

ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ
И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ОБЪЕДИНЕНИЙ СНГ

ЭНЕРГЕТИКА

Том 63, № 5
2020

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

- Анищенко В. А., Писарук Т. В.** Контроль достоверности измерений нагрузки промышленного предприятия на основе анализа динамики ее изменений 393
- Каченя В. С., Ломан М. С.** Формирование мгновенных дифференциальных и тормозных токов дифференциальной защиты сборных шин 411
- Tytiuk V. K., Baranovskaya M. L., Chornyi O. P., Burdilnaya E. V., Kuznetsov V. V., Bogatyriov K. N.** Online-Identification of Electromagnetic Parameters of an Induction Motor
(**Тытюк В. К., Барановская М. Л., Черный А. П., Бурдильная Е. В., Кузнецов В. В., Богатырев К. Н.** Онлайн-идентификация электромагнитных параметров асинхронного двигателя) 423
- Elzein I., Petrenko Yu.** An Adaptive Maximum Power Output Sustaining System for a Photovoltaic Power Plant Based on a Robust Predictive Control Approach
(**Элзейн И., Петренко Ю.** Адаптивная система обеспечения максимальной выходной мощности фотоэлектрической станции на основе робастного прогнозного управления) 441

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

- Сорока Б. С., Горуна В. В.** Экологические характеристики современных систем бытового использования топлива. Часть 2. Образование вредных веществ при сжигании природного газа в атмосферных горелках: экспериментальные исследования 450
- Паневник Д. А., Паневник А. В.** Повышение энергоэффективности использования скважинных струйных насосов 462
- Мариненко В. И., Кулинич В. С.** Солнечные коллекторы на основе медных двухфазных термосифонов 472

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. И. КИРИЛЛОВ (Санкт-Петербургский государственный политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация),
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),
Е. УШПУРАС (Литовский энергетический институт, Каунас, Литовская Республика),
Б. М. ХРУСТАЛЕВ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
Л. В. ШЕНЕЦ (Евразийская экономическая комиссия, Москва, Российская Федерация)

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 30.09.2020. Формат бумаги 60×84¹/₈. Бумага мелованная.
Печать цифровая. Гарнитура Таймс. Усл. печ. л. . Уч.-изд. л. . Тираж 100 экз.
Дата выхода в свет . 2020. Заказ .

Адрес редакции: 220013, г. Минск, Республика Беларусь, пр. Независимости, 65.
Белорусский национальный технический университет, корп. 2, комн. 327.
Тел.: +375 17 292-65-14
e-mail: energy@bntu.by; energy-bntu@mail.ru
<http://energy.bntu.by>

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

© Белорусский национальный технический университет, 2020

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

PROCEEDINGS OF THE CIS
HIGHER EDUCATION INSTITUTIONS
AND POWER ENGINEERING ASSOCIATIONS

ENERGETIKA

V. 63, No 5
2020

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

Anishchenko V. A., Pizaruk T. V. Monitoring the Accuracy of Measurements the Load of Industrial Enterprises	393
Kachenya V. S., Loman M. S. Formation of Instantaneous Differential and Rest-raining Currents for Differential Protection of Busbar Assemblies	411
Tytiuk V. K., Baranovskaya M. L., Chornyi O. P., Burdilnaya E. V., Kuznetsov V. V., Bogatyriov K. N. Online-Identification of Electromagnetic Parameters of an Induction Motor	423
Elzein I., Petrenko Yu. An Adaptive Maximum Power Output Sustaining System for a Photovoltaic Power Plant Based on a Robust Predictive Control Approach	441

HEAT POWER ENGINEERING

Soroka B. S., Horupa V. V. Environmental Characteristics of Modern Systems of Domestic Use of Fuel. Part 2. Pollutants Formation by Natural Gas Combustion in Atmospheric Burners: Experimental Studies	450
Panevnyk D. A., Panevnyk A. V. Improving the Energy Efficiency of the Use of Borehole Jet Pumps	462
Marynenko V. I., Kulynych V. S. Solar Collectors Based on Copper Two-Phase Thermosyphons	472

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. I. KIRILLOV (Peter the Great Saint-Petersburg Polytechnic University, Saint-Petersburg, Russian Federation),
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),
E. UŠPURAS (Lithuanian Energy Institute, Kaunas, Republic of Lithuania),
B. M. KHROUSTALEV (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
L. V. SHENETS (The Eurasian Economic Commission, Moscow, Russian Federation)

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 30.09.2020. Dimension of paper 60×84¹/₈. Coated paper.
Digital printing. Type face Times. Conventional printed sheet .
An edition of 100 copies. Date of publishing 2020. Order list .

ADDRESS

Belarusian National Technical University
65, Nezavisimosty Ave., Building 2, Room 327
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 292-65-14
e-mail: energy@bntu.by; energy-bntu@mail.ru
<http://energy.bntu.by>

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

© Belarusian National Technical University, 2020

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-393-410>

УДК 621.311.22

Контроль достоверности измерений нагрузки промышленного предприятия на основе анализа динамики ее изменений

В. А. Анищенко¹⁾, Т. В. Писарук¹⁾

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

© Белорусский национальный технический университет, 2020
Belarusian National Technical University, 2020

Реферат. Нормированная точность установленных средств измерений определяет запланированную точность измерений суточной активной нагрузки промышленного предприятия. Для ее поддержания в ходе эксплуатации могут применяться синтаксические и семантические методы контроля достоверности измерений нагрузки. При синтаксическом контроле диагностируется состояние средств измерений, собирающих и обрабатывающих информацию о нагрузке предприятия. Семантический контроль основывается на использовании вероятностных характеристик измеряемой нагрузки. Условием, необходимым для осуществления семантического контроля, является наличие информационной избыточности о значениях контролируемой нагрузки. Возможен контроль по предельным значениям (уставкам) нагрузки, когда известна априорная информация о нижней и верхней границах, в которых могут находиться достоверно измеренные значения нагрузки в нормальном режиме работы предприятия. В статье рассмотрены методы контроля, использующие апостериорную избыточную информацию о динамике изменений нагрузки на различных участках суточного графика. К этим методам относят контроль по первым приращениям нагрузки, характеризующим скорость ее изменений, а также контроль с помощью линейной и нелинейной экстраполяции первых приращений. Приведены результаты анализа вероятностных характеристик суточной активной нагрузки предприятия и ее первых приращений, характеризующих скорость изменения нагрузки. Показано влияние вероятностных характеристик первых приращений нагрузки на границы принятия решения о достоверности измерений. Проведен сравнительный анализ эффективности методов контроля достоверности по первым приращениям нагрузки и их экстраполированным значениям на примере измерений суточных графиков активной нагрузки ОАО «Минский моторный завод».

Ключевые слова: нагрузка промышленного предприятия, первые приращения нагрузки, вероятностные характеристики нагрузки, информационная избыточность, контроль достоверности измерений

Для цитирования: Анищенко, В. А. Контроль достоверности измерений нагрузки промышленного предприятия на основе анализа динамики ее изменений / В. А. Анищенко, Т. В. Писарук // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2020. Т. 63, № 5. С. 393–410. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-393-410>

Адрес для переписки

Анищенко Вадим Андреевич
Белорусский национальный технический университет
просп. Независимости, 65/2
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 292-65-52
epp@bntu.by

Address for correspondence

Anishchenko Vadim A.
Belarusian National Technical University
65/2, Nezavisimosty Ave.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 292-65-52
epp@bntu.by

Monitoring the Accuracy of Measurements the Load of Industrial Enterprises

V. A. Anishchenko¹⁾, T. V. Pisaruk¹⁾

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

Abstract. The normalized accuracy of the installed measuring instruments determines the scheduled measurement accuracy of the daily active load of an industrial enterprise. To maintain it during operation, syntactic and semantic methods can be used to control the reliability of load measurements. During syntactic control, the state of measuring instruments that collect and process information about the enterprise's load is diagnosed. Semantic control is based on the use of probabilistic characteristics of the measured load. The condition necessary for semantic control is the presence of information redundancy about the values of the monitored load. It is possible to control the load limit values (settings) when a priori information is known about the lower and upper limits in which reliably measured load values in normal operation of the enterprise may be contained. The article considers control methods that use a posteriori redundant information about the dynamics of load alterations in various sections of the daily schedule. These methods include monitoring by the first increments of the load, which characterize the speed of its alterations, as well as control using linear and nonlinear extrapolations of the first increments. The results of the analysis of probabilistic characteristics of the daily active load of the enterprise and its first increments, which characterize the rate of load change, are presented. The effect of probabilistic characteristics of the first load increments on the boundaries of making a decision about the reliability of measurements is demonstrated. A comparative analysis of the effectiveness of reliability control methods based on the first load increments and their extrapolated values has been carried out on the example of measurements of daily active load schedules of the "Minsk Motor Plant" JSC.

Keywords: load of an industrial enterprise, first increments of load, probabilistic characteristics of load, information redundancy, control of measurement reliability

For citation: Anishchenko V. A., Pisaruk T. V. (2020) Monitoring the Accuracy of Measurements the Load of Industrial Enterprises. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 63 (5). 393–410. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-63-5-393-410> (in Russian)

Введение

Методы оперативного контроля измерительной информации можно разделить на синтаксические и семантические. При синтаксическом контроле результаты измерений рассматриваются как последовательность некоторых символов, связанных между собой определенными конструктивными правилами в рамках формализованной системы. При таком контроле диагностируется состояние средств измерений, собирающих и обрабатывающих измерительную информацию, методами аппаратно-логического контроля с помощью различных цифровых кодов [1–4].

При семантическом (смысловом) контроле недостоверные измерения обрабатываются за счет использования характеристик контролируемого процесса. Семантический контроль доопределяет на содержательном уровне синтаксический контроль и повышает разрешающую способность контроля, т. е. вероятность обнаружения недостоверно измеренных переменных [5].

Необходимым условием контроля достоверности является наличие информационной избыточности об измеряемых переменных. Контроль достоверности измерений нагрузки промышленного предприятия может быть осуществлен методом предельных значений путем использования априорной (доопытной) информации о нижней и верхней границах, в которых могут находиться в нормальных условиях эксплуатации значения суммарной нагрузки предприятия. Достоверными признаются результаты измерений, попадающие в диапазон между этими границами. Однако нагрузка большинства промышленных предприятий сильно изменяется в течение суток, что резко усложняет определение границ принятия решения о достоверности измерений и затрудняет реализацию метода предельных значений.

Ниже рассматриваются методы контроля достоверности по первым приращениям нагрузки и их экстраполированным значениям. Первые приращения характеризуют скорость изменения нагрузки и обеспечивают апостериорную избыточность информации о значениях нагрузки, образующих первые приращения.

Математическая модель первых приращений нагрузки

Суточные измерения активной нагрузки промышленных предприятий носят, как правило, циклический характер. Они представляют собой нестационарный случайный процесс $P(t)$, состоящий из низкочастотной детерминированной функции $P_{нч}(t)$ и высокочастотной случайной составляющей $P_{вч}(t)$

$$P(t) = P_{нч}(t) + P_{вч}(t). \quad (1)$$

Оперативный, в темпе технологического процесса, контроль достоверности измерений нагрузки возможен по предельным ее значениям (метод «вилки») [1, 2]. Условие достоверности в этом случае выглядит следующим образом:

$$a(t) \leq P(t) \leq b(t), \quad (2)$$

где $a(t)$, $b(t)$ – нижняя и верхняя границы допустимых (достоверно измеренных) значений нагрузки в нормальном режиме работы предприятия, которые практически все время изменяются из-за нестационарности суточного графика нагрузок предприятия.

Для определения границ $a(t)$ и $b(t)$ необходимо прогнозировать низкочастотную составляющую $P_{нч}(t)$, что представляет собой сложную трудоемкую задачу [5]. Далее рассматривается альтернативный метод контроля достоверности измерений на основе анализа ее первых приращений, который не требует прогноза низкочастотной составляющей нагрузки. Сущность метода состоит в сравнении скорости изменения нагрузки с ее предельно допустимым (достоверным) значением. После дискретизации суточного графика нагрузки и перехода от непрерывного случайного про-

цесса к случайной последовательности динамику изменений нагрузки характеризуют ее первые приращения.

Первое приращение за интервал времени $(t, t - h)$ представляет собой разность результатов измерений нагрузки $P(t)$ и $P(t - h)$, произведенных в моменты времени t и $t - h$, где h – интервал временной дискретизации процесса [6]

$$\Delta P(t, t - h) = P(t) - P(t - h). \quad (3)$$

Первые приращения образуют последовательность случайных функций с целочисленными значениями аргументов $(t, t - h)$. Вероятностные характеристики случайного непрерывного процесса изменений нагрузки остаются в силе и применительно к случайной последовательности. Общепринято, что распределение высокочастотной составляющей нагрузки достаточно близко к нормальному. Тогда можно считать, что первые приращения также подчиняются нормальному закону с функцией распределения плотности вероятностей [7]

$$f[\Delta P] = \frac{1}{\sigma_{\Delta P} \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\Delta P - M}{\sigma_{\Delta P}} \right)^2 \right], \quad (4)$$

где $\sigma_{\Delta P}$ – среднее квадратичное значение первых приращений; M – математическое ожидание (центр распределения) первых приращений.

На рис. 1 показана кривая функции распределения плотности симметричного нормального распределения первых приращений, где γ – граница достоверности, определяющая недостоверные (область 1) и достоверные (область 2) измерения.

