss. 4. P. 1296–1308. <https://doi.org/10.1109/TIE.2009.2031134>.
5. Sensorless Passivity Based Control for Induction Motor Via an Adaptive Observer / R. Salim [et al.] // ISA Transactions. 2019. Vol. 84. P. 118–127. <https://doi.org/10.1016/j.isatra.2018.10.002>.
6. Morawiec, M. Nonadaptive Rotor Speed Estimation of Induction Machine in an Adaptive Full-Order Observer / M. Morawiec, P. Kroplewski, Ch. Oden // IEEE Transactions on Industrial Electronics. 2022. Vol. 69, Iss. 3. P. 2333–2344. <https://doi.org/10.1109/TIE.2021.3066919>.
7. Маляр, В. С. Математическая модель и характеристики асинхронного двигателя при питании от источника тока / В. С. Маляр, А. В. Маляр // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2021. Т. 64, № 5. С. 421–434. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-5-421-434>.
8. Опейко, О. Ф. Тяговый электропривод с бездатчиковой системой векторного управления / О. Ф. Опейко, А. И. Пташник, В. И. Хильмон // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2010. № 6. С. 37–43.
9. Mehazzem, F. Real Time Implementation of Backstepping-Multiscalar Control to Induction Motor Fed by Voltage Source Inverter / F. Mehazzem, A. L. Nemmour, A. Reama // International Journal of Hydrogen Energy. 2017. Vol. 42, Iss. 28. P. 17965–17975. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2017.05.035>.
10. In-Depth Cross-Coupling Analysis in High-Performance Induction Motor Control / L. A. Amézquita-Brooks [et al.] // Journal of the Franklin Institute. 2018. Vol. 355, Iss. 5. P. 2142–2178. <https://doi.org/10.1016/j.jfranklin.2018.01.002>.
11. Keyser, A. D. Real-Time Energy-Efficient Actuation of Induction Motor Drives Using Approximate Dynamic Programming / A. D. Keyser, H. Vansompel, G. Crevecoeur // IEEE Transactions on Industrial Electronics. 2021. Vol. 68, Iss. 12. P. 11837–11846. <https://doi.org/10.1109/TIE.2020.3044791>.
12. Online-Identification of Electromagnetic Parameters of an Induction Motor / V. K. Tytiuk // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2020. Т. 63, № 5. С. 423–440. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-423-440>.
13. Фрадков, А. Л. Адаптивное управление в сложных системах / А. Л. Фрадков. М.: Наука, 1990. 296 с.

14. Discrete-Time Field Oriented Control for Induction Motors / I. E. Dueñas [et al.] // IFAC-Papers Online. 2017. Vol. 50, Iss. 1. P. 15760–15765. <https://doi.org/10.1016/j.ifacol.2017.08.2310>.
15. Опейко, О. Ф. Синтез регулятора тока системы векторного управления асинхронным электродвигателем / О. Ф. Опейко // Вісник КДУ імені Михайла Остроградського. 2014. Вип. 1 (84). С. 9–14.

Поступила 01.12.2021 Подписана в печать 02.02.2022 Опубликовано онлайн 31.03.2022

REFERENCES

1. Blaschke F. (1972) Das Verfahren der Feldorientierung zur Regelung der Asynchronmaschine. *Siemens-Forsch und Entwicklungsber*, (1), 184–193.
2. Firago B. I., Vasil'ev D. S. (2016) *Vector Control Systems for Electric Drive*. Minsk, Vysheishaya Shkola Publ. 159 (in Russian).
3. Kubota H., Matsuse K. (1994) Speed Sensorless Field-Oriented Control of Induction Motor with Rotor Resistance Adaptation. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 30 (5), 1219–1224. <https://doi.org/10.1109/28.315232>.
4. Orlowska-Kowalska T., Dybkowski M. (2010) Stator-Current-Based MRAS Estimator for a Wide Range Speed-Sensorless Induction-Motor Drive. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 57 (4), 1296–1308. <https://doi.org/10.1109/TIE.2009.2031134>.
5. Salim R., Mansouri A., Bendiabdellah A., Chekroun S., Touam M. (2019) Sensorless Passivity Based Control for Induction Motor Via an Adaptive Observer. *ISA Transactions*, 84, 118–127. <https://doi.org/10.1016/j.isatra.2018.10.002>.
6. Morawiec M., Kroplewski P., Oden Ch. (2022) Nonadaptive Rotor Speed Estimation of Induction Machine in an Adaptive Full-Order Observer. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 69 (3), 2333–2344. <https://doi.org/10.1109/TIE.2021.3066919>.
7. Malyar V. S., Malyar A. V. (2021) Mathematical Model and Characteristics of the Induction Motor with a Power Supply from a Current Source. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 64 (5), 421–434. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-5421-434> (in Russian).
8. Opeyko O. F., Ptashnik A. I., Khilmon V. I. (2010) Tractional Electric Drive with Non-Sensing Element Vector Control System. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, (6), 37–43 (in Russian).
9. Mehazzem F., Nemmour A. L., Reama A. (2017) Real Time Implementation of Backstepping-Multiscalar Control to Induction Motor Fed by Voltage Source Inverter. *International Journal of Hydrogen Energy*, 42 (28), 17965–17975. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2017.05.035>.
10. Amézquita-Brooks L. A., Ugalde-Loob C. E., Licéaga-Castro E., Licéaga-Castro J. (2018) In-Depth Cross-Coupling Analysis in High-Performance Induction Motor Control. *Journal of the Franklin Institute*, 355 (5), 2142–2178. <https://doi.org/10.1016/j.jfranklin.2018.01.002>.
11. Keyser A. D., Vansompel H., Crevecoeur G. (2021) Real-Time Energy-Efficient Actuation of Induction Motor Drives Using Approximate Dynamic Programming. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 68 (12), 11837–11846. <https://doi.org/10.1109/TIE.2020.3044791>.
12. Tytiuk V. K., Baranovskaya M. L., Chornyi O. P., Burdilynaya E. V., Kuznetsov V. V., Bogatyriov K. N. (2020) Online-Identification of Electromagnetic Parameters of an Induction Motor. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 63 (5), 423–440. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-423-440>.
13. Fradkov A. L. (1990) *Adaptive Control in Complicated Systems*. Moscow, Nauka Publ. 296 (in Russian).
14. Dueñas I. E., Rivera J., Gennaro S. D., Ortega S. (2017) Discrete-Time Field Oriented Control for Induction Motors. *IFAC-Papers Online*, 50 (1), 15760–15765. <https://doi.org/10.1016/j.ifacol.2017.08.2310>.
15. Opeiko O. F. (2014) The Current Regulator Synthesis for Induction Motor Vector Control. *Visnik KDU imeni Mikhaila Ostrogradsk'kogo = Transactions of Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskiy National University*, (1), 9–14 (in Russian).

Received: 1 December 2021

Accepted: 2 February 2022

Published online: 31 March 2022

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-115-126>

УДК 621.314

Определение потерь в стали и оптимизация толщины листов магнитопровода трансформатора

С. М. Плотников^{1,2)}

¹⁾Сибирский государственный университет науки и технологий имени М. Ф. Решетнева
(Красноярск, Российская Федерация),

²⁾Красноярский институт железнодорожного транспорта
(Красноярск, Российская Федерация)

© Белорусский национальный технический университет, 2022
Belarusian National Technical University, 2022

Реферат. В настоящее время перед заводами – изготовителями трансформаторов поставлена задача создания энергоэффективных аппаратов с понижением потерь в стали до 44 %. Для ее реализации необходимы соответствующие теоретические разработки. Со снижением вихретоковых потерь, например за счет уменьшения толщины листов магнитопровода, одновременно возрастают потери на гистерезис. Аналогичный эффект дает изменение размеров кристаллического зерна стали, термоманитная обработка и другие технологические меры. В связи с этим точное определение составляющих суммарных потерь в стали представляет собой актуальную проблему, решение которой позволило бы минимизировать суммарные потери. В статье проанализированы выражения, определяющие удельные потери на вихревые токи и на гистерезис через параметры магнитопровода, и установлено, что данная методика слишком сложна для инженерных расчетов. Поскольку потери на вихревые токи пропорциональны квадрату частоты, а потери на гистерезис – частоте в первой степени, с использованием ваттметрического метода получены простые расчетные выражения потерь на вихревые токи и на гистерезис. Исходя из того, что зависимость потерь на перемагничивание от толщины пластин магнитопровода является спадающей линейной функцией, а потеря на вихревые токи – восходящей параболической функцией, найдено выражение оптимальной толщины пластин, при которой полные потери в стали минимальны. Данная информация позволит более эффективно минимизировать полные потери в стали за счет варьирования конструктивных параметров и материала магнитопровода. Показано, что паспортные потери холостого хода трансформаторов, изготовленных разными производителями, отличаются более чем на 30 % и могут быть округлены и занижены, поэтому данный параметр целесообразно получать в результате эксперимента (опыта холостого хода).

Ключевые слова: трансформатор, потери в стали, потери холостого хода, вихревые токи, гистерезис, толщина листов магнитопровода

Для цитирования: Плотников, С. М. Определение потерь в стали и оптимизация толщины листов магнитопровода трансформатора / С. М. Плотников // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2022. Т. 65, № 2. С. 115–126. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-115-126>

Адрес для переписки

Плотников Сергей Михайлович
Сибирский государственный университет
науки и технологий имени М. Ф. Решетнева
просп. Мира, 82,
660049, г. Красноярск, Российская Федерация
Тел.: +7 391 227-57-67
smplochnikov@rambler.ru

Address for correspondence

Plotnikov Sergey M.
Reshetnev Siberian State University
of Science and Technology
82, Mira Ave.,
660049, Krasnoyarsk, Russian Federation
Tel.: +7 391 227-57-67
smplochnikov@rambler.ru

Determination of Steel Losses and Optimization of the Thickness of the Transformer Magnetic Conductor Sheets

S. M. Plotnikov^{1, 2)}

¹⁾Reshetnev Siberian State University of Science and Technology (Krasnoyarsk, Russian Federation),

²⁾Krasnoyarsk Rail Transport Institute (Krasnoyarsk, Russian Federation)

Abstract. Currently, transformer manufacturers are tasked with creating energy-efficient devices with a reduction of steel losses of up to 44 %. Appropriate theoretical developments are needed for its implementation. With a reduction of eddy-current losses, caused, for example, by reduction of decrease in the thickness of the magnetic conductor sheets, hysteresis losses simultaneously increase. A similar effect is caused by changing the size of the crystal grain of steel, thermomagnetic treatment and other technological impacts. In this regard, the exact determination of the components of total losses in steel is an urgent problem, the solution of which would minimize total losses. The article analyzes the expressions that determine the specific losses for eddy currents and hysteresis through the parameters of the magnetic circuit, and states that this technique is too complicated for engineering calculations. Since eddy current losses are proportional to the square of the frequency, and hysteresis losses are proportional to the frequency in the first degree, simple calculated expressions of eddy current and hysteresis losses have been obtained using the wattmetric method. Based on the fact that the dependence of the magnetization loss on the thickness of the magnetic conductor plates is a decreasing linear function, and the eddy current loss is an ascending parabolic function, an expression of the optimal thickness of the plates has been found, the implementation of which makes the losses of steel minimal. This information will make it possible to minimize total steel losses more effectively by varying the design parameters and the material of the magnetic conductor. It is shown that the charted idling losses of transformers manufactured by different manufacturers differ by more than 30 % and can be rounded and underestimated; therefore it is advisable to obtain this parameter as a result of an experiment (idling experiment).

Keywords: transformer, steel losses, idle losses, eddy currents, hysteresis, thickness of the magnetic conductor

For citation: Plotnikov S. M. (2022) Determination of Steel Losses and Optimization of the Thickness of the Transformer Magnetic Conductor Sheets. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 65 (2), 115–126. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-115-126> (in Russian)

Введение

На пути от электростанции к потребителю электроэнергия многократно трансформируется, и на каждой ступени происходят некоторые потери. В России и Беларуси они превышают 10 % [1], причем от одних только потерь в магнитопроводах традиционных трансформаторов теряется до 4 % производимой электроэнергии. Конструкция трансформаторов постоянно совершенствуется с целью снижения этих потерь. В настоящее время перед заводами – изготовителями трансформаторов поставлена задача создания серии аппаратов с классом энергоэффективности ХЗКЗ и Х4КЗ, в которых потери холостого хода должны быть снижены в зависимости от номинальной мощности на 33–45 % [2]. Это позволит уменьшить нагрев и повысить допустимые нагрузки трансформаторов [3]. Для реализации данных требований необходимо внедрение инновационных технологий.

Совершенствование магнитопроводов ведется по разным направлениям. Начато производство сердечников из нанокристаллических сплавов, позволяющих получить так называемую аморфную сталь со значительно меньшими удельными потерями [4–6]. Нормализационный отжиг дает возможность снизить уровень внутренних напряжений в листах электротехнической стали и уменьшить магнитные потери [7]. Разрабатываются силовые трансформаторы, шихтовка которых выполнена по технологии UNICORE. В таких конструкциях магнитный поток не преодолевает препятствие в виде воздушного зазора, а огибает его, используя соседние несущие ленты (пластины) [8]. Уменьшить потери мощности в шихтованных магнитопроводах позволяет также совместное использование анизотропной и изотропной электротехнических сталей (технология Sandwich) [9, 10]. На фоне этих прорывных достижений кажется, что «классические» возможности снижения потерь в стали исчерпаны. Но это не так. Например, выполнение стальных пластин (листов) оптимальной толщины также может заметно снизить магнитные потери. Однако научно обоснованной методики определения оптимальной толщины листов магнитопровода в настоящее время не существует. Данный параметр выбирается экспериментально, исходя из того, что с уменьшением толщины листа снижаются потери на вихревые токи, но усложняется технология сборки, возрастает ее стоимость и удельный объем изолирующего слоя. Для трансформаторов разных мощностей рациональным считается значение 0,35 мм, однако оно может лишь случайно оказаться оптимальным по критерию минимума потерь в стали.

Цель статьи – показать, что известным ваттметрическим методом возможно определить потери на гистерезис и вихревые токи и с помощью этих величин оптимизировать толщину листов магнитопровода.

Определение потерь на вихревые токи и гистерезис в магнитопроводе

Для оптимизации потерь в магнитопроводе необходимо знать величину не только самих полных потерь, но и их составляющих. В этом случае можно эффективно изменять легирующие элементы в стали и толщину пластин магнитопровода, процентное содержание углерода и кислорода в стали, термообработку, формировать оптимальную текстуру стали и т. д. Таким образом, определение потерь на вихревые токи и на гистерезис является важной теоретической и практической задачей.

Формула для инженерных расчетов удельных электрических потерь на вихревые токи P_v предложена в [11] и уточнена в [12]. Она включает амплитуду и коэффициент формы кривой магнитной индукции, частоту ее изменения, толщину, плотность и удельное электрическое сопротивление материала листов магнитопровода. В [13] потери на вихревые токи выражены через квадрат производной магнитного момента единицы объема магнитопровода. В [14] выражение удельных потерь на гистерезис P_g со-

держит амплитуду магнитной индукции, частоту ее изменения, коэрцитивную силу и плотность материала пластин, а в [15] формулы потерь на вихревые токи и гистерезис включают, кроме того, коэффициенты, определяемые из опыта.

Расчет по указанным формулам связан с трудоемкими измерениями и вычислениями, которые невозможно произвести с высокой точностью. В этой связи недооцененным остается ваттметрический метод разделения потерь в магнитопроводе.

Выделить в полных потерях в стали отдельные потери ваттметрическим методом предложил профессор В. И. Чечерников [16]. Потери на гистерезис он представил в виде $P_{\Gamma} = c_1 f$, потери на вихревые токи $P_{\text{в}} = c_2 f^2$, где c_1, c_2 – определяемые эмпирически коэффициенты, включающие значение магнитной индукции, параметры материала и объем образца; f – частота перемагничивания, Гц.

Для конкретной частоты f_1 уравнения имеют вид:

$$P_{\Gamma} = c_1 f_1; \quad (1)$$

$$P_{\text{в}} = c_2 f_1^2. \quad (2)$$

Полные потери P_0 в магнитопроводе на частотах f_1 и f_2 выражены соответственно суммами:

$$P_{01} = c_1 f_1 + c_2 f_1^2; \quad (3)$$

$$P_{02} = c_1 f_2 + c_2 f_2^2. \quad (4)$$

Аналитическое решение в [16] отсутствует, а уравнения (3), (4) решены графически. Коэффициент c_1 рассчитан как точка пересечения продолжения зависимости $P_0/f = \varphi(f)$ с осью ординат, а коэффициент c_2 – как тангенс угла наклона этой прямолинейной зависимости. Данное решение, воспроизведенное также в [14], весьма неудобное для инженерных расчетов, трудоемкое и связано со сложными вычислениями и графическим построением.

В [17] предусмотрены измерения полных потерь в ферромагнетике опытом холостого хода на двух частотах. На основании этих измерений определены различные параметры трансформатора, включая коэрцитивную силу, токи утечки, параметры намагниченности и вихревое сопротивление, однако не уделено внимания нахождению потерь на вихревые токи и гистерезис.

Для замены геометрического решения на алгебраическое найдем коэффициенты c_1, c_2 . Исходя из уравнений (3), (4), составим определители:

$$\Delta = \begin{vmatrix} f_1 & f_1^2 \\ f_2 & f_2^2 \end{vmatrix} = f_1 f_2^2 - f_2 f_1^2;$$

$$\Delta_1 = \begin{vmatrix} P_{01} & f_1^2 \\ P_{02} & f_2^2 \end{vmatrix} = P_{01}f_2^2 - P_{02}f_1^2;$$

$$\Delta_2 = \begin{vmatrix} f_1 & P_{01} \\ f_2 & P_{02} \end{vmatrix} = P_{02}f_1 - P_{01}f_2.$$

Коэффициенты c_1, c_2 имеют вид:

$$c_1 = \frac{\Delta_1}{\Delta} = \frac{P_{01}f_2^2 - P_{02}f_1^2}{f_1f_2^2 - f_2f_1^2}; \quad (5)$$

$$c_2 = \frac{\Delta_2}{\Delta} = \frac{P_{02}f_1 - P_{01}f_2}{f_1f_2^2 - f_2f_1^2}. \quad (6)$$

Введем отношение частот $k = \frac{f_2}{f_1}$, или $f_2 = k f_1$, $f_2^2 = k^2 f_1^2$, и запишем (5), (6) с использованием только частоты f_1 :

$$c_1 = \frac{k^2 P_{01} f_1^2 - P_{02} f_1^2}{k^2 f_1^3 - k f_1^3} = \frac{k^2 P_{01} - P_{02}}{k(k-1) f_1}; \quad (7)$$

$$c_2 = \frac{P_{02} f_1 - k P_{01} f_1}{k^2 f_1^3 - k f_1^3} = \frac{P_{02} - k P_{01}}{k(k-1) f_1^2}. \quad (8)$$

Подставив (7), (8) соответственно в (1), (2), получим простые и удобные для инженерных расчетов выражения потерь на гистерезис и вихревые токи для частоты f_1 :

$$P_r = \frac{k^2 P_{01} - P_{02}}{k(k-1)}; \quad (9)$$

$$P_v = \frac{P_{02} - k P_{01}}{k(k-1)}. \quad (10)$$

Числители (9), (10) положительны, поэтому для любой частоты должно выполняться условие $k^2 P_{01} > P_{02} > k P_{01}$.

Выражения (9), (10) не содержат значения частот (Гц) проведения опытов холостого хода, а включают только отношение этих частот k . Несмотря на свою простоту и очевидную практическую пользу, формулы (9), (10) в известной литературе отсутствуют, хотя следуют из содержащегося во многих источниках определения: при увеличении частоты в k раз потери на гистерезис возрастают в k раз, а потери на вихревые тока – в k^2 раз.

Оптимизация толщины пластин магнитопровода

Со снижением вихревых токов в электротехнической стали за счет уменьшения толщины листов одновременно возрастает коэрцитивная сила, увеличивается площадь петли и повышаются потери на гистерезис [18, 19]. Такое увеличение потерь дополняется также тем, что доводка до требуемой толщины производится на холодных листах, сталь уплотняется [20].

Для листов толщиной свыше 0,1 мм зависимость потерь на гистерезис P_{Γ} от толщины листов δ можно выразить в виде линейной функции

$$P_{\Gamma} = a - b\delta, \quad (11)$$

где a – коэффициент, определяющий начальные потери, Вт; $b = -\frac{m_P}{m_{\delta}} \operatorname{tg} \beta$ – коэффициент наклона прямой, Вт/мм; m_P – масштаб мощности, Вт/см; m_{δ} – то же толщины, мм/см; β – угол наклона между прямой и осью δ .

Потери на вихревые токи $P_{\text{в}}$ зависят от квадрата толщины пластин магнитопровода [11–13]

$$P_{\text{в}} = c\delta^2, \quad (12)$$

где c – коэффициент квадратичной функции, Вт/мм².

Зависимость полных потерь в стали от толщины листов, из которых набран магнитопровод:

$$P_0 = P_{\Gamma} + P_{\text{в}} = a - b\delta + c\delta^2. \quad (13)$$

С уменьшением толщины листов потери на вихревые токи снижаются, однако растут потери на гистерезис, и наоборот, т. е. величины P_{Γ} и $P_{\text{в}}$ являются разнонаправленными относительно изменения δ . Зависимости P_0 , $P_{\text{в}}$, $P_{\Gamma} = f(\delta)$ схематично представлены на рис. 1.

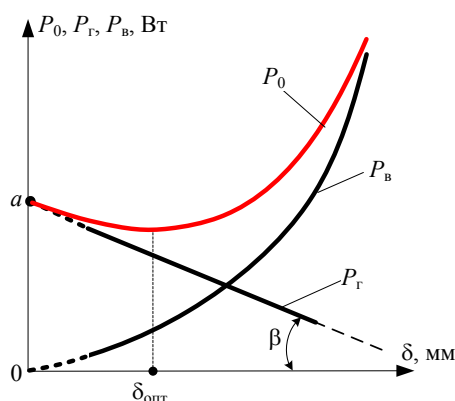


Рис. 1. Зависимости потерь в стали от толщины листов

Fig. 1. Dependences of steel losses on sheet thickness

Оптимальное значение толщины листов $\delta_{\text{опт}}$, при которой суммарные потери в стали минимальны, найдем через производную P_0 , приравняв ее нулю:

$$\frac{dP_0}{d\delta} = -b + 2c\delta = 0;$$

$$\delta_{\text{опт}} = \frac{b}{2c}. \quad (14)$$

Таким образом, оптимум полных потерь в стали определяется двумя параметрами – коэффициентом наклона b линии $P_r(\delta)$ и коэффициентом c параболы $P_b(\delta)$. Формула (14) справедлива также, если коэффициенты b и c выразить через удельные потери (Вт/(кг·мм), Вт/(кг·мм²)). Далее в параметрах P_r , P_b первая цифра индекса указывает на частоту (f_1 или f_2), вторая – на толщину листа (δ_1 или δ_2).

Коэффициент наклона прямой $P_r(\delta)$

$$b = \frac{P_{r11} - P_{r12}}{\delta_2 - \delta_1}. \quad (15)$$

Коэффициент начальных потерь для линеаризованной зависимости $P_r(\delta)$

$$a = \frac{P_{r11} - P_{r12}}{\delta_2 - \delta_1} \delta_1 + P_{r11}. \quad (16)$$

Коэффициент квадратичной функции $P_b(\delta)$

$$c = \frac{P_{b11}}{\delta_1^2}. \quad (17)$$

Подставив (15) и (17) в (14), получим значение оптимальной толщины листов на частоте f_1 [21]

$$\delta_{\text{опт}} = \frac{\delta_1^2 (P_{r11} - P_{r12})}{2(\delta_2 - \delta_1) P_{b11}}. \quad (18)$$

Например, для однофазного трансформатора ОСМ1-1,6 М мощностью 1600 В·А в опыте холостого хода зафиксированы следующие показания ваттметра (тип Д5105, класс точности 0,1, диапазон частот 45–500 Гц): на частоте 50 Гц для сердечника из листов толщиной $\delta_1 = 0,35$ мм $P_{011} = 20$ Вт (близко к паспортному значению потерь холостого хода), на частоте 60 Гц $P_{021} = 25,5$ Вт. На частоте 50 Гц для листов толщиной 0,35 мм потери на гистерезис, определенные по (9), $P_{r11} = 14$ Вт, на вихревые токи, согласно (10), $P_{b11} = 6$ Вт.

Для определения наклона линии $P_r(\delta)$ толщина листов значения не имеет, поэтому δ_2 выбрана больше, чем δ_1 , так как магнитопровод тех же раз-

меров из более толстых листов собрать легче, чем из тонких. Для сердечника из листов толщиной $\delta_2 = 0,5$ мм на частоте 50 Гц потери холостого хода $P_{012} = 24,2$ Вт, на частоте 60 Гц $P_{022} = 32$ Вт. На частоте 50 Гц для листов толщиной 0,5 мм потери на гистерезис, определенные по (9), $P_{г12} = 12$ Вт.

Оптимальное значение толщины листов для частоты 50 Гц определим, подставив полученные значения в (18):

$$\delta_{\text{опт}} = \frac{\delta_1^2 (P_{г11} - P_{г12})}{2(\delta_2 - \delta_1) P_{в11}} = \frac{0,35^2 (14 - 12)}{2(0,5 - 0,35)6} = 0,161 \text{ мм.}$$

При данной толщине листов потери в стали, рассчитанные по (13) с подстановкой (15)–(17), составляют 17,78 Вт, что на 12 % меньше, чем при толщине листов 0,35 мм, и на 30 % меньше, чем при толщине листов 0,5 мм. Дальнейшее уменьшение толщины листов δ ведет к росту полных потерь, поэтому приведенное значение является минимальным для всех остальных толщин листов магнитопровода данного трансформатора. Методика представленного эксперимента применима для силовых трансформаторов, которые имеют аналогичную толщину листов (пластин) магнитопровода и работают на частоте 50 Гц.

Европейский стандарт DIN EN 10106–2016 регламентирует только четыре позиции толщины полос и листов холоднокатаной электротехнической стали, предназначенных для изготовления магнитопроводов: 0,35, 0,50, 0,65 и 1,00 мм. В странах СНГ используются в основном четыре позиции толщины: 0,20, 0,35, 0,50 и 1,00 мм, несмотря на то что электротехническая изотропная лента, согласно ТУ 14-1-4657–89, выпускается на 14 позициях (от 0,05 до 1,5 мм), а электротехнический лист, согласно ГОСТ 3836–83, – на 26 позициях (от 0,1 до 3,9 мм). Такое разнообразие позволяет перейти на толщину пластин, наиболее близкую к оптимальной.

Анализ потерь холостого хода трансформаторов от разных производителей

Для силовых трансформаторов, у которых ток холостого хода мал и электрическими потерями при проведении опыта холостого хода можно пренебречь, значение P_{01} для частоты 50 Гц приведено в паспортных данных как потери холостого хода P_{xx} , т. е. корректно равенство $P_{xx} = P_0$. Поэтому, казалось бы, можно не проводить опыт для определения полных потерь на частоте 50 Гц, а найти только полные потери P_{02} на любой другой частоте, например 60 Гц. Однако паспортные значения P_{xx} однотипных трансформаторов, изготовленных разными производителями, могут отличаться на 30 % и более (табл. 1), что приведет к искажению результатов

определения гистерезисных и вихретоковых потерь в трансформаторе и оптимальной толщины листов его магнитопровода.

Таблица 1

Потери холостого хода силовых трансформаторов 10/0,4 кВ, кВт

Idle loss of power transformers 10/0.4 kV, kW

Производитель	Трансформатор									
	100 кВ·А		250 кВ·А		400 кВ·А		630 кВ·А		1000 кВ·А	
	сухой	масля- ный	сухой	масля- ный	сухой	масля- ный	сухой	масля- ный	сухой	масля- ный
ОАО «Минский электротехнический завод»	0,54	0,29	0,90	0,43	1,20	0,57	1,65	0,90*	2,15	1,10*
ЗАО ГК «Электро-щит»	0,55	0,40	0,73	0,58	1,00	0,83	1,4	1,05	1,95	1,55
ХК «Электрозавод»	0,54	0,29	0,90	0,57	1,20	0,83	1,65	1,06	2,15	1,40
ООО «Тольяттинский трансформатор»	0,42	0,31	0,75	0,61	1,15	0,90	1,40	1,25	2,00	1,90
ОАО «Уралэлектротяжмаш»	0,39	0,29	0,75	0,55	0,82	0,80	1,30	1,01	1,90	1,40
ПГ «Трансформатор», г. Подольск	0,42	0,27	0,75	0,53	1,15	0,87	1,40	1,24	2,00	1,60
ООО «Электрощит», г. Чехов	0,39	0,28	0,75	0,52	1,15	0,75	1,50	1,00	1,95	1,40
ОАО «Биробиджанский завод силовых трансформаторов»	–	0,31	–	0,61	–	0,90	–	1,25		1,90
$\Delta P_{xx}, \%$	34,0	38,8	20,9	15,9	17,8	18,2	23,7	21,2	12,3	30,3
*Для класса энергоэффективности Х2К2.										

Отклонения потерь холостого хода ΔP_{xx} (за исключением энергоэффективных трансформаторов класса Х2К2) определяли по формуле

$$\Delta P_{xx} = 2 \frac{P_{xx.max} - P_{xx.min}}{P_{xx.max} + P_{xx.min}} \cdot 100 \%,$$

где $P_{xx.max}$, $P_{xx.min}$ – соответственно максимальное и минимальное значение потерь холостого хода трансформаторов от разных производителей.

Согласно ГОСТ Р52719–2007, предельные отклонения потерь холостого хода от нормированных не должны превышать $\pm 15 \%$. Учитывая тот факт, что производители трансформаторов заинтересованы в более выгодной презентации своей продукции, паспортные значения P_{xx} могут быть округлены и занижены в пределах этих отклонений. Поэтому для получения полноценных значений потерь в стали, а также для выравнивания условий измерений на двух частотах, проводимых с целью расчета по выражениям (9), (10), целесообразно использовать не паспортную величину P_{xx} , а экспериментальное значение P_{01} .

ВЫВОДЫ

1. Для снижения потерь холостого хода трансформаторов необходимы соответствующие теоретические разработки. Точные значения составляющих полных потерь (гистерезисных и вихревых) важны для оптимизации как самой конструкции трансформатора, так и материалов, используемых при его изготовлении.

2. Впервые предложены удобные для инженерных расчетов формулы для определения потерь на вихревые токи и гистерезис на основании результатов двух опытов холостого хода, проведенных на разных частотах.

3. Исходя из того, что с уменьшением толщины листов магнитопровода потери на гистерезис снижаются, а на вихревые токи растут, с использованием четырех опытов холостого хода, проведенных на двух частотах для листов двух толщин, впервые получено выражение оптимальной толщины листов, при которой полные потери в магнитопроводе минимальны. Рассчитанный для трансформатора мощностью 1,6 кВ·А оптимум толщины листов магнитопровода 0,161 мм дает потери в стали на 12 % меньшие, чем при толщине 0,35 мм, и на 30 % меньшие, чем при толщине 0,5 мм. Дальнейшее уменьшение толщины листов ведет к росту полных потерь в стали.