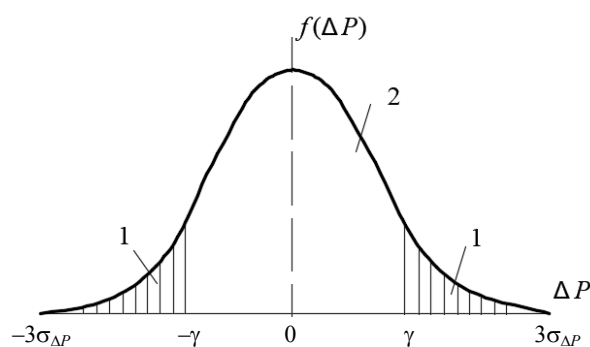


Рис. 1. Кривая плотности симметричного распределения первых приращений нагрузки

Fig. 1. The density curve of the symmetric distribution of first load increments

Дисперсия $D_{\Delta P} = \sigma_{\Delta P}^2$ характеризует рассеяние измеренных первых приращений относительно центра распределения. Достоверность первого приращения позволяет считать достоверными образующие его результаты измерений нагрузки.

В теории и практике оценки надежности информационно-измерительных систем при выборе предела допустимой погрешности средства измерения, т. е. наибольшего устанавливаемого нормированного документами значения, при котором результаты измерений признаются достоверными, используется понятие квантильных оценок [8, 9]. Этот подход предлагается распространить и на задачу нормирования достоверности первых приращений нагрузки промышленного предприятия.

Квантиль K_p ограничивает интервал достоверных значений первых приращений в нормальных условиях эксплуатации предприятия с назначенной доверительной вероятностью p . Выбор квантиля K_p из-за случайной природы погрешностей измерений в значительной степени субъективен, и при решении технических задач надежности используют различные его значения. При контроле достоверности измерений часто назначают квантиль $K_{0,8}$ с доверительной вероятностью $p = 0,8$. Тогда предельно допустимое отклонение первого приращения от центра симметричного распределения при нормальном законе

$$\Delta_{0,8} = K_{0,8} \sigma_{\Delta P} = 1,3 \sigma_{\Delta P}. \quad (5)$$

В этом случае интерквантильный промежуток протяженностью $2\Delta_{0,8}$ включает в себя 80 % всех возможных случайных значений первых приращений нагрузки.

При отсутствии надежных данных о законе распределения первых приращений целесообразно использовать квантиль $K_{0,9}$ с доверительной вероятностью $p = 0,9$. Тогда имеет место одно и то же соотношение между отклонениями $\Delta_{0,9}$ и среднеквадратичным значением $\sigma_{\Delta P}$ вне зависимости от вида закона распределения

$$\Delta_{0,9} = K_{0,9} \sigma_{\Delta P} = 1,6 \sigma_{\Delta P}. \quad (6)$$

Интерквантильный промежуток $2\Delta_{0,9}$ охватывает 90 % возможных значений первых приращений.

При асимметричном распределении первых приращений, обусловленном отличным от нуля средним значением ($M \neq 0$), рекомендуется использовать доверительную вероятность $p = 0,95$ и предельно допустимое отклонение

$$\Delta_{0,95} = K_{0,95} \sigma_{\Delta P} = 2,0 \sigma_{\Delta P}. \quad (7)$$

Алгоритм контроля достоверности измерений нагрузки методом первых приращений

Первое приращение нагрузки содержит две составляющие: истинное значение первого приращения $\Delta P_{\text{н}}(t, t-h)$ и погрешность его определения $\Delta n(t, t-h)$

$$\Delta P(t, t-h) = \Delta P_{\text{н}}(t, t-h) + \Delta n(t, t-h). \quad (8)$$

Истинное значение первого приращения представляет собой разность истинных значений нагрузки в смежные моменты времени $P_{\text{н}}(t)$ и $P_{\text{н}}(t-h)$

$$\Delta P_{\text{н}}(t, t-h) = P_{\text{н}}(t) - P_{\text{н}}(t-h). \quad (9)$$

Погрешность расчета первого приращения равна разностям погрешностей измерений нагрузки в эти же моменты времени $n(t)$ и $n(t-h)$

$$\Delta n(t, t-h) = n(t) - n(t-h). \quad (10)$$

Условие достоверности первого приращения $\Delta P(t, t-h)$ и соответственно достоверности измерений нагрузки $P(t)$ и $P(t-h)$ выглядит следующим образом:

$$\gamma_1 \leq \Delta P(t, t-h) \leq \gamma_2. \quad (11)$$

Для определения границ принятия решения о достоверности γ_1 и γ_2 необходимо знать тренд, характеризующий среднюю скорость изменения нагрузки на различных участках суточного графика. Количественным показателем тренда является математическое ожидание первого приращения, рассчитываемое по формуле

$$M = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n \Delta P_i, \quad (12)$$

где n – число измерений на рассматриваемом участке суточного графика нагрузки.

Дисперсия первых приращений нагрузки

$$D_{\Delta P} = \frac{1}{n-1} \sum_{i=2}^n (\Delta P_i - M)^2. \quad (13)$$

При положительном тренде, когда низкочастотная детерминированная составляющая нагрузки $P_{\text{нч}}(t)$ возрастает, положительные первые приращения преобладают над отрицательными. В случае отрицательного тренда низкочастотная составляющая нагрузки снижается, и отрицательные первые приращения больше положительных.

Границы принятия решения о достоверности первого приращения зависят от математического ожидания и предельно допустимого отклонения от него Δ_p , определенного согласно (5), (6) или (7).

Нижняя граница достоверности первого приращения

$$\gamma_1 = M - \Delta_p. \quad (14)$$

Верхняя граница достоверности первого приращения

$$\gamma_2 = M + \Delta_p. \quad (15)$$

Диапазон достоверных значений (интерквантильный промежуток) первых приращений нагрузки определяется границами (14) и (15).

Дисперсия первых приращений нагрузки равна сумме дисперсий D_1 и D_2

$$D_{\Delta p} = D_1 + D_2. \quad (16)$$

Дисперсия D_1 характеризует рассеяние неизвестных истинных значений первых приращений $\Delta P_{\text{н}}(t, t-h)$, представляющих, согласно (9), разности истинных значений нагрузки в моменты времени t и $t-h$. С увеличением тренда нагрузки дисперсия D_1 возрастает. Дисперсия D_2 характеризует рассеяние первых приращений из-за погрешностей средств измерений и практически одна и та же на любом временном участке суточного графика нагрузки при отсутствии грубых погрешностей.

Возникает проблема определения границ достоверных первых приращений, поскольку их истинные значения недоступны для наблюдений и неясно, действительно ли изменилось истинное значение нагрузки или же нагрузка измерена с недопустимо большой погрешностью. Предлагается решать эту проблему, взяв за основу результаты калибровки измерительных каналов автоматизированной системы коммерческого учета электрической энергии предприятия.

Нормативный документ [10], регламентирующий калибровку, устанавливает, что до ее проведения производится регулировка или ремонт объекта калибровки. Это устраняет причины появления недопустимо больших погрешностей измерения нагрузки. По результатам калибровки устанавливается предельно допустимое отклонение нагрузки (относительная расширенная неопределенность) с заданной доверительной вероятностью. Этому предельно допустимому отклонению нагрузки соответствует предельно допустимое отклонение ее первого приращения Δ_p . Рассчитав сразу после окончания калибровки вероятностные характеристики (дисперсию, математическое ожидание) первых приращений, их предельно допустимое отклонение, по (14) и (15) определяем границы принятия решения о достоверности первых приращений. Периодически повторяя эту проверку с определенным интервалом (порядка нескольких недель, месяцев) и сравнивая новые предельно допустимые отклонения первых приращений нагрузки с теми их значениями, которые были рассчитаны сразу после проведения калибровки, можно своевременно определять появление грубых и систематических погрешностей измерения и принимать решения о необходимости проведения новой калибровки. Это дает возможность перейти от жестко регламентируемой продолжительности межкалибровочного интервала измерений к интервалу, определяемому в зависимости от фактической точности измерений в текущий момент времени.

Более строгое обоснование эквивалентности контроля достоверности измерений по предельным значениям нагрузки и по ее первым приращениям можно получить путем анализа корреляционной функции нагрузки и погрешности дифференцирования дискретно измеренных величин нагрузки [11].

**Алгоритм контроля достоверности измерений нагрузки
на основе экстраполяции первых приращений фильтром
с постоянной структурой**

Границы принятия решения о достоверности первого приращения нагрузки сильно зависят от его предельно допустимого отклонения от центра распределения Δ_p , т. е. от доверительной вероятности ρ . Обосновать величину ρ , исходя только из чисто метрологических соображений, вряд ли возможно. Очевидно, доверительную вероятность следует назначить с учетом технико-экономических последствий, к которым она может привести. Не затрагивая дискуссионный вопрос о выборе доверительной вероятности при контроле достоверности измерений нагрузки промышленного предприятия, устраивающей как потребителей, так и производителей электроэнергии, рассмотрим возможность обоснованного сужения диапазона достоверных результатов измерений при одной и той же доверительной вероятности. Этого можно достигнуть переходом от контроля по первым приращениям к контролю по их экстраполированным значениям.

Условие достоверности при использовании экстраполирующего фильтра выглядит следующим образом [6]:

$$\gamma_1 \leq \Delta P_\tau(t) \leq \gamma_2, \quad (17)$$

где $\Delta P_\tau(t)$ – экстраполированное первое приращение нагрузки, определяемое как разность измеренного в текущий момент времени t значения нагрузки $P(t)$ и экстраполированного в предыдущий момент времени $t - \tau$ значения $P_\tau(t)$ на текущий момент времени

$$\Delta P_\tau(t) = P(t) - P_\tau(t); \quad (18)$$

τ – интервал экстраполяции; γ_1, γ_2 – нижняя и верхняя границы достоверности.

Если известна спектральная плотность или автокорреляционная функция стационарных случайных колебаний контролируемой переменной $P(t)$, можно синтезировать оптимальную структуру линейного экстраполирующего фильтра по критерию максимума среднеквадратичной погрешности экстраполяции методом Винера – Колмогорова [12]. При отсутствии или недостаточно точной информации о вероятностных характеристиках случайных колебаний нагрузки приемлемый для решения задачи контроля достоверности результат обеспечивает фильтр, состоящий из усилительного

с коэффициентом k_0 звена и дифференцирующего с коэффициентом k звена, где $s = d/dt$ – оператор дифференцирования [5, 13–15]

$$L(s) = k_0 + ks. \quad (19)$$

Экстраполированное значение нагрузки на выходе линейного фильтра $L(s)$

$$P_{\text{э}}(t) = k_0 P(t-h) + k[P(t-h) - P(t-2h)], \quad (20)$$

где τ – интервал экстраполяции, принят равным интервалу дискретизации процесса h .

В случае относительно небольших, порядка нескольких минут, интервалах экстраполяции нагрузки предприятия можно считать коэффициент усилительного звена примерно равным единице, и тогда (20) принимает вид

$$P_{\text{э}}(t) = P(t-h) + k[P(t-h) - P(t-2h)]. \quad (21)$$

При равном нулю коэффициенте при первом приращении получаем наивную, т. е. по правилу «без изменений», экстраполяцию, когда экстраполированное значение переменной равно предшествующему последнему результату измерения

$$P_{\text{э}}(t) = P(t-h). \quad (22)$$

В этом частном случае контроль с помощью наивной экстраполяции эквивалентен контролю по первым приращениям.

Нижняя γ_1 и верхняя γ_2 границы принятия решения при контроле с линейной экстраполяцией принимаются равными границам при контроле по первым приращениям без экстраполяции (14), (15), что позволит сравнить разрешающие способности обоих методов контроля.

Погрешность экстраполированных первых приращений подчиняется нормальному закону распределения

$$f(\Delta P_{\text{э}}) = \frac{1}{\sigma_{\Delta P_{\text{э}}} \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{\Delta P_{\text{э}}^2}{2\sigma_{\Delta P_{\text{э}}}^2} \right]. \quad (23)$$

Дисперсия экстраполированных первых приращений $D_{\Delta P_{\text{э}}} = \sigma_{\Delta P_{\text{э}}}^2$ определяется путем статистической обработки реализации нагрузки

$$D_{\Delta P_{\text{э}}} = \frac{1}{n-2} \sum_3^n (\Delta P_{\text{э},i} - M)^2, \quad (24)$$

где n – число измерений в реализации.

Дисперсия $D_{\Delta P, \varepsilon}$ зависит от коэффициента k экстраполирующего фильтра. Оптимальным принимается значение этого коэффициента, которое минимизирует дисперсию и повышает разрешающую способность контроля достоверности за счет уменьшения вероятности пропуска грубой погрешности измерения. Таким образом, можно обоснованно увеличить фактическую доверительную вероятность при одних и тех же границах достоверности γ_1, γ_2 . Замена недостоверных результатов измерений наиболее вероятными значениями позволит уменьшить неоправданно завышенную оценку потребляемой предприятием электроэнергии при одном и том же уровне доверительной вероятности.

**Алгоритм контроля достоверности измерений нагрузки
на основе экстраполяции первых приращений фильтром
с переменной структурой**

Эффективность контроля достоверности по условию (12) зависит от точности экстраполяции первых приращений нагрузки ΔP , (18). Экстраполирующий фильтр с переменной структурой, обусловленной бинарностью коэффициента при первом приращении, позволит повысить точность экстраполяции по сравнению с фильтром с постоянной структурой.

Способ применения экстраполяции при проведении контроля достоверности принципиально иной по сравнению с ее использованием в задачах автоматического регулирования. Отличие состоит в том, что при регулировании в текущий момент времени формирования управляющего сигнала t еще не известно значение регулируемой переменной в момент времени $t + \tau$, в то время как при контроле достоверности результат экстраполяции переменной $P_s(t)$, произведенной в предыдущий момент времени $t - h$, уже известен, и можно его сравнить с фактическим, измеренным в момент времени t , значением переменной $P(t)$.

Если контроль достоверности в предыдущем временном цикле измерений $t - h, t - 2h$ показал достоверность первого экстраполированного приращения $\Delta P(t - h, t - 2h)$, это является свидетельством того, что результат измерений нагрузок $P(t)$ и $P(t - 2h)$ не содержит грубых погрешностей. Следовательно, достоверность первого экстраполированного приращения $\Delta P(t, t - h)$ в последующем цикле $t, t - h$ зависит только от точности текущего измерения $P(t)$ и признаком недостоверности $\Delta P(t, t - h)$ и соответственно измеренного значения нагрузки $P(t)$ будет слишком большое рассогласование $P(t)$ и его экстраполированного в момент времени $t - h$ значения $P_s(t)$, рассчитанного по результатам измерений $P(t - h)$ и $P(t - 2h)$.

Точность экстраполяции случайной последовательности нагрузки резко снижается от перемены знака первого приращения при переходе от предыдущего $t - h, t - 2h$ к последующему $t, t - h$ циклу контроля. Отсюда появилась идея исключить возникающую при этом большую погрешность

экстраполяции путем замены экстраполирующего фильтра с постоянной структурой фильтром с переменной структурой, которая определяется бинарным значением коэффициента при первом приращении. Принимаем одно из двух значений этого коэффициента согласно следующему правилу [6, 13]:

$$k = \begin{cases} k_{\text{опт}}, & \text{если } \frac{P(t) - P(t-h)}{P(t-h) - P(t-2h)} \geq 0; \\ 0, & \text{если } \frac{P(t) - P(t-h)}{P(t-h) - P(t-2h)} < 0. \end{cases} \quad (25)$$

В случае, когда первые приращения $\Delta P(t, t-h)$ и $\Delta P(t-h, t-2h)$ разноименные, принимается коэффициент $k = 0$ и имеет место линейная экстраполяция по правилу «без изменений» (рис. 2). В противном случае при $k = k_{\text{опт}}$ получаем оптимальную статистическую экстраполяцию (рис. 3).

Экстраполяция с применением фильтра переменной структуры уменьшит вероятность пропуска грубой погрешности измерения и повысит разрешающую способность контроля по сравнению с экстраполяцией фильтром постоянной структуры и тем более при контроле по первым приращениям без экстраполяции.

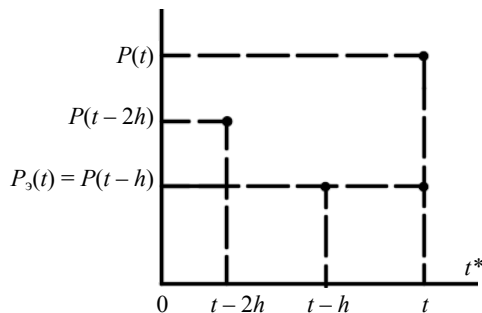


Рис. 2. Экстраполяция первых приращений нагрузки по правилу «без изменений»

Fig. 2. Extrapolation of the first load increments according to the “no changes” rule

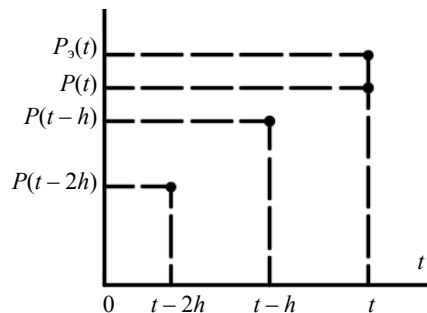


Рис. 3. Статистическая экстраполяция первых приращений нагрузки

Fig. 3. Statistical extrapolation of the first load increments

Нижняя и верхняя границы принятия решения о достоверности на основе экстраполирующего фильтра с переменной структурой остаются такими же, как без экстраполяции и с экстраполяцией фильтром с постоянной структурой.

Дисперсия первых приращений, экстраполированных фильтром с переменной структурой, равна

$$D_{\Delta P, 3}^* = \frac{1}{n-2} \sum_3^n (\Delta P_{3,i}^* - M)^2, \quad (26)$$

где $\Delta P_{3,i}^*$ – экстраполированное первое приращение при $k_0 = 1$ и $k = \text{var}$ согласно (25).

Апробация методов контроля достоверности измерений нагрузки

Апробация предлагаемых методов контроля достоверности на основе анализа первых приращений нагрузки и ее экстраполированных значений проведена на примере ОАО «Минский моторный завод». На рис. 4 представлены участки графика активной нагрузки в утренние часы в будние дни недели.

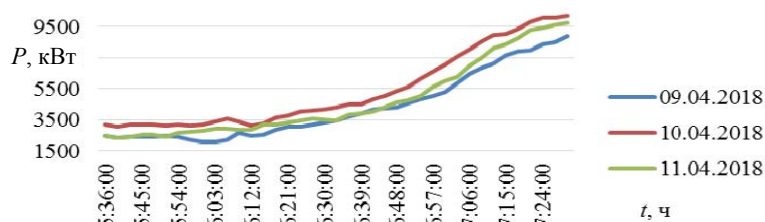


Рис. 4. Графики утренней нагрузки ОАО «Минский моторный завод»

Fig. 4. Graphs of the morning load of "Minsk Motor Plant" JSC

Интервал дискретизации графика составлял $h = 3$ мин. На рис. 5 изображены первые приращения нагрузки на этом участке графика.

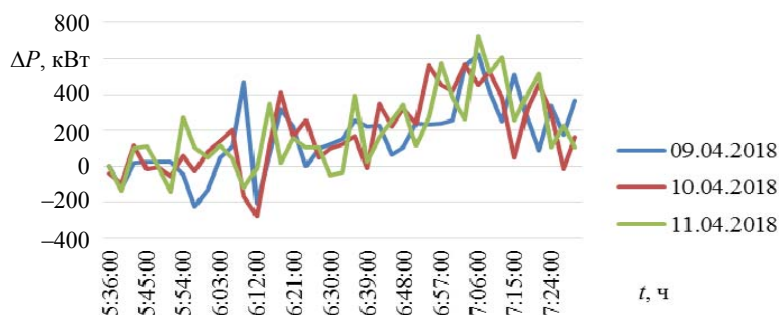


Рис. 5. Первые приращения нагрузки ОАО «Минский моторный завод» в утренние часы

Fig. 5. First increments of load of the "Minsk Motor Plant" JSC in the morning

Участки графика со стабильной нагрузкой в дневные часы и соответствующие первые приращения показаны на рис. 6, 7.

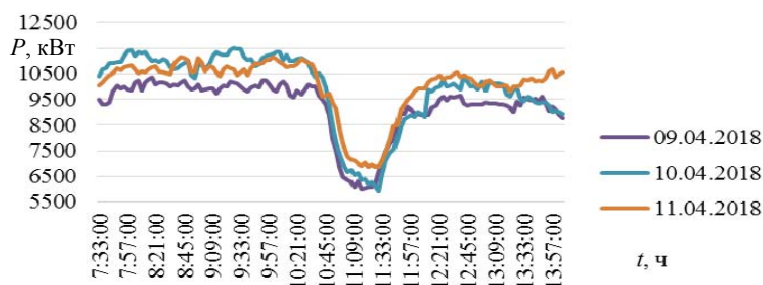


Рис. 6. Графики дневной нагрузки ОАО «Минский моторный завод»

Fig. 6. Graphs of the daytime load of "Minsk Motor Plant" JSC

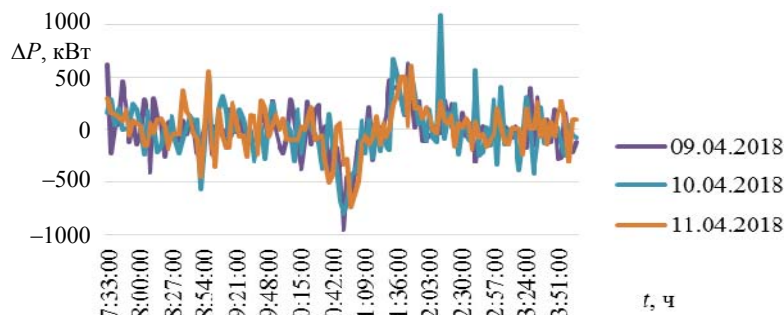


Рис. 7. Первые приращения нагрузки ОАО «Минский моторный завод» в дневные часы

Fig. 7. First increments of load of the “Minsk Motor Plant” JSC in the daytime

Аналогичные графики в послеобеденные часы приведены на рис. 8, 9.

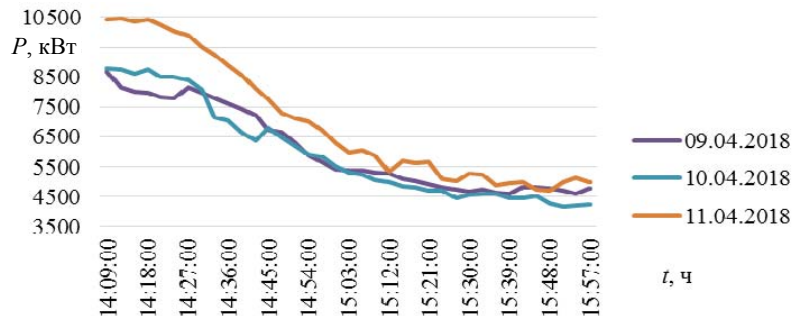


Рис. 8. Графики послеобеденной нагрузки ОАО «Минский моторный завод»

Fig. 8. Graphs of the afternoon load of “Minsk Motor Plant” JSC

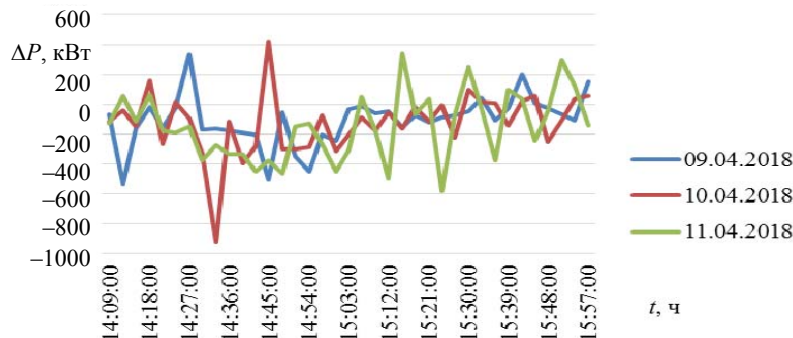


Рис. 9. Первые приращения нагрузки ОАО «Минский моторный завод» в послеобеденные часы

Fig. 9. First increments of load of the “Minsk Motor Plant” JSC in the afternoon

Анализ плотностей распределения первых приращений нагрузки Минского моторного завода показал, что их распределение достаточно точно описывается нормальным законом (рис. 10–12).

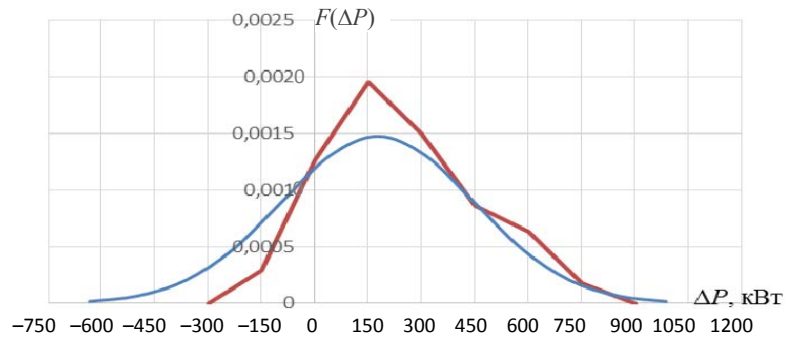


Рис. 10. График плотности распределения первых приращений нагрузки в утренние часы

Fig. 10. The graph of density of distribution of the first load increments in the morning

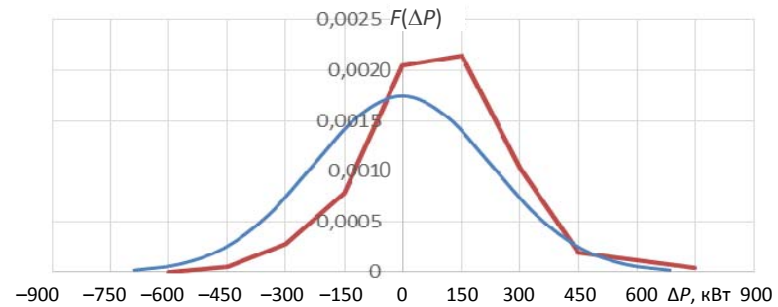


Рис. 11. График плотности распределения первых приращений нагрузки в дневные часы

Fig. 11. The graph of density of distribution of the first load increments in the daytime

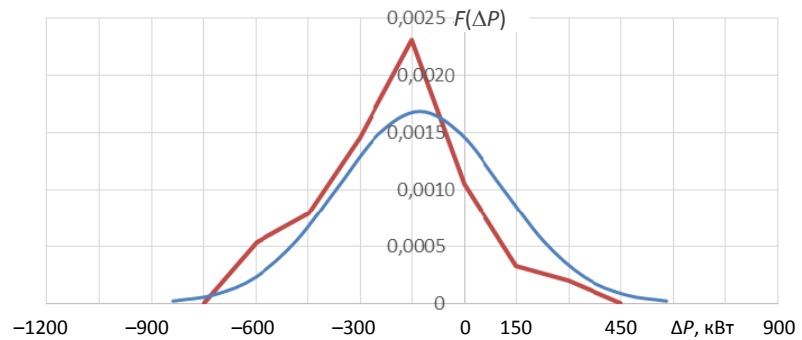


Рис. 12. График плотности распределения первых приращений нагрузки в послеобеденные часы

Fig. 12. The graph of density of distribution of the first load increments in the afternoon

В табл. 1 приведены результаты расчетов дисперсий первых приращений («наивная» экстраполяция с $k = 0$) и их линейно и нелинейно экстра-

полированных значений с оптимальными величинами коэффициента k при первом приращении.