4. Паспортные значения потерь холостого хода трансформатора у разных производителей отличаются более чем на 30 % и могут быть занижены, поэтому данный параметр целесообразно находить в результате эксперимента (опыта холостого хода).

ЛИТЕРАТУРА

1. Жежеленко, И. В. Основные направления повышения эффективности производства, передачи и распределения электрической энергии / И. В. Жежеленко // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2018. Т. 61, № 1. С. 28–35. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-1-28-35>.
2. СТО 34.01-3.2-011–2017 Трансформаторы силовые распределительные 6–10 кВ мощностью 63–2500 кВА. Требования к уровню потерь холостого хода и короткого замыкания [Электронный ресурс]: стандарт организации ПАО «Россети». 2017. Режим доступа: <https://files.stroyinf.ru/Data2/1/4293734/4293734162.pdf>.
3. Анищенко, В. А. Влияние перегрузочной способности маслонаполненных трансформаторов на пропускную способность электрической сети / В. А. Анищенко, И. В. Гороховик // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2018. Т. 61, № 4. С. 310–320. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-310-320>.
4. Najafi, A. Comparison of Core Loss and Magnetic Flux Distribution in Amorphous and Silicon Steel Core Transformers / A. Najafi, I. Iskender // Electrical Engineering. 2018. Vol. 100, Iss. 2. P. 1125–1131. <https://doi.org/10.1007/s00202-017-0574-7>.
5. Heydari, A. Electromagnetic-Mechanical-Thermal Amorphous Core Transformer Simulation Compare to Conventional Transformers Using FEM / A. Heydari, M. A. Taghikhani // Modares Mechanical Engineering. 2018. Vol. 18, Iss. 3. P. 95–106.
6. Tatevosyan, A. S. The Study of the Electrical Steel and Amorphous Ferromagnets Magnetic Properties / A. S. Tatevosyan, A. A. Tatevosyan, N. V. Zaharova // Procedia Engineering. 2016. Vol. 152. P. 727–734. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.07.681>.
7. Effect of Normalizing Annealing Temperature on Precipitates and Texture of Nb-Cr-Bearing Decarburized Grain-Oriented Silicon Steels / Y. Liu [et al.] // Metals. 2019. Vol. 9, Iss. 4. P. 457–462. <https://doi.org/10.3390/met9040457>.

8. Костинский, С. С. Обзор состояния отрасли трансформаторного производства и тенденций развития конструкции силовых трансформаторов / С. С. Костинский // Изв. высш. учеб. заведений. Проблемы энергетики. 2018. Т. 20, № 1–2. С. 14–32. <https://doi.org/10.30724/1998-9903-2018-20-1-2-14-32>.
9. Hybrid Laminated Iron Core Models Based on Isotropic and Anisotropic Silicon Steels / W. Guan [et al.] // IEEE International Conference on Applied Superconductivity and Electromagnetic Devices (ASEMD). Tianjin, 2018. P. 1–2. <https://doi.org/10.1109/ASEMD.2018.8559039>.
10. Flux and Loss Distribution in Iron Cores With Hybrid T-Joint / W. Guan [et al.] // IEEE Transactions on Applied Superconductivity. 2019. Vol. 29, Iss. 2. P. 1–4. Art No 0602104. <https://doi.org/10.1109/TASC.2019.2894947>.
11. Круг, К. А. Основы электротехники / К. А. Круг. М.; Л.: ОНТИ, 1936. 890 с.
12. Тимофеев, И. А. Удельные потери в ферромагнетике [Электронный ресурс] / И. А. Тимофеев // Современные проблемы науки и образования. 2007. № 6, ч. 1. С. 136–142. Режим доступа: <http://www.science-education.ru/ru/article/view?id=753>. Дата доступа: 05.04.2020.
13. Мишин, Д. Д. Магнитные материалы / Д. Д. Мишин. М.: Высш. шк., 1991. 384 с.
14. Дружинин, В. В. Магнитные свойства электротехнической стали / В. В. Дружинин. М.: Энергия, 1974. 239 с.
15. Общая электротехника / под ред. А. Т. Блашкина. Л.: Энергоатомиздат, 1986. 392 с.
16. Чечерников, В. И. Магнитные измерения / В. И. Чечерников. М.: МГУ, 1969. 228 с.
17. Verfahren zum Testen eines Transformators und Entsprechende Testvorrichtung: European Patent 1398644A1, MKI G01R 35/02 / D. Jurzitza. Publ. date 17.03.2004.
18. Богородицкий, Н. П. Электротехнические материалы / Н. П. Богородицкий, В. В. Пасынков, Б. М. Тареев. Л.: Энергоатомиздат, 1985. 304 с.
19. Plotnikov, S. M. Minimization of Losses in the Magnetic Circuit Due to Optimal Thickness of Plates / S. M. Plotnikov, V. O. Kolmakov // Journal of Advanced Research in Technical Science. 2020. Iss. 19. P. 39–42. <https://doi.org/10.26160/2474-5901-2020-19-39-42>.
20. Цыкин, Г. С. Трансформаторы низкой частоты / Г. С. Цыкин. М.: Связьиздат, 1955. 424 с.
21. Способ определения оптимальной толщины листов магнитопровода трансформатора: пат. № 2752353 Рос. Федерация / С. М. Плотников. Опубл. 26.07.2021.

Поступила 16.05.2020 Подписана в печать 21.07.2020 Опубликована онлайн 31.03.2022

REFERENCES

1. Zhezhelenko I. V. (2018) The Main Directions of Improving the Efficiency of Production, Transmission and Distribution of Electrical Energy. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (1), 28–35. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-1-28-35> (in Russian).
2. Organization Standard of the Rosseti PJSC. STO 34.01-3.2-011–2017. *Power Distribution Transformers 6–10 kV of Capacity of 63–2500 kVA. Requirements for the Level of Loss of Idling Speed and Short Circuit*. Available at: <https://files.stroyinf.ru/Data2/1/4293734/4293734162.pdf> (in Russian).
3. Anishchenko V. A., Gorokhovik I. V. (2018) Influence of Oil-Filled Transformers Overload Capacity on the Throughput Capacity of the Electrical Network. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (4), 310–320. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-310-320> (in Russian).
4. Najafi A., Iskender I. (2018) Comparison of Core Loss and Magnetic Flux Distribution in Amorphous and Silicon Steel Core Transformers. *Electrical Engineering*, 100 (2), 1125–1131. <https://doi.org/10.1007/s00202-017-0574-7>.

5. Heydari A., Taghikhani M. A. (2018) Electromagnetic-Mechanical-Thermal Amorphous Core Transformer Simulation Compare to Conventional Transformers Using FEM. *Modares Mechanical Engineering*, 18 (3), 95–106.
6. Tatevosyan A. S., Tatevosyan A. A., Zaharova N. V. (2016) The Study of the Electrical Steel and Amorphous Ferromagnets Magnetic Properties. *Procedia Engineering*, 152, 727–734. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.07.681>.
7. Liu Y., Zhu Ch., Jia J., Wang Y., Liu Y., Li G. (2019) Effect of Normalizing Annealing Temperature on Precipitates and Texture of Nb-Cr-Bearing Decarburized Grain-Oriented Silicon Steels. *Metals*, 9 (4), 457–462. <https://doi.org/10.3390/met9040457>.
8. Kostinskiy S. S. (2018) The Review of the Condition of Branch of Transformer Manufacture and Tendencies of Development of the Design of Power Transformers. *Power Engineering: Research, Equipment, Technology*, 20 (1–2), 14–32. <https://doi.org/10.30724/1998-9903-2018-20-1-2-14-32> (in Russian).
9. Guan W., Zhang D., Yang M., Gao Y., Muramatsu K. (2018) Hybrid Laminated Iron Core Models Based on Isotropic and Anisotropic Silicon Steels. *2018 IEEE International Conference on Applied Superconductivity and Electromagnetic Devices (ASEMD)*, 2018, 1–2, <https://doi.org/10.1109/ASEMD.2018.8559039>.
10. Guan W., Zhang D., Yang M., Zhu Y., Gao Y., Muramatsu K. (2019) Flux and Loss Distribution in Iron Cores With Hybrid T-Joint. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, 29 (2), 1–4, Art No 0602104. <https://doi.org/10.1109/TASC.2019.2894947>.
11. Krug K. A. (1936) *Fundamentals of Electrical Engineering*. Moscow–Leningrad, ONTI Publ. 890 (in Russian).
12. Timofeev I. A. (2007) Specific Losses in Ferromagnet. *Sovremennye Problemy Nauki i Obrazovaniya = Modern Problems of Science and Education*, (6, Part 1), 136–142. Available at: <http://www.science-education.ru/ru/article/view?id=753> (Accessed 5 April 2020) (in Russian).
13. Mishin D. D. (1991) *Magnetic Materials*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 384 (in Russian).
14. Druzhinin V. V. (1974) *Magnetic Properties of Electrotechnical Steel*. Moscow, Energiya Publ. 239 (in Russian).
15. Blashkin A. T. (ed.) (1986) *General Electrical Engineering*. Leningrad, Energoatomizdat Publ. 392 (in Russian).
16. Chechernikov V. I. (1969) *Magnetic Measurements*. Moscow, Moscow State University. 228 (in Russian).
17. Jurzitza D. (2004) *Verfahren zum Testen eines Transformators und Entsprechende Testvorrichtung*: European Patent No 1398644A1 (in German).
18. Bogoroditsky N. P., Pasyukov V. V., Tareev B. M. (1985) *Electrotechnical Materials*. Leningrad, Energoatomizdat Publ. 304 (in Russian).
19. Plotnikov S. M., Kolmakov V. O. (2020) Minimization of Losses in the Magnetic Circuit Due to Optimal Thickness of Plates. *Journal of Advanced Research in Technical Science*, (19), 39–42. <https://doi.org/10.26160/2474-5901-2020-19-39-42>.
20. Tsykin G. S. (1955) *Low Frequency Transformers*. Moscow, Svyaz'izdat Publ. 424 (in Russian).
21. Plotnikov S. M. (2021) *Method for Determining Optimal Thickness of Sheets of Magnetic Core of Transformer*: Patent No 2752353 of Russian Federation (in Russian).

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-127-142>

УДК 620.97

Энерготехнологическая установка на базе нагревательной печи прокатного стана с опцией производства водорода

В. А. Седнин¹⁾, Е. О. Иванчиков¹⁾, В. А. Калий¹⁾, А. Ю. Мартинчук¹⁾

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

© Белорусский национальный технический университет, 2022
Belarusian National Technical University, 2022

Реферат. Цель исследования – оценка эффективности энерготехнологической установки на базе методической печи прокатного стана с опцией производства водорода. Представлен краткий анализ технологий производства водорода и рассмотрены перспективы их применения в металлургии. Установлено, что для предприятий, имеющих потенциал тепловых отходов, для производства водорода целесообразно применять термохимические технологии. Показаны основные аспекты и особенности термохимических методов производства водорода с позиций выбора количества этапов реализации химических реакций и определения термодинамических условий их проведения. Исследованы условия реализации термохимического цикла медь – хлор Cu–Cl, определен рациональный вариант его реализации с учетом использования тепловых отходов (вторичных энергетических ресурсов) нагревательных печей прокатного стана. Применение эволюционного метода позволило на базе ранее разработанной и исследованной технологической схемы (энерготехнологическая установка в составе нагревательной печи прокатного стана, утилизационной газовой турбины с внешним подводом теплоты с сохранением регенеративной составляющей подогрева воздуха-окислителя) синтезировать схему энерготехнологической установки с включением в нее технологического блока, реализующего гибридный термохимический цикл медь – хлор Cu–Cl для разделения воды на водород и кислород с использованием тепловых вторичных энергоресурсов и выработанной утилизационной газовой турбинной установкой электроэнергии. Разработана математическая модель макроуровня. Проведенные тестовые численные эксперименты показали высокую энергетическую перспективность разработанной энерготехнологической установки, коэффициент использования топлива которой находится в диапазоне 75–90 %. Коэффициент химической регенерации энергии топлива для тестового режима составил 11,3 %. В результате численного исследования доказана перспективность разработок в части развития технологий производства водорода с применением термохимических циклов и использования высокотемпературных тепловых вторичных ресурсов.

Ключевые слова: топливо, металлургия, экология, зеленая энергетика, источники энергии, тепловые отходы, регенерация, утилизация, энергоэффективность, термохимический цикл Cu–Cl, математическая модель, материальный баланс, энергетический баланс, газотурбинная установка, энерготехнологическая установка

Для цитирования: Энерготехнологическая установка на базе нагревательной печи прокатного стана с опцией производства водорода / В. А. Седнин [и др.] // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2022. Т. 65, № 2. С. 127–142. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-127-142>

Адрес для переписки

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

Address for correspondence

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

Energy-and-Technology Installation Based on a Rolling Mill Heating Furnace with the Option of Hydrogen Production

V. A. Sednin¹⁾, E. O. Ivanchikov¹⁾, V. A. Kaliy¹⁾, A. Y. Martinchuk¹⁾

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

Abstract. The aim of the study was to evaluate the efficiency of an energy-and-technology unit based on a continuous furnace of a rolling mill with an option for hydrogen production. A brief analysis of hydrogen production technologies and the prospects of their application in metallurgy are presented. It has been determined that as for enterprises with the potential of thermal waste, the use of thermochemical technologies is promising for the production of hydrogen. The main aspects and features of thermochemical methods of hydrogen production are shown from the standpoint of choosing the number of stages of chemical reactions implementation and determining the thermodynamic conditions for their conduct. The conditions for the implementation of the copper-chlorine Cu–Cl thermochemical cycle were investigated, and a rational variant of its implementation has been determined, taking into account the use of thermal waste (secondary energy resources) of the heating furnaces of the rolling mill. The application of the evolutionary method made it possible, on the basis of the technological scheme (which had been previously developed and investigated, and consisted of an energy-and-technological installation as a part of a rolling mill of a heating furnace and a utilization gas turbine with external heat supply that maintains the regenerative component of heating the air oxidizer), to synthesize a scheme of an energy-and-technological installation with the inclusion of a technological unit implementing a hybrid thermochemical copper-chlorine Cu–Cl cycle for separating water into hydrogen and oxygen using thermal secondary energy resources and electricity generated by a utilization gas turbine installation. Mathematical model of the macro level has been developed. The conducted numerical test experiments have shown the high energy prospects of the developed energy-and-technology installation, the fuel utilization rate of which is in the range of 75–90 %. The coefficient of chemical regeneration of fuel energy for the test mode was 11.3 %. As a result of numerical research, the prospects of developments under consideration in terms of the development of hydrogen production technologies with the use of thermochemical cycles and the high-temperature thermal secondary resources have been proved.

Keywords: fuel, metallurgy, ecology, green energy, energy sources, thermal waste, regeneration, utilization, energy efficiency, thermochemical cycle Cu–Cl, mathematical model, material balance, energy balance, gas turbine installation, energy-and-technology installation

For citation: Sednin V. A., Ivanchikov E. O., Kaliy V. A., Martinchuk A. Y. (2022) Energy-and-Technology Installation Based on a Rolling Mill Heating Furnace with the Option of Hydrogen Production. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 65 (2), 127–142. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-127-142> (in Russian)

Введение

Одно из стратегических перспективных направлений развития мировой экономики в ближайшие десятилетия – применение в энергетике и промышленности водорода [1–3]. Его открыли в 1766 г., и уже через несколько лет была осуществлена первая попытка полета на шаре, наполненном водородом [4]. В XIX–XX вв. открыт процесс электролиза, разработаны топливные элементы, водород начали использовать в качестве топлива в космической и автомобильной отраслях [5]. Наибольший расцвет водородной энергетики, главным преимуществом которой считается высокая экологичность, планируется к середине XXI в.

Особый интерес представляет использование водорода в металлургической отрасли. По оценкам международных экологических организаций, 7–9 % выбросов парниковых газов в атмосферу, связанных с хозяйственной деятельностью человека, приходится на металлургическую промышленность. В этой связи в ряде стран проводятся исследования и пилотные работы по замещению ископаемого топлива на водород. Так, в Японии принято решение о производстве синтетического метана за счет утилизации CO₂ газовых выбросов металлургических предприятий [6]. В Швеции запущен проект HYBRIT, цель которого – максимально снизить потребление ископаемого топлива для производства железа путем замены коксующего угля на водород, вырабатываемый установками зеленой энергетики [7]. При этом фирмой Ovako планируется с начала 2022 г. производить углеродно-нейтральную сталь за счет замены органического топлива на водород [2]. И хотя сегодня себестоимость стали, получаемой сжиганием ископаемых топлив, примерно на 20 % ниже, чем при использовании водорода, в перспективе при совершенствовании и удешевлении производства водорода данный разрыв будет уменьшаться, а значит, использование современных технологий позволит существенно снизить влияние металлургической отрасли на окружающую среду.

Следует также учитывать, что одна из наиболее важных задач для металлургической промышленности – повышение энергетической эффективности, в том числе путем максимальной регенерации и утилизации энергетических отходов. В настоящее время в нагревательных печах в основном используется регенерация тепловых отходов путем нагрева компонентов горения с дальнейшей их утилизацией для получения тепловой или электрической энергии. В свете развития тренда водородной энергетики появляются новые возможности в рамках использования технологий химической регенерации теплоты продуктов сгорания. Таким образом, актуальной проблемой является разработка энерготехнологических установок с применением технологий производства водорода на базе использования тепловых отходов металлургических агрегатов, что позволяет одновременно решать энергетические, экологические и экономические задачи.

Выбор технологии производства водорода с использованием потенциала вторичных энергоресурсов

Методы производства водорода классифицируются по типу материала, из которого получают водород (рис. 1а), и по типу источника энергии (рис. 1б).

Большая часть мирового производства водорода обеспечивается паровым риформингом метана (SMR), который, наряду с газификацией угля, используется чаще всего ввиду более низкой стоимости (менее 2 дол. США/кг H₂). Другой распространенный процесс – это расщепление воды. Он может осуществляться с помощью различных технологий, простейшей из которых является электролиз. Но стоимость его реализации может превышать 12 дол. США/кг H₂ [4]. Энергетическую и эксергетическую эффек-

тивность наиболее используемых технологий производства водорода (паровой риформинг метана, газификация угля, газификация биомассы, термохимический цикл Cu–Cl, электролиз с использованием электроэнергии, производимой за счет ветрогенерации и энергии солнца, PEWS) иллюстрирует рис. 2.

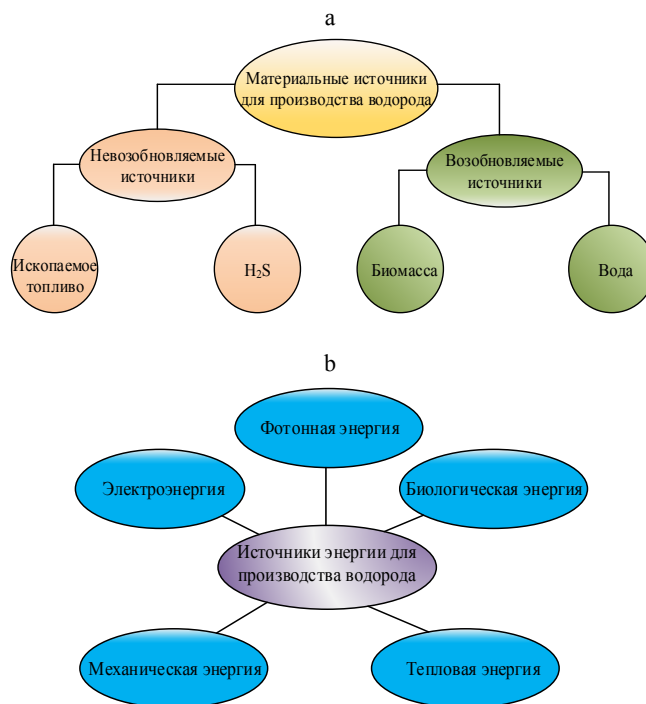


Рис. 1. Способы получения водорода: а – сырьевая база; б – источники энергии [8]

Fig. 1. Methods of hydrogen production: a – raw material base; b – energy sources [8]

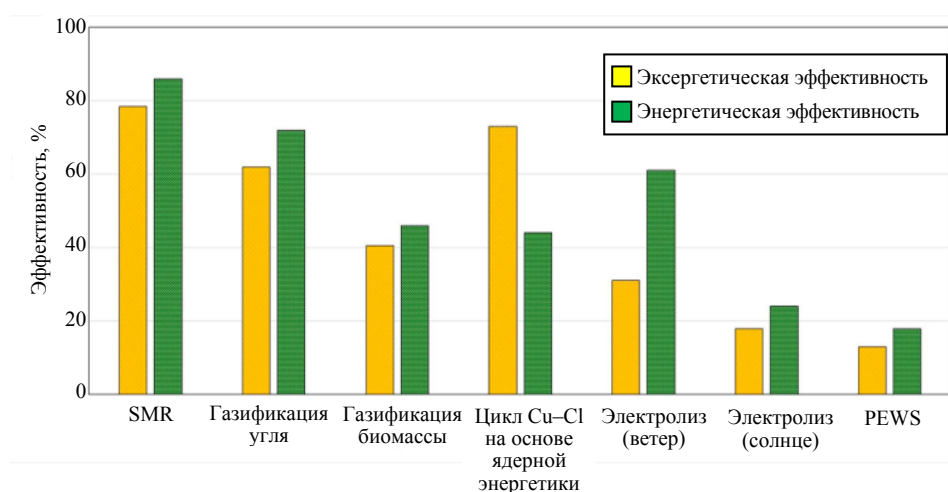


Рис. 2. Энергетическая и эксергетическая эффективность методов производства водорода [7]

Fig. 2. Energy and exergetic efficiency of hydrogen production methods [7]

Интерес вызывают термохимические циклы расщепления воды, основанные на ее разложении посредством повторяющихся серий химических реакций с получением промежуточных веществ, которые преобразовываются в ходе этих реакций. В конечном результате получают водород и кислород. Единственной подводимой внешней средой является вода, химические реагенты работают в цикле. Термохимические циклы расщепления воды протекают с использованием внешнего подвода энергии и преобразованием энергии химических реакций. Они могут управляться подводом либо только тепловой энергии, либо тепловой и другой формы энергии, например электрической. На практике выгоднее использовать гибридные циклы, в которых вода, тепловая энергия от атомных, солнечных станций или промышленных вторичных энергоресурсов (ВЭР) и электрическая (фотонная) энергия являются входными потоками, а водород и кислород – выходными [6, 8].

Теоретически воду можно разложить на компоненты (H_2 и O_2) всего за один этап, но в этом случае процессы преобразования протекают при высоких рабочих температурах. Снижение температуры возможно путем замены одностадийной реакции на многостадийную, поэтому технологии, основанные на термохимических циклах, разрабатываются как каскадный набор реакций, в которых вода расщепляется в два-пять этапов с использованием тепловой энергии при температурах значительно ниже $2000^\circ C$. Однако их реализация требует создания каскада реакторов. Таким образом, трехступенчатые процессы могут заменяться двухступенчатыми, тем самым снижается требование к температурному потенциалу энергоносителя, обслуживающего процесс химического преобразования. Соответственно четырехступенчатые процессы заменяются на трехступенчатые и т. д.

В отчете Аргоннской национальной лаборатории (ANL) [9], касающемся оценки альтернативных термохимических циклов для производства водорода, они названы приоритетными по таким показателям, как химическая устойчивость, термодинамическая осуществимость, тепловая эффективность и конкурентоспособность по затратам. Одним из наиболее эффективных можно считать цикл $Cu-Cl$, зарекомендовавший себя как самый перспективный с точки зрения промышленного внедрения. Компанией Atomic Energy of Canada Limited (AECL) и Технологическим институтом Университета Онтарио (Ontario Tech) в партнерстве с ANL осуществляется проект по созданию системы производства водорода с использованием теплоты от АЭС с применением термохимического цикла $Cu-Cl$ в качестве основного при разложении воды [10–13].

Данный термохимический цикл состоит из промежуточных реакций, в которых используются соединения меди и хлора для облегчения разложения воды на водород и кислород. Выделяют трех-, четырех- и пятиступенчатые циклы $Cu-Cl$, различающиеся количеством промежуточных реакций. Пятиступенчатый цикл состоит из хлорирования меди (получение водорода), диспропорционирования (электролитического), сушки, гидро-

лиза и разложения (стадия получения кислорода). Эти промежуточные стадии реакции взаимодействуют согласно схеме, представленной на рис. 3. В [12] исследованы все типы циклов Cu–Cl (трех-, четырех- и пятиступенчатые), каждый из которых рассматривался в двух вариантах компоновки. Реакции, которые проходят в различных вариантах применения цикла Cu–Cl, сведены в табл. 1.

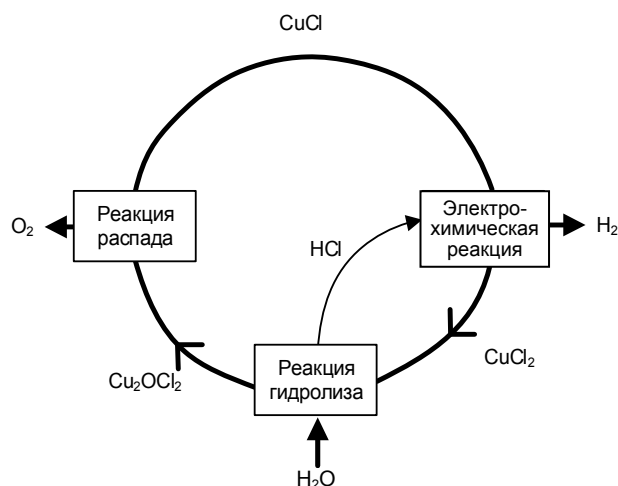


Рис. 3. Принципиальная схема пятиступенчатого цикла медь – хлор
Fig. 3. Schematic diagram of a five-stage copper-chlorine cycle

Ранее отмечалось, что увеличение шагов в цикле приводит в целом к снижению температурного уровня, а их сокращение – к уменьшению объема оборудования, упрощению системы, однако при этом повышается температурный уровень, усложняется оборудование, возникают побочные продукты и снижается эффективность процесса в целом. Стендовые эксперименты цикла Cu–Cl показали его возможное применение в ближайшем будущем в промышленном масштабе. Наиболее эффективным считается модернизированный четырехступенчатый цикл, разработанный в Институте Онтарио (Clean Energy Research Laboratory (CERL) at the UOIT) [14].

Таблица 1

Реакции в различных процессах CuCl
Reactions in various CuCl processes

Пятиступенчатый цикл (вариант 1)	Четырехступенчатый цикл (вариант 1)	Трехступенчатый цикл (вариант 1)
$S1: 2\text{CuCl}_{2(\text{aq})} + \text{H}_2\text{O}_{(\text{g})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{(\text{l})} + 2\text{HCl}_{(\text{g})} + 0,5\text{O}_{2(\text{g})}$	$S1: 2\text{CuCl}_{2(\text{aq})} + \text{H}_2\text{O}_{(\text{g})} \rightarrow$ $\rightarrow \text{Cu}_2\text{OCl}_{2(\text{s})} + 2\text{HCl}_{(\text{g})}$	$S1: 2\text{CuCl}_{2(\text{s})} + \text{H}_2\text{O}_{(\text{g})} \rightarrow$ $\rightarrow \text{Cu} \cdot \text{CuCl}_{2(\text{s})} + 2\text{HCl}_{(\text{g})}$
	$S2: \text{Cu}_2\text{OCl}_{2(\text{s})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{(\text{l})} + 0,5\text{O}_{2(\text{g})}$	$S4: \text{CuCl}_{2(\text{aq})} \rightarrow \text{CuCl}_{2(\text{s})}$ $S2: \text{Cu}_2\text{OCl}_{2(\text{s})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{(\text{l})} + 0,5\text{O}_{2(\text{g})}$

Окончание табл. 1
End of Tab. 1

Пятиступенчатый цикл (вариант 1)	Четырехступенчатый цикл (вариант 1)	Трехступенчатый цикл (вариант 1)
$S2: 4\text{CuCl}_{(\text{aq})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{2(\text{aq})} + 2\text{Cu}_{(\text{s})}$	$S3: 4\text{CuCl}_{(\text{aq})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{2(\text{aq})} + 2\text{Cu}_{(\text{s})}$	$S3: 4\text{CuCl}_{(\text{aq})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{2(\text{aq})} + 2\text{Cu}_{(\text{s})}$
$S3: 2\text{Cu}_{(\text{s})} + 2\text{HCl}_{(\text{g})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{(\text{l})} + \text{H}_{2(\text{g})}$	$S4: 2\text{Cu}_{(\text{s})} + 2\text{HCl}_{(\text{g})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{(\text{l})} + \text{H}_{2(\text{g})}$	$S5: 2\text{Cu}_{(\text{s})} + 2\text{HCl}_{(\text{g})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{(\text{l})} + \text{H}_{2(\text{g})}$
Трехступенчатый цикл (вариант 2)	Четырехступенчатый цикл (вариант 2)	Пятиступенчатый цикл (вариант 2)
$S2: 2\text{CuCl}_{2(\text{s})} + \text{H}_2\text{O}_{(\text{g})} \rightarrow$ $\rightarrow \text{Cu}_2\text{OCl}_{2(\text{s})} + 2\text{HCl}_{(\text{g})}$	$S1: 2\text{CuCl}_{2(\text{s})} + \text{H}_2\text{O}_{(\text{g})} \rightarrow$ $\rightarrow \text{Cu}_2\text{OCl}_{2(\text{s})} + 2\text{HCl}_{(\text{g})}$	$S1: 2\text{CuCl}_{2(\text{s})} + \text{H}_2\text{O}_{(\text{g})} \rightarrow$ $\rightarrow \text{CuO} \cdot \text{CuCl}_{2(\text{s})} + 2\text{HCl}_{(\text{g})}$
$S3: \text{Cu}_2\text{OCl}_{2(\text{s})} \rightarrow$ $\rightarrow 0,5\text{O}_{2(\text{g})} + 2\text{CuCl}_{(\text{s})}$	$S2: \text{Cu}_2\text{OCl}_{2(\text{s})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{(\text{l})} + 0,5\text{O}_{2(\text{g})}$	$S2: \text{Cu}_2\text{OCl}_{2(\text{s})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{(\text{l})} + 0,5\text{O}_{2(\text{g})}$
$S1: 2\text{CuCl}_{(\text{aq})} + 2\text{HCl}_{(\text{aq})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{2(\text{aq})} + \text{H}_{2(\text{g})}$	$S3: \text{CuCl}_{2(\text{aq})} \rightarrow \text{CuCl}_{2(\text{s})}$	$S4: \text{CuCl}_{2(\text{aq})} \rightarrow \text{CuCl}_{2(\text{s})}$
	$S4: 2\text{CuCl}_{(\text{aq})} + 2\text{HCl}_{(\text{aq})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{2(\text{aq})} + \text{H}_{2(\text{g})}$	$S3: 4\text{CuCl}_{(\text{aq})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{2(\text{aq})} + 2\text{Cu}_{(\text{s})}$
		$S5: 2\text{Cu}_{(\text{s})} + 2\text{HCl}_{(\text{g})} \rightarrow$ $\rightarrow 2\text{CuCl}_{(\text{l})} + \text{H}_{2(\text{g})}$

Технологическая схема энерготехнологической установки на базе нагревательной печи прокатного стана с применением термохимического цикла Cu–Cl

В [15] представлена технологическая схема энерготехнологической установки на базе нагревательной печи прокатного стана с утилизационной воздушной газотурбинной установкой. Дальнейшее ее развитие рассматривается с позиции включения в нее подсистемы, реализующей термохимический цикл Cu–Cl (рис. 4).

Основной энерготехнологической установки является методическая многозонная печь прокатного стана IV, в которой металл нагревается до 1150–1250 °С, продукты сгорания перемещаются противотоком к направлению движения стальных заготовок и на выходе из печи их температура составляет 750–1100 °С. В качестве топлива рассматривается природный газ. Воздух, требуемый для горения в нагревательной печи, поступает в компрессор I, сжимается до давления p_2 и направляется в регенеративный теплообменник VIII, где нагревается до 500–550 °С, затем догревается в регенеративной секции V до 700–850 °С и поступает в воздушную газовую турбину II, являющуюся приводом компрессора I и электрогенера-

тора III. После прохождения турбины воздух с температурой около 400 °С поступает в горелочные устройства нагревательной печи. Таким образом, штатный технологический процесс методической печи сохраняется.

Дымовые газы, выходя из печи, последовательно проходят через каскад теплообменников: V (догрев воздуха после компрессора), VI (нагрев $\text{CuO}\cdot\text{CuCl}_2$), VII (парогенератор, 2-я ступень), VIII (преднагрев воздуха), IX (парогенератор, 1-я ступень), XX (подогреватель сетевой воды). Температура дымовых газов после секции XX утилизатора 130–180 °С.

В рассматриваемой схеме предусмотрен четырехступенчатый цикл $\text{Cu}\text{--}\text{Cl}$ (табл. 1, вариант 2), состоящий из четырех шагов (стадий) преобразования реагентов и протекающий с максимальной температурой 500–550 °С. Первая ступень цикла проходит в реакторе гидролиза X [17], куда подается поток CuCl под давлением около 24 бар, пар с давлением около 1 бар и температурой 400 °С. Для совершения реакции соотношение массовых расходов пара и CuCl должно составлять 34:1. На выходе из реактора X образуется смесь из пара, не вступившего в реакцию, HCl и $\text{CuO}\cdot\text{CuCl}_2$, которая движется в сепаратор XII. HCl с температурой 400 °С поступает в теплоутилизатор XI, откуда направляется в реактор электролиза XVI. Полученный в XI пар смешивается с отработанным паром из сепаратора XII и следует в секцию VII утилизатора дымовых газов с температурой 306 °С. Образовавшееся соединение $\text{CuO}\cdot\text{CuCl}_2$ поступает в секцию теплообменника VI, где нагревается до 500 °С и направляется в стехиометрический реактор для разложения и получения кислорода. Дополнительно в реактор XIII подводится высокопотенциальная теплота, благодаря чему происходит эндотермический процесс разложения $\text{CuO}\cdot\text{CuCl}_2$ на CuCl и O_2 (в сепараторе XIV). После этого кислород поступает в рекуператор XV, охлаждается до 70 °С и отправляется на доохлаждение и хранение с целью дальнейшего использования в металлургическом производстве. CuCl после охлаждения в рекуператор XIX направляют в реактор электролизера.

В реакторе XVI происходит процесс электролиза, в ходе которого хлорид-ион перемещается с катода через мембрану электролизера и вступает в реакцию на аноде с CuCl с образованием CuCl_2 . Затем водный раствор CuCl_2 переносится в сушилку XVIII. С другой стороны водный раствор HCl перекачивается из накопительной емкости в катод, где ионы H^+ восстанавливаются и образуется водород (H_2). После сепаратора XVII водород отправляется в компрессор, а затем в емкость для хранения с давлением 6 бар. Смесь CuCl_2 и воды подается в сушилку XVIII, после чего CuCl_2 направляется обратно в реактор гидролиза (предварительно нагревается в рекуператоре XIX), а вода возвращается в паровой цикл.

Для снижения потребления энергии воздух перед воздушным компрессором I охлаждается в охладителе XXII за счет холодильной мощности, вырабатываемой абсорбционной холодильной машиной XXI.

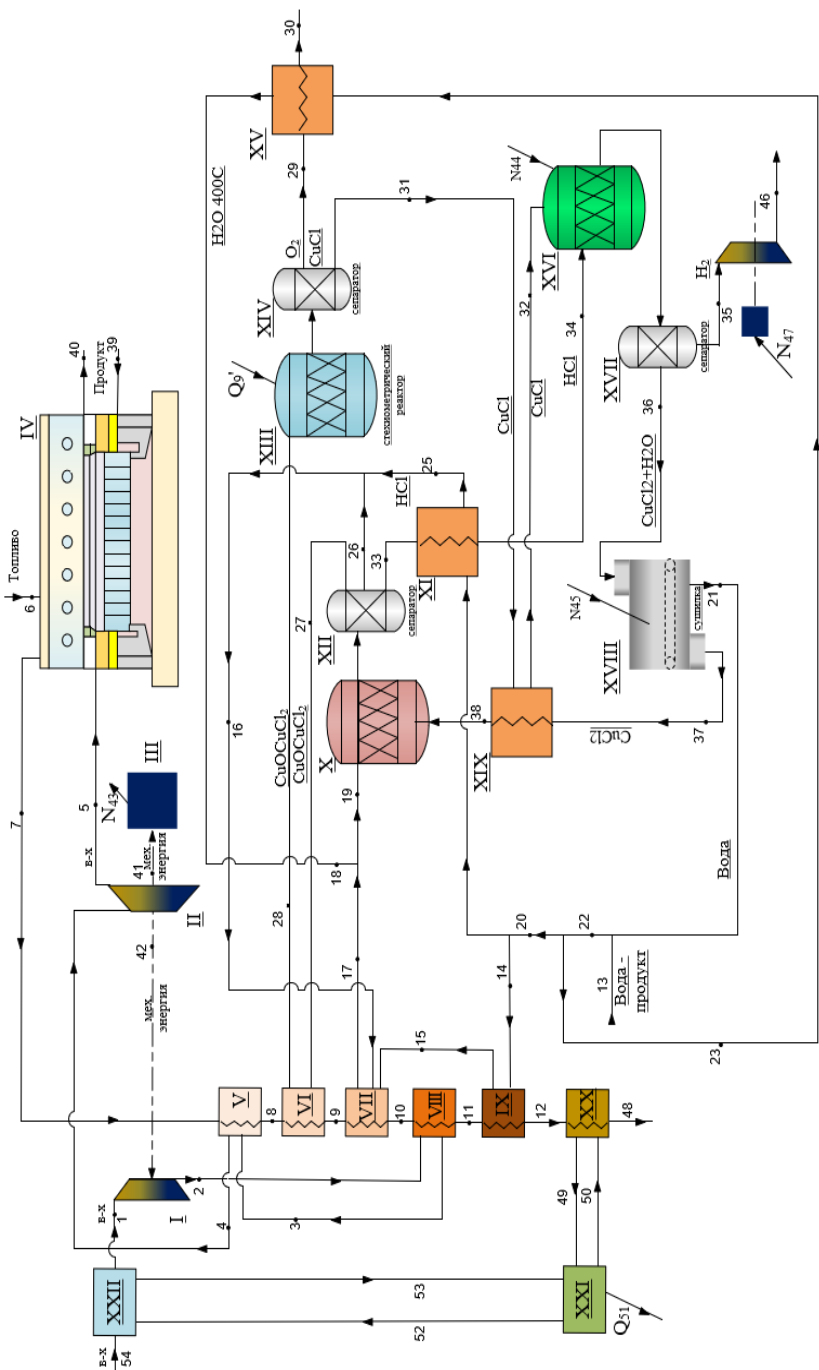


Рис. 4. Технологическая схема энерготехнологической установки на базе нагревательной печи прокатного стана с применением термохимического цикла Cu-Cl

Fig. 4. Technological scheme of an energy-and-technology installation based on a heating furnace of rolling production using a Cu-Cl thermochemical cycle

Математическая модель энерготехнологической установки

Для расчета синтезированной технологической схемы (рис. 4) разработанная математическая модель макроуровня [16] в составе уравнений материальных и энергетических балансов, записываемых для каждого из элементов схемы:

$$\sum_{j=1}^{N_{ki}} G_j = 0;$$

$$\sum_{j=1}^{N_k} (\gamma_j G_j h_j) + \sum_{n=1}^{P_k} (\gamma_n E_n) = 0,$$

где γ_j , γ_n – коэффициенты, учитывающие рассеяние части потока энергии в окружающую среду; G_j – массовый расход потока j -го теплоносителя, кг/с; h_j – удельная массовая энтальпия теплоносителя, кВт/кг; E_n – мощность электрическая или механическая n -й связи, кВт; N_k , P_k – число много- и однопараметрических связей соответственно.

Сводная система основных балансовых уравнений представлена в табл. 2. Для замыкания она дополнялась уравнениями, отражающими энергетические эффекты химических реакций. При их определении приняты следующие допущения: термодинамические параметры окружающей среды $t_{oc} = 25^\circ\text{C}$, $p_{oc} = 1$ бар; во всех химических реакциях реагенты и продукты находятся при температуре реакции и давлении 1 бар; все процессы адиабатические, протекают в равновесном устойчивом состоянии до полного завершения.

Расчеты проводились на 1 моль водорода, производимого за цикл, поэтому все количественные параметры приведены в пересчете на моль произведенного водорода. Так как термодинамические данные для $\text{CuO} \cdot \text{CuCl}_2$ недоступны, то энтальпии и энтропии рассчитаны для эквимольной смеси CuCl_2 и CuO .

Энергетический баланс химической реакции в стационарном состоянии сводится к выражению:

$$Q = H_P - H_R = \sum n_P (\bar{h}_f^\circ + \bar{h} - \bar{h}^\circ)_P - \sum n_R (\bar{h}_f^\circ + \bar{h} - \bar{h}^\circ)_R,$$

где Q – тепловой эффект реакции, кВт; H_P , H_R – полная энтальпия потоков соответственно исходных веществ и продуктов реакции, кВт; n_P , n_R – молярные расходы соответственно исходных веществ и продуктов реакции, моль/с; h_f , $\bar{h}^\circ$, $\bar{h}$ – изменения молярной энтальпии соответственно в стационарных условиях реакции, с учетом изменения температуры и давления, кДж/моль.

Изменения энтальпий химических соединений на каждом этапе реакции оценивали с помощью уравнений Шомата [17] по выражению вида

$$\bar{h} - \bar{h}_0 = AT + B \frac{T^2}{2} + C \frac{T^3}{3} + D \frac{T^4}{4} - E \frac{1}{T} + F - H,$$

где T – 0,001 температуры соединения и константы, К; A , B , C , D , E , F , G , H – коэффициенты.

Таблица 2

Сводная таблица основных балансовых уравнений
Summary table of the main balance equations

Номер элемента	Наименование элемента	Балансовое уравнение
I	Компрессор	$G_1 h_1 + N_{42} = \eta G_1 h_2$
II	Газовая турбина	$\eta G_1 h_4 = G_1 h_5 + N_{41\text{Mex}} + N_{42\text{Mex}}$
III	Генератор	$N_{42\text{Mex}} \eta_{\text{ген}} = N_{43\text{эл}}$
IV	Печь нагревательная	$G_6 h_6 + Q_{\text{н}}^{\text{p}} B_{\text{т}} + G_1 h_5 + G_{39} h_{39} = G_7 h_7 + G_{39} h_{40} + Q_{\text{oc}}$
V	Секция 1 рекуператора	$G_7 h_7 + G_1 h_2 = G_7 h_8 + G_1 h_3$
VI	Секция 2 рекуператора	$G_7 h_8 + G_{27} h_{27} = G_7 h_9 + G_{27} h_{28} + Q'_3$
VII	Секция 3 рекуператора	$G_7 h_9 + G_{16} h_{16} + G_{15} h_{15} = G_7 h_{10} + G_{17} h_{17}$
VIII	Секция 4 рекуператора	$G_7 h_{10} + G_1 h_3 = G_7 h_{11} + G_1 h_4$
IX	Секция 5 рекуператора	$G_{14} h_{14} + G_7 h_{11} = G_{15} h_{15} + G_7 h_{12}$
X	Реактор гидролиза	$n_{19} \left[\bar{h}_{f_{19}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{19} \right] + n_{38} \left[\bar{h}_{f_{38}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{38} \right] + Q =$ $= n_{26} \left[\bar{h}_{f_{26}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{26} \right] + n_{27} \left[\bar{h}_{f_{27}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{27} \right] +$ $+ n_{33} \left[\bar{h}_{f_{33}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{33} \right]$
XI	Теплоутилизатор HCl	$n_{33} \left[\bar{h}_{f_{33}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{33} \right] + n_{38} \left[\bar{h}_{f_{38}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{38} \right] =$ $= n_{31} \left[\bar{h}_{f_{31}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{31} \right] + n_{32} \left[\bar{h}_{f_{32}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{32} \right]$
XIII	Реактор производства кислорода	$n_{28} \left[\bar{h}_{f_{28}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{28} \right] + Q'_0 =$ $= n_{29} \left[\bar{h}_{f_{29}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{29} \right] + n_{31} \left[\bar{h}_{f_{31}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{31} \right]$
XV	Теплообменник охлаждения кислорода	$n_{29} \left[\bar{h}_{f_{29}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{29} \right] + n_{23} \left[\bar{h}_{f_{23}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{23} \right] =$ $= n_{18} \left[\bar{h}_{f_{18}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{18} \right] + n_{30} \left[\bar{h}_{f_{30}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{30} \right]$
XVI	Реактор	$n_{34} \left[\bar{h}_{f_{34}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{34} \right] + n_{32} \left[\bar{h}_{f_{32}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{32} \right] + N_{H_2} =$ $= n_{35} \left[\bar{h}_{f_{35}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{35} \right] + n_{36} \left[\bar{h}_{f_{36}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{36} \right]$
XVIII	Сушилка	$n_{36} \left[\bar{h}_{f_{36}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{36} \right] + N_{\text{осуш}} =$ $= n_{37} \left[\bar{h}_{f_{37}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{37} \right] + n_{21} \left[\bar{h}_{f_{21}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{21} \right]$
XIX	Теплообменник охлаждения HCl	$n_{31} \left[\bar{h}_{f_{31}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{31} \right] + n_{37} \left[\bar{h}_{f_{37}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{37} \right] =$ $= n_{32} \left[\bar{h}_{f_{32}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{32} \right] + n_{38} \left[\bar{h}_{f_{38}} + (\bar{h} - \bar{h}_0)_{38} \right]$
XX	Секция 6 рекуператора	$G_{12} h_{12} + G_{50} h_{50} = G_{49} h_{49} + G_{48} h_{48}$
XXI	Абсорбционная холодильная машина (COP 0,65)	$\eta G_{49} h_{49} + G_{52} h_{52} = G_{53} h_{53} + \eta G_{50} h_{50}$

Реализация математической модели путем численного эксперимента позволила исследовать эффективность предложенной энерготехнологической установки. Основные характеристики базового варианта представлены в табл. 3.

Таблица 3

Основные показатели базового варианта
The main indicators of the basic version

Расход природного газа, кг/с	0,970
Производство электроэнергии, кВт	1517,970
Электроэнергия на процесс производства водорода, кВт	1466,700
Электроэнергия на процесс гидролиза, кВт	916,700
Электроэнергия на процесс сушки, кВт	550,000
Расход воды, кг/с	35,830
Производство водорода, кг/с	0,033
Производство кислорода, кг/с	0,267
Удельное потребление электроэнергии на выработку 1 кг водорода, (кВт·ч)/кг	12,200
Удельная выработка 1 кг водорода к 1 кг металла в печи, кг/кг	$9,3 \cdot 10^{-4}$
Коэффициент химической регенерации, %	12,500

При стандартном электролизе воды средний расход электроэнергии на выработку 1 кг водорода 55–59 кВт·ч. В предлагаемом варианте энерготехнологической схемы с применением гибридного термохимического цикла Cu–Cl удельный расход электроэнергии составляет 12,2 кВт·ч/кг, что в 4,8 раза меньше, чем в стандартном варианте выработки. С учетом того, что на предприятиях металлургической отрасли всегда имеется недоиспользование тепловых ВЭР (особенно в межотопительный период), данный способ получения водорода энергетически эффективен и рекомендуется для практического внедрения.

В ходе исследования проанализировано влияние на энергетическую эффективность разработанной энерготехнологической установки температуры дымовых газов на выходе из печи и расхода воды на производства водорода с оптимальными параметрами работы цикла, определенными в [17, 18]. Расчетные данные, характеризующие изменение коэффициента использования топлива, представлены на рис. 5. Численный анализ выполнялся по условию, что выработка водорода должна соответствовать собственной выработке электроэнергии с минимизацией выдачи избытков в заводскую сеть, поэтому расход на производство водорода определялся температурой дымовых газов t_7 . К примеру, для температуры 875 °С рекомендован расход G_{13} около 0,29 кг/с, при этом коэффициент использования топлива составит 83 %.

В результате обработки данных численного эксперимента (рис. 5) получены регрессионные уравнения для определения коэффициента исполь-

зования топлива в зависимости от температуры дымовых газов после методической печи t_7 и расхода исходной воды для производства G_{13}

$$h_{\text{ит}} = 0,04t_7 - 8G_{13} + 0,49.$$

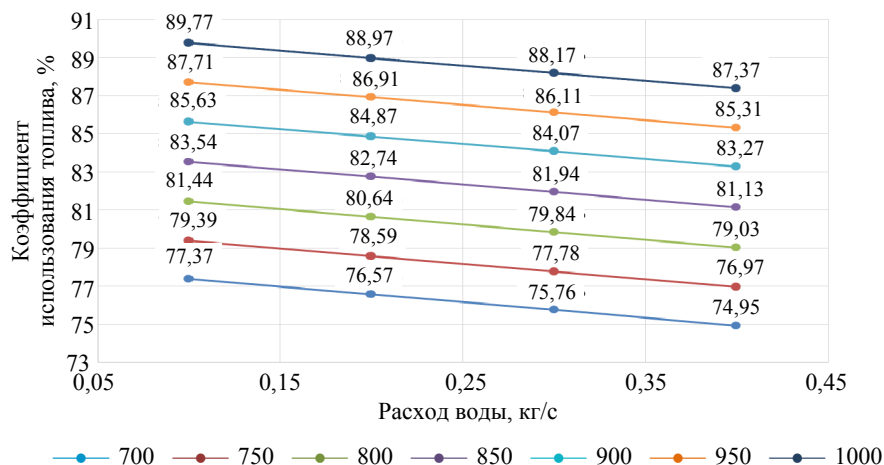


Рис. 5. Характер изменения коэффициента использования топлива в зависимости от температуры дымовых газов на выходе из методической печи t_7 (700–1000 °C) и расхода исходной воды на производство водорода G_{13} (0,10–0,40 кг/с)

Fig. 5. The dependence of the change in the fuel utilization coefficient depending on the flue gas temperature at the outlet of the continuous furnace t_7 (700–1000 °C) and the flow rate of the source water for the production of hydrogen G_{13} (0.10–0.40 kg/s)

Проведено сравнение полученных значений с существующими в реальных условиях с применением системы воздушной регенерации и паровой утилизацией тепловых отходов методических печей прокатных станков в пределах 60–75 % [16, 19]. Эффективность предлагаемой энерготехнологической схемы значительно выше и может изменяться от 75 до 90 %, что доказывает ее эффективность и перспективность.

ВЫВОДЫ

1. Установлено, что для предприятий, имеющих недоиспользованный потенциал тепловых вторичных энергоресурсов, перспективно производство водорода с применением термохимических технологий. Показаны основные аспекты и особенности термохимических методов производства водорода с позиций выбора количества этапов реализации химических реакций и определения термодинамических условий их проведения. Установлено, что для нагревательных печей сталелитейного производства наиболее перспективным является гибридный термохимический цикл медь – хлор Cu–Cl, определен рациональный вариант его реализации с учетом использования тепловых вторичных энергоресурсов нагревательных печей прокатного стана.

2. На базе ранее исследованного варианта энерготехнологической установки синтезирована новая технологическая схема в составе нагревательной печи прокатного стана, утилизационной газовой турбины с внешним подводом теплоты, параметры работы которой выбираются так, чтобы сохранять регенеративную составляющую подогрева воздуха-окислителя, и технологического блока, реализующего термохимический цикл медь – хлор Cu–Cl для разделения воды на водород и кислород с использованием избытка тепловых вторичных энергоресурсов и выработанной утилизационной газовой турбинной установкой электроэнергии.

3. Разработанная математическая модель макроуровня позволила провести численный эксперимент, результаты которого показали энергетическую перспективность разработанной энерготехнологической установки. Для тестового режима коэффициент химической регенерации энергии тепловых отходов технологии нагрева металла составил 11,3 %. В исследованном диапазоне изменения температуры дымовых газов на выходе из методической печи коэффициент использования топлива 75–90 %.

ЛИТЕРАТУРА

1. Седнин, В. А. Место водорода в современных энерготехнологических метасистемах. Ч. 1. Производство и потребление водорода в промышленном секторе / В. А. Седнин, А. А. Абрамовский // Энергоэффективность. 2020. № 10. С. 22–25.
2. Седнин, В. А. Место водорода в современных энерготехнологических метасистемах. Ч. 2. Водород в интегрированной энергосистеме / В. А. Седнин, А. А. Абрамовский // Энергоэффективность. 2020. № 11. С. 20–24.
3. Место водорода в современных энерготехнологических метасистемах. Ч. 3. Водород в качестве топлива для энергетических систем / В. А. Седнин [и др.] // Энергоэффективность. 2021. № 5. С. 16–21.
4. Водородная экономика – путь к низкоуглеродному развитию / Т. Митрова [и др.]. Сколково: Центр энергетики Моск. шк. управл. СКОЛКОВО, 2019. 62 с.
5. Радченко, Р. В. P15 Водород в энергетике / Р. В. Радченко, А. С. Мокрушин, В. В. Тюльпа. Екатеринбург: Изд-во Урал. ун-та, 2014. 229 с.
6. Safari, F. A Review and Comparative Evaluation of Thermochemical Water Splitting Cycles for Hydrogen Production / F. Safari, I. Dincer // Energy Conversion and Management. 2020. Vol. 205. 112182. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2019.112182>.
7. The Future of Hydrogen. Seizing Today's Opportunities [Electronic Resource] / International Energy Agency. Japan, 2019. Mode of access: <https://www.iea.org/reports/the-future-of-hydrogen>.
8. Roeb, M. Fuels – Hydrogen Production: Thermochemical Cycles / M. Roeb, C. Sattler // Encyclopedia of Electrochemical Power Sources. Elsevier, 2009. P. 384–393. <https://doi.org/10.1016/b978-044452745-5.00320-8>.
9. Canada's Program on Nuclear Hydrogen Production and the Thermochemical Cu–Cl Cycle / G. F. Naterer [et al.] // International Journal of Hydrogen Energy. 2010. Vol. 35, Iss. 20. P. 10905–10926. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2010.07.087>.
10. Progress of International Hydrogen Production Network for the Thermochemical Cu–Cl Cycle / G. F. Naterer [et al.] // International Journal of Hydrogen Energy. 2013. Vol. 38, Iss. 2. P. 740–759. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2012.10.023>.
11. Progress in Thermochemical Hydrogen Production with the Copper – Chlorine Cycle / G. F. Naterer [et al.] // International Journal of Hydrogen Energy. 2015. Vol. 40, Iss. 19. P. 283–295. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2015.02.124>.

12. Orhan, M. F. Conceptual Design, Analysis and Optimization of Nuclear-Based Hydrogen Production Via Copper-Chlorine Thermochemical Cycles / M. F. Orhan. Ontario, 2011. 264 p.
13. Dincer, I. Overview of Hydrogen Production Research in the Clean Energy Research Laboratory (CERL) at UOIT / I. Dincer, G. F. Naterer // International Journal of Hydrogen Energy. 2014. Vol. 39, Iss. 35. P. 20592–20613. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2014.06.074>.
14. Recent Canadian Advances in Nuclear-Based Hydrogen Production and the Thermochemical Cu–Cl Cycle / G. Naterer [et al.] // International Journal of Hydrogen Energy. 2009. Vol. 34, Iss. 7. P. 2901–2917. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2009.01.090>.
15. Седнин, В. А. Анализ эффективности регенеративно-утилизационной схемы с воздушной газотурбинной установкой на базе нагревательной печи прокатного стана / В. А. Седнин, Е. О. Иванчиков, В. А. Калий // Энергоэффективность. 2021. № 9. С. 25–29.
16. Седнин, В. А. Анализ и параметрическая оптимизация энерготехнологических установок на базе силового оборудования компрессорных станций магистральных газопроводов / В. А. Седнин, А. А. Абразовский // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2017. Т. 60, № 6. С. 571–583. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-6-571-583>.
17. The Hybrid Cu–Cl Thermochemical Cycle. I. Conceptual Process Design and H₂A Cost Analysis. II. Limiting the Formation of CuCl During Hydrolysis / M. S. Ferrandon [et al.] // Extended Abstract Submitted for the NHA Annual Hydrogen Conference 2008. Sacramento, 2008. Vol. 10. P. 3310–3326.
18. Orhan, M. F. Process Simulation and Analysis of a Five-Step Copper – Chlorine Thermochemical Water Decomposition Cycle for Sustainable Hydrogen Production / M. F. Orhan, I. Dincer, M. A. Rosen // International Journal of Energy Research. 2014. Vol. 38, Iss. 11. P. 1391–1402. <https://doi.org/10.1002/er.3148>.
19. Сорока, Б. С. Эффективность использования газового топлива и окислительной смеси при их увлажнении / Б. С. Сорока, Н. В. Воробьев // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2019. Т. 62, № 6. С. 547–564. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-6-547-564>.

Поступила 21.12.2021 Подписана в печать 15.02.2022 Опубликовано онлайн 31.03.2022

REFERENCES

1. Sednin V. A., Abrazovskii A. A. (2020) The Role of Hydrogen in Modern Energy Technological Metasystems. Part 1. Production and Consumption of Hydrogen in the Industrial Sector. *Energoeffektivnost'* [Energy Efficiency], (10), 22–25 (in Russian).
2. Sednin V. A., Abrazovskii A. A. (2020) The Role of Hydrogen in Modern Energy Technological Metasystems. Part 2. Hydrogen in an Integrated Power System. *Energoeffektivnost'* [Energy Efficiency], (11), 20–24 (in Russian).
3. Sednin V. A., Abrazovskii A. A., Kuz'mich K. A., Ivanchikov E. O. (2021) The Role of Hydrogen in Modern Energy Technological Metasystems. Part 3. Hydrogen as a Fuel for Energy Systems. *Energoeffektivnost'* [Energy Efficiency], (5), 16–21 (in Russian).
4. Mitrova T., Mel'nikov Yu., Chugunov D., Glagoleva A. (2019) *Hydrogen Economy as the Way to Low-Carbon Development*. Skolkovo, Energy Center of Moscow SKOLKOVO School of Management. 62 (in Russian).
5. Radchenko R. V., Mokrushin A. S., Tyul'pa V. V. (2014) *P15 Hydrogen in Power Engineering*. Yekaterinburg, Ural University Publ. 229 (in Russian).
6. Safari F., Dincer I. (2020) A Review and Comparative Evaluation of Thermochemical Water Splitting Cycles for Hydrogen Production. *Energy Conversion and Management*, 205, 112182. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2019.112182>.
7. International Energy Agency (2019) *The Future of Hydrogen. Seizing Today's Opportunities*. Japan. Available at: <https://www.iea.org/reports/the-future-of-hydrogen>.

8. Roeb M., Sattler C. (2009) Fuels – Hydrogen Production: Thermochemical Cycles. *Encyclopedia of Electrochemical Power Sources*. Elsevier, 384–393. <https://doi.org/10.1016/b978-044452745-5.00320-8>.
9. Naterer G. F., Suppiah S., Stolberg L., Lewis M., Wang Z., Daggupati V. [et al.] (2010) Canada's Program on Nuclear Hydrogen Production and the Thermochemical Cu–Cl Cycle. *International Journal of Hydrogen Energy*, 35 (20), 10905–10926. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2010.07.087>.
10. Naterer G. F., Suppiah S., Stolberg L., Lewis M., Wang Z., Dincer I. [et al.] (2013) Progress of International Hydrogen Production Network for the Thermochemical Cu–Cl Cycle. *International Journal of Hydrogen Energy*, 38 (2), 740–759. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2012.10.023>.
11. Naterer G. F., Suppiah S., Stolberg L., Lewis M., Wang Z., Rosen M. A. [et al.] (2015) Progress in Thermochemical Hydrogen Production with the Copper – Chlorine Cycle. *International Journal of Hydrogen Energy*, 40 (19), 283–295. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2015.02.124>.
12. Orhan M. F. (2011) *Conceptual Design, Analysis and Optimization of Nuclear-Based Hydrogen Production Via Copper – Chlorine Thermochemical Cycles*. Ontario. 264.
13. Dincer I., Naterer G. F. (2014) Overview of Hydrogen Production Research in the Clean Energy Research Laboratory (CERL) at UOIT. *International Journal of Hydrogen Energy*, 39 (35), 20592–20613. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2014.06.074>.
14. Naterer G., Suppiah S., Lewis M., Gabriel K., Dincer I., Rosen M. A. [et al.] (2009) Recent Canadian Advances in Nuclear-Based Hydrogen Production and the Thermochemical Cu–Cl Cycle. *International Journal of Hydrogen Energy*, 34 (7), 2901–2917. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2009.01.090>.
15. Sednin V. A., Ivanchikov E. O., Kalii V. A. (2021) Analysis of the Efficiency of a Regenerative-Utilization Scheme with an Air Gas Turbine Installation Based on a Rolling Mill Heating Furnace. *Energoeffektivnost' [Energy Efficiency]*, (9), 25–29 (in Russian).
16. Sednin V. A., Abrazovskii A. A. (2017) Analysis and Parametric Optimization of Energy-and-Technology Units on the Basis of the Power Equipment of Compressor Plants of Main Gas Pipelines. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 60 (6), 571–583. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-6-571-583> (in Russian).
17. Ferrandon M. S., Lewis M. A., Tatterson D. F., Nankani R. V., Kumar M., Wedgewood L. E. (2008) The Hybrid Cu–Cl Thermochemical Cycle. I. Conceptual Process Design and H₂A Cost Analysis. II. Limiting the Formation of CuCl During Hydrolysis. *Extended Abstract Submitted for the NHA Annual Hydrogen Conference 2008*. Sacramento, 10, 3310–3326.
18. Orhan M. F., Dincer I., Rosen M. A. (2014) Process Simulation and Analysis of a Five-Step Copper – Chlorine Thermochemical Water Decomposition Cycle for Sustainable Hydrogen Production. *International Journal of Energy Research*, 38 (11), 1391–1402. <https://doi.org/10.1002/er.3148>.
19. Soroka B. S., Vorobyov N. V. (2019) Efficiency of the Use of Humidified Gas Fuel and Oxidizing Mixture. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 62 (6), 547–564. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-6-547-564> (in Russian).