Таблица 1

Дисперсия первых приращений нагрузки и их экстраполированных значений

Variance of the first load increments and their extrapolated values

Время суток	$D_{\Delta P}, \text{МВт}^2, k = 0$	$D_{\Delta P, \text{э}}, \text{МВт}^2$	$D_{\Delta P, \text{э}}^*, \text{МВт}^2$
Утреннее	71871,48	$34473,56, k_{\text{опт}} = 0,7$	$25620,29, k_{\text{опт}} = 0,9$
Дневное	38517,70	$38517,70, k_{\text{опт}} = 0$	$30530,94, k_{\text{опт}} = 0,6$
Послеобеденное	60732,39	$51697,21, k_{\text{опт}} = 0,4$	$40308,39, k_{\text{опт}} = 0,7$

Зависимости границ принятия решения о достоверности измерений (14), (15), одинаковых как при экстраполяции, так и без нее, от доверительной вероятности в различные часы суточной нагрузки показаны на рис. 13.

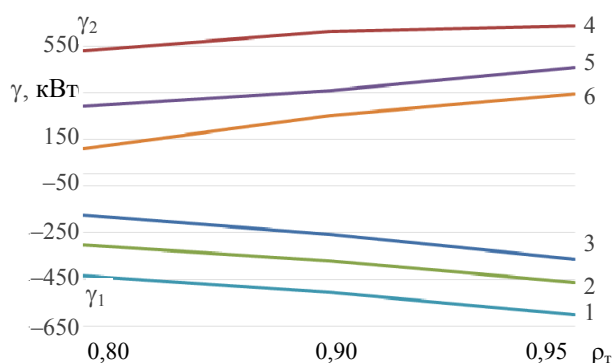


Рис. 13. Границы достоверности в утренние (кривые 3, 4), дневные (кривые 2, 5) и послеобеденные часы (кривые 1, 6)

Fig. 13. Confidence limits in the morning (curves 3, 4), daytime (curves 2, 5) and afternoon (curves 1, 6)

В табл. 2 приведены теоретические ρ_t и фактические $\rho_{\text{факт}}$ доверительные вероятности, характеризующие разрешающую способность контроля достоверности по первым приращениям и их экстраполированным значениям.

Теоретические доверительные вероятности соответствуют выражениям (5)–(7), фактические рассчитывались по формуле

$$\rho_{\text{факт}} = \frac{r_d}{r_{\text{нд}} + r_d}, \quad (27)$$

где r_d , $r_{\text{нд}}$ – количество достоверных и недостоверных результатов измерений.

Анализ приведенных в табл. 2 результатов расчета доверительных вероятностей показал, что контроль достоверности по экстраполированным первым приращениям повышает разрешающую способность контроля в утренние и послеобеденные часы работы.

Таблица 2

Теоретические и фактические доверительные вероятности
Theoretical and actual confidence probabilities

Метод контроля достоверности	Доверительная вероятность								
	$\rho_t = 0,80$			$\rho_t = 0,90$			$\rho_t = 0,95$		
	r_d	$r_{нд}$	$\rho_{факт}$	r_d	$r_{нд}$	$\rho_{факт}$	r_d	$r_{нд}$	$\rho_{факт}$
Утренняя нагрузка									
Контроль по первым приращениям («наивная» экстраполяция)	64	52	0,55	78	38	0,67	94	22	0,81
Контроль по первым приращениям с линейной экстраполяцией	90	26	0,77	101	15	0,87	110	6	0,95
Контроль по первым приращениям с нелинейной экстраполяцией	96	20	0,83	103	13	0,89	112	4	0,97
Дневная нагрузка									
Контроль по первым приращениям («наивная» экстраполяция)	318	41	0,89	333	26	0,93	347	12	0,97
Контроль по первым приращениям с линейной экстраполяцией	289	70	0,81	319	40	0,89	339	20	0,95
Контроль по первым приращениям с нелинейной экстраполяцией	331	28	0,92	342	17	0,95	352	7	0,98
Послеобеденная нагрузка									
Контроль по первым приращениям («наивная» экстраполяция)	59	43	0,58	80	22	0,78	90	12	0,88
Контроль по первым приращениям с линейной экстраполяцией	72	30	0,71	87	15	0,85	94	8	0,92
Контроль по первым приращениям с нелинейной экстраполяцией	77	25	0,75	91	11	0,89	97	5	0,95

Калибровка измерительных каналов автоматизированной системы коммерческого учета электрической энергии ОАО «Минский моторный завод», проведенная 16–18 декабря 2015 г., установила рассмотренную неопределенность измерений, соответствующую уровню доверия приблизительно 0,95 при $\rho = 2,0$ [16]. Практические совпадения калибровочной (теоретической) доверительной вероятности и фактических ее значений в дневные часы нагрузки, рассчитанных по результатам контроля достоверности 9–11 апреля 2018 г., показали, что за прошедший промежуток времени (2,5 года) точностные характеристики системы учета электроэнергии не изменились, и рекомендуемый межкалибровочный интервал – два года – может быть продлен.

ВЫВОДЫ

1. Показана и обоснована возможность контроля достоверности измерений активной нагрузки промышленных предприятий на основе периодически проводимого анализа характеризующих динамику изменений нагрузки ее первых приращений и их экстраполированных значений фильтрами с постоянной и переменной структурами.

2. Разработаны алгоритмы контроля достоверности измерений нагрузки по первым приращениям и их экстраполированным значениям, позволяющие определять необходимость проведения очередной калибровки измерительных каналов автоматизированной системы учета электроэнергии при существенном превышении вероятности недостоверных результатов измерений, определенной в текущий момент времени, вероятности недостоверных измерений, характеризующих точность измерений системы после регулировки и ремонта по итогам последней калибровки. Это позволит перейти от жестко регламентируемого межкалибровочного интервала измерений к интервалу, продолжительность которого определяется в зависимости от фактического состояния системы учета электроэнергии.

ЛИТЕРАТУРА

1. Зингер, И. С. Обеспечение достоверности данных в автоматизированных системах управления производством / И. С. Зингер, Б. С. Куцык. М.: Наука, 1974. 298 с.
2. Мамиконов, А. Г. Достоверность, защита и резервирование информации в АСУ / А. Г. Мамиконов, В. В. Кульба, А. Б. Шелков. М.: Энергоатомиздат, 1986. 304 с.
3. Левин, Г. Я. О соотношении синтаксического и семантического подходов к задаче поиска допустимых значений параметров / Г. Я. Левин // Известия СПбГЭТУ «ЛЭТИ». Проблемы повышения эффективности производства. 1977. Вып. 225. С. 53–56.
4. Глазунов, Л. П. Основы теории надежности автоматических систем управления / Л. П. Глазунов, В. П. Грабовецкий, О. В. Щербаков. Л.: Энергоатомиздат, 1984. 208 с.
5. Бэнн, Д. В. Сравнительные модели прогнозирования электрической нагрузки / Д. В. Бэнн, Е. Д. Фармер; пер. с англ. М.: Энергоатомиздат, 1987. 200 с.
6. Анищенко, В. А. Надежность измерительной информации в системах электроснабжения / В. А. Анищенко. Минск: БГПА, 2000. 128 с.
7. Кавалеров, Г. И. Введение в информационную теорию измерений / Г. И. Кавалеров, С. М. Мондельштам. М.: Энергия, 1974. 375 с.
8. Новицкий, П. В. Оценка погрешностей результатов измерений / П. В. Новицкий, И. А. Зограф. Л.: Энергоатомиздат, 1985. 248 с.
9. Новицкий, П. В. Динамика погрешностей средств измерений / П. В. Новицкий, И. А. Зограф, В. С. Лабунец. Л.: Энергоатомиздат, 1990. 192 с.
10. Неопределенность измерения. Ч. 3: Руководство по выражению неопределенности измерения: ГОСТ 34100.3–2017. Введен 01.09.2017. М.: Стандартинформ, 2017. 77 с.
11. Ицкович, Э. Л. Контроль производства с помощью вычислительных машин / Э. Л. Ицкович. М.: Энергия, 1975. 416 с.
12. Свешников, А. А. Прикладные методы теории случайных функций / А. А. Свешников. М.: Наука, 1968. 464 с.
13. Анищенко, В. А. Контроль достоверности измерений параметров энергетических объектов на основе экстраполирующих фильтров / В. А. Анищенко // Известия вузов. Энергетика. 1990. № 8. С. 49–52.
14. Анищенко, В. А. Контроль достоверности измерений в энергосистемах по первым приращениям и на основе экстраполирующих фильтров / В. А. Анищенко, Т. В. Писарук // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2018. Т. 61, № 5. С. 423–431. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-5-423-431>.
15. Анищенко, В. А. Эффективность контроля достоверности измерений в автоматизированных системах управления энергосистемами по предельным значениям / В. А. Анищенко, Т. В. Писарук // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2017. Т. 60, № 5. С. 407–416. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-5-407-416>.

16. Свидетельство БУ 01 № 905/13 о калибровке измерительных каналов автоматизированной системы коммерческого учета электрической энергии ОАО «Минский моторный завод». 2015 г.

Поступила 21.11.2019 Подписана в печать 18.02.2020 Опубликовано онлайн 30.09.2020

REFERENCES

1. Singer I. S., Kutsyk B. S. (1974) *Ensuring Data Reliability in Automated Production Management Systems*. Moscow, Nauka Publ. 298 (in Russian).
2. Mamikonov A. G., Kul'ba V. V., Shelkov A. B. (1986) *Reliability, Protection and Reservation of Information in the Automated Control System*. Moscow, Energoatomizdat Publ. 304 (in Russian).
3. Levin G. Ya. (1977) On the Ratio of Syntactic and Semantic Approaches to the Problem of Searching for Acceptable Parameter Values. *Izvestiya SPbGETU "LETI". Problemy Povysheniya Effektivnosti Proizvodstva* [Izvestia SPbGETU "LETI" the Problem of Improving the Efficiency of Production], (225), 53–56 (in Russian).
4. Glazunov L. P., Grabovetskii V. P., Shcherbakov O. V. (1984) *Fundamentals of the Reliability Theory of Automatic Control Systems*. Leningrad, Energoatomizdat Publ. 208 (in Russian).
5. Benn D. V., Farmer E. D. (1987) *Comparative Models of Electric Load Forecasting. Translated from English*. Moscow, Energoatomizdat Publ. 200 (in Russian).
6. Anishchenko V. A. (2000) *Reliability of Measurement Information in Electric Power Supply Systems*. Minsk, BGPA. 128 (in Russian).
7. Kavalero G. I., Mondel'shtam S. M. (1974) *Introduction to the Information Theory of Measurements*. Moscow, Energiya Publ. 375 (in Russian).
8. Novitskii P. V., Zograf I. A. (1985) *Estimation of Errors in Measurement Results*. Leningrad, Energoatomizdat Publ. 248 (in Russian).
9. Novitskii P. V., Zograf I. A., Labunets V. S. (1990) *The Dynamics of the Errors of Measuring Instruments*. Leningrad, Energoatomizdat Publ. 192 (in Russian).
10. State Standard 34100.3–2017. *The Uncertainty of the Measurement. Part 3. The Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement*. Moscow, Standartinform Publ., 2017. 77 (in Russian).
11. Itskovich E. L. (1975) *Production Control with the Use of Computers*. Moscow, Energiya Publ. 416 (in Russian).
12. Sveshnikov A. A. (1968) *Applied Methods of the Theory of Random Functions*. Moscow, Nauka Publ. 464 (in Russian).
13. Anishchenko V. A. (1990) Control of Reliability of Measurements of Parameters of Energy Objects Based on Extrapolating Filters. *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii. Energetika* [Proceedings of the CIS Higher Education Institutions. Energetika], (8), 49–52 (in Russian).
14. Anishchenko V. A., Pisaruk T. V. (2018) Control of Reliability of Measurements in Power Systems According to the First Increment and on the Basis of Extrapolating Filters. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (5), 423–431. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-5-423-431> (in Russian).
15. Anishchenko V. A., Pisaruk T. V. (2017) The Effectiveness of Validation Measurements in Automated Systems of the Power Supply Systems Control in Accordance with Limit Values. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 60 (5), 407–416. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-5-407-416> (in Russian).
16. Minsk Motor Plant (2015) Certificate BY 01 No 905/13 on Calibration of Measuring Channels of the Automated System of Commercial Accounting of Electric Energy of the "Minsk Motor Plant" JSC (in Russian).

Received: 21 November 2019 Accepted: 18 February 2020 Published online: 30 September 2020

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-411-422>

УДК 621.316.925

Формирование мгновенных дифференциальных и тормозных токов дифференциальной защиты сборных шин

В. С. Каченя¹⁾, М. С. Ломан¹⁾

¹⁾ОАО «Белэлектромонтажналадка» (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2020
Belarusian National Technical University, 2020

Реферат. Рассмотрены способы формирования тормозных и дифференциальных токов для дифференциальной защиты шин, их преимущества и недостатки. Отмечено, что дифференциальная защита по мгновенным значениям имеет меньшее собственное время срабатывания, чем по действующим, поскольку не использует цифровые фильтры. Исследованы характеристика срабатывания и принципы выбора уставок. Проанализировано влияние дискретизации на работу дифференциальной защиты по мгновенным значениям. Выявлено, что без применения специальных мер в зависимости от шага дискретизации и частоты сигнала ток срабатывания будет колебаться в пределах математической погрешности, вызываемой дискретизацией. Предложено решение данной проблемы. Способ заключается в применении кусочно-квадратической интерполяции и в определении значений точек перегиба сигналов мгновенного дифференциального и тормозного токов. Произведена оценка эффективности предложенного способа. Установлено, что его использование уменьшает погрешность определения тока срабатывания. Для синусоидального сигнала максимально возможная погрешность составила 0,02 %. Проанализированы траектории движения рабочих точек дифференциальной защиты при внешнем коротком замыкании с насыщением трансформаторов тока. В данном режиме защита по мгновенным значениям более подвержена ложным срабатываниям, чем по действующим. Рассмотрен и исследован метод экспоненциального сглаживания тормозного тока. Предложен и проанализирован алгоритм экспоненциального сглаживания. Сделан вывод, что экспоненциальное сглаживание повышает устойчивость дифференциальной защиты по мгновенным значениям к внешним коротким замыканиям. Экспоненциальное сглаживание не исключает возможность ложного срабатывания дифференциальной защиты при внешних коротких замыканиях.