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-143-155>

УДК 628.38, 662.8.05

Исследование термоаналитическими методами энергетических свойств брикетированного многокомпонентного топлива

А. Н. Пехота¹⁾, С. А. Филатов²⁾

¹⁾Белорусский государственный университет транспорта (Гомель, Республика Беларусь),

²⁾Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова НАН Беларуси
(Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2022
Belarusian National Technical University, 2022

Реферат. В статье представлены исследования по экономии энергетических ресурсов за счет создания условий и внедрения в производственную деятельность современных энергоэффективных технологий и оборудования, позволяющих развивать производство и использование местных видов топлива, в том числе путем брикетирования горючих коммунальных и промышленных отходов. Цель и задачи работы состоят в изучении тенденций и анализе проблем, связанных с переработкой и применением различных видов горючих отходов, образующихся и накопленных на промышленных и сельскохозяйственных предприятиях, а также в сфере жилищно-коммунального хозяйства. Рассмотрены основные направления национальной стратегии устойчивого развития, касающиеся энерго- и ресурсосбережения и рационального использования природных и вторичных ресурсов. Исследованы способы брикетирования многокомпонентных составов горючих отходов, позволяющие получить твердое топливо. Описана разработанная авторами инновационная технология переработки отходов производства методом брикетирования с использованием различных связующих веществ. Представлены результаты и выполнен анализ проведенных экспериментальных исследований в соответствии с теорией планирования эксперимента для многокомпонентных систем с учетом фазовых равновесий. Выполнена качественная оценка состава брикетируемого топлива, при котором обеспечивается наибольшая плотность брикета и эффективная производительность, с учетом влажности многокомпонентной смеси. Определены качественные показатели производимого двух- и трехкомпонентного топлива с использованием дифференциально-термического анализа на дериватографе MOM-1500, которые позволяют выявить фазовые превращения и химические реакции, протекающие при нагревании. Сравнительный анализ качественных показателей позволил сделать выводы о возможности применения разработанных составов топлива в эксплуатируемых топливосжигающих установках.

Ключевые слова: твердое топливо, многокомпонентный состав, осадок сточных вод, связующее, углеводородные отходы, теплота сгорания, дифференциально-термический анализ, технология брикетирования, утилизация отходов, нетрадиционные энергоресурсы

Для цитирования: Пехота, А. Н. Исследование термоаналитическими методами энергетических свойств брикетированного многокомпонентного топлива / А. Н. Пехота, С. А. Филатов // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2022. Т. 65, № 2. С. 143–155. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-143-155>

Адрес для переписки

Пехота Александр Николаевич
Белорусский государственный
университет транспорта
ул. Кирова, 34,
246653, г. Гомель, Республика Беларусь
Тел.: +375 23 231-93-45
1555522@mail.ru

Address for correspondence

Pekhota Aleksandr N.
Belarusian State
University of Transport
34, Kirova str.,
246653, Gomel, Republic of Belarus
Tel.: +375 23 231-93-45
1555522@mail.ru

Investigation of Energy Properties of Briquetated Multicomponent Fuel by Thermo-Analytical Methods

A. N. Pekhota¹⁾, S. A. Filatov²⁾

¹⁾Belarusian State University of Transport (Gomel, Republic of Belarus),

²⁾A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus
(Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The paper presents studies on saving energy resources by creating conditions and introducing modern energy-efficient technologies and equipment into production activities that allow to develop the production and use of local fuels, including the use of briquetting of combustible municipal and industrial waste. The purpose and objectives of the work are to study trends and analyze the problems associated with the processing and use of various types of combustible waste generated and accumulated in industrial and agricultural enterprises, as well as in the field of housing and communal services. The main directions of national sustainable development strategy concerning energy and resource saving and rational use of natural and secondary resources are considered in the paper. Methods for briquetting multicomponent compositions of combustible wastes with the possibility of obtaining solid fuels have been studied. An innovative production technology developed by the authors is described that makes it possible to process waste products by briquetting with the use of various binders. The results are presented and the analysis of the conducted experimental studies is carried out in accordance with the theory of experiment planning for multicomponent systems, taking into account phase equilibria. A qualitative assessment of the component composition of the briquetted fuel, which ensures the highest density of the briquette and effective performance, is carried out taking into account of the moisture content of the multicomponent mixture. Qualitative indicators of the produced two- and three-component fuels have been determined using differential thermal analysis on the MOM-1500 derivatograph, which make it possible to identify phase transformations and chemical reactions occurring during heating. Comparative analysis of qualitative indicators has permitted to draw conclusions about the possibility of using the developed fuel compositions in operated fuel combustion plants.

Keywords: solid fuel, multicomponent composition, sewage sludge, binder, hydrocarbon waste, calorific value, differential thermal analysis, briquetting technology, recycling, non-traditional energy resources

For citation: Pekhota A. N., Filatov S. A. (2022) Investigation of Energy Properties of Briquetated Multicomponent Fuel by Thermo-Analytical Methods. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 65 (2), 143–155. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-143-155> (in Russian)

Введение

Для национальной экономики любой страны, в том числе Республики Беларусь, одной из важнейших задач является рациональное и эффективное использование топливно-энергетических ресурсов. Основным объемом экономии получают за счет внедрения в производство современных энергоэффективных технологий, оборудования и материалов. Большое внимание уделяется мероприятиям по вовлечению в топливно-энергетический баланс страны таких возобновляемых источников энергии, как местные виды топлива и отходы собственного производства.

Национальной стратегией по обращению с твердыми коммунальными отходами и вторичными материальными ресурсами в Республике Беларусь на период до 2035 г. предусмотрено, что к 2030 г. уровень переработки отходов должен составлять 40 %. Эта задача реализуется за счет рационального использования природных ресурсов, предотвращения образования отходов, их максимального вовлечения в хозяйственный оборот в качестве дополнительных источников сырья, материалов и применения в виде гранулированного топлива, RDF-топлива и брикетов для производства тепловой и электрической энергии [1, 2].

В связи с этим необходимо разработать технологии производства топлива с использованием горючих отходов, обеспечивающие его экологически безопасное сжигание.

Основная часть

Различные виды горючих отходов отличаются происхождением, дисперсностью, структурой, наличием в химическом составе механических примесей и включений, повышенной влажностью, а также гранулометрическим составом. Кроме того, в них присутствуют нежелательные антропогенные вещества, затрудняющие экологически безопасное сжигание. Все это не позволяет перерабатывать такого рода отходы на существующем оборудовании, применяемом в традиционных технологиях производства брикетированного и гранулированного топлива.

Как показали исследования [3–7], решением указанной проблемы является специализированный подбор оптимального многокомпонентного состава с обязательным использованием в брикетируемой смеси экологически чистых отходов. Такой подход обеспечивает сбалансированное соотношение химических элементов в конечном составе топлива и нормированные параметры содержания и выбросов вредных веществ при сжигании в котлоагрегатах.

Разработанная технология многокомпонентного брикетирования базируется и на таком обязательном факторе, как использование связующего в составе топливной смеси. Продолжительный опыт экспериментальных исследований, изучение моделей процесса и практика брикетирования позволили определить группу отходов, успешно применяемых в качестве связующего [4, 7]. Среди них широкий спектр углеводородсодержащих отходов, использование которых в составе топлива допускается ТКП 17.11-01–2009: гидролизный лигнин, отходы очистных сооружений предприятий деревообработки, целлюлозно-бумажных производств, городской коммунально-бытовой канализации (осадок сточных вод) и др.

На рис. 1 представлена принципиальная технологическая схема многокомпонентного брикетирования твердого топлива (MSF-топливо) с использованием связующих.

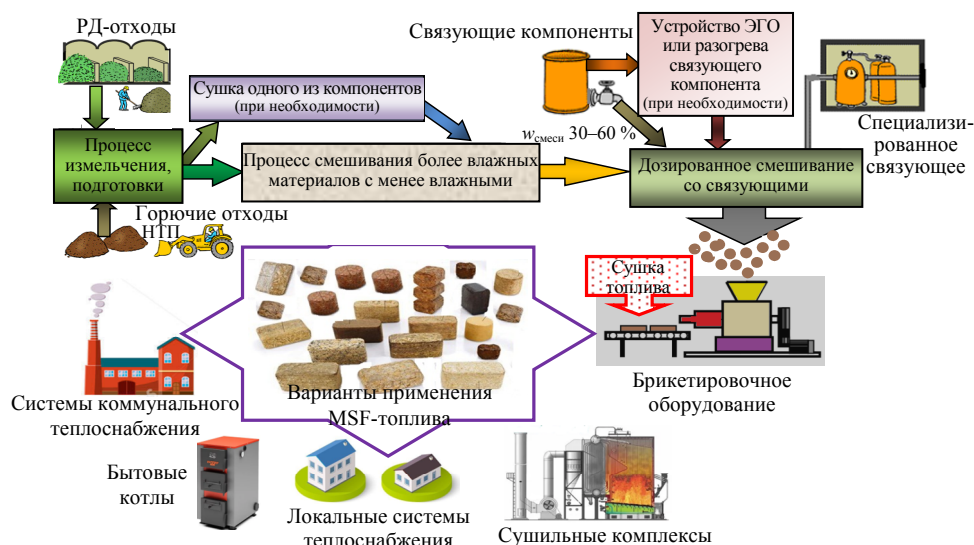


Рис. 1. Принципиальная технологическая схема брикетирования MSF-топлива с использованием связующих методом непрерывного брикетирования влажных многокомпонентных составов

Fig. 1. Basic technological scheme of MSF briquetting using binders by continuous briquetting method of wet multicomponent compositions

В многокомпонентном брикетировании используются в том числе различные измельченные горючие отходы растительно-древесного происхождения (РД-отходы) – отходы деревообработки, лесозаготовок, уборки и переработки сельскохозяйственных культур (солома, лузга, шелуха, костра и т. п.). В большинстве разработанных многокомпонентных составов это базовый компонент, к которому добавляют другие виды загрязненных горючих отходов в оптимальном соотношении. Так, например, связующими компонентами могут быть отработанные нефтесодержащие сорбенты, топливные и масляные элементы фильтров, донные отложения мазутных резервуаров, опилки и ветошь, насыщенные нефтепродуктами, осадки сточных вод очистных сооружений, отходы птицеводства и животноводства, гидролизного производства, горючие коммунально-бытовые отходы и т. п. Важным условием их применения является определенный технологический цикл подготовки [5–7].

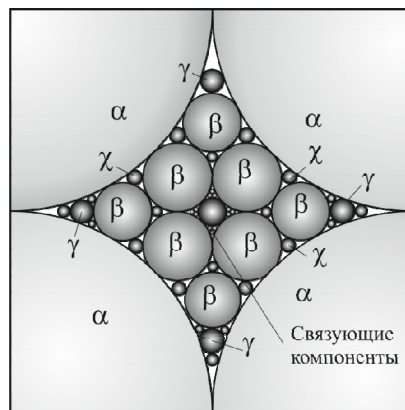
К основным факторам, определяющим формирование структурного каркаса многокомпонентного брикета, относятся гранулометрический состав, активность поверхности, влажность брикетируемой смеси, условия и пропорции смешивания компонентов, давление, создаваемое в матрице при брикетировании. Гранулометрический состав определяется суммарной поверхностью соприкосновения брикетируемых частиц, количеством и величиной пустот в структурном каркасе топлива, содержанием остроугольных частиц, рельефом их поверхности и обязательным наличием пылевидных частиц.

Принцип уплотнения смеси с частицами различной крупности при производстве MSF-топлива (рис. 2) заключается в создании структурной ком-

позиции, отвечающей наиболее плотной упаковке и обеспечивающей в дальнейшем качественные механические и энергетические показатели твердого топлива.

Рис. 2. Схема структуры с наиболее плотной упаковкой зерен диаметром α , β , γ , χ в многокомпонентной смеси при брикетировании твердого топлива

Fig. 2. Diagram of the structure with the most dense packing of grains with diameters α , β , γ , χ in a multicomponent mixture during solid fuel briquetting



Четыре крупных зерна α условно принимаются за сферы, которые, касаясь друг друга, образуют фигуру в виде криволинейного ромба. Свободное пространство заполняется зернами β . Далее пространство между зернами α и β занимают зерна γ и χ . Таким образом, при создании многокомпонентного твердого топлива, начиная с зерна α (его размеры не более 8–10 мм, объемная составляющая не более 20 %), происходит упаковка зерен различного размера в оптимальной пропорции, а включение пылевидных частиц и углеродсодержащих отходов приводит к повышению удельной поверхности и, следовательно, уплотнению брикетов в результате активного заполнения пустот.

Научная новизна предлагаемой технологии состоит в использовании математических моделей, позволяющих рассчитать оптимальное с энергетической и экологической точек зрения соотношение компонентов топлива исходя из их физико-химического состава, получить брикетированное топливо с учетом особенностей используемых для сжигания энергоустановок, а также достигнуть оптимальной производительности брикетирования и наибольшей плотности брикетов с помощью разработанной установки и инновационного технологического процесса, защищенного патентами [8–10] и заявками на изобретения.

Для решения указанной задачи использовались алгоритм, реализующий теорию планирования эксперимента и математическое моделирование процессов получения составов топлива и распространения выбросов при его сжигании в слоевых топках, система компьютерной математики Mathcad и математический программный комплекс STATISTICA 7 (промышленная статистика, планы для смесей с ограничениями). В процессе моделирования достигнуты условия, при которых получена достоверная информация о брикетировании двух- и трехкомпонентных составов топлива и протекающих процессах с количественной оценкой точности методами регрессионного анализа [11, 12]. Геометрическая интерпретация полного факторного эксперимента для трехкомпонентного топлива представлена на рис. 3.

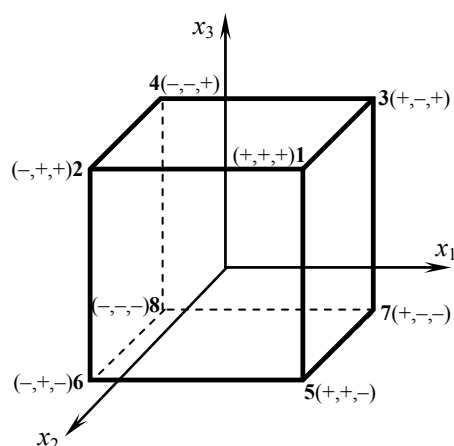


Рис. 3. Геометрическая интерпретация полного факторного эксперимента для трехкомпонентного топлива
Fig. 3. Geometric interpretation of the full factorial experiment for a three-component fuel

Изучение физико-химических процессов, происходящих в сложных гетерогенных системах, осуществлено в соответствии с учением о фазовых равновесиях, представляющих собой общие закономерности для равновесных систем, содержащих любое число фаз и компонентов и подчиняющихся правилу фаз Гиббса. Проведенные экспериментальные исследования показали, что на многокомпонентную топливную смесь с учетом ее равновесия существенное влияние оказывают два основных внешних фактора – температура и давление.

Цель исследований – анализ и нахождение оптимального многокомпонентного состава твердого топлива с применением трансформированного цикла улучшения качества Шухарта – Деминга – цикла МАІС, включающего графическую визуализацию результатов в виде состав – свойство. Так, с помощью программы STATISTICA 7 получены адекватные уравнения регрессии, характеризующие степень влияния каждого компонента и их попарных сочетаний на показатели производительности брикетирования и плотность производимого топлива. На основе уравнений регрессии построены поверхности отклика с применением метода Гиббса – Розебома, представляющие собой равносторонние треугольники (рис. 4), вершины которых соответствуют заданному варьированию содержания компонентов – влажности смеси (А), осадка сточных вод (В), измельченных древесных отходов (С) и нефтешламов (D).

На основании теории планирования эксперимента, позволяющей получить математическое описание протекающего в установке технологического процесса, в виде уравнения множественной регрессии второго порядка с учетом анализа и обработки результатов выполненных опытов определено, что при влажности брикетируемой смеси 38–42 %, производительности установки по производству многокомпонентного твердого топлива 18 кг/мин, содержании в составе смеси 32,8–48,6 % осадков сточных вод, 3 % углеродсодержащих отходов плотность брикета составляет 0,86 кг/м³.

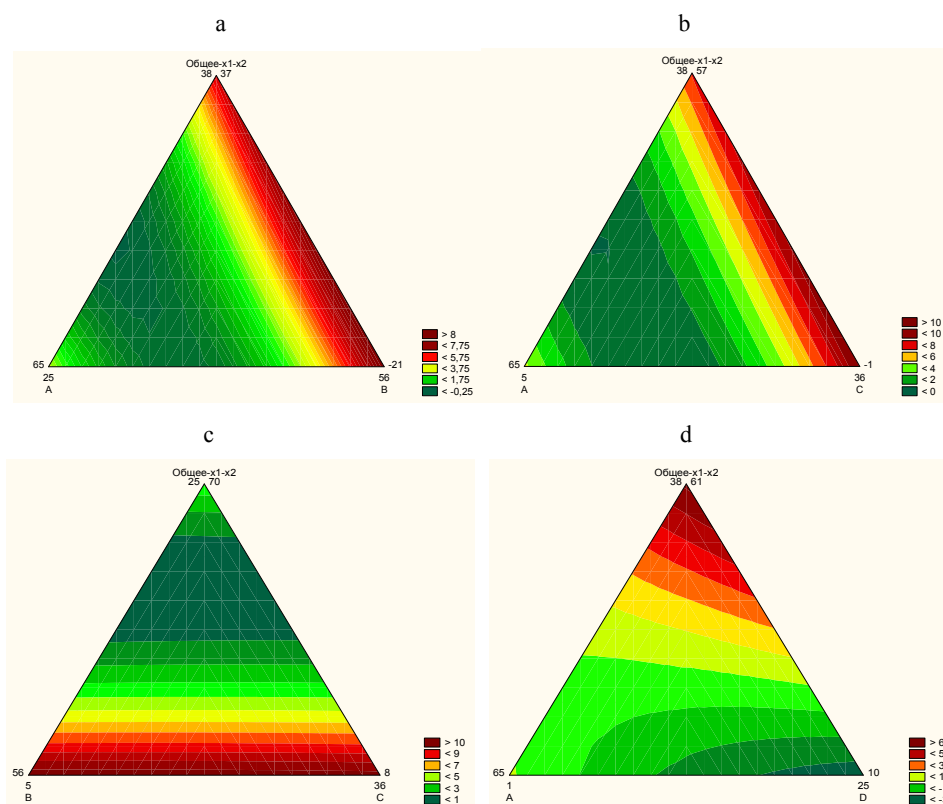


Рис. 4. Графическое изображение влияния компонентного состава на определяемые характеристики (a–d)

Fig. 4. Graphic representation of the effect of the component composition on the determined characteristics (a–d)

На рис. 5 представлены брикеты, изготавливаемые по инновационной технологии производства многокомпонентного топлива с использованием горючих отходов.



Рис. 5. Внешний вид многокомпонентного твердого топлива: а – сушка брикета в контейнере; б – брикет, получаемый на производстве

Fig. 5. Appearance of multicomponent solid fuel: а – briquette drying in container; б – briquette obtained in production

Использование отходов со связующими свойствами в технологии многокомпонентного брикетирования с измельченными горючими сыпучими отходами различного происхождения решает ряд комплексных задач, таких как комбинированная утилизация различных видов отходов, уменьшение объемов и площадей их складирования, экономически целесообразная транспортировка брикетированной продукции на значительные расстояния, а также возможность сжигать брикеты в котлоагрегатах со слоевыми топками [11, 13].

Исследования позволили в процессе подготовки многокомпонентных смесей достигать гомогенизации с выделением природных связующих компонентов без химического и термического воздействия. Так, при обработке отходов импульсным искровым разрядом с применением метода электрогидравлической обработки можно снижать содержание нежелательных химических веществ, что обеспечивает экологичность получаемого топлива. За счет определенной частоты и силы разряда достигается необходимая консистенция влажной смеси с мелкодисперсными частицами и связующими веществами, образующими коллоидно-дисперсные растворы, пригодные к брикетированию [13].

Для изучения теплотехнических характеристик и фактических значений основных показателей твердого топлива (рис. 6) выполнены традиционные лабораторные исследования в соответствии с ГОСТ 33515, ГОСТ 33513, ГОСТ 2408.3, ГОСТ 33511, ГОСТ 33108, дополненные изотермическими и неизотермическими методами термического разложения веществ, дифференциально-термическими и термогравиметрическими методами анализа. Они позволяют рассчитать кинетические константы соответствующих процессов, тепловые эффекты реакции, определить температуру начала разложения и другие характеристики [14].



Рис. 6. Внешний вид топлива:
а – двухкомпонентного МРД2-1с; б – трехкомпонентного МСУ8-1с

Fig. 6. Fuel appearance:
а – two-component MPD2-1c; б – three-component MSU8-1c

Дифференциально-термический анализ (ДТА) позволил выявить фазовые превращения и химические реакции, протекающие в многокомпонентном топливе при нагревании, по термическим эффектам, сопро-

вождающим эти изменения. При помощи ДТА легко установить динамику энтальпии, связанную с химическими реакциями, происходящими в материале под влиянием теплоты, изменение состояния и превращение фаз в данной пробе. На основании кривой термографии можно производить стехиометрические расчеты или вычислять процентное содержание веществ [14, 15].

Указанные анализы выполнены на дериватографе MOM-1500 (Венгрия), позволяющем определить с высокой точностью энергетическое состояние топлива и его компонентов, характер протекающих физических или химических превращений, подобрать компоненты смесей требуемого качества, определить эффективность катализирующих и связующих добавок.

Результаты термического анализа многокомпонентного твердого топлива представлены на рис. 7–9.

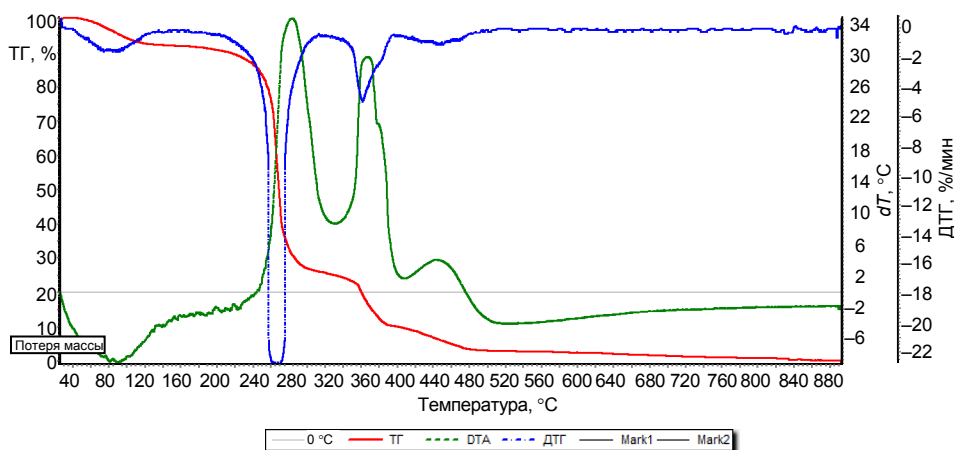


Рис. 7. Дериватограмма двухкомпонентного твердого топлива марки МРД2-1с

Fig. 7. Derivatogram of two-component solid fuel of the brand MRD2-1c

Согласно анализу дериватограммы двухкомпонентного топлива марки МРД2-1с (древесные опилки 98 %, связующее жидкое стекло 2 %) (рис. 7), терморазложение топлива начинается с испарения свободной влаги (ее содержание 8 %), что заметно по потере массы при достижении максимальной температуры 100 °C. При температуре около 260 °C начинается интенсивная деструкция основных компонентов топлива и отмечается первый эндотермический пик горения 320 °C. В результате на графике образуется ступенчатый пик в интервале 260–320 °C, когда происходит выделение основной массы летучих продуктов с потерей 65,3 % массы. При этом наблюдаются еще два эндотермических пика горения, указывающие на реакции вторичного пиролиза топлива в интервалах 340–400 и 420–480 °C с выделением летучих продуктов и потерей 13–15 и 7 % массы соответственно. Зольность топлива составила 5 % при допустимом ГОСТ 11022 значении 20 %.

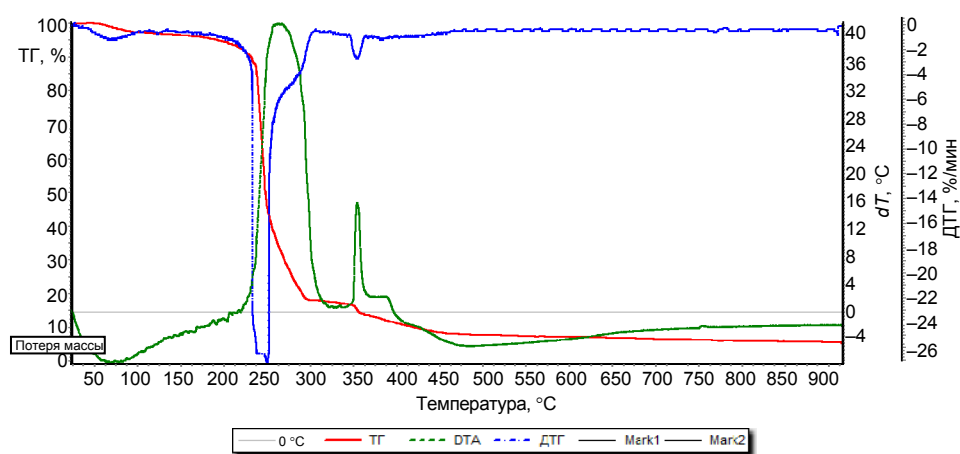


Рис. 8. Дериватограмма трехкомпонентного твердого топлива марки МСУ8-1с

Fig. 8. Derivatogram of three-component solid fuel of the brand MSU8-1c

Термический анализ трехкомпонентного топлива марки МСУ8-1с (древесные опилки 70 %, лигнин 15 %, нефтешламы 15 %) показывает (рис. 8), что его терморазложение также начинается с испарения свободной влаги (содержание 3 %), что заметно по потере массы при 65–85 °С. При температуре около 230 °С начинается интенсивная деструкция основных компонентов топлива и отмечается первый эндотермический пик горения 300 °С. Образуется ступенчатый пик в интервале 230–300 °С, сопровождаемый выделением летучих веществ с потерей 75,0 % массы. Наблюдаются еще два эндотермических пика горения, указывающие на реакции вторичного пиролиза топлива в интервалах 350–370 °С с потерей 3 % массы и 380–390 °С с потерей 1 % массы летучих продуктов. Зольность топлива 8 %.

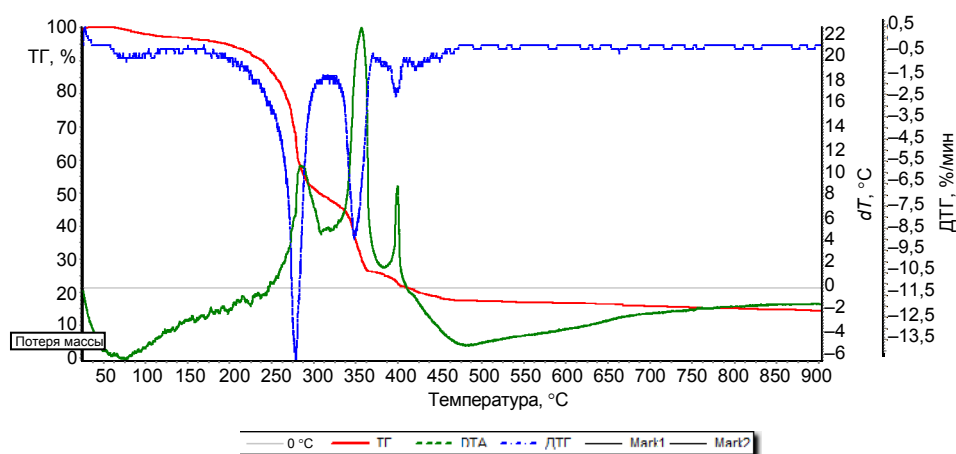


Рис. 9. Дериватограмма двухкомпонентного твердого топлива марки МКУ1-1с

Fig. 9. Derivatogram of two-component solid fuel of the brand MKU1-1c

Терморазложение двухкомпонентного топлива марки МКУ1-1с (древесные опилки 50 %, осадки сточных вод очистных сооружений 50 %) (рис. 9) также начинается с испарения свободной влаги (содержание 2 %), что заметно по потере массы при достижении максимальной температуры в 78 °С. При температуре около 260 °С начинается интенсивная деструкция основных компонентов топлива и отмечается первый эндотермический пик горения 320 °С. В результате образуется ступенчатый пик в интервале 260–320 °С, сопровождаемый выделением основной массы летучих веществ с потерей 40,0 % массы. При этом наблюдаются еще два эндотермических пика горения, указывающие на реакции вторичного пиролиза топлива в интервалах 350–380 °С с дополнительной потерей 20 % массы и 400–420 °С с потерей 5 % массы летучих продуктов. Зольность 18 %.

Таким образом, зольность трехкомпонентного топлива марки МСУ8-1с незначительно выше, чем двухкомпонентного МРД2-1с, что объясняется наличием минеральных компонентов в составе нефтешламов. При этом показатели зольности всех трех марок твердого топлива соответствуют требованиям ГОСТ 11022, ГОСТ 33511.

ВЫВОДЫ

1. Методом дифференциально-термического анализа установлены температуры превращений, фазовый состав, теплота реакций, зольность топлива и другие параметры, дающие представление о качественных характеристиках нового альтернативного источника энергии на основе многокомпонентных составов горючих отходов.

2. Получены математические модели, позволяющие рассчитать оптимальное с энергетической и экологической точек зрения соотношение компонентов топлива исходя из их физико-химического состава. Особенность реализации такой технологии заключается в подборе компонентов топлива с минимальной влажностью, при которой обеспечивается наибольшая плотность брикетов.

3. Получены результаты численного моделирования по определению оптимального состава брикетированного многокомпонентного топлива, которые подтверждаются данными термического анализа с использованием дериватографа МОМ-1500.

4. Практическая значимость разработанной технологии брикетирования многокомпонентного твердого топлива с оптимальным составом заключается в комплексном использовании различных отходов, что позволяет обеспечить местными видами топлива регионы, а также решать актуальные проблемы по утилизации отходов без применения дорогостоящих котлов-утилизаторов и других технологий утилизации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Национальная стратегия по обращению с твердыми коммунальными отходами и вторичными материальными ресурсами в Республике Беларусь на период до 2035 года:

- утв. пост. Совета Министров Респ. Беларусь 28.07.2017 № 567 // Нац. правовой Интернет-портал Респ. Беларусь, 05.08.2017, 5/44015.
2. Осипов, С. Н. Повышение эффективности получения тепловой энергии из бытовых стоков / С. Н. Осипов, А. В. Захаренко // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2019. Т. 62, № 5. С. 482–498. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-5-482-498>.
 3. Хрусталева, Б. Многокомпонентное твердое топливо на основе малоиспользуемых отходов / Б. Хрусталева, А. Н. Пехота // *Энергетика и ТЭП*. 2011. № 11. С. 16–19.
 4. Хрусталева, Б. М. Энергоэффективное многокомпонентное твердое топливо на основе малоиспользуемых отходов / Б. М. Хрусталева, А. Н. Пехота // *Наука – образованию, производству, экономике: материалы 11-й Междунар. науч.-техн. конф.*: в 4 т. Т. 1. Минск: БНТУ, 2013. С. 146.
 5. Хрусталева, Б. М. Композиционное твердое топливо на основе вторичных горючих отходов / Б. М. Хрусталева, А. Н. Пехота // *Энергоэффективность*. 2016. № 4. С. 18–22.
 6. Multicomponent Solid Fuel Production Technology Using Waste Water / A. N. Pekhota [et al.] // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2021. Т. 64, № 6. С. 525–537. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-6-525-537>.
 7. Хрусталева, Б. М. Технология эффективного использования углеводородсодержащих отходов в производстве многокомпонентного твердого топлива / Б. М. Хрусталева, А. Н. Пехота // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2016. Т. 59, № 2. С. 122–140. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-2-122-140>.
 8. Способ получения топлива твердого многокомпонентного: пат. 18408 Респ. Беларусь, МПК С 10 L 5/48, С 10 L 5/06, С 10 L 5/36 / А. Н. Пехота, Б. М. Хрусталева; заявитель А. Н. Пехота, Б. М. Хрусталева, № а20120656; заявл. 25.04.2012; опубл. 30.08.2014 // *Афіцыйны бюл. Нац. цэнтра інтэлект. уласнасці*. 2014. № 3. С. 174.
 9. Состав для брикетирования топлива многокомпонентного: пат. 18463 Респ. Беларусь МПК С 10 L 5/04, С 10 L 5/48 / А. Н. Пехота, Б. М. Хрусталева; заявитель А. Н. Пехота, Б. М. Хрусталева, № а20120655; заявл. 25.04.2012; опубл. 30.08.2014 // *Афіцыйны бюл. Нац. цэнтра інтэлект. уласнасці*. 2014. № 3. С. 207.
 10. Состав для брикетирования топлива многокомпонентного: пат. 18130 Респ. Беларусь МПК С 10 L 5/44, С 10 L 5/48 / А. Н. Пехота, Б. М. Хрусталева; заявитель А. Н. Пехота, Б. М. Хрусталева, № а20120676; заявл. 30.04.2012; опубл. 30.04.2014 // *Афіцыйны бюл. Нац. цэнтра інтэлект. уласнасці*. 2014. № 2. С. 124.
 11. Пехота, А. Н. Многокомпонентное твердое топливо / А. Н. Пехота; М-во трансп. и коммуникаций Респ. Беларусь, Белорус. гос. ун-т трансп. Гомель: БелГУТ, 2021. 243 с.
 12. Сидняев, П. И. Введение в теорию планирования эксперимента / П. И. Сидняев, Н. Т. Вилисова. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2011. 463 с.
 13. Хрусталева, Б. М. Твердое топливо на основе отходов малоиспользуемых горючих энергоресурсов / Б. М. Хрусталева [и др.] // *Наука и техника*. 2021. Т. 20, № 1. С. 58–65. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2021-20-1-58-65>.
 14. Берг, Л. Г. Введение в термографию / Л. Г. Берг. М.: Наука, 1969. 224.
 15. Термический анализ. Ч. 1. Методы термического анализа / В. И. Ивлева [и др.]. Саранск: Изд-во Мордов. ун-та, 2017. 44 с.

Поступила 21.12.2021 Подписана в печать 15.02.2022 Опубликована онлайн 31.03.2022

REFERENCE

1. National Strategy for the Management of Municipal Solid Waste and Secondary Material Resources in the Republic of Belarus for the Period up to 2035 / Resolution of the Council of Ministers of the Republic of Belarus dated 28.07.2017 No 567.
2. Osipov S. N., Zakharenko A. V. (2019) Improving the Efficiency of Heat Power Generation from Household Drains. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions*

- and Power Engineering Associations, 62 (5), 482–498. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-62-5-482-498> (in Russian).
3. Khroustalev B., Pekhota A. (2011) Multicomponent Solid Fuel Based on Low-Utilized Waste. *Energetika i TEK* [Energy and Fuel and Energy Complex], (11), 16–19.
 4. Khroustalev B. M., Pekhota A. N. (2013) Energy-Efficient Multicomponent Solid Fuel Based on Low-Used Waste. *Science to Education, Industry, Economics: Proceedings of the 11th International Scientific and Technical Conference: in 4 Vol. Vol. 1*. Minsk, BNTU Publ. 146.
 5. Khroustalev B. M., Pekhota A. N. (2016) Composite Solid Fuel Based on Secondary Combustible Waste. *Energoeffektivnost* [Energy Efficiency], (4), 18–22.
 6. Pekhota A. N., Khroustalev B. M., Vu M. P., Romanyuk V. N., Pekhota E. A., Vostrova R. N., Nguyen T. N. (2021) Multicomponent Solid Fuel Production Technology Using Waste Water. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 64 (6), 525–537. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-6-525-537>.
 7. Khroustalev B. M., Pekhota A. N. (2016) Technology for Efficient Usage of Hydrocarbon-Containing Waste in Production of Multi-Component Solid Fuel. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 59 (2), 122–140. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-2-122-140> (in Russian).
 8. Method for Producing Multicomponent Solid Fuel: Patent 18408 Republic of Belarus, MIIK [International Patent Classification] C 10 L 5/48, C 10 L 5/06, C 10 L 5/36 / A. N. Pekhota, B. M. Khroustalev; Applicant: Pekhota A. N., Khroustalev B. M.; No a20120656; Applied on 25.04.2012; Published on 30.08.2014. Official Bulletin. National Center of Intellectual Property. 2014. No 3. P. 174.
 9. Composition for Briquetting Multicomponent Fuel: Patent 18463 Republic of Belarus MIIK C 10 L 5/04, C 10 L 5/48 / A. N. Pekhota, B. M. Khroustalev; Applicant: Pekhota A. N., Khroustalev B. M.; No a20120655; Applied on 25.04.2012; Published on 30.08.2014. Official Bulletin. National Center of Intellectual Property. 2014. No 3. P. 207.
 10. Composition for Briquetting Multicomponent Fuel: Patent 18130 Republic of Belarus MIIK [International Patent Classification] C 10 L 5/44, C 10 L 5/48 / A. N. Pekhota, B. M. Khroustalev; Applicant: Pekhota A. N., Khroustalev B. M.; No a20120676; Applied on 30.04.2012; Published on 30.04.2014. Official Bulletin. National Center of Intellectual Property. 2014. No 2. P. 124.
 11. Pekhota A. N. (2021) *Multicomponent Solid Fuel*. Gomel, BelGUT. 243.
 12. Sidnyaev P. I., Vilisova N. T. (2011) *Introduction to the Theory of Experimental Design*. Moscow, Publishing House of Bauman Moscow State Technical University. 463 (in Russian).
 13. Khroustalev B. M., Pekhota A. N., Nguyen N. T., Vu P. M. (2021) Solid Fuel Based on Waste of Low-Utilized Combustible Energy Resources. *Nauka i Tekhnika = Science and Technique*, 20 (1), 58–65. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2021-20-1-58-65>.
 14. Berg L. G. (1969) *Introduction to Thermography*. Moscow, Nauka Publ. 224.
 15. Ivlev V. I., Fomin N. E., Yudin V. A. [et al.] (2017) *Thermal Analysis. Part. 1. Methods of Thermal Analysis*. Saransk, Publishing House of N. P. Ogarev's Mordovia State University. 44 (in Russian).

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-156-168>

УДК 66.047.7

Исследование тепломассообмена в процессах тепловой обработки и сушки теплоизоляционных материалов

А. И. Ольшанский¹⁾, С. В. Жерносек¹⁾, А. М. Гусаров¹⁾

¹⁾Витебский государственный технологический университет
(Витебск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2022
Belarusian National Technical University, 2022

Реферат. Изложены результаты исследования тепло- и массопереноса в процессах тепловой обработки и сушки теплоизоляционных материалов при значениях теплообменного критерия Био меньше единицы, когда основным фактором является взаимодействие поверхности испарения материала с окружающей средой (внешняя задача). Принималось, что при малых градиентах температуры по сечению влажного тела термическим переносом вещества можно пренебречь, а фазовые превращения отсутствуют (критерий Поснова равен нулю). В результате обработки опытных данных по конвективной тепловой обработке материалов, проведенной методом наименьших квадратов, получены экспериментальные уравнения для расчета кинетики сушки. Приведены уравнения для определения длительности сушки, температуры материала, плотности тепловых потоков. На основе теории регулярного теплового режима получены уравнения для темпа нагрева твердого тела и темпа убыли влагосодержания. Представлены проверка достоверности полученных уравнений и сопоставление расчетных значений параметров с экспериментальными. Установлена экспериментальная зависимость относительной скорости сушки от безразмерного влагосодержания. Приведена зависимость обобщенного времени сушки от относительного влагосодержания. На основе анализа опытных данных по коэффициентам теплопроводности для влажных теплоизоляционных материалов установлены зависимости коэффициентов теплопроводности от влагосодержания и температуры. В результате решения критериального уравнения теплообмена получены значения коэффициентов теплоотдачи для периода падающей скорости сушки. Определены значения критерия Био в процессах сушки пористой керамики и асбеста. Установлено, что отношение темпа убыли влагосодержания к скорости сушки в первом периоде не зависит от режима сушки и является функцией начального влагосодержания.

Ключевые слова: влагосодержание, скорость сушки, коэффициент сушки, температура мокрого термометра, коэффициент теплообмена, число Био, темп нагрева тела

Для цитирования: Ольшанский, А. И. Исследование тепломассообмена в процессах тепловой обработки и сушки теплоизоляционных материалов / А. И. Ольшанский, С. В. Жерносек, А. М. Гусаров // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2022. Т. 65, № 2. С. 156–168. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-156-168>

Адрес для переписки

Ольшанский Анатолий Иосифович
Витебский государственный
технологический университет
просп. Московский, 72,
210038, г. Витебск, Республика Беларусь
Тел.: +375 21 247-50-26
tiomp@vstu.by

Address for correspondence

Ol'shanskii Anatolii I.
Vitebsk State
University of Technology
72, Moskow Ave.,
210038, Vitebsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 21 247-50-26
tiomp@vstu.by

Investigation of Heat and Mass Transfer in the Processes of Heat Treatment and Drying of Thermal Insulation Materials

A. I. Ol'shanskii¹⁾, S. V. Zhernosek¹⁾, A. M. Gusarov¹⁾

¹⁾Vitebsk State University of Technology (Vitebsk, Republic of Belarus)

Abstract. The results of the study of heat and mass transfer in the processes of heat treatment and drying processes of thermal insulating materials when the values of the Biot heat exchange criterion are less than one and the main factor is the interaction of the evaporation surface of the material with the environment (external problem) are presented. It was assumed that at low temperature gradients over the cross section of a wet body, thermal transfer of matter can be neglected, and phase transformations are absent (Posnov's criterion is equal to zero). By processing the experimental data on convective heat treatment of materials carried out by the least squares method, experimental equations for calculating the kinetics of drying have been obtained. Equations are given for determining the duration of drying, material temperature, heat flux density. On the basis of the theory of regular thermal regime, equations for the rate of heating of a solid and the rate of decrease in moisture content have been obtained. The verification of the reliability of the obtained equations and comparison of the calculated values of the parameters with the experimental ones are presented. An experimental dependence of the relative drying rate on the dimensionless moisture content has been established. The dependence of the generalized drying time on the relative moisture content is given. Also, based on the analysis of the experimental data on the thermal conductivity coefficients for wet thermal insulation materials, the dependences of the thermal conductivity coefficients on moisture content and temperature have been established. As a result of solving the criterion heat transfer equation, the values of the heat transfer coefficients for the period of the decreasing drying rate are obtained. The values of the Biot criterion in the processes of drying porous ceramics and asbestos are determined, too. It has been determined that the ratio of the moisture content loss rate to the drying rate in the first period does not depend on the drying mode and is a function of the initial moisture content.

Keywords: moisture content, drying rate, drying coefficient, wet bulb temperature, heat transfer coefficient, Biot number, body heating rate

For citation: Ol'shanskii A. I., Zhernosek S. V., Gusarov A. M. (2022) Investigation of Heat and Mass Transfer in the Processes of Heat Treatment and Drying of Thermal Insulation Materials. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 65 (2), 156–168. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-156-168> (in Russian)

Введение

Тепловая обработка влажных материалов – один из самых энергоёмких процессов. При его проведении теплота парообразования составляет 2200–2500 кДж/кг при атмосферном давлении и температуре теплоносителя 90–150 °С. Соответственно выбор теплового режима и типа аппарата для сушки конкретного материала влияет на энергоэффективность работы установки, расход энергии на тепловую обработку и качество обрабатываемого материала [1–4]. Поэтому, наряду с аналитическими, необходимы экспериментальные исследования по теплообмену, основанные на наиболее общих закономерностях протекания теплового процесса.

Постановка задачи. Основными характеристиками тепловой обработки и сушки влажных материалов, влияющими на качество обрабатываемо-

го продукта, являются длительность процесса, температура материала, плотность тепловых потоков, интенсивность тепломассообмена. Все необходимые расчетные кинетические зависимости могут быть получены из дифференциальных уравнений тепломассообмена. Однако такая задача сложна, а получить точное аналитическое решение достаточно трудно. Поэтому необходимы экспериментальные исследования для разработки простых, надежных опытных уравнений с минимальным количеством констант, определяемых экспериментально [2–5].

Кинетика тепловой обработки и сушки материалов

В процессе сушки тонких влажных материалов теплообменный критерий Био меньше единицы ($Bi < 1$), и при малых градиентах температуры по сечению тонкого влажного тела термическим переносом вещества можно пренебречь (критерий Поснова $Pn = 0$) [2, 4, 6]. В отсутствие термического переноса вещества интенсифицируется диффузионный перенос влаги к поверхности материала, и лимитирующим фактором является внешний тепломассообмен поверхности материала с внешней средой [2, 4]. В этом случае интенсифицировать внешний тепломассообмен можно за счет активизации гидродинамического режима в аппарате, если не нарушается технологический процесс [3].

На рис. 1 представлены зависимости среднего влагосодержания $\bar{u}$ от времени сушки τ (рис. 1а) и среднеинтегральной температуры $\bar{t}$ от среднего влагосодержания материала (рис. 1б) в процессах сушки листового асбеста и керамики, образующие кривые сушки и температурные кривые.

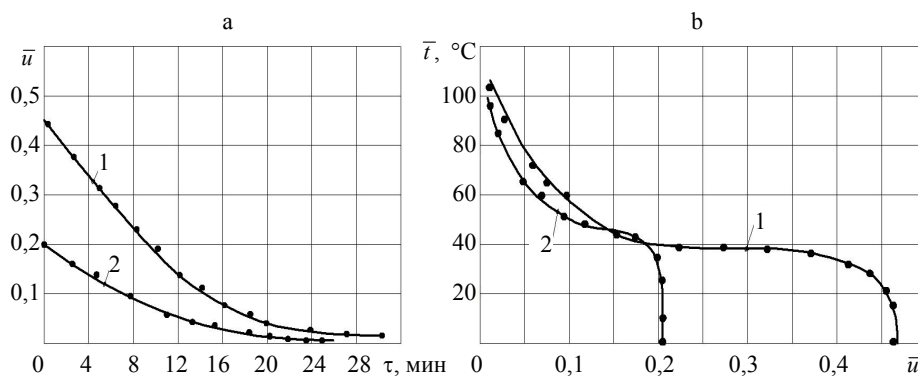


Рис. 1. Кривые сушки $\bar{u} = f(\tau)$ (а) и температурные кривые $\bar{t} = f(\bar{u})$ (б) при тепловой обработке и сушке:

- 1 – листового асбеста (режим сушки: температура среды $t_c = 120$ °C; скорость воздуха $v = 5$ м/с; относительная влажность воздуха $\phi = 5$ %);
2 – пористой керамики ($t_c = 120$ °C; $v = 3$ м/с; $\phi = 5$ %)

Fig. 1. Curves of drying $\bar{u} = f(\tau)$ (a) and temperature curves $\bar{t} = f(\bar{u})$ (b) for heat treatment and drying of: 1 – asbestos sheets (drying modes: ambient temperature $t_c = 120$ °C; air speed $v = 5$ m/s; relative humidity $\phi = 5$ %); 2 – porous ceramics ($t_c = 120$ °C; $v = 3$ m/s; $\phi = 5$ %)

Тепловая обработка тонких влажных материалов протекает с наличием периодов постоянной и падающей скорости сушки (первый период) и постоянной температуры на уровне температуры мокрого термометра $\bar{t}_{\text{м.т.}}$. Периоды совпадают до значения критического влагосодержания $\bar{u}_{\text{кр}}$, а при $\bar{u} < \bar{u}_{\text{кр}}$ начинается второй период с $\bar{t} > \bar{t}_{\text{м.т.}}$, протекающий в условиях регулярного теплового режима [2–5].

Тепломассообмен при тепловой обработке и сушке материалов и вывод расчетных уравнений

Термическая обработка и сушка влажных материалов – это нестационарные процессы тепло- и массопереноса. В случае нагревания тонкого плоского влажного тела, когда теплообменный критерий $Bi \ll 1$, а начальное распределение температуры внутри тела равномерное, между поверхностями пластины теплообмен с окружающей средой происходит по закону Ньютона. Градиент температуры в середине пластины равен нулю, и вместо уравнения теплопроводности Фурье можно воспользоваться балансовым уравнением теплоты, Вт/м² [6–8]:

$$c_{\text{вл}} \rho R_V \frac{d\bar{t}}{d\tau} = \bar{\alpha} (t_c - \bar{t}), \quad (1)$$

где $c_{\text{вл}}$ – средняя удельная теплоемкость влажного тела, Дж/(кг·°C); ρ – плотность материала, кг/м³; $R_V = V/F$ – отношение объема тела к площади поверхности, м; $\frac{d\bar{t}}{d\tau}$ – скорость нагрева тела, °C/с; $\bar{t}$ – среднеинтегральная температура, °C; $\bar{\alpha}$ – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·°C); t_c – температура среды, °C.

Интегрированием (1) получим для второго периода сушки [7]

$$\frac{t_c - \bar{t}}{t_c - t_{\text{м.т.}}} = \exp\left(-\frac{\bar{\alpha}}{c_{\text{вл}} \rho R_V} \tau_{\text{II}}\right), \quad (2)$$

где τ_{II} – время сушки во втором периоде, отсчитываемое от нуля, мин.

Комплекс $\frac{\bar{\alpha}}{c_{\text{вл}} \rho R_V}$ при $Bi \ll 1$ представляет собой темп нагрева влажного тела m_t [6, 9, 10].

Средняя удельная теплоемкость многих твердых тел почти не зависит от температуры и для влажных материалов определяется уравнением

$$c_{\text{вл}} = c_o + c_b \bar{u},$$

где c_o – удельная теплоемкость сухого тела, Дж/(кг·°C); c_b – теплоемкость воды, Дж/(кг·°C).

Плотность теплового потока во втором периоде, Вт/м² [7]:

$$q_{\text{II}} = c_{\text{вл}} \rho R_V \frac{d\bar{t}}{d\tau}. \quad (3)$$

Дифференцируя решение (2) и подставляя результат в (3), получим

$$\frac{q_{II}}{\bar{\alpha}_{кр}(t_c - t_{м.т})} = \exp\left(-\frac{\bar{\alpha}}{c_b \rho R_V} \tau_{II}\right), \quad (4)$$

где $\bar{\alpha}_{кр}$ – коэффициент теплоотдачи в первом периоде.

Запишем (4) в виде

$$\frac{q_{II}}{q_I} = \frac{\bar{\alpha}(t_c - \bar{t})}{\bar{\alpha}_{кр}(t_c - t_{м.т})} = \exp(-m_t \tau_{II}), \quad (5)$$

где q_I , q_{II} – плотность теплового потока в первом и втором периодах тепловой обработки.

Основное уравнение кинетики сушки А. В. Лыкова [11–14] представим как

$$\frac{q_{II}}{q_I} = \frac{\bar{\alpha}(t_c - \bar{t})}{\bar{\alpha}_{кр}(t_c - t_{м.т})} = N^* (1 + Rb), \quad (6)$$

где N^* – относительная скорость сушки; Rb – число Ребиндера.

При конвективном подводе теплоты к влажному тонкому телу ее расход на нагревание материала значительно меньше, чем на испарение из него влаги, и $Rb \ll 1$. В первом периоде $Rb = 0$. Если пренебречь малыми значениями числа Ребиндера, из (5) и (6) следует

$$\frac{q_{II}}{q_I} \approx N^* \approx \exp(-m_t \tau_{II}). \quad (7)$$

Относительная скорость сушки N^* не зависит от режима тепловой обработки и для каждого конкретного материала является только функцией влагосодержания [2, 12]. В результате обработки экспериментальных данных по тепловой обработке пористой керамики и листового асбеста для зависимости $N^* = f(\bar{u} / u_{кр})$, изображенной на рис. 2, получим:

$$N^* \approx 0,2 \exp\left(1,5 \frac{\bar{u}}{u_{кр}}\right) \text{ или } N^* \approx \left(\frac{\bar{u}}{u_{кр}}\right)^{1,6}. \quad (8)$$

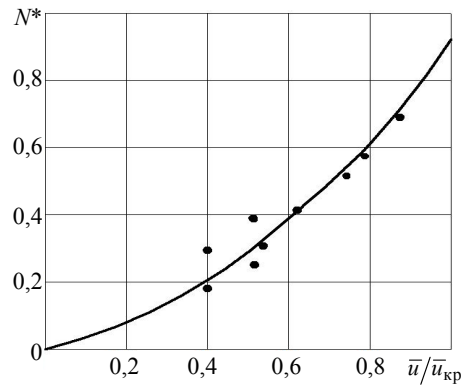
Среднеинтегральная температура материала для периода убывающей скорости может быть приближенно вычислена через отношение времени по периодам τ_{II}/τ_I . В результате обработки экспериментальных данных по конвективной сушке для исследуемых материалов получено приближенное уравнение [9, 10]

$$\frac{t_c - \bar{t}}{t_c - t_{м.т}} = \exp\left(-\beta \frac{\tau_{II}}{\tau_I}\right), \quad (9)$$

где β – коэффициент, определяемый опытным путем.

Рис. 2. Зависимость $N^* = f(\bar{u}/u_{кр})$ для тепловой обработки и сушки пористой керамики и листового асбеста ($t_c = 90, 120^\circ\text{C}$; $v = 3, 5, 10 \text{ м/с}$; $\varphi = 5\%$)

Fig. 2. Dependence $N^* = f(\bar{u}/u_{кр})$ of heat treatment and drying porous ceramics and sheet asbestos ($t_c = 90, 120^\circ\text{C}$; $v = 3, 5, 10 \text{ м/с}$; $\varphi = 5\%$)



Подставляя время сушки в первом периоде, получим

$$\bar{t} = t_c - (t_c - t_{м.т}) \exp\left(-\beta N \frac{\tau_{II}}{\bar{u}_0 - \bar{u}_{кр}}\right), \quad (10)$$

где N – скорость сушки в первом периоде, мин^{-1} .

В (10) для керамики и листового асбеста $\beta \approx 0,040$, для шерстяного войлока $\beta \approx 0,135$.

На основании полной системы дифференциальных уравнений тепло- и массопереноса для частного случая при отсутствии в материале термического переноса вещества и фазовых превращений посредством предельного перехода ($Pn = 0$) А. В. Лыковым [6] дано решение для относительных температур и влагосодержания:

$$\frac{t_c - \bar{t}}{t_c - t_n} = f(-Bi \, Fo); \quad (11)$$

$$\frac{\bar{u} - u_p}{\bar{u}_0 - u_p} = f(-Bi_m \, Fo_m), \quad (12)$$

где t_n – начальная температура материала, $^\circ\text{C}$; u_p – равновесное влагосодержание; Bi , Bi_m , Fo , Fo_m – тепло- и массообменные критерии Био и Фурье.

Комплексы критериев $BiFo$, $Bi_m Fo_m$ – это функции соответственно $m_t \tau_{II}$, $m_u \tau$ [5, 8, 9, 13]. Темп убыли влагосодержания m_u является сложной функцией режима сушки начального влагосодержания $\bar{u}_0$, скорости сушки в первом периоде N и ряда других факторов, влияющих на процесс.

Обработкой опытных данных по сушке пористой керамики, листового асбеста, шерстяного войлока, технического картона, натуральной кожи при различных режимах сушки для зависимости $m_u/N = f(\bar{u}_0)$, изображенной на рис. 3, получена приближенная зависимость, которая аппроксимируется уравнением [9, 10]

$$m_u \approx 8,7 N \exp(2\bar{u}_0). \quad (13)$$

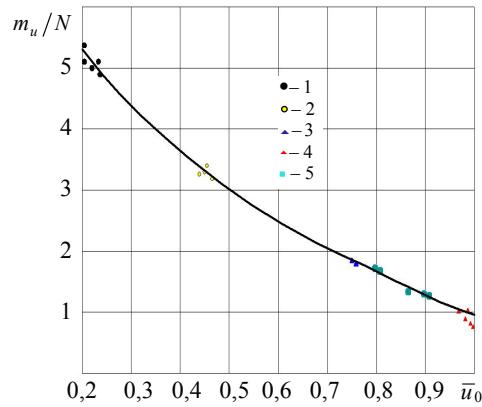


Рис. 3. Зависимость комплекса m_u/N от начального влагосодержания материала $\bar{u}_0$ для процессов тепловой обработки и сушки: 1 – керамики (режим сушки: $t_c = 90, 120^\circ\text{C}$; $v = 3, 5$ м/с); 2 – листового асбеста ($t_c = 90, 120^\circ\text{C}$; $v = 3, 5, 10$ м/с); 3 – шерстяного войлока ($t_c = 90, 120^\circ\text{C}$; $v = 3, 5$ м/с); 4 – технического картона ($t_c = 90, 110^\circ\text{C}$; $v = 3, 5$ м/с); 5 – натуральной кожи ($t_c = 40, 50, 60^\circ\text{C}$; $v = 0,5, 1,0, 2,0$ м/с)

Fig. 3. Dependence of the complex m_u/N on the initial moisture content of the material $\bar{u}_0$ for the processes of heat treatment and drying:

- 1 – ceramics (drying mode: $t_c = 90, 120^\circ\text{C}$; $v = 3, 5$ м/с);
2 – sheet asbestos ($t_c = 90, 120^\circ\text{C}$; $v = 3, 5, 10$ м/с);
3 – woolen felt ($t_c = 90, 120^\circ\text{C}$; $v = 3, 5$ м/с); 4 – technical cardboard
($t_c = 90, 110^\circ\text{C}$; $v = 3, 5$ м/с); 5 – natural leather ($t_c = 40, 50, 60^\circ\text{C}$; $v = 0,5, 1,0, 2,0$ м/с)

Из (11), (12) находим среднеинтегральную температуру материала и длительность процесса тепловой обработки и сушки:

$$\bar{t} = t_c - (t_c - t_{\text{м.т}}) \exp(-m_t \tau_{\text{II}}); \quad (14)$$

$$\tau = -\frac{1}{m_u} \ln \frac{\bar{u} - u_p}{\bar{u}_0 - u_p}. \quad (15)$$

В результате обработки опытных данных по тепловой обработке и сушке керамики, асбеста, шерстяного войлока, технического картона для различных режимов при конвективной сушке установлена формула для темпа нагрева [9, 10]

$$m_t \approx 0,105 \exp(-2\bar{u}_{\text{кр}}). \quad (16)$$

Запишем (6) в виде выражения для теплообменных критериев Нуссельта [11]

$$\frac{\text{Nu}}{\text{Nu}_{\text{кр}}} = \frac{\bar{\alpha}}{\bar{\alpha}_{\text{кр}}} = \left(\frac{\bar{u}}{\bar{u}_{\text{кр}}} \right)^n \frac{t_c - \bar{t}}{t_c - t_{\text{м.т}}} = \frac{\bar{u} - u_p}{\bar{u}_{\text{кр}} - u_p} (1 + \text{Rb}), \quad (17)$$

где Nu , $\text{Nu}_{\text{кр}}$, $\bar{\alpha}_{\text{кр}}$, $\bar{\alpha}$, – критерии Нуссельта и коэффициенты теплоотдачи в первом и втором периодах; $n = 0,5$ [11].

Принимая $u_p = 0$ и $\text{Rb} = 0$, получим

$$\frac{t_c - \bar{t}}{t_c - t_{\text{м.т}}} = \left(\frac{\bar{u}}{\bar{u}_{\text{кр}}} \right)^{1-n} = \left(\frac{\bar{u}}{\bar{u}_{\text{кр}}} \right)^{0,5}.$$

Температура на поверхности материала

$$\bar{t} = t_c - (t_c - t_{\text{м.т}}) \left(\frac{\bar{u}}{\bar{u}_{\text{кр}}} \right)^{0,5}. \quad (18)$$

При исследованиях кинетики сушки различных материалов широко используется комплексная переменная $N\tau$, называемая обобщенным временем сушки, которая при заданном начальном влагосодержании материала $\bar{u}_0$ не зависит от режима тепловой обработки [2, 3, 12].

На рис. 4а представлена зависимость $N\tau_{\text{II}}$ от относительного влагосодержания $\bar{u}/\bar{u}_{\text{кр}}$ для процессов сушки пористой керамики, листового асбеста и шерстяного войлока. Кривые выражаются уравнением

$$N\tau_{\text{II}} \approx B \exp(-2,2 \bar{u} / \bar{u}_{\text{кр}}), \quad (19)$$

где B – коэффициент, определяемый опытным путем.

Длительность процесса с учетом времени сушки в первом периоде

$$\tau = \frac{1}{N} \left((\bar{u}_0 - \bar{u}_{\text{кр}}) + B \exp(-2,2 \bar{u} / \bar{u}_{\text{кр}}) \right). \quad (20)$$

Коэффициент B не зависит от отношения $\bar{u}/\bar{u}_{\text{кр}}$ и режима сушки, принимает постоянные значения (рис. 4б): для керамики $B = 0,40$; асбеста $B = 0,60$; войлока $B = 1,65$.

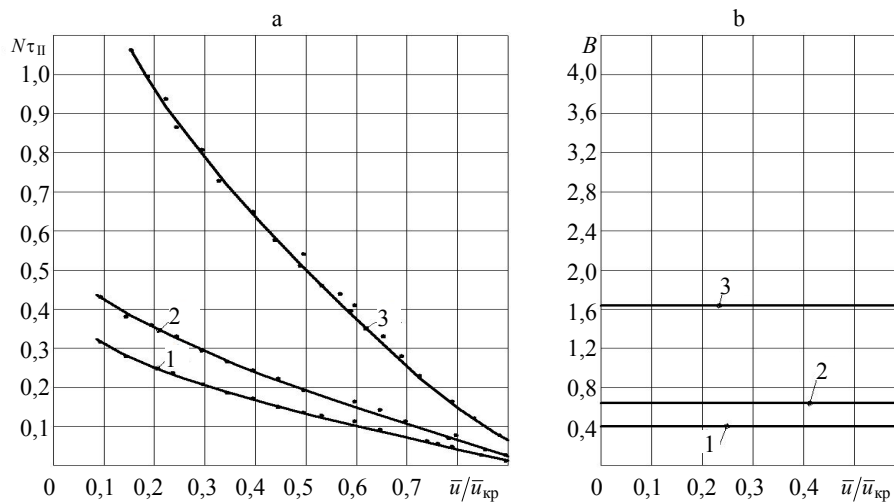


Рис. 4. Зависимости комплексной переменной $N\tau_{\text{II}}$ (а) и коэффициента B (б) от относительного влагосодержания $\bar{u}/\bar{u}_{\text{кр}}$ в процессах сушки: 1 – пористой керамики;

2 – листового асбеста; 3 – шерстяного войлока; режимы указаны на рис. 2

Fig. 4. Dependences of the complex variable $N\tau_{\text{II}}$ (а) and the coefficient B (б) on the relative moisture content $\bar{u}/\bar{u}_{\text{кр}}$ in the processes of drying: 1 – porous ceramics;

2 – sheet asbestos; 3 – wool felt; the modes are shown in Fig. 2

В табл. 1 дано сопоставление экспериментальных значений параметров сушки с расчетными, вычисленными по уравнениям.