Ключевые слова: дискретизация, векторные значения, мгновенные значения, ошибка дискретизации, дифференциальная защита шин, дифференциальный ток, тормозной ток, экспоненциальное сглаживание, характеристика дифференциальной защиты, интерполяция, пиковый фиксатор

Для цитирования: Каченя, В. С. Формирование мгновенных дифференциальных и тормозных токов дифференциальной защиты сборных шин / В. С. Каченя, М. С. Ломан // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2020. Т. 63, № 5. С. 411–422. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-411-422>

Адрес для переписки

Каченя Владислав Станиславович
ОАО «Белэлектромонтажналадка»
ул. Плеханова, 105а
220101, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 368-09-05
v.s.kachenya@gmail.com

Address for correspondence

Kachenya Vladislav S.
JSC “Belelektromontazhnaladka”
105a, Plekhanov str.,
220101, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 368-09-05
v.s.kachenya@gmail.com

Formation of Instantaneous Differential and Restraining Currents for Differential Protection of Busbar Assemblies

V. S. Kachenya¹⁾, M. S. Loman¹⁾

¹⁾JSC "Belelektromontazhnaladka" (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The methods of forming differential and restraining currents for busbar differential protection are reviewed; their advantages and disadvantages are considered. It is noted that differential protection according to instantaneous values has a shorter proper response time than for current ones, since it does not use digital filters. The response characteristic and principles of setting selection are studied. The effect of sampling on the operation of differential protection according to instantaneous values is analyzed. It was found that without the use of special measures, depending on the sampling step and the frequency of the signal, the response current would fluctuate within the mathematical error caused by sampling. A solution to this problem has been proposed. The method consists in applying piecewise quadratic interpolation and determining the values of inflection points of instantaneous differential and restraining current signals. The efficiency of the proposed method has been evaluated. It was found that its use reduces the error in determining the response current. For a sinusoidal signal, the maximum possible error was 0.02 %. The trajectories of operating points of differential protection in case of external fault with saturation of current transformers have been analyzed. In this mode, protection for instantaneous values is more susceptible to false positives than for active ones. The method of exponential smoothing of the restraining current was considered and investigated. An exponential smoothing algorithm has been proposed and analyzed. It is concluded that exponential smoothing increases the stability of the differential protection according to instantaneous values to external faults. Exponential smoothing does not exclude the possibility of false positive of differential protection in case of external fault.

Keywords: sampling, vector values, instantaneous values, sampling error, busbar differential protection, differential current, restraining current, exponential smoothing, differential protection characteristic, interpolation, peak values hold element

For citation: Kachenya V. S., Loman M. S. (2020) Formation of Instantaneous Differential and Restraining Currents for Differential Protection of Busbar Assemblies. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 63 (5), 411–422. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-411-422> (in Russian)

Введение

Сборные шины – один из наиболее ответственных объектов силовых электрических сетей. Короткие замыкания (КЗ) на сборных шинах обычно сопровождаются большими токами и требуют быстрой и селективной ликвидации. Для этих целей лучшим образом подходит дифференциальная токовая защита, которая является защитой с абсолютной селективностью и, как правило, выполняется без выдержек времени [1]. Для работы дифференциальной токовой защиты необходимо вычислять дифференциальный и тормозной токи на основании токов присоединений, входящих в зону защиты. Расчет дифференциальных и тормозных токов может выполняться по векторным и мгновенным величинам.

Для получения векторных значений необходимы предварительная аналоговая фильтрация входного сигнала, дискретизация полученного сигнала и цифровая фильтрация дискретизированного сигнала [2]. Процесс цифровой фильтрации носит инерционный характер. Степень инерционности зависит от набора коэффициентов цифровых фильтров и шага дискретизации. Как правило, время цифровой фильтрации для сетей с частотой 50 Гц

составляет не менее 20 мс [3]. Таким образом, при реализации измерительного органа по векторным значениям время устранения КЗ определяется инерционностью цифровых фильтров.

При определении мгновенных величин достаточно производить аналоговую фильтрацию и дискретизацию входного сигнала. Следовательно, измерительный орган дифференциальной защиты сборных шин (ДЗШ) по мгновенным значениям имеет меньшее время срабатывания, чем по действующим. Мгновенные величины носят дискретно-периодический характер и получаются из выходного сигнала трансформатора тока (ТТ), что необходимо учитывать при реализации ДЗШ. В статье рассматривается способ формирования тормозных и дифференциальных токов для измерительного органа ДЗШ по мгновенным значениям.

Принцип работы дифференциальных защит

Принцип работы дифференциальных защит основан на первом правиле Кирхгофа [4]. Следствием данного правила является то, что в нормальном режиме или при внешнем КЗ сумма токов плеч узла электрической сети равна нулю (рис. 1а), а при внутреннем – току короткого замыкания $i_{КЗ}$ (рис. 1б).

Модуль суммарного тока всех плеч принято называть дифференциальным током. Его величина может рассчитываться как по мгновенным, так и по векторным значениям [5]:

$$i_{\text{д}} = |i_1 + i_2 + \dots + i_n|; \quad (1)$$

$$I_{\text{д}} = |\underline{I}_1 + \underline{I}_2 + \dots + \underline{I}_n|, \quad (2)$$

где i_1, i_2, i_n – мгновенное значение тока плеч, входящих в защищаемый объект; $\underline{I}_1, \underline{I}_2, \underline{I}_n$ – векторное значение тока плеч, входящих в защищаемый объект; $i_{\text{д}}, I_{\text{д}}$ – мгновенный и действующий дифференциальные токи.

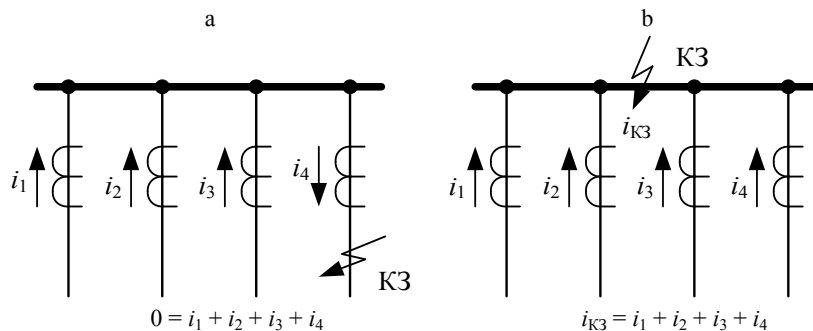


Рис. 1. Направления токов плеч сборных шин при коротком замыкании:
а – внешнем; б – внутреннем

Fig. 1. Directions of busbar assemblies arm currents in case of fault:
а – external; б – internal

Для повышения устойчивости защиты к внешним КЗ производят торможение. Тормозной ток определяется по мгновенным и векторным величинам:

$$i_T = |i_1| + |i_2| + \dots + |i_n|; \quad (3)$$

$$I_T = |I_1| + |I_2| + \dots + |I_n|, \quad (4)$$

где i_T , I_T – мгновенное и действующее значения тормозного тока.

Сравнивая по определенным правилам значения токов i_D и i_T либо I_D и I_T , реализуют ДЗШ по мгновенным или действующим значениям соответственно.

Характеристика срабатывания дифференциальной защиты шин

Производить анализ работы ДЗШ можно с использованием двумерной плоскости [5], на которой строится характеристика срабатывания и анализируется поведение рабочей точки. В соответствии с рис. 2 на оси абсцисс располагаются значения тока I_T , а на оси ординат I_D . Координаты точек I_T и I_D для конкретного момента времени называются рабочими точками.

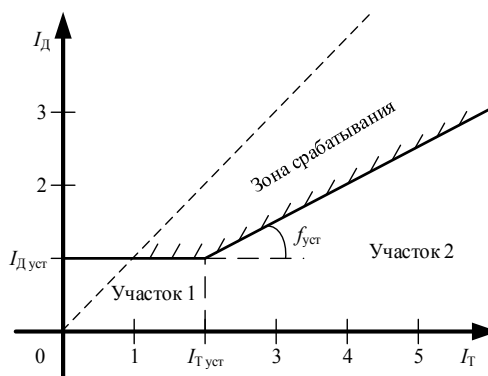


Рис. 2. Характеристика срабатывания дифференциальной защиты шин

Fig. 2. The response characteristic of busbar differential protection

Зона срабатывания формируется характеристикой срабатывания, которая имеет два участка:

- участок 1 определяется уставками $I_{Дуст}$, $I_{Туст}$ и учитывает небаланс нагрузочного режима. В общем случае $I_{Дуст}$ и $I_{Туст}$ отстраиваются от тока наиболее нагруженного присоединения таким образом, чтобы при обрыве токовых цепей не произошло ложное срабатывание защиты;

- участок 2 определяется погрешностью ТТ и использует торможение [6]. Интенсивность торможения регулируется углом наклона $f_{уст}$, который выбирается исходя из характеристик ТТ.

Условия срабатывания можно описать логическим выражением

$$I_D \geq I_{Дуст} \ \& \ I_D \geq \operatorname{tg}(f_{уст})(I_T - I_{Туст}) + I_{Дуст}. \quad (5)$$

Интерполирование пиковых значений

Для функционирования микропроцессорных устройств требуется преобразование непрерывного аналогового сигнала в цифровой дискретный [7]. При дискретизации с высокой вероятностью теряется пиковое значение

ние (рис. 3). Данная ошибка приводит к колебанию величины срабатывания, что снижает надежность защиты. Для синусоидального сигнала значение погрешности определяется шагом дискретизации Δt и частотой переменного напряжения f

$$\varepsilon_{\sin} = (1 - \cos(\pi f \Delta t)) \cdot 100 \%, \quad (6)$$

где $\varepsilon_{\sin}$ – погрешность определения пикового значения модуля синусоидального сигнала, %; Δt – шаг дискретизации.

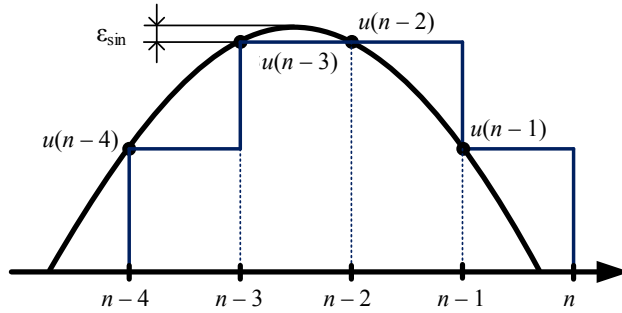


Рис. 3. Погрешность определения пикового значения:
 n – номер отсчета; $u(n)$ – значение сигнала для выборки n , эквивалент $u(t)$

Fig. 3. Error of determining peak value:
 n – sample number; $u(n)$ – signal value for n sample, the equivalent $u(t)$

В соответствии с (6) погрешность $\varepsilon_{\sin} = 1,23 \%$ для $\Delta t = 0,001$ мс и $\varepsilon_{\sin} = 0,86 \%$ для $\Delta t = 0,0008(3)$ мс. Чтобы минимизировать погрешность, необходимо определять пиковое значение входного сигнала. Данная задача решается применением кусочно-квадратической интерполяции [8]

$$u_i(t) = a_0 + a_1 t + a_2 t^2, \quad (7)$$

где $u_i(t)$ – интерполированное значение; t – момент времени; a_0, a_1, a_2 – коэффициент интерполяции.

Коэффициенты интерполяции рассчитываются на основании трех последовательных выборок мгновенного сигнала и выражаются системой уравнений:

$$\begin{cases} u(t) = a_0 + a_1 t_2 + a_2 t_2^2; \\ u(t - \Delta t) = a_0 + a_1 t_1 + a_2 t_1^2; \\ u(t - 2\Delta t) = a_0 + a_1 t_0 + a_2 t_0^2, \end{cases} \quad (8)$$

где $t_2 > t_1 > t_0$ – время соответствующих выборок $u(t)$; $u(t - \Delta t)$; $u(t - 2\Delta t)$.

Приняв за начало отсчета $t_0 = 0$, на основании (8) получим:

$$\begin{cases} u(t) = a_0 + 2a_1 \Delta t + 4a_2 \Delta t^2; \\ u(t - \Delta t) = a_0 + a_1 \Delta t + a_2 \Delta t^2; \\ u(t - 2\Delta t) = a_0. \end{cases} \quad (9)$$

Из (9) можно выразить значения коэффициентов интерполяции:

$$\begin{cases} a_2 = \frac{0,5u(t) - u(t - \Delta t) - 0,5u(t - 2\Delta t)}{\Delta t^2}; \\ a_1 = \frac{-0,5u(t) + 2u(t - \Delta t) - 1,5u(t - 2\Delta t)}{\Delta t}; \\ a_0 = u(t). \end{cases} \quad (10)$$

Таким образом, для определения пиковой величины необходимы три последовательные выборки на перегибе функции. Это значение рассчитывается для точки экстремума функции (7). Время экстремума находится при дискриминанте (7), равной нулю:

$$t_{ext} = -\frac{a_1}{2a_2}, \quad (11)$$

где t_{ext} – момент времени пикового значения.

Полученное значение может не лежать в интерполируемом диапазоне, поэтому для корректного определения пиковой величины необходимо, чтобы время экстремума лежало в интерполируемом диапазоне:

$$2\Delta t > t_{ext} > \Delta t. \quad (12)$$

При выполнении неравенства (12) по (7) находится пиковое значение u_{ext} . Когда u_{ext} является точкой перегиба, будет истинным следующее условие:

$$\begin{aligned} \max(u(t), u(t - \Delta t), u(t - 2\Delta t)) &\leq u_{ext} \text{ \& } \\ 1,1 \max(u(t), u(t - \Delta t), u(t - 2\Delta t)) &\geq u_{ext}. \end{aligned} \quad (13)$$

В случае выполнения (12) и (13) значение u_{ext} принимается вместо $u(t - \Delta t)$.

Ниже представлен пример реализации описанной операции на языке MatLab [9] для $\Delta t = 0,001$ с:

```
function u = peak_value_fixing_fun(y1, y2, y3)
u = y2;
dt = 0.001;
t2 = dt;
t3 = 2 * dt;
a = (0.5 * y3 - y2 + 0.5 * y1) * 10.^6;
b = (-0.5 * y3 + 2 * y2 - 1.5 * y1) * 10^3;
c = y1;
x = -b / (2*a);
u_interpolation = 0;
u_max = max([y1 y2 y3]);
if t2 < x && x < t3
    u_interpolation = a * x * x + b * x + c;
else
    return;
end
if (u_interpolation > u_max && u_interpolation < u_max * 1.1)
    u = u_interpolation;
end
```

Реализация алгоритма фиксации пиковых значений для дискретизированного сигнала приведена на рис. 4.

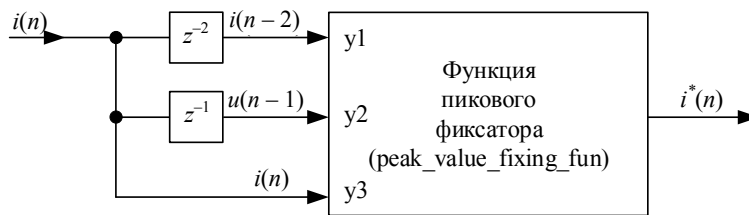


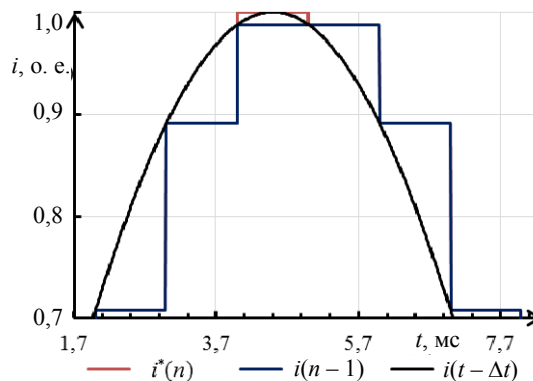
Рис. 4. Алгоритм фиксации пиковых значений: $n, n-1, n-2$ – номера выборок, соответствующих $t, t-\Delta t, t-2\Delta t$; $i(n)$ – выборка n входного сигнала; $i^*(n)$ – выборка n сигнала с фиксацией пиковых значений

Fig. 4. Peak value holding algorithm: $n, n-1, n-2$ – sample numbers that correspond to $t, t-\Delta t, t-2\Delta t$; $i(n)$ – n sample of input signal; $i^*(n)$ – n sample of signal with holding of peak values

На рис. 5 приведены входные непрерывный и дискретизированный сигналы, сигнал с выхода пикового фиксатора.

Рис. 5. Сравнение сигналов: $i(t-\Delta t)$ – входной непрерывный сигнал с задержкой на Δt ; $i(n-1)$ – входной дискретизированный сигнал; $i^*(n)$ – сигнал с пикового фиксатора

Fig. 5. Signal comparison: $i(t-\Delta t)$ – input analog signal with Δt delay; $i(n-1)$ – input sampled signal; $i^*(n)$ – signal from the peak value hold element



Как видно из рис. 5, при возрастании или убывании входной величины дискретизированный сигнал и значения пикового фиксатора совпадают, а при достижении момента перегиба пиковый фиксатор определяет максимальную величину.

Проведенные исследования алгоритма фиксации пиковых значений показали, что:

- погрешность вычисления пикового значения модуля синусоидального сигнала составляет не более 0,02 %;

- применение алгоритма не увеличивает погрешность определения пика несинусоидального сигнала, возникающего в режимах насыщения ТТ.

Предлагаемый алгоритм должен применяться к токам $i_T(n)$ и $i_D(n)$, в результате чего будут получены тормозной $i_T^*(n)$ и дифференциальный $i_D^*(n)$ токи с фиксацией пиковых значений.

Экспоненциальное сглаживание тормозного тока

Наихудшими условиями работы ДЗШ являются режимы внешних КЗ с глубоким насыщением ТТ одного из плеч. В этих режимах погрешность трансформации может достигать 90 %, что приводит к значительному увеличению дифференциального тока [10].

На рис. 6 показаны перемещения рабочих точек по характеристике срабатывания для ДЗШ по мгновенным и действующим значениям при внешнем КЗ и периодическом насыщении ТТ.

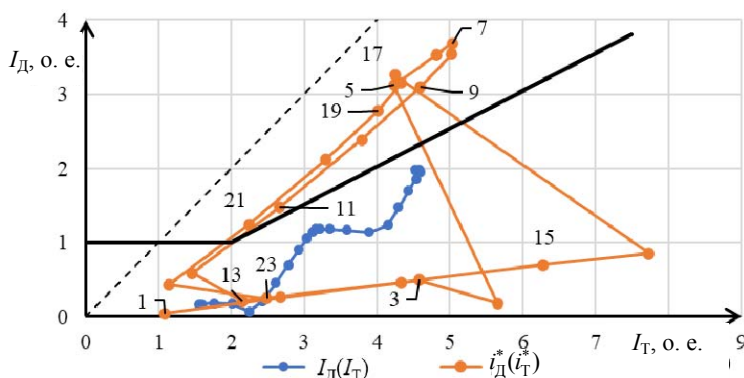


Рис. 6. Перемещение рабочих точек по характеристике срабатывания при внешнем коротком замыкании и периодическом насыщении трансформатора тока:

$I_Д(I_Т)$, $i_Д^*(i_Т^*)$ – рабочие точки дифференциальной защиты шин по действующим и мгновенным значениям

Fig. 6. Moving of operating points by response characteristic during external fault with periodic saturation of the current transformer:

$I_Д(I_Т)$, $i_Д^*(i_Т^*)$ – operating points of busbar differential protection according to the effective and instantaneous values

В соответствии с рис. 6 траектория движения рабочей точки для действующих токов имеет более равномерный характер и не пересекает характеристику срабатывания. Траектория движения рабочей точки для мгновенных значений имеет циклический характер и периодически попадает в зону срабатывания.

В начале переходного процесса (точки 1–3) ТТ трансформирует токи без искажения с нормальной погрешностью. Для точек 4–12 ТТ находится в режиме насыщения, и в точках 5–11 траектория лежит в зоне срабатывания. На втором полупериоде (точки 13–23) ситуация повторяется (для 13–16 токи трансформируются без искажения, а для 17–22 наступает насыщение).

Когда ТТ переходит в режим насыщения, происходит уменьшение тормозного и увеличение дифференциального токов (точки 5 и 17), затем в зависимости от степени насыщения тормозной и дифференциальные токи растут дальше (6–7) или снижаются (18–21).

На рис. 7 показаны перемещения рабочих точек по характеристике срабатывания для ДЗШ по мгновенным и действующим значениям при внешнем КЗ и апериодическом насыщении ТТ одного из плеч.

Как видно из рис. 7, процесс на первом полупериоде (точки 1–12) развивается подобно режиму периодического насыщения, и в точках 8–12 траектория попадает в зону срабатывания. На втором полупериоде насыщения не происходит, и точки 14–23 располагаются на линии нормальной погрешности ТТ.

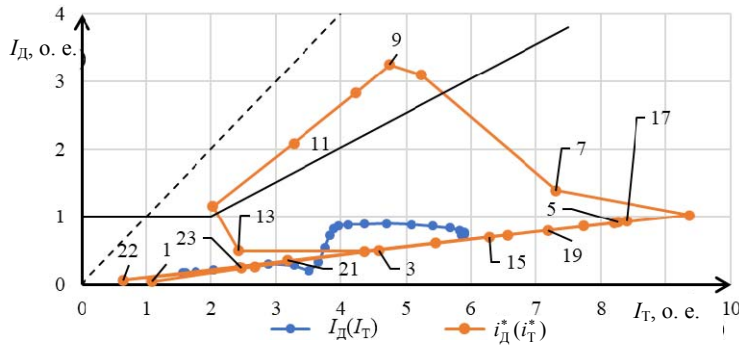


Рис. 7. Перемещение рабочих точек по характеристике срабатывания при внешнем коротком замыкании и апериодическом насыщении трансформатора тока:

$I_D(I_T)$, $i_D^*(i_T^*)$ – то же, что на рис. 6

Fig. 7. Moving of operating points by response characteristic during external fault with aperiodic saturation of the current transformer:

$I_D(I_T)$, $i_D^*(i_T^*)$ – same as in Fig. 6

Из рис. 6 и 7 можно сделать следующие выводы:

- ДЗШ по мгновенным значениям более чувствительна к насыщению ТТ, чем по действующим;
- до того момента, как ТТ насытится, рабочая точка ДЗШ по мгновенным значениям перемещается вдоль зоны нормальной погрешности;
- при периодическом насыщении ТТ рабочая точка ДЗШ по мгновенным значениям пересекает характеристику срабатывания на каждом полупериоде;
- при апериодическом насыщении ТТ рабочая точка ДЗШ по мгновенным значениям пересекает характеристику срабатывания раз в период;
- в случае перехода ТТ в режим насыщения происходит уменьшение тормозного и увеличение дифференциального токов.

Для повышения селективности ДЗШ по мгновенным значениям следует применять экспоненциальное сглаживание тормозного тока. В соответствии с [9] период затухания экспоненты T_e рекомендуется принимать 64 мс. Реализация алгоритма экспоненциального сглаживания тормозного тока представлена на рис. 8.

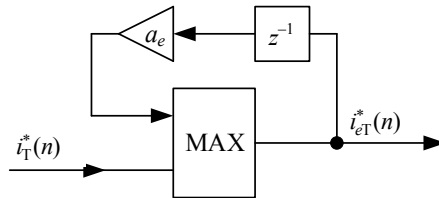


Рис. 8. Алгоритм экспоненциального сглаживания тормозного тока:

a_e – коэффициент затухания экспоненты;

$i_{eT}^*(n)$ – экспоненциально сглаженный тормозной ток

Fig. 8. The algorithm of exponential smoothing of restraining current:

a_e – damping coefficient exponents;

$i_{eT}^*(n)$ – exponentially smoothed restraining current

Коэффициент a_e зависит от шага дискретизации и периода затухания экспоненты

$$a_e = e^{-\Delta t / T_e}.$$

Сравнение входного и выходного сигналов алгоритма для $\Delta t = 0,001$ с и $T_e = 0,064$ с ($a_e \approx 0,985$) представлено на рис. 9. Из рисунка видно, что нарастание выходного сигнала происходит одновременно с входным, а спад – по экспоненте, чем обеспечивается большая надежность несрабатывания при внешних КЗ.

На рис. 10 и 11 показаны перемещения рабочих точек для ДЗШ по действующим и мгновенным значениям со сглаживанием тормозного тока для периодического и аperiodического насыщения ТТ соответственно.

При сравнении рис. 6, 7 с рис. 10, 11 можно сделать выводы, что применение экспоненциального сглаживания снижает вероятность ложного срабатывания ДЗШ в режимах внешнего КЗ, но не исключает его.

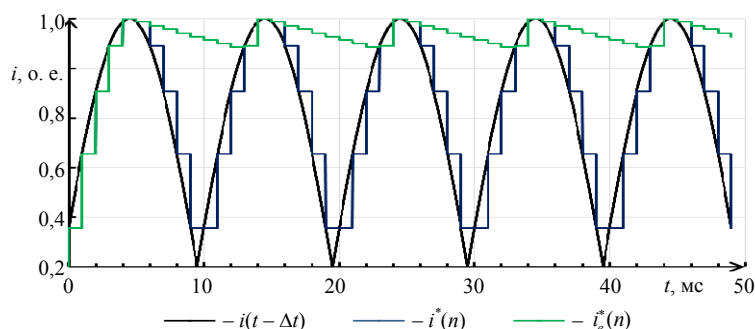


Рис. 9. Экспоненциальное сглаживание тормозного тока:
 $i(t - \Delta t)$, $i^*(n)$ – то же, что на рис. 5; $i_e^*(n)$ – экспоненциально сглаженный ток

Fig. 9. The exponential smoothing of restraining current:
 $i(t - \Delta t)$, $i^*(n)$ – same as in Fig. 5; $i_e^*(n)$ – exponentially smoothed current

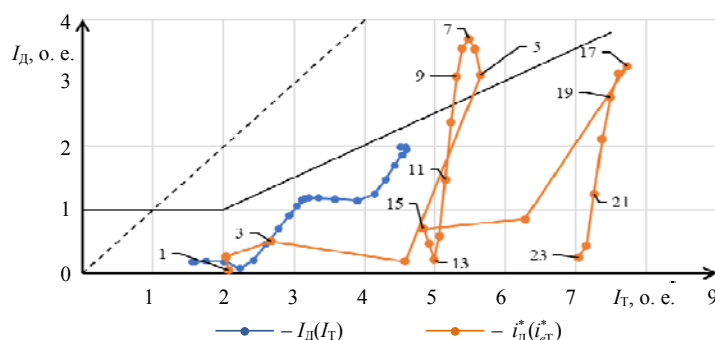


Рис. 10. Перемещение рабочих точек по характеристике срабатывания при внешнем коротком замыкании и периодическом насыщении трансформатора тока:
 $I_д(I_т)$ – то же, что на рис. 6; $i_д^*(i_{ет}^*)$ – рабочие точки дифференциальной защиты шин

по мгновенным значениям при экспоненциально сглаженном тормозном токе
Fig. 10. Moving of operating points by response characteristic during external fault with periodic saturation of the current transformer:

$I_д(I_т)$ – same as in Fig. 6; $i_д^*(i_{ет}^*)$ – operating points of busbar differential protection by the instantaneous values, using exponential smoothed restraining current

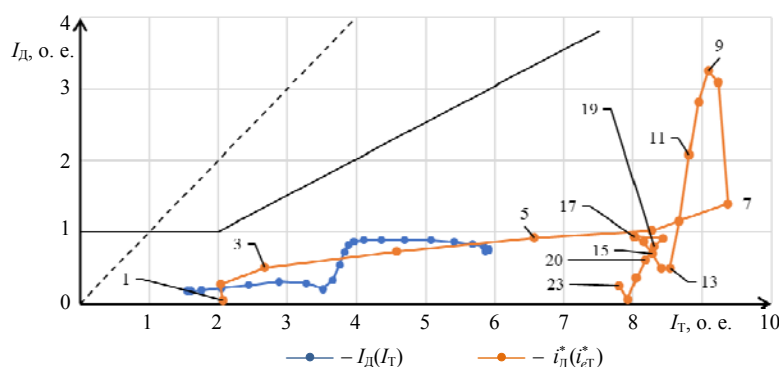


Рис. 11. Перемещение рабочих точек по характеристике срабатывания при внешнем коротком замыкании и аperiodическом насыщении трансформатора тока:

$I_d(I_T)$, $i_d^*(i_{eT}^*)$ – то же, что на рис. 10

Fig. 11. Moving of operating points by response characteristic during external fault with aperiodic saturation of the current transformer:

$I_d(I_T)$, $i_d^*(i_{eT}^*)$ – same as in Fig. 10

ВЫВОДЫ

1. Для повышения точности срабатывания ступеней по мгновенным значениям необходимо определять максимум входного аналогового сигнала.