Таблица 1

**Сопоставление экспериментальных и расчетных значений параметров
тепловой обработки и сушки**
**Comparison of the calculated and experimental values of the parameters
of heat treatment and drying**

Влагосодержание $\bar{u}$	Время τ , мин			Среднеинтегральная температура $\bar{t}$, °C			Плотность потока теплоты во втором периоде q_{II} , Вт/м ²	
	(экс.)	(15)	(20)	(экс.)	(10)	(14)	(6)	(7)
Керамика: $120 \times 78 \times 5$ мм; $\rho_0 = 1680$ кг/м ³ . Режим сушки: $t_c = 120$ °C; $t_{м.т} \approx 49$ °C; $v = 5$ м/с; $\varphi = 5$ %; $\bar{u}_0 = 0,2$; $\bar{u}_{кр} = 0,1$; $N = 0,028$ мин ⁻¹ ; $m_u = 0,138$ мин ⁻¹ ; $m_t = 0,0945$ мин ⁻¹ ; $q_1 = 7700$ Вт/м ² ; $\tau_1 = 4,6$ мин ⁻¹								
0,08	6,5	7,2	6,8	60	63,2	59,6	6529	6500
0,06	9,0	9,3	8,8	71	73,2	68,8	5174	5200
0,04	11,5	12,2	11,7	80	82,4	81,4	3757	3800
0,02	16,5	17,3	17,2	96	96,5	95,5	2030	2100
Листовой асбест: $120 \times 80 \times 6$ мм; $\rho_0 = 770$ кг/м ³ . Режим сушки: $t_c = 120$ °C; $t_{м.т} \approx 42$ °C; $v = 5$ м/с; $\varphi = 5$ %; $\bar{u}_0 = 0,46$; $\bar{u}_{кр} = 0,2$; $N = 0,028$ мин ⁻¹ ; $m_u = 0,085$ мин ⁻¹ ; $m_t = 0,076$ мин ⁻¹ ; $q_1 = 5160$ Вт/м ² ; $\tau_1 = 9,0$ мин ⁻¹								
0,16	11,5	11,4	11,9	54	55	56,4	4290	4300
0,14	13,0	12,8	13,0	57	59	57,5	3828	3900
0,12	15,0	14,6	15,0	64	66	65,3	3375	3400
0,08	19,5	18,5	18,6	78	79	78,2	2290	2300
0,04	26,0	24,8	24,6	88	90	90,0	1285	1300
Шерстяной войлок: $130 \times 100 \times 8$ мм; $\rho_0 = 200$ кг/м ³ . Режим сушки: $t_c = 120$ °C; $t_{м.т} \approx 40$ °C; $v = 3$ м/с; $\varphi = 5$ %; $\bar{u}_0 = 1,14$; $\bar{u}_{кр} = 0,75$; $N = 0,052$ мин ⁻¹ ; $m_u = 0,052$ мин ⁻¹ ; $m_t = 0,024$ мин ⁻¹ ; $q_1 = 3200$ Вт/м ² ; $\tau_1 = 7,5$ мин ⁻¹								
0,6	12	12,3	11,9	49	47,5	48,0	2850	2900
0,5	15	15,8	14,5	51	51,5	52,2	2560	2550
0,4	19	19,7	19,3	56	56,3	56,5	2270	2300
0,3	24	24,4	24,7	59	59,5	61,6	1920	1900
0,2	31	32,2	31,3	65	67,2	68,3	1560	1540

Теплообмен

Для расчета теплообмена при тепловой обработке и сушке теплоизоляционных материалов использовали формулу для теплообменного критерия Нуссельта [2, 4, 7, 11]

$$Nu = C Re^{0,5} \left(\frac{T_c}{T_{м.т}} \right)^2 \left(\frac{\bar{u}}{\bar{u}_{кр}} \right)^n, \quad (21)$$

где Re – число Рейнольдса; T_c , $T_{м.т}$ – абсолютная температура соответственно среды и мокрого термометра; C – коэффициент, определяе-

мый опытным путем: для керамики $C = 0,700$, асбеста $C = 0,435$, войлока $C = 0,435$; $n = 0,5$.

Коэффициент теплоотдачи $\bar{\alpha}$ определяли из критерия Нуссельта, Вт/(м²·°C):

$$\bar{\alpha} = \text{Nu } \lambda_{\text{вл}} / l,$$

где $\lambda_{\text{вл}}$ – коэффициент теплопроводности влажного материала, Вт/(м · °C); l – длина образца материала по набеганию потока воздуха, м.

В процессах тепловой обработки влажных материалов термические коэффициенты $\lambda_{\text{вл}}$, $c_{\text{вл}}$ и коэффициент температуропроводности a меняются в зависимости от влагосодержания и температуры. Наибольшие изменения претерпевает коэффициент теплопроводности $\lambda_{\text{вл}}$. Коэффициент температуропроводности a изменяется мало, поскольку со снижением $\lambda_{\text{вл}}$ одновременно уменьшается произведение $c_{\text{вл}} \rho$ приблизительно с такой же скоростью [7, 15]. Средняя удельная теплоемкость $c_{\text{вл}}$ зависит от влагосодержания материала и в незначительной степени от температуры.

Коэффициент теплопроводности сухих теплоизоляционных материалов λ_0 почти не зависит от температуры в области от 30 до 90 °C [2, 7, 16–19]. Обработка опытных данных по коэффициенту теплопроводности влажных материалов $\lambda_{\text{вл}}$ для керамики и листового асбеста реализована на основе формулы В. И. Дубницкого [2, 7]

$$\lambda_{\text{вл}} = \lambda_0 + A_1 \bar{t} \bar{u} \exp(-B_0 \bar{u}),$$

где A_1 , B_0 – коэффициенты, определяемые опытным путем: для керамики $A_1 = 0,075$, $B_0 = 2$; $\lambda_0 = 0,80$ Вт/(м·°C); для асбеста $A_1 = 0,03$, $B_0 = 2$; $\lambda_0 = 0,12$ Вт/(м·°C);

Коэффициент теплопроводности $\lambda_{\text{вл}}$ для войлока практически не зависит от температуры до $t_c \approx 90$ °C. Зависимость коэффициентов теплопроводности для теплоизоляционных материалов от влажности хорошо изучена [17, 20] и приближенно определяется соотношением

$$\lambda_{\text{вл}} \approx \lambda_0 \left(\frac{d\lambda}{dW} \right) W,$$

где W – влагосодержание материала, %; $\frac{d\lambda}{dW}$ – прирост коэффициента теплопроводности на каждый 1 % прироста влажности.

В сушильной технике принята связь $\bar{u}(\tau) = 0,01W(\tau)$. Для войлока ($\rho \approx 150\text{--}350$ кг/м³) величина $\frac{d\lambda}{dW}$ приближенно составляет 2,9–4,6, и с погрешностью не более 5 % установлена зависимость [19]

$$\lambda_{\text{вл}} = \lambda_0 + 0,0031W.$$

Теплообменный критерий Bi вычисляли по соотношению $Bi = \bar{\alpha}R/\lambda_{вл}$, где R – половина толщины материала. В табл. 2 приведены результаты расчетов коэффициентов теплообмена, числа Био и среднеинтегральных температур в процессах тепловой обработки и сушки керамики и листового асбеста. Погрешность при обработке экспериментальных данных находится в пределах точности проведения эксперимента и составляет 3–5 %.

Таблица 2

Значения коэффициентов теплоотдачи, числа Био и интегральных температур в процессах тепловой обработки и сушки

Values of heat transfer coefficients, Biot number and integral temperatures in the processes of heat treatment and drying

Влаго- содержание $\bar{u}$	Коэффициент теплоотдачи $\bar{\alpha}$, Вт/(м ² · °C)	Коэффициент теплопроводности влажного материала $\lambda_{вл}$, Вт/(м ² · °C)	Число Bi	Время τ , мин (экс.)	Среднеинтегральная температура $\bar{t}$, °C			
					(экс.)	(10)	(13)	(18)
Керамика: 120×78×5 мм; $\rho_0 = 1680$ кг/м ³ ; $\lambda_0 = 0,8$ Вт/(м ³ · °C)								
0,08	38,5	0,79	0,121	6,5	60	63,2	59,6	61,5
0,06	35,6	0,71	0,123	9,0	71	73,2	68,8	72,4
0,04	28,5	0,62	0,120	11,5	80	82,4	81,4	82,2
0,02	22,7	0,53	0,112	17,5	96	96,5	95,5	97,4
Листовой асбест: 120×80×6 мм; $\rho_0 = 770$ кг/м ³ ; $\lambda_0 = 0,12$ Вт/(м ³ · °C)								
0,16	35,5	0,365	0,261	11,5	54	55	56	55,5
0,14	28,2	0,356	0,233	13,0	57	59	57,5	58,4
0,12	24,6	0,338	0,226	15,0	64	66	65,3	65,6
0,08	21,5	0,284	0,222	19,5	78	79	78,8	79,5
0,04	15,4	0,213	0,212	26,0	88	90	90	90,6
0,02	9,8	0,175	0,165	32,0	96	98	97	98,5
Примечание. Режимы обработки даны в табл. 1.								

ВЫВОД

На основе уравнения кинетики сушки А. В. Лыкова и элементов теории регулярного режима рассмотрен тепломассоперенос во влажных теплоизоляционных материалах. Приведен расчет основных кинетических характеристик при тепловой обработке и сушке. Для практического использования уравнений необходимо знать скорость сушки в первом периоде и критическое влагосодержание материала. Представлен анализ достоверности полученных уравнений и дано сопоставление расчетных значений с экспериментальными.

ЛИТЕРАТУРА

1. Сафаров, Ж. Э. Разработка гелиоаккумуляционной сушильной установки на основе теоретических исследований аккумуляции солнечной энергии / Ж. Э. Сафаров, Ш. А. Султанова, Г. Т. Дадаев // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2020. Т. 63, № 2. С. 174–192. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-2-174-192>.
2. Лыков, А. В. Теория сушки / А. В. Лыков. М.: Энергия, 1968. 472 с.

3. Сажин, Б. С. Научные основы техники сушки / Б. С. Сажин, В. Б. Сажин. М.: Наука, 1997. 447 с.
4. Акулич, П. В. Расчеты сушильных и теплообменных установок / П. В. Акулич. Минск: Белорусская наука, 2010. 443 с.
5. Рудобашта, С. П. Теплотехника / С. П. Рудобашта; изд. 2-е, доп. М.: Перо, 2015. 672 с.
6. Лыков, А. В. Теория тепло- и массопереноса / А. В. Лыков, Ю. А. Михайлов. М.; Л.: Госэнергоиздат, 1963. 536 с.
7. Лыков, А. В. Теоретические основы строительной теплофизики / А. В. Лыков. Минск: Изд. АН БССР, 1961. 519 с.
8. Тепло- и массообмен: в 2 ч. / Б. М. Хрусталева [и др.]; под ред. А. П. Несенчука. Минск: БНТУ, 2009. Ч. 2. 274 с.
9. Ольшанский, А. И. Экспериментальное исследование кинетики сушки тонких, плоских влажных материалов методом регулярного режима с использованием обобщенных комплексных переменных / А. И. Ольшанский, А. М. Гусаров // Инженерно-физический журнал. 2017. Т. 90, № 3. С. 700–713.
10. Ольшанский, А. И. Регулярный тепловой режим нагревания влажных плоских капиллярно-пористых материалов в процессе сушки / А. И. Ольшанский // Инженерно-физический журнал. 2014. Т. 87, № 6. С. 1308–1318.
11. Лыков, А. В. Кинетика теплообмена в процессе сушки влажных материалов / А. В. Лыков, П. С. Куц, А. И. Ольшанский // Инженерно-физический журнал. 1972. Т. 23, № 3. С. 401–406.
12. Красников, В. В. Кондуктивная сушка / В. В. Красников. М.: Энергия, 1973. 288 с.
13. Куц, П. С. К вопросу приближенной методики расчета кинетики конвективной сушки плоских материалов / П. С. Куц, А. И. Ольшанский // Инженерно-физический журнал. 1975. Т. 28, № 4. С. 594–598.
14. Ольшанский, А. И. Экспериментальные исследования тепловлагообмена в процессе конвективной сушки тонких влажных материалов / А. И. Ольшанский, С. В. Жерносек, А. М. Гусаров // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2018. Т. 61, № 6. С. 564–578. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-564-578>.
15. Шорин, С. Н. Теплопередача / С. Н. Шорин. М.: Высшая школа, 1964. 490 с.
16. Ольшанский, А. И. Аналитический расчет температуры в процессе сушки тонких капиллярно-пористых плоских материалов / А. И. Ольшанский, С. В. Жерносек, А. М. Гусаров // Весті Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2018. Т. 63, № 3. С. 333–341. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2018-63-3-333-341>.
17. Франчук, А. У. Таблицы теплотехнических показателей строительных материалов / А. У. Франчук. М.: НИИ строительной физики, 1969. 143 с.
18. Блази, В. Строительная физика: Справочник проектировщика. М.: Техносфера, 2005. 536 с.
19. Колесников, П. А. Теплозащитные свойства одежды / П. А. Колесников. М.: Легкая индустрия 1965. 337 с.
20. Физические величины / под ред. И. С. Григорьева, Е. Х. Меймехова. М.: Энергоатомиздат, 1991. 1232 с.

Поступила 30.06.2021 Подписана в печать 07.09.2021 Опубликовано онлайн 31.03.2022

REFERENCES

1. Safarov J. E., Sultanova Sh. A., Dadayev G. T. (2020) Development of Solar Accumulating Drying Equipment Based on the Theoretical Studies of Solar Energy Accumulation. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 63 (2), 174–192. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-2-174-192> (in Russian).
2. Lykov A. V. (1968) *Drying Theory*. Moscow, Energiya Publ. 472 (in Russian).
3. Sazhin B. S. (1984) *Scientific Fundamentals of Drying Technique*. Moscow, Khimiya Publ. 320 (in Russian).

4. Akulich P. V. (2010) *Calculations of Drying and Heat Exchange Installations*. Minsk, Belaruskaya Navuka Publ. 443 (in Russian).
5. Rudobashta S. P. (2015) *Heat Engineering*. 2nd ed. Moscow, Pero Publ. 672 (in Russian).
6. Lykov A. V., Mikhailov Y. A. (1963) *Theory of Heat and Mass Transfer*. Moscow; Leningrad, Gosenergoizdat Publ. 536 (in Russian).
7. Lykov A. V. (1961) *Theoretical Foundations of Construction Thermophysics*. Minsk, AN BSSR Publ. 519 (in Russian).
8. Khrustalev B. M., Nesenчук A. P., Timoshpol'skii V. I., Akel'ev V. D., Sednin, V. A., Kopko V. M., Nerez'ko A. V. (2009) *Heat and Mass Transfer. Part 2*. Minsk, BNTU. 274 (in Russian).
9. Ol'shanskii A. I., Gusarov A. M. (2017) Experimental Study of the Kinetics of Drying of Thin Plane Moist Materials by the Regular-Regime Method Using Generalized Complex Variables. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 90 (3), 665–678. <https://doi.org/10.1007/s10891-017-1614-x>.
10. Ol'shanskii A. I. (2014) Regular Heat Regime of Heating of Moist Capillary-Porous Materials in the Process of Their Drying. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 87 (6), 1362–1373. <https://doi.org/10.1007/s10891-014-1139-5>.
11. Lykov A. V., Kuts P. S., Ol'shanskii A. I. (1972) Kinetics of heat Transfer During the Desiccation of Moist Materials. *Journal of Engineering Physics*, 23 (3), 1082–1086. <https://doi.org/10.1007/BF00832214>.
12. Krasnikov V. V. (1973) *Conductive Drying*. Moscow, Energiya Publ. 288 (in Russian).
13. Kuts P. S., Ol'shanskii A. I. (1975) Approximate Method of Calculating the Kinetics of Convective Drying of Flat Materials. *Journal of Engineering Physics*, 28 (4), 419–422. <https://doi.org/10.1007/bf00878212>.
14. Ol'shanskii A. I., Zhernosek S. V., Gusarov A. M. (2018) Experimental Studies of Heat and Moisture Exchange in the Process of Convective Drying of Thin Wet Materials. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (6), 564–578. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-6-564-578> (in Russian).
15. Shorin S. N. (1964) *Heat Transfer*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 490 (in Russian).
16. Ol'shanskii A. I., Zhernosek S. V., Gusarov A. M. (2018) Calculation of the Kinetics of Heat Transfer Using the Experimental Data of Moisture Exchange in the Process of Convective Drying of Thin Flat Materials. *Vesti Natsyyanal'nai Akademii Navuk Belarusi. Seryya Fizika-Tekhnichnykh Navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-Technical Series*, 63 (3), 333–341. <https://doi.org/10.29235/1561-8358-2018-63-3-333-341> (in Russian).
17. Franchuk A. U. (1969) *Tables of Thermal Performance of Construction Materials*. Moscow, Research Institute of Construction Physics Publ. 143 (in Russian).
18. Blazi V. (2005) *Construction Physics: Designer's Handbook*. Moscow, Tekhnosfera Publ. 536 (in Russian).
19. Kolesnikov P. A. (1965) *Thermal Protection Properties of Clothing*. Moscow, Legkaya Industriya Publ. 337 (in Russian).
20. Grigorieva I. S., Meimekhova E. Kh. (eds.) (1991) *Physical Quantities*. Moscow, Energoatomizdat Publ. 1232 (in Russian).

Received: 30 June 2021

Accepted: 7 September 2021

Published online: 31 March 2022

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-169-180>

УДК 658.26:662.76:005.216.1

Оценка энергоэффективности промышленных печей на основе моделирования режимов потребления топлива

Е. Л. Шенец¹⁾

¹⁾ОАО «Газпром трансгаз Беларусь» (Минск, Республика Беларусь)

Реферат. Ряд промышленных производств, изготавливающих современную продукцию, применяют в технологии промышленные печи. При их эксплуатации необходимо соблюдать не только действующее законодательство, но и нормы потребления топливно-энергетических ресурсов. Рост тарифов на энергоресурсы привел к значительному увеличению энергетической составляющей затрат в структуре себестоимости выпускаемой продукции. В результате даже небольшое (в несколько процентов) ее изменение может вывести любое, в том числе самое современное, производство, использующее газовое технологическое оборудование, в разряд нерентабельных. В статье со ссылками на технические нормативные правовые акты предложен показатель энергоэффективности, позволяющий вести ее мониторинг на действующих производствах с промышленными печами. Рассмотрен мировой опыт эксплуатации печей стекльной промышленности, представлены существующие подходы к определению энергоэффективности данной технологии. Предложены методы оценки темпов снижения энергоэффективности линии по производству листового стекла и прогнозирования общих и удельных расходов топливно-энергетических ресурсов промышленных печей (на примере стекловаренной печи непрерывного действия), основанные на анализе суточных показателей режимов работы технологической линии. Представленные методы и полученные численные расчеты снижения энергоэффективности стекловаренной печи позволяют прогнозировать потребление топлива и формировать корректную годовую заявку на его необходимый объем в газоснабжающую организацию, а также оценивать энергоэффективность производства, эксплуатирующего промышленную печь, рассчитывать норму расхода энергии на выпуск единицы продукции, что, в конечном итоге, позволяет более точно определять себестоимость продукции конкретного производства.

Ключевые слова: энергоэффективность промышленных печей, методы оценки энергоэффективности, моделирование режимов потребления топлива стекловаренной печью

Для цитирования: Шенец, Е. Л. Оценка энергоэффективности промышленных печей на основе моделирования режимов потребления топлива / Е. Л. Шенец // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2022. Т. 65, № 2. С. 169–180. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-169-180>

Evaluation of the Energy Efficiency of Industrial Furnaces Based on the Modeling of Fuel Consumption Modes

Ya. L. Shenets¹⁾

¹⁾JSC “Gazprom transgaz Belarus” (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. A number of industrial plants that manufacture modern products use industrial furnaces in their technology. During their operation, it is necessary to comply not only with the current

Адрес для переписки
Шенец Евгений Леонидович
ОАО «Газпром трансгаз Беларусь»
ул. Некрасова, 9,
220040, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 219-14-82
shenets@mail.ru

Address for correspondence
Shenets Yauhen L.
JSC “Gazprom transgaz Belarus”
9, Nekrasova str.,
220040, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 219-14-82
shenets@mail.ru

legislation, but also with the norms of consumption of fuel and energy resources. The growth of tariffs for energy resources has led to a significant increase in the energy component of costs price in the structure of the cost of production. As a result, even a small (several percent) change in the cost price can bring any industrial enterprise, including the most modern ones that use gas processing equipment, into the category of unprofitable. Having referred to technical regulatory legal acts, the present article proposes an energy efficiency indicator that allows monitoring energy efficiency at existing industrial plants with industrial furnaces. The world experience of operating glass industry furnaces is considered, existing approaches to determining the energy efficiency of this technology are presented. Based on the analysis of daily indicators of the operating modes of the technological line, methods have been proposed for estimating the rate of reduction in energy efficiency of a flat glass production line and forecasting the total and specific consumption of fuel and energy resources of industrial furnaces (in terms of a continuous glass furnace). The presented methods and the numerical calculations obtained for reducing the energy efficiency of a glass furnace make it possible to predict fuel consumption and form a correct annual application for its required volume to a gas supply organization, as well as evaluate the energy efficiency of production operating an industrial furnace and calculate the energy consumption rate for the output of a unit of production. Ultimately, more accurate determining of the cost of production of a particular industrial enterprise is achieved.

Keywords: energy efficiency of industrial furnaces, methods for assessing energy efficiency, modeling of modes of fuel consumption by a glass furnace

For citation: Shenets Ya. L. (2022) Evaluation of the Energy Efficiency of Industrial Furnaces Based on the Modeling of Fuel Consumption Modes. *Energetika. Proc. CIS Higer Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 65 (2), 169–180. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-169-180> (in Russian)

Введение

В процессе эксплуатации промышленных печей (например, при производстве стекла, цемента, керамики, металла и др.) происходят выгорание футеровки и износ ограждающих конструкций тела печи, вследствие чего увеличиваются теплопотери и требуется больше энергии для поддержания технологических параметров печи [1–3]. Крупнотоннажные пламенные стекловаренные печи могут функционировать в течение 5–8 лет до холодного ремонта, электрические – 3–6 лет, горшковые – 10–20 лет при замене горшка каждые 3–12 месяцев. Холодный ремонт электрической печи при производстве хрусталя (30 т стекломассы в сутки) обойдется в сумму около 2 млн евро (стоимость новой печи около 8 млн евро), пламенной печи для натрий-кальций-силикатного стекла (130 т в сутки), использующей газ или жидкое топливо, составит приблизительно 4 млн евро (новой – 12 млн евро).

По данным ведущих мировых производителей стекольной продукции, срок службы стекловаренных печей составляет 8–10 лет [4, 5]. Применение современных изоляционных материалов и футеровки, оптимизация технологического процесса при номинальной загрузке стекловаренных печей позволяют продлить срок службы печи до 15 лет [6] и более с приемлемым снижением энергоэффективности [7].

В процессе проектирования и строительства основными показателями эффективности стекловаренной печи считают удельный съём стекломассы с варочной площади печи, среднее удельное теплотребление на тонну стекломассы [8], экологическим показателем – допустимую концентрацию выбросов загрязняющих веществ в атмосферу [9]. При эксплуатации для

определения себестоимости продукции используется такой показатель энергоэффективности, как удельный расход топливно-энергетических ресурсов (ТЭР) на выпуск единицы продукции [10–12]. Вместе с тем при эксплуатации печей возникает проблема оценки и прогнозирования изменения ее энергоэффективности, конструктивного состояния, что усложняет расчет и соблюдение удельных норм расхода ТЭР [13] в соответствии с [14, 15].

Помимо изменения производственной загрузки, на расход топлива оказывают влияние ряд внешних и внутренних факторов: выгорание огнеупоров печи в ее активных зонах, мероприятия по энергосбережению, качество проводимых горячих ремонтов футеровки, организация процесса горения топлива, условия работы вентиляционных установок и охлаждения футеровки [16–18]. Все это позволяет идентифицировать стекольное производство как промышленного потребителя со сложной взаимосвязью между энергетикой и технологией.

В ходе анализа литературных источников выявлено, что на текущий момент отсутствуют работы, посвященные моделированию изменения энергоэффективности на определенный период эксплуатации стекловаренной печи. Специалисты отрасли, как правило, используют упрощенные подходы в обосновании снижения энергоэффективности в пределах от 0,9 до 3,0 % за один год эксплуатации [7, 19, 20]. Таким образом, технологическая особенность промышленной печи, связанная с износом ее огнеупоров, влияет на потребление ТЭР, себестоимость продукции, энергоэффективность, требует усиленного контроля за конструктивным состоянием печи и корректировки норм расхода ТЭР. В связи с этим приобретает актуальность разработка научно обоснованных методов оценки энергоэффективности стекловарочного производства, которые помогали бы формировать корректную годовую заявку на объем необходимого природного газа в газоснабжающую организацию, особенно в условиях создания общего электроэнергетического рынка Евразийского экономического союза и перспективы покупки энергоресурсов через товарно-сырьевые биржи [21, 22].

Основная часть

Настоящие исследования основаны на изучении производства по выпуску листового стекла с использованием стекловаренной газовой печи регенеративного типа. Предложен ряд методов оценки энергетической эффективности, снижающейся за счет старения оборудования (износ/выгорание ограждающих конструкций).

Построение многофакторной суточной модели расхода природного газа

Для выявления и учета факторов, влияющих на режим потребления газа, сформирована информационная база, включающая данные более чем за шесть лет эксплуатации производства и содержащая сведения по 14 технологическим показателям, таким как: суточный расход природного газа $B_{\text{сут}}$, м³/сут. (кг у. т./сут.); среднесуточная калорийность природного

газа, ккал/м³; суточный расход электроэнергии, кВт·ч/сут.; среднесуточная производительность печи P , т/сут.; толщина стекла, мм; плотность стекла ρ , т/м³; среднесуточная температура наружного воздуха, К; содержание FeO в стекле, о. е.; содержание Fe₂O₃ в стекле, песке, доломите, о. е.; содержание шихты и стеклобоя, о. е.; влажность шихты, о. е.; количество суток эксплуатации печи N .

При анализе эффективности конкретной печи учитывались следующие факторы: производительность технологической линии, температура наружного воздуха, содержание оксида железа FeO в стекле и количество суток эксплуатации печи (табл. 1). Результаты расчета коэффициентов корреляции Пирсона между факторами позволили обоснованно утверждать об отсутствии сильной взаимосвязи (мультиколлинеарности).

Для получения численного значения снижения энергоэффективности за определенный период времени впервые предложено использовать математическую модель, описывающую топливопотребление и включающую динамическую составляющую – фактор «количество суток эксплуатации печи».

Проверка t -статистики Стьюдента позволила исключить статистически незначимые факторы, в результате чего итоговая многофакторная модель суточного расхода газа (за всю рабочую кампанию печи) описывается зависимостью, кг у. т./сут.:

$$B_{\text{сут}} = f(P, T_n, F, N) = 137,8P + 122,8T_n + 2,5 \cdot 10^7 F + 12,1N, \quad (1)$$

где P – суточная производительность, т/сут.; T_n – температура наружного воздуха, К; F – содержание оксида железа в стекле, о. е.; N – количество суток эксплуатации печи.

Таблица 1

**Регрессионный анализ параметров модели суточного потребления топлива
стекловаренной печью**
**Regression analysis of the parameters of the model of daily fuel consumption
by a glass furnace**

Технологический параметр (фактор модели)	Коэффициент регрессии	Стандартная ошибка	t -статистика
Производительность P , т/сут.	137,8 кг у. т./т	1,9 кг у. т./т	69,9
Температура наружного воздуха T_n , К	122,8 кг у. т./((К·сут.))	5,2 кг у. т./((К·сут.))	23,4
Содержание FeO в стекле F , о. е.	$2,5 \cdot 10^7$ кг у. т./сут.	$3,7 \cdot 10^6$ кг у. т./сут.	6,8
Количество суток эксплуатации печи N , сут.	12,1 кг у. т./сут. ²	0,2 кг у. т./сут. ²	53,2

Анализ динамики статистически значимых факторов модели

С учетом того что после первой производственной кампании активная зона печи подлежит капитальному ремонту с восстановлением первичных технико-экономических показателей, разработанная модель может применяться с момента накопления информационной базы данных до следующей рабочей кампании печи [23–25].

На основе тенденций изменения коэффициентов регрессии (табл. 2) факторов модели (1) исследовано изменение величины «суточный расход топлива $B_{\text{сут}}$ ».

Таблица 2

**Результаты регрессионного анализа режимов потребления топлива
стекловаренной печью**

**Results of regression analysis of fuel consumption modes
by a glass furnace**

Период	Технологический параметр (фактор модели)											
	Производительность, т/сут.			Температура наружного воздуха, К			Содержание FeO в стекле, о. е.			Количество суток эксплуатации печи		
	коэффициент регрессии, кг у. т./т	стандартная ошибка, кг у. т./т	t-статистика	коэффициент регрессии, кг у. т./((К·сут.)	стандартная ошибка, кг у. т./((К·сут.)	t-статистика	коэффициент регрессии, кг у. т./сут.	стандартная ошибка, кг у. т./сут.	t-статистика	коэффициент регрессии, кг у. т./сут. ²	стандартная ошибка, кг у. т./сут. ²	t-статистика
1	113,1	5,5	20,6	173,9	21,6	8,1	$6,8 \cdot 10^7$	$1,4 \cdot 10^6$	4,60	1,8	6	0,3
1–2	111,7	3,5	31,9	212,2	12,3	17,3	$2,7 \cdot 10^7$	$9,8 \cdot 10^6$	2,80	–3,1	1,2	–2,6
2*	116,2	2,7	41,8	150,1	10,6	14,1	$1,5 \cdot 10^7$	$7,9 \cdot 10^6$	1,90	36,4	1,6	23,4
2*–3	117,2	2,7	42,8	149,2	8,4	17,6	$4,0 \cdot 10^7$	$5,7 \cdot 10^6$	7,01	18,3	0,7	27,8
2*–4	126,3	2,2	56,5	106,6	5,6	18,8	$6,1 \cdot 10^7$	$4,2 \cdot 10^6$	14,70	17,1	0,5	37,7
2*–5	123,0	2,8	44,0	141,0	6,7	21,6	$4,2 \cdot 10^7$	$4,9 \cdot 10^6$	8,60	13,7	0,4	33,9
2*–6	127,4	2,1	60,8	140,7	5,6	24,9	$3,3 \cdot 10^7$	$3,7 \cdot 10^6$	8,80	12,8	0,3	51,0
2*–7	137,8	1,9	69,9	122,8	5,2	23,4	$2,5 \cdot 10^7$	$3,7 \cdot 10^6$	6,80	12,1	0,2	53,2
Примечания: 1–2 – период запуска линии по производству листового стекла в эксплуатацию (период, который целесообразно исключить из базы данных); 2* – период завершения наладки/обкатки технологии, запуск технологии на полную проектную мощность.												