2. При внешнем коротком замыкании и периодическом глубоком насыщении трансформатора тока рабочая точка дифференциальной защиты шин пересекает характеристику срабатывания на каждом полупериоде, а при аperiodическом – раз в два полупериода.

3. При внешнем коротком замыкании в первые моменты переходного процесса тормозной ток нарастает быстрее дифференциального. В момент насыщения трансформатора тока происходит снижение тормозного и увеличение дифференциального токов.

4. Применение экспоненциального сглаживания для мгновенного тормозного тока повышает надежность дифференциальной защиты шин и увеличивает устойчивость к внешним коротким замыканиям.

5. Применения экспоненциального сглаживания недостаточно для отстройки от глубоких насыщений трансформаторов тока.

ЛИТЕРАТУРА

1. Федосеев, А. М. Релейная защита электроэнергетических систем / А. М. Федосеев. М.: Энергоатомиздат, 1984. 520 с.
2. Ломан, М. С. Определение повреждения токовых цепей дифференциальной токовой защиты / М. С. Ломан, В. С. Каченя // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2018. Т. 61, № 2. С. 108–117. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-2-108-117>.
3. Romanyuk, F. A. Digital Filters to Separate the First and Second Harmonics of Signals in Microprocessor-Bases Protection of Electrical Installations Equipped with Transformers / F. A. Romanyuk, V. S. Kachenya, K. Kierczynski // Przegląd Elektrotechniczny. 2018. Vol. 1, No 7. P. 48–51. <https://doi.org/10.15199/48.2018.07.11>.

4. Бессонов, Л. А. Теоретические основы электротехники / Л. А. Бессонов. 9-е изд., перераб. и доп. М.: Высш. шк., 1996. 638 с.
5. Шнеерсон, Э. М. Цифровая релейная защита / Э. М. Шнеерсон. М.: Энергоатомиздат, 2007. 549 с.
6. Королев, Е. П. Расчеты допустимых нагрузок в токовых цепях релейной защиты / Е. П. Королев, Э. М. Либерзон. М.: Энергия, 1980. 207 с.
7. Романюк, Ф. А. Способы формирования ортогональных составляющих входных сигналов для релейной защиты / Ф. А. Романюк, М. С. Ломан, В. С. Каченя // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2019. Т. 62, № 1. С. 5–14. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-1-5-14>.
8. Половко, А. М. Интерполяция. Методы и компьютерные технологии их реализации / А. М. Половко, П. Н. Бутусов. М.: БХВ-Петербург, 2004. 320 с.
9. Дьяконов, В. П. MatLab и Simulink для радиоинженеров / В. П. Дьяконов. М.: ДМК Пресс, 2011. 975 с.
10. Циглер, Г. Цифровая дифференциальная защита. Принципы и область применения / Г. Циглер; перевод с англ. под ред. А. Ф. Дьякова. М.: Знак, 2008. 216 с.

Поступила 11.03.2020 Подписана в печать 26.05.2020 Опубликовано онлайн 30.09.2020

REFERENCES

1. Fedoseev A. M. (1984) *Relay Protection of Electric Power Systems*. Moscow, Energoatomizdat Publ. 520 (in Russian).
2. Loman M. S., Kachenya V. S. (2018) Detection of Current Circuits Fault for Differential Current Protection. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (2), 108–117. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-2-108-117> (in Russian).
3. Romanyuk F. A., Kachenya V. S., Kierczynski K. (2018) Digital Filters to Separate the First and Second Harmonics of Signals in Microprocessor-Bases Protection of Electrical Installations Equipped with Transformers. *Przegląd Elektrotechniczny*, 1 (7), 48–51. <https://doi.org/10.15199/48.2018.07.11>.
4. Bessonov L. A. (1996) *Theoretical Foundations of Electrical Engineering*. 9th ed. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 638 (in Russian).
5. Sneerson E. M. (2007) *Digital Relay Protection*. Moscow, Energoatomizdat Publ. 549 (in Russian).
6. Korolev E. P., Liberzon E. M. (1980) *Calculations of Permissible Loads in the Current Circuits of Relay Protection*. Moscow, Energiya Publ. 207 (in Russian).
7. Romaniuk F. A., Loman M. S., Kachenya V. S. (2019) Methods of Forming Orthogonal Components of Input Signals for Relay Protection. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*. 62 (1), 5–14. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-1-5-14> (in Russian).
8. Polovko A. M., Butusov P. N. (2004) *Interpolation. Methods and Computer Technologies for their Implementation*. Moscow, BKhV-Peterburg Publ. 320 (in Russian).
9. D'yakonov V. P. (2011) *MatLab and Simulink for Radio Engineers*. Moscow, DMK Press. 975 (in Russian).
10. Ziegler G. (2012) *Numerical Differential Protection. Principles and Applications*. John Wiley & Sons. 287.

Received: 11 March 2020

Accepted: 26 May 2020

Published online: 30 September 2020

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-423-440>

UDC 62-83-529.015

Online-Identification of Electromagnetic Parameters of an Induction Motor

V. K. Tytiuk¹⁾, M. L. Baranovskaya¹⁾, O. P. Chornyi²⁾, E. V. Burdilnaya²⁾,
V. V. Kuznetsov³⁾, K. N. Bogatyriov⁴⁾

¹⁾Kryvyi Rih National University (Kryvyi Rih, Ukraine),

²⁾Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University (Kremenchuk, Ukraine),

³⁾National Metallurgical Academy of Ukraine (Dnipro, Ukraine),

⁴⁾Poltava Mining and Processing Plant (Horishni Plavni, Ukraine)

Abstract. Incompliance of the settings of the system to control actual values of the parameters of a variable frequency induction electric drive may sometimes result in complete non-operability of a variable frequency electric drive as well as in the considerable reduction of the dynamic quality parameters. Such parameters as active rotor resistance, rotor inductance, and inductance of the magnetization circuit are available for the immediate measuring. They are not identified in terms of the acceptance tests, and the values presented in catalogues and reference books are calculated ones that may differ considerably from the real values of a certain machine. Despite constant studies by the researchers, a task to identify electromagnetic parameters of the equivalent circuit of an induction motor is still important and topical. The objective of the paper is to develop a method of online-identification of the electromagnetic parameters of an induction motor making it possible to implement accurate regulator adjustment of the frequency control system in terms of operational changes in the driving motor parameters. For the first time, the paper analyzes a steady mode of induction motor operation which does not apply T-network of the equivalent circuit of an induction motor. An approach has been proposed relying on the equation of an induction motor in three-phase fixed coordinate system obtained on the basis of the theory of generalized electromechanical converter.

Keywords: electric drive, identification method, system of equations, equation of electrical equilibrium, mathematical model, equation of flux, phase, angular velocity, steady state, numerical method, identification accuracy, rotor, stator, current, equivalent circuit

For citation: Tytiuk V. K., Baranovskaya M. L., Chornyi O. P., Burdilnaya E. V., Kuznetsov V. V., Bogatyriov K. N. (2020) Online-Identification of Electromagnetic Parameters of an Induction Motor. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 63 (5), 423–440. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-423-440>

Онлайн-идентификация электромагнитных параметров асинхронного двигателя

В. К. Тытюк¹⁾, М. Л. Барановская¹⁾, А. П. Черный²⁾, Е. В. Бурдильная²⁾,
В. В. Кузнецов³⁾, К. Н. Богатырев⁴⁾

¹⁾Криворожский национальный университет (Кривой Рог, Украина),

²⁾Кременчугский национальный университет имени Михаила Остроградского (Кременчуг, Украина),

³⁾Национальная металлургическая академия Украины (Днепр, Украина),

⁴⁾Полтавский горно-обогатительный комбинат (Горишние Плавни, Украина)

Реферат. Несоответствие настроек системы управления фактическим значениям параметров частотно-регулируемого асинхронного электропривода может иногда приводить к полной

Адрес для переписки

Бурдильная Евгения Владимировна
Кременчугский национальный университет
имени Михаила Остроградского
ул. Первомайская, 20,
39600, г. Кременчуг, Украина
Тел.: +380 5366 3-11-47
evburdilnaya@gmail.com

Address for correspondence

Burdilnaya Evheniia V.
Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi
National University
20, Pershotravneva str.,
39600, Kremenchuk, Ukraine
Tel.: +380 5366 3-11-47
evburdilnaya@gmail.com

неработоспособности частотного электропривода, к существенному снижению динамических показателей качества. Такие параметры, как активное сопротивление и индуктивность ротора, индуктивность цепи намагничивания, недоступны для непосредственного измерения. При приемо-сдаточных испытаниях они не определяются, а величины, приводимые в каталогах и справочниках, являются расчетными и могут существенно отличаться от реальных значений конкретной машины. Несмотря на постоянные усилия исследователей, задача идентификации электромагнитных параметров схемы замещения асинхронного двигателя остается важной и актуальной. Авторы статьи разработали метод онлайн-идентификации электромагнитных параметров асинхронного двигателя, что позволит реализовать точную настройку регуляторов системы частотного управления при эксплуатационных изменениях характеристик приводного двигателя. Выполнен анализ установившегося режима работы асинхронного двигателя без использования Т-образной схемы его замещения. Предложен подход, опирающийся на уравнения асинхронного двигателя в трехфазной неподвижной системе координат, полученные на основе теории обобщенного электромеханического преобразователя. С учетом аналитических преобразований этих формул получена система нелинейных алгебраических уравнений четвертого порядка, решение которой позволяет определить активное сопротивление ротора, сопротивление рассеивания и главную взаимную индуктивность асинхронного двигателя в предположении, что активное сопротивление статора известно. Произведена верификация предлагаемого метода. На основании данных установившегося режима работы асинхронного двигателя типа 4А250М2УЗ выполнена идентификация его электромагнитных параметров, исследовано влияние начального приближения на точность полученных результатов, которые подтверждают работоспособность рассматриваемого метода идентификации.

Ключевые слова: электропривод, метод идентификации, система уравнений, уравнение электрического равновесия, математическая модель, уравнение потокоцепления, фаза, угловая скорость, установившийся режим, численный метод, точность идентификации, ротор, статор, ток, схема замещения

Для цитирования: Онлайн-идентификация электромагнитных параметров асинхронного двигателя / В. К. Тытюк [и др.] // *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>

Introduction

High performance variable-speed machines incorporate a model for the system in either the controller or state estimation stages. The accuracy and general robustness of the machine is dependent on this model. Therefore, it must represent accurately both the electrical and electromagnetic interactions within the machine and associated mechanical systems.

Accurate and reliable parameter estimation techniques for an induction machine are critical for the design and development of high-performance drive systems in which the parameter estimates are used in the field of orientation, motion control, self-sensing, and other advanced algorithms. There are two basic approaches to this problem, viz.:

- online-identification methods – utilize state observer theory (e.g. Kalman filter) and Least Square based techniques;
- offline techniques – rely on statistical curve fitting to the measured data under specific conditions.

To be able to identify the unknown parameters of an induction motor, two main tests will be done on the induction motor according to IEEE test procedure [1]. The standard technique of using the short – circuit, no-load, and

blocked-rotor tests seems to be inaccurate and, consequently, not suitable for the synthesis of high dynamic performance systems.

Reference [2] suggested using an extended Kalman filter for parameter estimation. The machine's response to load perturbations was measured, and the resulting changes in current, voltage, speed, and torque were used to estimate the values of currents, mechanical damping, and magnetizing reactance.

Reference [3] dealt with creating a solution to identify the parameter of an induction motor by using q , d , 0 axis for the induction motor modeling. Genetic algorithm was applied to identify the parameters.

Reference [4] demonstrated the use of genetic algorithm to identify an induction motor by adding 4 different levels of noise. Kron's voltage equation was the applied mathematical model.

In reference [5], a parameter identification method was applied to identify all the electric parameters simultaneously. The method assumes that the motor can be described by a time-varying linear model.

Reference [6] presented a new approach to identify the nonlinear model of an induction machine. For simulation purposes, the measured stator voltages and rotor angular speed were treated as input, and the stator currents were simulated as output.

In reference [7], an approach to identify the induction motor parameters in parallel to the normal field-oriented controlled drive operation was represented. Besides an overview of the suitable system identification methods, the parameter estimation approach combined with a FIR-filter to determine the derivatives of measured signals was analyzed in detail as well as the use of the extended Kalman filter or the unscented Kalman filter for combined state and parameter estimation.