**Метод оценки темпов снижения энергоэффективности
линии по производству листового стекла**

Использование показателя «количество суток эксплуатации печи» [26] в качестве фактора предложенной модели (1) позволило разработать метод оценки темпов снижения энергоэффективности линии по производству листового стекла за счет износа огнеупоров. Метод основан на построении многофакторной модели топливопотребления от статистически значимых факторов и отличается учетом коэффициента регрессии фактора «количество суток эксплуатации печи» в условно-постоянной составляющей однофакторной модели топливопотребления от объема выпуска продукции.

Метод представлен следующим алгоритмом:

- отбор и первичная обработка факторов, влияющих на энергоэффективность (в базу данных включается параметр «количество суток эксплуатации печи»);
- проверка значимости линейной модели по критерию Фишера;

- построение полной модели;
- определение коэффициентов регрессии;
- снижение размерности модели (модель с одним фактором «производственная загрузка» и условно-постоянной составляющей);
- построение моделей удельных расходов топлива, учитывающих в условно-постоянной составляющей [27] коэффициент регрессии фактора «количество суток эксплуатации печи» с заданным шагом прогнозирования, например шесть месяцев.

Факторы «содержание оксида железа в стекле» и «температура наружного воздуха» имеют низкую вариативность в разрезе годового или полугодового прогнозирования, что позволяет снизить размерность модели до однофакторной без потери качества. Предложенный метод представлен в виде номограммы удельного расхода топлива, учитывающей отработанное печью время (рис. 1). Задав плановую среднесуточную производительность и плановое время работы печи, можно определить значение удельного расхода условного топлива на производство листового стекла.

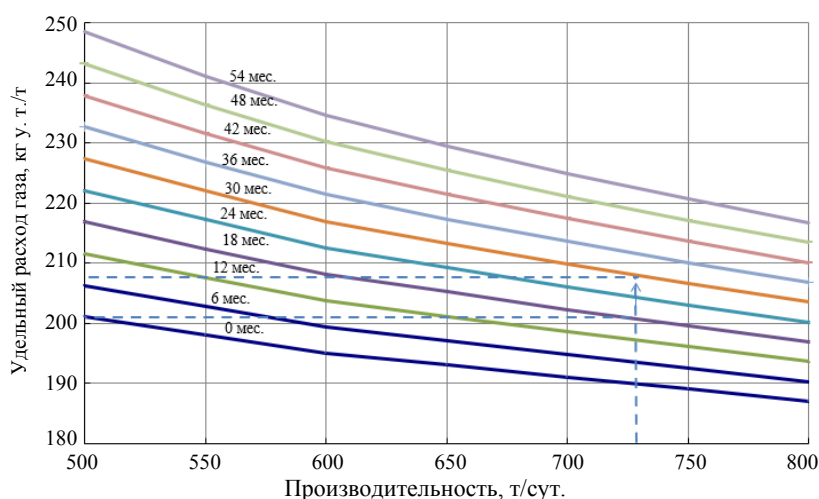


Рис. 1. Номограмма для определения удельного топливопотребления при производстве листового стекла (без учета мероприятий по энергоэффективности и эксплуатационных последствий)

Fig. 1. Nomogram for determining specific fuel consumption in the production of flat glass (excluding energy efficiency measures and operational consequences)

Упрощенный метод оценки темпов снижения энергоэффективности линии по производству листового стекла

Упрощенный способ основан на регрессионном анализе базы данных и построении однофакторных моделей суточного топливопотребления в зависимости от объема выпуска продукции, которые преобразуются в модели удельных расходов топлива. Путем сравнения удельных расходов топлива на производство листового стекла при одинаковых объемах выпуска продукции фиксируется снижение либо увеличение энергоэффективности.

Очевидно, что модель, построенная на годовом интервале, будет учитывать эффекты как от выгорания огнеупоров, так и от внедренных мероприятий по энергосбережению, выполненных ремонтов, влияющих на топливопотребление. В табл. 3 представлены результаты регрессионного анализа. Для каждого года эксплуатации печи, начиная со второго, получена однофакторная модель топливопотребления, т у. т./сут.:

$$B_{\text{газ}} = b_{\text{уд.техн}} P + B_{\text{усл.-пост}}, \quad (2)$$

где $b_{\text{уд.техн}}$ – технологическая составляющая расхода топлива, т у. т./т;
 $B_{\text{усл.-пост}}$ – условно-постоянная составляющая расхода топлива, т у. т./сут.

Каждая модель топливопотребления переведена в модель удельных расходов топлива и представлена в виде, т у. т./т:

$$b_{\text{уд.газ}} = b_{\text{уд.техн}} + B_{\text{усл.-пост}} / P. \quad (3)$$

Таблица 3

Модели общих и удельных расходов газа технологической линии
Models of total and specific gas consumption of the technological line

Год эксплуатации	Вид модели	Технологическая составляющая расхода топлива $b_{\text{уд.техн}}$, т у. т./т	Условно-постоянная составляющая расхода топлива $B_{\text{усл.-пост}}$, т у. т./сут.
2-й	$B_{\text{газ}} = 0,11P + 69,11$	0,11	69,11
	$b_{\text{уд.газ}} = 0,11 + 69,11/P$		
3-й	$B_{\text{газ}} = 0,07P + 101,8$	0,07	101,83
	$b_{\text{уд.газ}} = 0,07 + 101,8/P$		
4-й	$B_{\text{газ}} = 0,09P + 85,95$	0,09	85,95
	$b_{\text{уд.газ}} = 0,09 + 85,95/P$		
5-й	$B_{\text{газ}} = 0,04P + 130$	0,04	130,00
	$b_{\text{уд.газ}} = 0,04 + 130/P$		
6-й	$B_{\text{газ}} = 0,08P + 103,1$	0,08	103,10
	$b_{\text{уд.газ}} = 0,08 + 103,1/P$		

За счет наличия условно-постоянной составляющей модель удельных расходов топлива ($b_{\text{уд.газ}}$) приобретает гиперболический вид. Графическая интерпретация моделей удельных расходов топлива приведена на рис. 2.

Представленные величины удельного расхода топлива дают возможность получить численное значение изменения энергоэффективности исследуемого стекольного производства для любого показателя суточной производительности, в диапазоне которого построена модель. Расчет энергоэффективности по упрощенному методу для конкретной технологии по производству листового стекла с эксплуатируемой печью регенеративного типа непрерывного действия и преобладающей суточной производительностью 750 т показал его ежегодное снижение в 1,2 %, что коррелирует с данными других авторов [7, 19, 20].

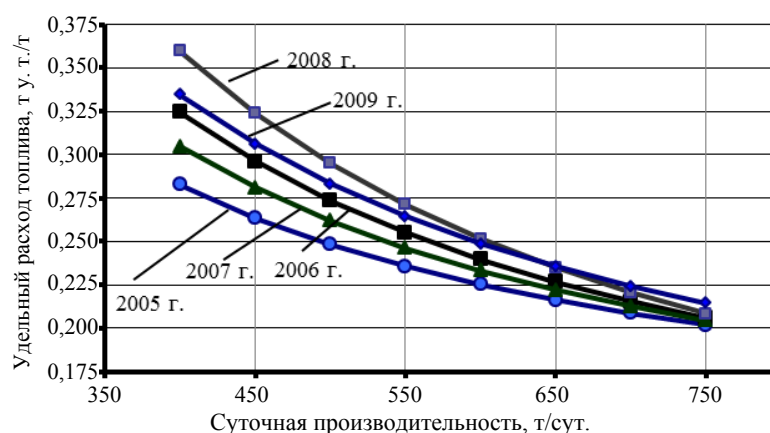


Рис. 2. Динамика удельных расходов топлива линией по производству листового стекла со второй по шестой год эксплуатации

Fig. 2. Dynamics of specific fuel consumption by the sheet glass production line from the second to the sixth year of operation

В то же время многофакторные модели общего расхода природного газа позволяют прогнозировать объем его потребления для каждого климатического периода эксплуатации [28], а также с помощью современных технологий [29] принимать оптимальные управленческие решения.

ВЫВОДЫ

1. Проблема разработки научно обоснованных методов оценки и контроля энергоэффективности стекловарочного и аналогичных производств, эксплуатирующих промышленные печи, не теряет актуальности. В настоящее время их значимость будет расти ввиду появления необходимости формирования годовой заявки на природный газ в условиях создания общего электроэнергетического рынка Евразийского экономического союза и перспективы покупки энергоресурсов через товарно-сырьевые биржи.

2. На примере регрессионного анализа базы данных стекловарочного производства с пламенной стекловаренной печью с проектной мощностью до 750 т/сут. показано, что данная технология имеет сложную взаимосвязь между энергетикой и технологией.

3. Для исследуемой линии по производству листового стекла получена аддитивная многофакторная модель расхода природного газа, учитывающая такие факторы, как производительность технологической линии, температура наружного воздуха, содержание оксида железа в стекле и количество суток эксплуатации печи. Модель позволяет определить общее суточное потребление топлива с погрешностью до 4 %, является адекватной для всего диапазона данных, в которых она построена, и может быть рекомендована для прогнозирования топливопотребления.

4. Предложены методы оценки снижения энергоэффективности производства листового стекла за счет старения оборудования (износа огражда-

ющих конструкций), основанные на построении и использовании много- и однофакторных моделей топливопотребления.

5. Для оценки снижения энергоэффективности стекловаренного производства, выраженного в увеличении удельного потребления топлива на выпуск продукции, необходимо учитывать сроки эксплуатации печи. С помощью коэффициента регрессии фактора «количество суток эксплуатации печи» разработанной многофакторной модели определено численное снижение энергоэффективности печного оборудования. В среднем за сутки эксплуатации печи удельное топливопотребление увеличивается на 12,1 кг у. т./сут.

6. Для упрощенной оценки изменения энергоэффективности и прогнозирования топливопотребления стекловаренным производством на квартальном/годовом интервале предложено применять однофакторную модель суточного топливопотребления от объема выпуска продукции. Для исследуемого производства однофакторная модель имеет погрешность до 6 % при прогнозировании топливопотребления и является адекватной для всего диапазона данных, в которых построена. После преобразования в модель удельного топливопотребления на выпуск единицы продукции она позволяет оценить изменение энергоэффективности за исследуемый период через итоговое изменение удельного топливопотребления для соответствующей (вариативной) суточной загрузки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Heat Balance [Electronic Resource]. Mode of access: <https://www.staraglass.it/products-and-services/detection-and-analysis-services/heat-balance>. Date of access: 17.01.2022.
2. Яицкий, С. Н. Особенности разрушения огнеупорной футеровки стекловаренных печей при производстве листового стекла / С. Н. Яицкий, Л. Л. Брагина, Н. С. Яицкий // Вестник Нац. техн. ун-та «ХПИ»: сб. науч. тр. Химия, химическая технология и экология. Харьков: НТУ «ХПИ», 2012. № 32. С. 72–76.
3. Дзюзер, В. Я. Проектирование энергоэффективных стекловаренных печей / В. Я. Дзюзер, В. Я. Дзюзер, В. С. Швыдкий; под общ. ред. В. Я. Дзюзера. М.: Теплотехник, 2009. 339 с.
4. Земляной, К. Г. Служба огнеупоров / К. Г. Земляной. Екатеринбург: Изд-во Урал. ун-та, 2018. 172 с.
5. Макаров, Р. И. Управление качеством листового стекла (флоат-способ) / Р. И. Макаров, В. В. Тарбеев, Е. Р. Хорошева. М.: Ассоциации строительных вузов, 2004. 152 с.
6. Папко, Л. Ф. Огнеупоры для стекловаренных печей / Л. Ф. Папко, Ю. Г. Павлюкевич. Минск: БГТУ, 2008. 100 с.
7. Справочник по наилучшим доступным методам в стекольной промышленности: Производство сортового и тарного стекла [Электронный ресурс]. ООО «Эколайн», 2005. Режим доступа: http://old.eipc.center/wp-content/uploads/docs/rus_british/sprav_ndt_proizv_stekla.pdf. Дата доступа: 18.01.2022.
8. Ильяшенко, И. С. Основные направления повышения энергоэффективности стекольных заводов РФ и СНГ в настоящее время [Электронный ресурс]. Режим доступа: https://glasinfo.ru/articles/2016_01_Osnovnye_napravleniya_povysheniya_energojeffektivnosti_stekolnyh_zavodov.pdf. Дата доступа: 18.01.2022.
9. Сорока, Б. С. Промышленные печи в проблеме снижения выбросов оксидов азота / Б. С. Сорока // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2004. № 4. С. 51–66.
10. Энергосбережение. Энергопотребляющее оборудование. Классификация. Показатели энергоэффективности.: СТБ 1771–2010. Введ. 01.07.2010. Утвержден и введен в дей-

- ствие пост. Госстандарта Респ. Беларусь от 15 февр. 2010 г. № 3. Минск: Госстандарт, 2010 г. 22 с.
11. Энергосбережение. Классификация показателей. Общие положения: СТБ 1775–2010. Введ. 01.07.2010. Утвержден и введен в действие пост. Госстандарта Респ. Беларусь от 15 февр. 2010 г. № 3. Минск: Госстандарт, 2010. 9 с.
 12. Показатели энергоэффективности: основы статистики [Электронный ресурс] / International Energy Agency. France, 2014. Режим доступа: http://portal-energo.ru/files/articles/portal-energo_ru_i_statistika.pdf. Дата доступа: 13.12.2021.
 13. О проблемах управления энергоэффективностью производства листового стекла / Р. В. Петухова [и др.] // Энергоэффективность. 2014. № 3. С. 24–27.
 14. Об энергосбережении: Закон Респ. Беларусь от 8 янв. 2015 г. № 239–З. Минск, 2015. 14 с.
 15. Вопросы Государственного комитета по стандартизации Республики Беларусь [Электронный ресурс]: пост. Совета Министров Респ. Беларусь от 31 июля 2006 г. № 981. Режим доступа: <https://pravo.by/document/?guid=3871&p0=C20600981>.
 16. Семенов, Б. А. Методика и результаты оптимизации параметров обдува ограждений варочного бассейна стекловаренных печей / Б. А. Семенов, Н. А. Озеров // Вестник Саратовского государственного технического университета. 2011. № 4 (59), Вып. 1. С. 210–217.
 17. Дзюзер, В. Я. Обобщенный анализ тепловой работы стекловаренных печей / В. Я. Дзюзер // Новые огнеупоры. 2017. № 2. С. 15–18.
 18. Корнеев, С. В. Влияние тепловой работы футеровки электродуговых печей на энергопотребление / С. В. Корнеев // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2014. № 3. С. 66–74.
 19. Hartley, A. A Study of the Balance between Furnace Operating Parameters and Recycled Glass in Melting Furnaces [Electronic Resource] / A. Hartley. Glass Technology Services Ltd. September 2004. Mode of access: https://www.glass-ts.com/site/assets/files/1015/2004_-_a_study_of_the_balance_between_furnace_operating_parameters_and_recycled_glass_in_glass_melting_furnaces.pdf. Date of access: 16.12.2021.
 20. Beerkens, G. C. Ruud. Energy Efficiency Benchmarking of Glass Furnaces / G. C. Ruud Beerkens, J. van Limpt // 62 Conference on Glass Problem. 2001. Vol. 23, Iss. 1. P. 93–105. <https://doi.org/10.1002/9780470294727.ch7>.
 21. О Концепции формирования общего электроэнергетического рынка Евразийского экономического союза [Электронный ресурс]: Решение Высшего Евразийского экономического совета от 8 мая 2015 г. № 12. Режим доступа: <https://docs.cntd.ru/document/420273253>.
 22. О формировании общего рынка газа Евразийского экономического союза [Электронный ресурс]: Решение Высшего Евразийского экономического союза от 6 декабря 2018 г. № 18. Режим доступа: <https://docs.cntd.ru/document/551866201>.
 23. Роль оксидов железа в производстве листового стекла / И. М. Терещенко [и др.] // Энерго- и материалосберегающие экологически чистые технологии: тезисы докладов IX Междунар. науч.-техн. конф., Гродно, 20–21 октября 2011 г. Гродно: ГрГУ, 2011. С. 123–124.
 24. Ван дер Варден, Б. Л. Математическая статистика / Б. Л. Ван дер Варден; пер. Л. Н. Большева; под ред. Н. В. Смирнова. М.: Изд-во иностранной литературы. 1960. 434 с.
 25. Храмов, В. П. Материалы для производства и обработки стекла и стеклоизделий / В. П. Храмов, Е. А. Чугунов. М.: Высш. школа, 1987. 99 с.
 26. Using Models of Energy Consumption from Influencing Factors to Assess the Current State and Energy Efficiency Forecasting / D. Moroz [et al.] // E3S Web of Conferences. 2020. Vol. 220. P. 01024. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202022001024>.
 27. Conditional-Constant Component in the Total Consumption of an Energy Resource and Its Influence on the Energy Efficiency of Industrial Consumers / N. Hruntovich [et al.] // International Conference Sustainable Energy Systems: innovative perspectives. Springer, 2020. P. 459–470. https://doi.org/10.1007/978-3-030-67654-4_48.
 28. Мороз, Д. Р. Региональная система газоснабжения с позиций системного анализа и закономерности ее функционирования / Д. Р. Мороз, Н. В. Грунтович // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2018. Т. 61, № 4. С. 359–371. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-359-371>.

29. Фурсанов, М. И. Специализированные мобильные приложения как средство оптимизации системы энергоснабжения Республики Беларусь / М. И. Фурсанов, П. А. Сазонов // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2020. Т. 63, № 2. С. 129–137. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-2-129-137>.

Поступила 25.08.2021 Подписана в печать 26.10.2021 Опубликовано онлайн 31.03.2022

REFERENCES

1. *Heat Balance*. Available at: <https://www.staraglass.it/products-and-services/detection-and-analysis-services/heat-balance>. (Accessed 17 January 2022).
2. Yaitskii S. N., Bragina L. L., Yaitsky N. S. (2012) Features of the Destruction of the Refractory Lining of Glass Furnaces in the Production of Flat Glass. *Vestnik Nats. Tekhn. Un-ta «KhPI»: Sb. Nauch. Tr. Khimiya, Khimicheskaya Tekhnologiya i Ekologiya* [Bulletin of the National Technical University “KhPI”: Collected Papers. Chemistry, Chemical Technology and Ecology]. Kharkiv, NTU “KhPI”, (32), 72–76 (in Russian).
3. Dzyuzer V. Ya., Dzyuzer V. S., Shvydkii V. S. (2009) *Design of Energy-Efficient Glass Furnaces*. Moscow, Teplotekhnika Publ. 339 (in Russian).
4. Zemlyanoi K. G. (2018) *Refractory Service*. Yekaterinburg, Ural University Publ. 172 (in Russian).
5. Makarov R. I., Tarbeev V. V., Khorosheva E. R. (2004) *Quality Management of Flat Glass (Float Method)*. Moscow, Associations of Construction Universities. 152 (in Russian).
6. Papko L. F., Pavlyukevich Yu. G. (2008) *Refractories for Glassmaking Furnaces*. Minsk, BSTU. 100 (in Russian).
7. *Directory of the Best Available Technical Methods for the Use of Energy Resources in the Glass Industry: Production of Varietal and Container Glass*. “Ecoline” RPO, 2005. Available at: http://old.eipc.center/wp-content/uploads/docs/rus_british/sprav_ndt_proizv_stekla.pdf. (Accessed 18 January 2022) (in Russian).
8. Il'yashenko I. S. (2010) The Main Directions of Improving the Energy Efficiency of Glass Factories of the Russian Federation and the CIS at the Present Time. Available at: https://glassinfo.ru/articles/2016_01_Osnovnye_napravleniya_povysheniya_jenergojeffektivnosti_stekolnyh_zavodov.pdf. (Accessed 18 January 2022) (in Russian).
9. Soroka B. S. (2004) Industrial Furnaces in Problem of Nitrogen Oxide Emission Reduction. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, (4), 51–66 (in Russian).
10. STB 1771–2010. *Energy Saving. Energy-Consuming Equipment. Classification. Energy Efficiency Indicators*. Minsk, Gosstandart, 2010. 22 (in Russian).
11. STB 1771–2010. *Energy Saving. Classification of Indicators. General Provisions*. Minsk, Gosstandart, 2010. 9 (in Russian).
12. International Energy Agency (2014). *Energy Efficiency Indicators: Fundamentals of Statistics*. Available at: http://portal-energo.ru/files/articles/portal-energo_ru_i_statistika.pdf. (Accessed 13 December 2021) (in Russian).
13. Petukhova R. V., Gruntovich N. V., Shenets Ya. L. (2014) On the Problems of Energy Efficiency Management of Sheet Glass Production. *Energoeffektivnost'* [Energy Efficiency], (3), 24–27 (in Russian).
14. *On Energy Saving: The Law of Republic of Belarus No 239–3 of January 8, 2015*. Minsk, 2015. 14 (in Russian).
15. *Issues of the State Committee for Standardization of the Republic of Belarus: Resolution of the Council of Ministers of the Republic of Belarus. Belarus No 981 of July 31, 2006*. Available at: <https://pravo.by/document/?guid=3871&p0=C20600981> (in Russian).
16. Semyonov B. A., Ozerov N. A. (2011) Parameter Optimization Methods and Results for the Air Cooling System Protection of Melter Zone of Glassmaking Furnaces. *Vestnik Saratovskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta* [SGTU Herald], (4), Iss. 1, 210–217 (in Russian).

17. Dzyuzer V. Ya. (2017) Generalized Analysis of the Glass-Melting Furnaces Thermal Performance. *Novye Ogneupory = New Refractories*, (2), 15–18. <https://doi.org/10.17073/1683-4518-2017-2-15-18> (in Russian).
18. Korneev S. V. (2014) Influence of Lining Thermal Performance in Electric-Arc Furnaces on Power Consumption. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, (3), 66–74 (in Russian).
19. Hartley A. (2004) *A Study of the Balance between Furnace Operating Parameters and Recycled Glass in Melting Furnaces*. Glass Technology Services Ltd. Available at: https://www.glass-ts.com/site/assets/files/1015/2004_-_a_study_of_the_balance_between_furnace_operating_parameters_and_recycled_glass_in_glass_melting_furnaces.pdf. (Accessed 16 December 2021).
20. Beerkens G. C. Ruud, Limpt van J. (2001) Energy Efficiency Benchmarking of Glass Furnaces. *62 Conference on Glass Problems: Ceramic Engineering and Science Proceedings*, 23 (1), 93–105. <https://doi.org/10.1002/9780470294727.ch7>.
21. *On the Concept of Forming a Common Electric Power Market of the Eurasian Economic Union*: Decision of the Supreme Eurasian Economic Council No 12 of May 8, 2015. Available at: <https://docs.cntd.ru/document/420273253> (in Russian).
22. *On the Formation of the Common Gas Market of the Eurasian Economic Union*: Decision of the Supreme Eurasian Economic Union No 18 of December 6, 2018. Available at: <https://docs.cntd.ru/document/551866201> (in Russian).
23. Tereshchenko I. M., Petukhova R. V., Kravchuk A. P., Volkov E. V. (2011) The Role of Iron Oxides in the Production of Sheet Glass. *Energo- i Materialosberegayushchie Ekologicheski Chistye Tekhnologii: Tezisy Dokladov IX Mezhdunarodnoi Nauchno-Tekhnicheskoi Konferentsii, Grodno, 20–21 Oktyabrya 2011 g.* [Energy and Material-Saving Environmentally Friendly Technologies: Abstracts of the IX International Scientific and Technical Conference, Grodno, October 20–21, 2011]. Grodno, GrSU. 123–124 (in Russian).
24. Van der Waerden B. L. (1969) *Mathematical Statistics*. Springer, Berlin. 371. <https://doi.org/10.1007/978-3-662-22137-2>.
25. Khramkov V. P., Chugunov Ye. A. (1987) *Materials for the Production and Processing of Glass and Glass Products*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 99 (in Russian).
26. Moroz D., Hruntovich N., Kapansky A., Shenets Ya., Malashanka M., Gracheva E. (2020) Using Models of Energy Consumption from Influencing Factors to Assess the Current State and Energy Efficiency Forecasting. *E3S Web of Conferences*, 220, 01024. <https://doi.org/10.1051/e3sconf/202022001024>.
27. Hruntovich N., Kapansky A., Jhukovets S., Shenets Y., Malashanka M., Gracheva E. (2020) Conditional-Constant Component in the Total Consumption of an Energy Resource and Its Influence on the Energy Efficiency of Industrial Consumers. *International Conference Sustainable Energy Systems: Innovative Perspectives*. Springer, 459–470. https://doi.org/10.1007/978-3-030-67654-4_48.
28. Moroz D. R., Hruntovich N. V. (2018) Regional Gas Supply System Considered from the Standpoint of System Analysis and Regularities of its Functioning. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (4), 359–371. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-359-371> (in Russian).
29. Fursanov M. I., Sazonov P. A. (2020) Specialized Mobile Applications as Means of Optimizing the Power Supply System of the Republic of Belarus. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 63 (2), 129–137. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-2-129-137> (in Russian).

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-181-192>

УДК 622.24+621.694.2

Повышение энергетической эффективности использования нефтяных струйных насосов

Д. А. Паневник¹⁾

¹⁾Ивано-Франковский национальный технический университет нефти и газа
(Ивано-Франковск, Украина)

© Белорусский национальный технический университет, 2022
Belarusian National Technical University, 2022

Реферат. Приведено обоснование выбора конструктивных параметров, характеризующих взаимную ориентацию смешиваемых потоков, и соотношения геометрических размеров элементов проточной части струйного насоса, обеспечивающих повышение энергетических показателей скважинных эжекционных систем. В зависимости от взаимной ориентации смешиваемых потоков возможны три варианта конструктивного исполнения струйного насоса: с параллельной ориентацией рабочего и эжектируемого потоков; входом эжектируемого потока под острым углом; с перпендикулярной ориентацией рабочего и эжектируемого потоков. Величина угла между векторами скоростей смешиваемых потоков непосредственно влияет на интенсивность вихреобразований в камере смешивания, величину потерь энергии и коэффициент полезного действия струйного насоса, однако определяющим условием для выбора варианта конструкции элементов эжекционных систем остается простота их изготовления. На основе использования законов сохранения энергии, количества движения и неразрывности потока установлено, что уровень потерь энергии при смешивании потоков прямо пропорционален величине угла вхождения эжектируемой среды. В ходе компьютерного моделирования рабочего процесса струйного насоса получено асимметричное распределение гидродинамических параметров для непараллельной ориентации смешиваемых потоков. С целью уменьшения потерь энергии при смешивании потоков величину угла вхождения эжектируемого потока необходимо принимать в диапазоне от 0 до 15°. В случае реализации режима нулевого напора и максимального коэффициента эжекции минимальные потери энергии при смешивании потоков обеспечиваются для основного геометрического параметра струйного насоса, равного 2,375. В процессе экспериментальных исследований установлена обратная зависимость максимального значения коэффициента полезного действия скважинного струйного насоса от величины его основного геометрического параметра, представленная в виде степенной функции. При использовании эжекционных систем, реализующих длительные технологические процессы (например, при добыче нефти), необходимо принимать минимально возможную для заданных условий эксплуатации величину основного геометрического параметра струйного насоса.

Ключевые слова: скважинный струйный насос, эжекционная система, коэффициент полезного действия насоса, энергетическая характеристика насоса, смешивание потоков, коэффициент эжекции, относительный напор

Для цитирования: Паневник, Д. А. Повышение энергетической эффективности использования нефтяных струйных насосов / Д. А. Паневник // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2022. Т. 65, № 2. С. 181–192. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-181-192>

Адрес для переписки

Паневник Денис Александрович
Ивано-Франковский национальный
технический университет нефти и газа
ул. Карпатская, 15,
76018, г. Ивано-Франковск, Украина
Тел.: +38 034 272-71-01
den.panevnik@gmail.com

Address for correspondence

Panevnyk Denis A.
Ivano-Frankivsk National
Technical University of Oil and Gas
15, Karpatskaia str.,
76018, Ivano-Frankivsk, Ukraine
Tel.: +38 034 272-71-01
den.panevnik@gmail.com

Improving the Energy Efficiency of the Use of Oil Jet Pumps

D. A. Panevnyk¹⁾

¹⁾Ivano-Frankivsk National Technical University of Oil and Gas (Ivano-Frankivsk, Ukraine)

Abstract. The substantiation of the choice of design parameters characterizing the mutual orientation of the mixed flows and the ratio of the geometric dimensions of the elements of the flow path of the jet pump that provide an increase in the energy characteristics of borehole ejection systems is given. Depending on the mutual orientation of the mixed flows, three variants of the design of the jet pump are possible, viz. the one with a parallel orientation of the working and ejected flows, the one with the inlet of the ejected flow at a sharp angle, and the one with a perpendicular orientation of the working and ejected flows. The magnitude of the angle between the velocity vectors of the mixed flows directly affects the intensity of vortex formation in the mixing chamber, the amount of energy loss and the efficiency of the jet pump; however, the simplicity of their manufacture remains the determining condition for choosing the design variant of the elements of ejection systems. Based on the use of the laws of conservation of energy, the amount of motion and continuity of the flow, it is determined that the level of energy loss during mixing flows is directly proportional to the magnitude of the angle of entry of the ejected medium. In the course of computer simulation of the jet pump workflow, an asymmetric distribution of hydrodynamic parameters for the non-parallel orientation of the mixed flows has been obtained. In order to reduce energy losses when mixing flows, the value of the angle of entry of the ejected flow must be taken in the range from 0 to 15°. In the case of the implementation of the zero head mode and the maximum ejection coefficient, minimal energy losses during mixing of flows are provided for the main geometric parameter of the jet pump equal to 2.375. In the course of experimental studies, the inverse dependence of the maximum value of the efficiency of a borehole jet pump on the value of its main geometric parameter represented as a power function, has been established. When using ejection systems that implement long-term technological processes (e. g., during oil production), it is necessary to take the minimum possible value of the main geometric parameter of the jet pump for the specified operating conditions.

Keywords: borehole jet pump, ejection system, pump efficiency, pump energy characteristic, flow mixing, ejection coefficient, relative head

For citation: Panevnyk D. A. (2022) Improving the Energy Efficiency of the Use of Oil Jet Pumps. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 65 (2), 181–192. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2022-65-2-181-192> (in Russian)

Введение

Несмотря на стремительное развитие возобновляемой энергетики, нефть и газ остаются безальтернативным сырьем для многих отраслей промышленности. Непрерывное усложнение горно-геологических условий разработки месторождений углеводородов приводит к необходимости совершенствования технологий нефтегазодобычи. Использование гибридных эжекционных систем на завершающих этапах разработки месторождений углеводородов дает возможность увеличить период фонтанной эксплуатации нефтяных скважин [1], повысить эффективность эксплуатации скважин, оборудованных газлифтными установками [2], глубинными электроцентробежными [3], штанговыми [4] и винтовыми [5] насосами. Скважинные эжекционные системы успешно используют также для повышения эффективности первичного вскрытия продуктивных горизонтов [6], при реализации процессов ремонта эксплуатационных скважин [7], для предотвра-

щения коррозии, отложений солей, парафинов и гидратов в системах промысловых трубопроводов [8]. Отсутствие движущихся частей и простота конструкции струйного насоса позволяют увеличить межремонтный период эксплуатации вододобывающих скважин системы поддержания пластового давления, оборудованных традиционными электроцентробежными погружными насосными установками, которые вследствие гидроабразивного износа теряют ежемесячно 2–3 % первоначальной производительности [9].

Дальнейшему распространению нефтегазовых эжекционных технологий препятствуют низкие энергетические показатели рабочего процесса струйного насоса, что существенно снижает эффективность его использования, особенно при реализации долгосрочных технологических операций разработки месторождений углеводородов. Повышение энергоэффективности применения эжекционных систем обуславливает необходимость оптимизации их конструкции [10] и условий эксплуатации в скважине [11], а также совершенствования механизма смешивания потоков в проточной части струйного насоса. Задачей исследований, результаты которых приведены в данной статье, является анализ энергетических характеристик рабочего процесса струйного насоса и обоснование выбора оптимальной конструкции его проточной части, которая обеспечивала бы эксплуатацию эжекционной системы в режиме максимального коэффициента полезного действия (КПД).

В зависимости от взаимной ориентации смешиваемых потоков возможны три варианта конструктивного исполнения струйного насоса: с параллельной ориентацией рабочего и эжектируемого потоков; входом эжектируемого потока под острым углом; перпендикулярной ориентацией рабочего и эжектируемого потоков (рис. 1).

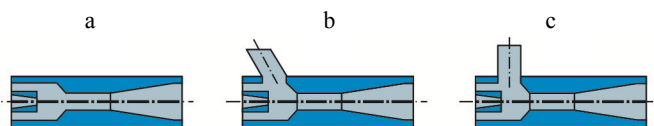


Рис. 1. Конструктивное исполнение струйного насоса:

- а – параллельная ориентация рабочего и эжектируемого потоков;
b – вход эжектируемого потока под острым углом; c – перпендикулярная ориентация
рабочего и эжектируемого потоков

Fig. 1. Design of the jet pump: a – parallel orientation of the working and ejected flows;
b – input of the ejected flow at an acute angle;
c – perpendicular orientation of the working and ejected flows

В современных конструкциях скважинных струйных насосов в соответствии с условиями эксплуатации реализуются все приведенные на рис. 1 варианты конструктивного исполнения эжекционной системы. Известно, что величина угла между векторами скоростей смешиваемых потоков непосредственно влияет на интенсивность вихреобразований в камере смешивания, величину потерь энергии и КПД струйного насоса. Однако определяющим условием для выбора вариантов взаимной ориентации

смешиваемых потоков остается простота изготовления струйных насосов. В процессе теоретических исследований необходимо установить обоснованность такого подхода с целью дальнейшей разработки рекомендаций по проектированию скважинных эжекционных систем различного назначения.

Основная часть

Полная энергия рабочего и эжектируемого потоков во входном сечении камеры смешивания в соответствии с рис. 2 определяется соотношением [12]

$$E_{in} = m_w \frac{v_w^2}{2} + Q_w p_w + m_s \frac{v_s^2}{2} + Q_s p_s, \quad (1)$$

где m_w , m_s – секундная масса рабочего и эжектируемого потоков, кг/с; v_w , v_s – скорость движения рабочего и эжектируемого потоков во входном сечении камеры смешивания, м/с; Q_w , Q_s – объемный расход рабочего и эжектируемого потоков, м³/с; p_w , p_s – давление рабочего и эжектируемого потоков, Па.

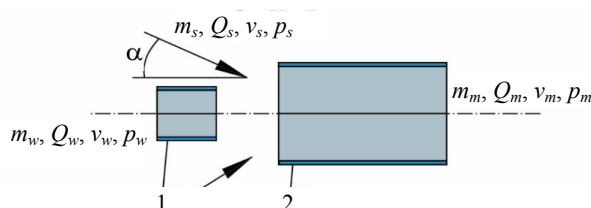


Рис. 2. Гидродинамические параметры смешиваемых потоков:

1 – рабочая насадка; 2 – камера смешивания

Fig. 2. Hydrodynamic parameters of mixed flows:

1 – working nozzle; 2 – mixing chamber

Энергия смешанного потока в выходном сечении камеры смешивания E_{out} определяется соотношением

$$E_{out} = m_m \frac{v_m^2}{2} + Q_m p_m, \quad (2)$$

где m_m – секундная масса смешанного потока, кг/с; v_m – скорость движения смешанного потока, м/с; Q_m – объемный расход смешанного потока, м³/с; p_m – давление смешанного потока, Па.

Потери энергии, вызванные смешиванием потоков, определяются разностью суммарной энергии смешиваемых потоков на входе в камеру смешивания E_{in} и энергии смешанного потока в выходном сечении камеры смешивания E_{out} :

$$\Delta E = m_w \frac{v_w^2}{2} + m_s \frac{v_s^2}{2} - m_m \frac{v_m^2}{2} + Q_w p_w + Q_s p_s - Q_m p_m, \quad (3)$$

или

$$\Delta E = m_w \frac{v_w^2}{2} + m_s \frac{v_s^2}{2} - m_m \frac{v_m^2}{2} + v_w f_w p_w + v_s f_s p_s - v_m f_m p_m, \quad (4)$$

где f_w, f_s, f_m – площадь сечения соответственно рабочего и эжектируемого потоков на входе в камеру смешивания и смешанного потока на выходе из нее, м^2 .

Общее решение уравнения (3) усложняется наличием значительного количества действующих факторов. Его частное решение может быть получено для случая одинаковых давлений эжектируемого и рабочего потоков $p_s = p_w$, что имеет место при работе струйного насоса в режиме нулевого напора и максимальных значений коэффициента эжекции $i_{\max}$. Такой режим работы реализуется, например, при функционировании струйного насоса в составе гидравлического ловителя, используемого для очистки забоя в процессе бурения, заканчивания и эксплуатации скважин, а также при использовании наддольных эжекционных систем с параллельным включением струйных насосов.

После подстановки в (3) значений давлений $p_s = p_w = p_{in}$, $p_m = p_{out}$ получим

$$\Delta E = m_w \frac{v_w^2}{2} + m_s \frac{v_s^2}{2} - m_m \frac{v_m^2}{2} + p_{in} (Q_w + Q_s) - p_{out} Q_m,$$

где p_{in}, p_{out} – давления на входе и выходе струйного насоса, Па.

Тогда, учитывая, что $Q_m = Q_w + Q_s = f_m v_m$, запишем

$$\Delta E = m_w \frac{v_w^2}{2} + m_s \frac{v_s^2}{2} - m_m \frac{v_m^2}{2} + f_m v_m (p_{in} - p_{out}). \quad (5)$$

Дальнейшее решение уравнения (5) предусматривает использование закона сохранения количества движения потоков в замкнутом объеме камеры смешивания струйного насоса

$$m_m v_m - (m_w v_w + m_s v_s \cos \alpha) = f_m (p_{in} - p_{out}), \quad (6)$$

где α – величина угла между векторами скоростей v_w, v_s , град.

Тогда после совместного решения уравнений (5), (6) получим

$$\Delta E = m_w \frac{v_w^2}{2} + m_s \frac{v_s^2}{2} - m_m \frac{v_m^2}{2} + v_m [m_m v_m - (m_w v_w + m_s v_s \cos \alpha)]. \quad (7)$$

Учитывая, что $m_m = m_w + m_s$, уравнение (7) запишем в виде

$$\Delta E = m_w \frac{v_w^2 - v_m^2}{2} + m_s \frac{v_s^2 - v_m^2}{2} + v_m [m_m v_m - (m_w v_w + m_s v_s \cos \alpha)]. \quad (8)$$

Для дальнейшего преобразования уравнения (8) используем подстановку $(+m_s v_s - m_s v_s)$:

$$\Delta E = m_w \frac{v_w^2 - v_m^2}{2} + m_s \frac{v_s^2 - v_m^2}{2} + v_m [m_m v_m - (m_w v_w + m_s v_s \cos \alpha) + m_s v_s - m_s v_s].$$

После соответствующих преобразований, учитывая, что $m_m = m_w + m_s$, представим (8) в виде

$$\Delta E = m_w \frac{(v_w - v_m)^2}{2} + m_s \frac{(v_s - v_m)^2}{2} + m_s v_s v_m (1 - \cos \alpha). \quad (9)$$

Рассмотрим предельные случаи полученного уравнения. Для параллельной ориентации осей рабочего и эжектируемого потоков величина угла между векторами скоростей v_w , v_s равна $\alpha = 0$, а потери энергии при смешивании составят

$$\Delta E = m_w \frac{(v_w - v_m)^2}{2} + m_s \frac{(v_s - v_m)^2}{2}. \quad (10)$$

Для взаимно перпендикулярной ориентации осей рабочего и эжектируемого потоков угол между векторами скоростей $\alpha = 90^\circ$, а потери энергии при смешивании определяются соотношением

$$\Delta E = m_w \frac{(v_w - v_m)^2}{2} + m_s \frac{(v_s - v_m)^2}{2} + m_s v_s v_m. \quad (11)$$

Преобразуем уравнение (9), используя очевидные соотношения:

$$m_w = \rho Q_w; \quad m_s = \rho Q_s; \quad \rho_w = \rho_s = \rho; \quad v_w = \frac{4Q_w}{\pi d_w^2}; \quad v_s = \frac{4Q_s}{\pi(d_m^2 - d_w^2)}; \\ v_m = \frac{4Q_m}{\pi d_m^2}; \quad Q_s = Q_w i_{\max}; \quad Q_m = Q_w + Q_s = Q_w(1 + i_{\max}),$$

где ρ_w , ρ_s – плотность рабочего и эжектируемого потоков, кг/м³; ρ – обобщенная плотность смешиваемых потоков, кг/м³; d_w , d_m – диаметры рабочей насадки и камеры смешивания струйного насоса, м; $i_{\max}$ – величина максимального коэффициента эжекции струйного насоса.

Тогда запишем (9) в виде

$$\Delta E = \frac{8}{\pi^2} \rho Q_w^3 \left[\left(\frac{1}{d_w^2} - \frac{1 + i_{\max}}{d_m^2} \right)^2 + i_{\max} \left(\frac{i_{\max}}{d_m^2 - d_w^2} - \frac{1 + i_{\max}}{d_m^2} \right)^2 + \frac{2i_{\max}^2(1 + i_{\max})}{d_m^2(d_m^2 - d_w^2)}(1 - \cos \alpha) \right]. \quad (12)$$

Умножим уравнение (12) на $(d_m/d_w)^4$. Тогда после введения безразмерного соотношения для основного геометрического параметра струйного насоса $K_p = (d_m/d_w)^2$ [13] получим

$$\Delta E = \frac{8}{\pi^2} \frac{\rho Q_w^3}{d_w^4} \left[\left(1 - \frac{1+i_{\max}}{K_p} \right)^2 + i_{\max} \left(\frac{i_{\max}}{K_p-1} - \frac{1+i_{\max}}{K_p} \right)^2 + \frac{2i_{\max}^2 (1+i_{\max})}{K_p (K_p-1)} (1-\cos\alpha) \right]. \quad (13)$$

Относительные (безразмерные) потери энергии $\Delta \bar{E}$ определим как соотношение потерь энергии, соответствующих заданному углу α вхождения эжектируемого потока, и потерь энергии для случая параллельной ориентации ($\alpha = 0$) потока:

$$\Delta \bar{E} = 1 + \frac{2i_{\max}^2 (1+i_{\max}) / [K_p (K_p-1)]}{\left(1 - \frac{1+i_{\max}}{K_p} \right)^2 + i_{\max} \left(\frac{i_{\max}}{K_p-1} - \frac{1+i_{\max}}{K_p} \right)^2} (1-\cos\alpha). \quad (14)$$

Анализ последнего уравнения показывает, что величина относительных потерь энергии не зависит от плотности и расхода смешиваемых потоков и диаметра рабочей насадки струйного насоса.

Согласно полученным результатам, величина потерь энергии при смешивании потоков и угол вхождения эжектируемого потока в приемную камеру струйного насоса связаны нелинейной зависимостью. Заштрихованная область на рис. 3 определяет значения потерь энергии при смешивании потоков для основного геометрического параметра, изменяющегося в диапазоне от $K_p = 2$ до $K_p = 6$. Приведенные значения основного геометрического параметра используются в конструкциях скважинных струйных насосов.

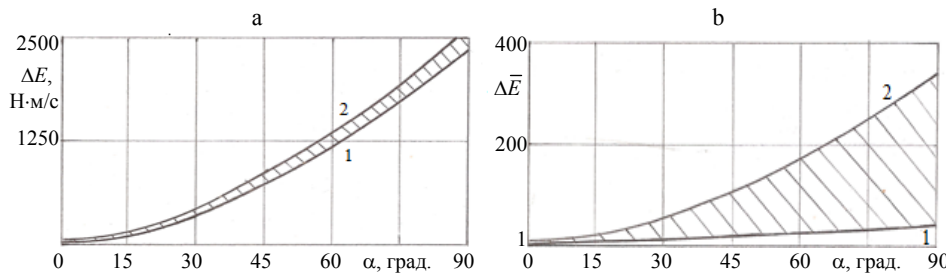


Рис. 3. Зависимость абсолютных (а) и относительных (б) потерь энергии при смешивании потоков от угла вхождения эжектируемого потока для разных значений основного геометрического параметра струйного насоса: 1 – $K_p = 3$; 2 – 6

Fig. 3. Dependence of absolute (a) and relative (b) energy losses when mixing flows on the angle of occurrence of the ejected flow for different values of the basic geometric parameter of the jet pump: 1 – $K_p = 3$; 2 – 6

Поскольку полученные зависимости имеют нелинейный характер, значения потерь энергии для основного геометрического параметра $K_p = 2$ находятся в диапазоне между кривыми 1 и 2. Таким образом, возрастание величины угла вхождения эжектируемого потока от 0 до 90° увеличивает потери энергии при смешивании в зависимости от значения основного геометрического параметра в 39–342 раза. В случае если в конструкции струйного насоса не может быть реализована параллельная ориентация рабочего и эжектируемого потоков, величину угла α целесообразно принимать в диапазоне от 0 до 15°, когда потери энергии при смешивании возрастают в 2,3–12,6 раза. С целью определения оптимального, с точки зрения минимальных потерь энергии при смешивании потоков, значения основного геометрического параметра струйного насоса получена зависимость $\Delta E = f(K_p)$ для углов вхождения эжектируемого потока $\alpha = 0$, $\alpha = 15^\circ$ (рис. 4).

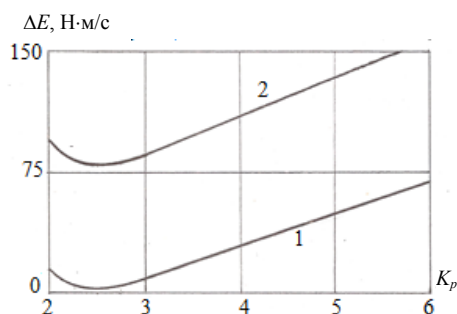


Рис. 4. Зависимость потерь энергии при смешивании потоков от основного геометрического параметра струйного насоса: 1 – угол вхождения эжектируемого потока $\alpha = 0^\circ$; 2 – 15°

Fig. 4. Dependence of energy losses when mixing flows on the main geometric parameter of the jet pump: 1 – angle of entry of the ejected flow $\alpha = 0^\circ$; 2 – 15°

Согласно полученным результатам, минимальная величина потерь энергии при смешивании потоков соответствует значению основного геометрического параметра струйного насоса $K_p = 2,375$.

На рис. 5 приведены результаты решения системы дифференциальных уравнений, описывающих рабочий процесс струйного насоса и основанных на применении законов неразрывности, сохранения массы и энергии потока, полученных с использованием k – ω -модели турбулентности в рамках программного комплекса ANSYS.

Непараллельная ориентация смешиваемых потоков приводит к асимметричному распределению гидродинамических параметров в проточной части струйного насоса. При этом возрастает вероятность образования вихревых зон и увеличиваются потери энергии при смешивании потоков.

Кроме потерь энергии при смешивании потоков, на энергетические характеристики струйного насоса влияет также гидравлическое сопротивление элементов его проточной части.

На рис. 6 приведены экспериментальные зависимости КПД от величины коэффициента эжекции $\eta = f(i)$ струйного насоса. Зависимости 1–3 получены соответственно Ю. А. Сазоновым [14], А. М. Хешамом [15] и Б. А. Косныревым [16]. Зависимости 4–6 установлены автором на основе определения экспериментальных значений давлений и расходов в характерных сечениях эжекционной системы с последующим представлением их в относительной форме в виде напорных $h = f(i)$ и энергетических $\eta = f(i)$ характеристик [17].

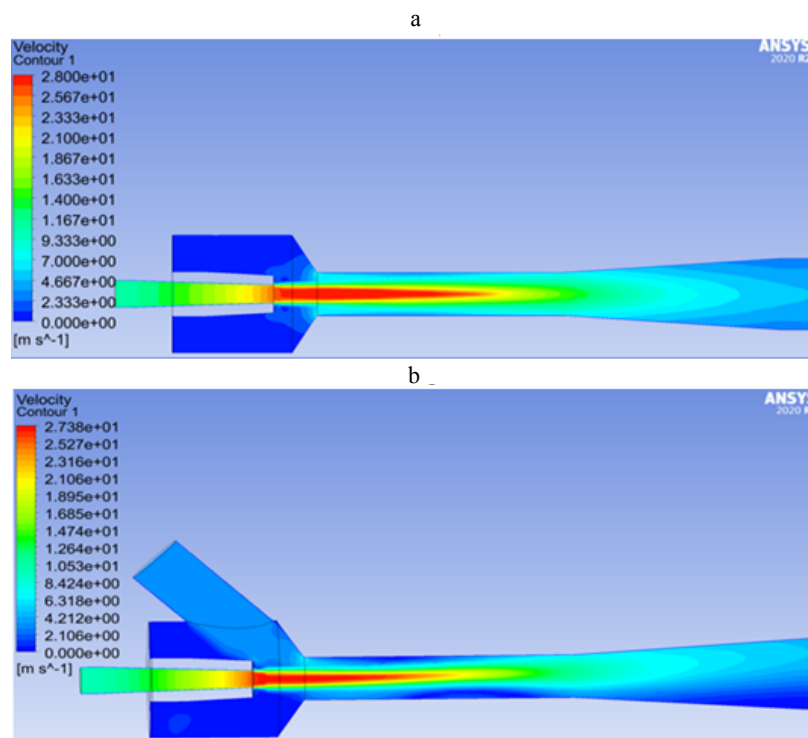


Рис. 5. Распределение скоростей в проточной части струйного насоса при углах вхождения эжектируемого потока: а – $\alpha = 0$; б – 45°

Fig. 5. Distribution of velocities in the flow part of the jet pump when the angles of entry of the ejected flow are: а – $\alpha = 0$; б – 45°

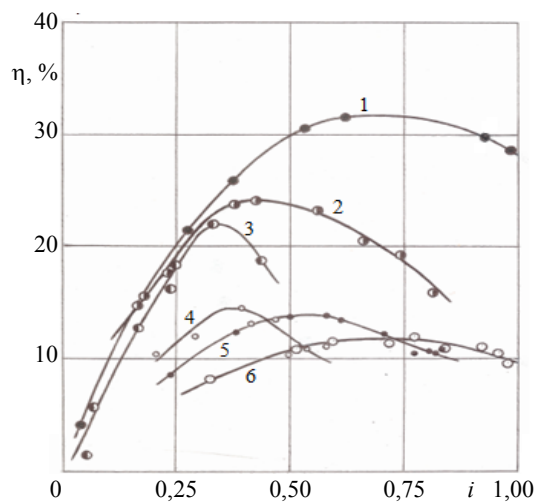


Рис. 6. Зависимость коэффициента полезного действия струйного насоса от величины коэффициента эжекции и основного геометрического параметра:
1 – $K_p = 2,041$; 2 – 2,941; 3 – 2,954; 4 – 3,160; 5 – 4,938; 6 – $K_p = 6,250$

Fig. 6. Dependence of the efficiency of the jet pump on the value of the ejection coefficient and the main geometric parameter:
1 – $K_p = 2.041$; 2 – 2.941; 3 – 2.954; 4 – 3.160; 5 – 4.938; 6 – $K_p = 6.250$

При построении зависимостей $\eta = f(i)$ использовано соотношение [13]

$$\eta = \frac{hi}{1-h}, \quad (15)$$

где h – относительный напор струйного насоса, $h = (P_m - P_s)/(P_w - P_s)$.

Максимальные значения КПД, полученные с использованием приведенных на рис. 6 характеристик $\eta = f(i)$, представлены в виде зависимости $\eta = f(K_p)$ (рис. 7).

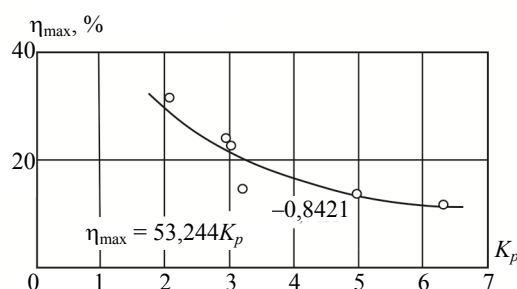


Рис. 7. Зависимость максимальных значений коэффициента полезного действия от величины основного геометрического параметра струйного насоса

Fig. 7. Dependence of the maximum values of efficiency on the value of the main the geometric parameter of the jet pump

Снижение КПД при увеличении основного геометрического параметра обусловлено возрастанием потерь энергии при смешивании потоков, что иллюстрируют восходящие участки зависимостей $\Delta E = f(K_p)$. При этом возрастают также гидравлические потери в элементах струйного насоса, вызванные увеличением расходов и скоростей в струйных насосах, имеющих большее значение основного геометрического параметра K . В отличие от кривых $\Delta E = f(K_p)$ (рис. 4), зависимость $\eta_{\max} = f(K_p)$ учитывает влияние на величину КПД эжекционной системы потерь энергии как при смешивании потоков, так и при их движении в элементах проточной части струйного насоса.

ВЫВОДЫ

1. Исследованы закономерности изменения величины потерь энергии в проточной части струйного насоса для различных углов вхождения эжектируемого потока в камеру смешивания. Уровень потерь энергии прямо пропорционален величине угла вхождения эжектируемого потока. Возрастание величины угла вхождения эжектируемого потока α от 0 до 90° увеличивает потери энергии при смешивании в зависимости от значения основного геометрического параметра в 39–342 раза.

2. С целью уменьшения потерь энергии при смешивании потоков величину угла вхождения эжектируемого потока необходимо принимать в диапазоне от 0 до 15°. Величина потерь энергии при смешивании потоков и значение основного геометрического параметра струйного насоса связаны экстремальной зависимостью. При проектировании скважинных струйных

насосов, входящих в состав устройств для очистки забоя скважин и первичного вскрытия продуктивных горизонтов, величину основного геометрического параметра необходимо принимать равной $K_p = 2,375$. При этом обеспечиваются минимальные потери энергии при смешивании потоков.

3. При использовании эжекционных систем, реализующих длительные технологические процессы (например, при добыче нефти), необходимо принимать минимально возможную для заданных условий эксплуатации величину основного геометрического параметра струйного насоса.

ЛИТЕРАТУРА

1. Syed, M. P. Surface Jet Pumps Enhance Production and Processing / M. P. Syed, B. Najam, S. Sacha // *Journal of Petroleum Technology*. 2014. Vol. 66, Iss. 11. P. 134–136. <https://doi.org/10.2118/1114-0134-jpt>.
2. Faustinelli, J. Gas Lift Jet-Pump Applications Offshore Lake Maracaibo / J. Faustinelli, W. Briceno, A. Padron // *Journal of Petroleum Technology*. 1999. Vol. 51, Iss. 5. P. 30–32. <https://doi.org/10.2118/0599-0030-jpt>.
3. Carvalho, P. M. An Electrical Submersible Jet Pump for Gassy Oil Wells / P. M. Carvalho, A. L. Podio, K. Sepehrnoori // *Journal of Petroleum Technology*. 1999. Vol. 51, Iss. 5. P. 34–35. <https://doi.org/10.2118/0599-0034-jpt>.
4. Shen, J. Application of Composite Jet-Rod Pumping System in a Deep Heavy-Oil Field in Tarim China / J. Shen, X. Wu, J. Wang // *Proceeding of the SPE Annual Technical Conference and Exhibition*. Florence, 19–22 Sept. 2010. Florence, 2010. <https://doi.org/10.2118/134068-MS>.
5. Технология увеличения добычи нефти из малопродуктивных скважин / К. Р. Уразов [и др.] // *Нефтегазовое дело*. 2013. № 4. С. 201–211.
6. Крыжановский, Е. И. Повышение эффективности использования наддольных струйных насосов / Е. И. Крыжановский, Д. А. Паневник // *Socar Proceedings*. 2020. № 2. С. 112–118.
7. An Integrated Sand Cleanout System by Employing Jet Pumps / S. Chen [et al.] // *Journal of Canadian Petroleum Technology*. 2009. Vol. 48, Iss. 5. P. 17–23. <https://doi.org/10.2118/09-05-17-TN>.
8. Паневник, Д. А. Исследование совместной работы струйного и плунжерного насосов с балансирным кривошипно-шатунным приводом / Д. А. Паневник, А. В. Паневник // *Нефтяное хозяйство*. 2020. № 2. С. 58–61. <https://doi.org/10.24887/0028-2448-2020-2-58-61>.
9. Методика анализа фактического технического состояния скважинного насосного оборудования / В. В. Ивашкин [и др.] // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2021. Т. 64, № 3. С. 275–286. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-3-275-286>.
10. Efficiency Maximization of a Jet Pump for an Hydraulic Artificial Lift System / R. J. Portillo-Vélez [et al.] // *Revista Internacional de Métodos Numéricos Para Cálculo y Diseño en Ingeniería*. 2019. Vol. 35, Iss. 1. 12 p. <https://doi.org/10.23967/j.rimni.2018.11.002>.
11. Паневник, Д. А. Повышение энергоэффективности использования скважинных струйных насосов / Д. А. Паневник, А. В. Паневник // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2020. Т. 63, № 5. С. 462–471. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-462-471>.
12. Каменев, П. Н. Гидроэлеваторы в строительстве / П. Н. Каменев. М.: Стройиздат, 1970. 415 с.
13. Соколов, Е. Я. Струйные аппараты / Е. Я. Соколов, Н. М. Зингер. М.: Энергоатомиздат, 1989. 352 с.
14. Сазонов, Ю. А. Разработка устройства, снижающего дифференциальное давление на забое скважины и повышающего скорость бурения / Ю. А. Сазонов. М., 1989. 176 с.
15. Mikhail, S. Two-Phase Flow in Jet Pumps for Different Liquids / S. Mikhail, A. Hesham, M. Abdou // *Journal of Fluids Engineering*. 2005. Vol. 127, Iss. 5. P. 1038–1042. <https://doi.org/10.1115/1.2160104>.
16. Коснырев, Б. А. Повышение показателей работы долота за счет снижения гидродинамического давления на забой скважины / Б. А. Коснырев. Уфа, 1984. 189 с.
17. Паневник, Д. А. Повышение эффективности использования скважинных наддольных струйных насосов / Д. А. Паневник. Ивано-Франковск, 2020. 228 с.

Поступила 26.02.2021 Подписана в печать 17.05.2021 Опубликована онлайн 31.03.2022

REFERENCES

1. Syed M. P., Najam B., Sacha S. (2014) Surface Jet Pumps Enhance Production and Processing. *Journal of Petroleum Technology*, 66 (11), 134–136. <https://doi.org/10.2118/1114-0134-jpt>.
2. Faustinelli J., Briceno W., Padron A. (1999) Gas Lift Jet-Pump Applications Offshore Lake Maracaibo. *Journal of Petroleum Technology*, 51 (5), 30–32. <https://doi.org/10.2118/0599-0030-jpt>.
3. Carvalho P. M., Podio A. L., Sepehrnoori K. (1999) An Electrical Submersible Jet Pump for Gassy Oil Wells. *Journal of Petroleum Technology*, 51 (5), 34–35. <https://doi.org/10.2118/0599-0034-jpt>.
4. Shen J., Wu X., Wang J. (2010) Application of Composite Jet-Rod Pumping System in a Deep Heavy-Oil Field in Tarim China. *Proceeding of the SPE Annual Technical Conference and Exhibition. Florence, Sept. 19–22, 2010*. <https://doi.org/10.2118/134068-MS>.
5. Urazakov K. R., Abramova E. V., Topolnikov A. S., Minnigalimov R. Z. (2013) Technology for Increasing Oil from Low-Productiv Wells. *Neftegazovoe Delo* [Oil and Gas Business], (4), 201–211 (in Russian).
6. Kryzhanivskiy Ye. I., Panevnyk D. A. (2020) Improving Use Efficiency Above-Bit Jet Pumps. Improving The Efficiency of The Use of High-Pressure Jet Pumps. *Socar Proceedings*, (2), 112–118 (in Russian).
7. Chen S., Yang D., Zhang Q., Wang J. (2009) An Integrated Sand Cleanout System by Employing Jet Pumps. *Journal of Canadian Petroleum Technology*, 48 (5), 17–23. <https://doi.org/10.2118/09-05-17-TN>.
8. Panevnyk D. O., Panevnyk O. V. (2020) Investigation of the Joint Work of a Jet and Plunger Pump with a Balancing Crank-Rod Drive. *Neftyanoe Khozyaistvo = Oil Industry*, (2), 58–61. <https://doi.org/10.24887/0028-2448-2020-2-58-61> (in Russian).
9. Ivashechkin V. V., Krytskaya V. I., Anufriev V. N., Avrutin O. A. (2021) Methodology for Analyzing the Actual Technical Condition of Downhole Pumping Equipment. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 64 (3), 275–286. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2021-64-3-275-286> (in Russian).
10. Portillo-Vélez R. J., Vásquez-Santacruz J. A., Marín-Urías L. F., Vargas A., García-Ramírez P., Morales-de-la-Mora J. L., Vite-Morales A. L., Gutierrez-Domínguez E. A. (2019) Efficiency Maximization of a Jet Pump for an Hydraulic Artificial Lift System. *Revista Internacional de Métodos Numéricos Para Cálculo y Diseño en Ingeniería*, 35 (1), 12. <https://doi.org/10.23967/j.rimni.2018.11.002>.
11. Panevnyk D. A., Panevnyk A. V. (2020) Improving the Energy Efficiency of the Use of Borehole Jet Pumps. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 63 (5), 462–471. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-462-471> (in Russian).
12. Kamenev P. N. (1970) *Hydraulic Elevators in Construction*. Moscow, Stroyizdat Publ. 415 (in Russian).
13. Sokolov E. Ya., Zinger N. M. (1989) *Jet Devices*. Moscow, Energoatomizdat Publ. 352 (in Russian).
14. Sazonov Yu. A. (1989) *Development of a Device that Reduces the Differential Pressure at the Well Bottom and Increases the Drilling Speed*. Moscow. 176 (in Russian).
15. Mikhail S., Hesham A., Abdou M. (2005) Two-Phase Flow in Jet Pumps for Different Liquids. *Journal of Fluids Engineering*, 127 (5), 1038–1042. <https://doi.org/10.1115/1.2160104>.
16. Kosnyrev B. A. (1984) *Improving Bit Performance by Reducing Hydrodynamic Pressure at the Well Bottom*. Ufa. 189 (in Russian).
17. Panevnyk D. A. (2020) *Improvement in the Efficiency of Above-Bit Jet Pumps Use*. Ivano-Frankivsk. 228 (in Russian).