Reference [8] discussed an effect of the parameters variation on a variation in the performance characteristics of the motor. In order to identify parameters which have the most impact on motor performance, sensitivity analysis calculations were performed for a particular machine size.

Reference [9] proposed an adaptation mechanism (supervisor) for the PI-gain, allowing improvement of the classical controller, by introducing a certain degree of intelligence in the control strategy of the controller. Estimation of induction motor parameters based on fuzzy rules was represented.

Reference [10] proposed a new method, which derives induction motor (IM) parameters based on the equivalent network of the machine. The approach combined skin effect and saturation of the stator and rotor leakage paths, modelling rotor parameters as a function of the slip.

In reference [11], procedure of the identification was based on the model reference adaptive control (MRAC) system theory. An appropriate choice of the reference model allowed building a Lyapunov function by means of which the updating law of the rotor time constant can be found.

In reference [12], a new method of identification of the induction motor equivalent circuit parameters was introduced and discussed. The proposed method uses single-phase test results as a base test for calculating the equivalent circuit parameters of the induction motor.

Reference [13] described three methods for estimating the lumped model parameters of an induction motor using startup transient data, which was based on Levenberg – Marquardt method.

Reference [14] proposed an off-line parameter identification method that is suitable for self-commissioning of an electric drive in cases when machine and converter comes from different producers. The method was carried out entirely by means of a standard power inverter only by the impressed stator voltages.

Reference [15] proposed an identification method for induction motor parameters at standstill using integral calculations. The rotor time constant and magnetizing inductance were identified. References [16–18] dealt with different identification methods for the induction motor parameters at standstill too.

Reference [19] proposed a novel stator resistance estimation approach for stator winding temperature monitoring based on the wavelet network and parameter identification by the use of wavelet network that accurately localizes the characteristics of a signal in the time frequency domains.

Reference [20] also involved wavelet-transformations to identify the parameters of an induction motor. The approach is based on obtaining a 2D time-frequency plot representing the time-frequency evolution of the main components in an electrical machine transient current. The work used frequency B-spline (FBS) wavelets.

Reference [21] developed and substantiated experimentally new algorithms to identify unknown parameters of induction motors during self-commissioning procedure. To guarantee asymptotic identification, we design adaptive stator current controller based on stator flux observer.

Reference [22] was devoted to the parameter identification of large induction machines from the no-load acceleration-deceleration tests.

References [23, 24] considered solution of the problem of the IM parameters identification on the basis of the analysis of characteristics of external electromagnetic fields generated by an induction motor during the operation.

References [25–27] were mostly the reviews dealing with the analysis of standard procedures of diagnostics and determination of the induction motor parameters, description of the prospects of different methods for IM parameters identification, and comparative analysis of the accuracy of different identification methods and error introduced by the computational methods.

Use of T-network equivalent model for induction machine to analyze the steady mode or for differential IM equations in the system of coordinates $d, q, 0$ are the general features specific to the known papers. The methods proposed in the well-known scientific and technical literature are not suitable for the online-identification of the induction motor parameters being necessary for the development of a system of continuous monitoring of their technical condition.

For the first time, the paper proposed to use the known equations, obtained on the basis of the theory of generalized electromechanical converter, as the theoretical basis of the induction motor description [28]. Advantage of the

method is in the much higher accuracy of a theoretical model of an induction motor compared with the known approaches; that makes it possible to obtain principally new equations to identify the induction motor parameters.

Rearrangement of the equations of induction motor in the three-phase fixed coordinates

While generating the equations, we use following assumptions connected with the idea of an ideal motor:

- motor steel is unsaturated;
- phase windings of a rotor are symmetric and displaced uniformly in space;
- MMF of windings and magnetic fields are propagated sinusoidally along the circumference of an air gap;
- the rotor is symmetric both electrically and magnetically;
- factually arranged windings are replaced with the concentrated ones; MMF is taken as equal to the MMF of the real winding.

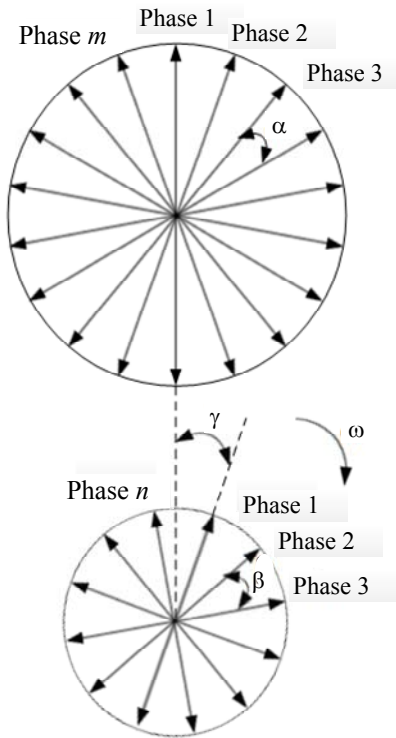


Fig. 1. Scheme of mutual arrangement of the stator and rotor windings of a multiphase induction motor

Multiphase IM is represented as the system of magnetically connected circuits located on the stator and rotor (Fig. 1).

Equation of electric balance for stator windings of a multiphase IM is as follows

$$\begin{cases} U_{S1} = i_{S1}R_S + \frac{d\psi_{S1}}{dt}; \\ U_{S2} = i_{S2}R_S + \frac{d\psi_{S2}}{dt}; \\ \dots \\ U_{SM} = i_{SM}R_S + \frac{d\psi_{SM}}{dt}. \end{cases} \quad (1)$$

Equation of electric balance for rotor windings of a multiphase IM is as follows

$$\begin{cases} U_{R1} = i_{R1}R_R + \frac{d\psi_{R1}}{dt}; \\ U_{R2} = i_{R2}R_R + \frac{d\psi_{R2}}{dt}; \\ \dots \\ U_{RN} = i_{RN}R_R + \frac{d\psi_{RN}}{dt}. \end{cases} \quad (2)$$

In terms of the aforementioned equations, following designations are adopted: U_k , I_k , R_k , $\frac{d\Psi_k}{dt}$ – voltage, current, resistance, and derivative of flux linkage of the corresponding circuit.

Equation of flux linkages for each of the stator phases is

$$\Psi_k = I_k L_k + \sum_{j=1, j \neq k}^{j=N} I_j M_{kj}. \quad (3)$$

Equation of flux linkages for each of the rotor phases is

$$\Psi_k = I_k L_k + \sum_{j=1, j \neq k}^{j=M} I_j M_{kj}, \quad (4)$$

where Ψ_k , I_k , L_k – flux linkage, current, and inductance of the k^{th} circuit; I_j , M_{kj} – current of the j^{th} circuit and mutual inductance of the k^{th} and j^{th} circuits.

While developing a mathematical model, there is the major difficulty due to the fact that mutual spatial arrangement of the rotor and stator windings experiences certain changes resulting in the changing value of the mutual inductance between those windings. As it is known, maximum value of the mutual inductance corresponds to the case when the axes of two phases coincide.

Basing on the geometrical ideas (Fig. 1) formula for mutual inductance between the rotor winding with n number and stator winding with m number may be represented as follows:

$$M_{SmRn} = M_0 \cos \left(\gamma - \frac{2\pi(m-1)}{M} + \frac{2\pi(n-1)}{N} \right). \quad (5)$$

In the general case, equation of flux linkages of the stator winding with m number may be written as follows:

$$\Psi_{Sm} = (L_S - M_S) I_{Sm} + M_0 \sum_{j=1}^N \left(\cos \left(\gamma - \frac{2\pi(m-1)}{M} + \frac{2\pi(j-1)}{N} \right) I_{Rj} \right). \quad (6)$$

Equation of flux linkages of the rotor winding with n number may be written as follows:

$$\Psi_{Rn} = (L_R - M_R) I_{Rn} + M_0 \sum_{j=1}^M \left(\cos \left(\gamma - \frac{2\pi(j-1)}{M} + \frac{2\pi(n-1)}{N} \right) I_{Sj} \right). \quad (7)$$

For a case of standard three-phase induction motor, equations (1)–(7) are rearranged in the known form [15]:

$$\begin{cases} \Psi_A = L_1 I_A + M_{ia} \cos(\gamma) + M_{ib} \cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right) + M_{ic} \cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right); \\ \Psi_B = L_1 I_B + M_{ia} \cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) + M_{ib} \cos(\gamma) + M_{ic} \cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right); \\ \Psi_C = L_1 I_C + M_{ia} \cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right) + M_{ib} \cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) + M_{ic} \cos(\gamma). \end{cases} \quad (8)$$

Equation of flux linkages of a rotor:

$$\begin{cases} \Psi_a = L_2 i_a + M I_A \cos(\gamma) + M I_B \cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) + M I_C \cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right); \\ \Psi_b = L_2 i_b + M I_A \cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right) + M I_B \cos[\gamma] + M I_C \cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right); \\ \Psi_c = L_c i_c + M I_A \cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) + M I_B \cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right) + M I_C \cos[\gamma]. \end{cases} \quad (9)$$

The represented system of equations is characterized by the clear redundancy for a case of IM operation without a neutral conductor for which a sum of phase currents is equal to zero at any moment of time according to Kirchhoff's first law:

$$I_A + I_B + I_C = 0; \quad i_a + i_b + i_c = 0.$$

The relations are met in three-phase systems without a neutral conductor according to Kirchhoff's first law even in terms of any asymmetry of windings.

Rewrite equations of flux linkages (8) and (9), excluding phase current C of a stator and phase c of a rotor respectively. As a result, we obtain the simplified, reduced equations for IM phase flux linkages in a phase coordinate systems; general order of the IM equation system will reduce by two.

Rewrite the equation of flux linkages of phase A of a stator excluding current phase C from them using Kirchhoff's first law. Thus, we will have the following:

$$\begin{cases} \Psi_A = L_1 I_A + M \left(i_a \cos(\gamma) + i_b \cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right) + (-i_a - i_b) \cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) \right) \Rightarrow \\ \Psi_A = L_1 I_A + M \left(i_a \left(\cos(\gamma) - \cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) \right) + i_b \left(\cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right) - \cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) \right) \right). \end{cases} \quad (10)$$

Finally, simplifying trigonometric expression in brackets in (10), we obtain:

$$\Psi_A = L_1 I_A - M \sqrt{3} i_a \sin\left(\gamma - \frac{\pi}{3}\right) - M \sqrt{3} i_b \sin \gamma.$$

Similarly for phase B of a stator:

$$\begin{cases} \Psi_B = L_1 I_A + M \left(i_a \cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) + i_b \cos(\gamma) + (-i_a - i_b) \cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right) \right) \Rightarrow \\ \Psi_B = L_1 I_A + M \left(i_a \left(\cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) - \cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right) \right) + i_b \left(\cos(\gamma) - \cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right) \right) \right) \\ \Psi_B = L_1 I_A - M \sqrt{3} i_a \sin(\gamma) - M \sqrt{3} i_b \sin\left(\gamma + \frac{\pi}{3}\right). \end{cases}$$

Similarly for phase a of a rotor:

$$\begin{cases} \psi_a = L_2 i_a + M \left(I_A \cos(\gamma) + I_B \cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) + (-I_A - I_B) \cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right) \right) \Rightarrow \\ \psi_a = L_2 i_a + M \left(I_A \left(\cos(\gamma) - \cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right) \right) + I_B \left(\cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) - \cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right) \right) \right) \\ \psi_a = L_2 i_a + M \sqrt{3} I_A \sin\left(\gamma + \frac{\pi}{3}\right) + M \sqrt{3} I_B \sin(\gamma). \end{cases}$$

Similarly for phase b of a rotor:

$$\begin{cases} \psi_b = L_2 i_b + M \left(I_A \cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right) + I_B \cos(\gamma) + (-I_A - I_B) \cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) \right) \Rightarrow \\ \psi_b = L_2 i_b + M \left(I_A \left(\cos\left(\gamma + \frac{2\pi}{3}\right) - \cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) \right) + I_B \left(\cos(\gamma) - \cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) \right) \right) \\ \psi_b = L_2 i_b + M \sqrt{3} I_A \sin(\gamma) - M \sqrt{3} I_B \sin\left(\gamma - \frac{\pi}{3}\right). \end{cases}$$

For the clarity of presentation, represent the reduced equations of flux linkages of separate IM windings:

$$\begin{cases} \psi_A = L_1 I_A - M \sqrt{3} i_a \sin\left(\gamma - \frac{\pi}{3}\right) - M \sqrt{3} i_b \sin(\gamma); \\ \psi_B = L_1 I_B + M \sqrt{3} i_a \sin(\gamma) + M \sqrt{3} i_b \sin\left(\gamma + \frac{\pi}{3}\right); \\ \psi_a = L_2 i_a + M \sqrt{3} I_A \sin\left(\gamma + \frac{\pi}{3}\right) + M \sqrt{3} I_B \sin(\gamma); \\ \psi_b = L_2 i_b - M \sqrt{3} I_A \sin(\gamma) - M \sqrt{3} I_B \sin\left(\gamma - \frac{\pi}{3}\right). \end{cases} \quad (11)$$

Assuming that the angular velocity is known and constant and considering that stator and rotor currents are sinusoidal for a steady mode, it is possible to obtain expressions for amplitudes and phases of the stator and rotor currents as well as the values of IM electromagnetic moments.

Write the expressions for phase currents of stator and rotor in terms of a steady mode:

$$\begin{cases} I_A = i_1 \sin(w_1 t - \varphi_1); \\ I_B = i_1 \sin\left(w_1 t - \varphi_1 - \frac{2\pi}{3}\right); \\ i_a = i_2 \sin(w_2 t - \varphi_2); \\ i_b = i_2 \sin\left(w_2 t - \varphi_2 - \frac{2\pi}{3}\right), \end{cases} \quad (12)$$

where i_1, i_2 – amplitudes of the stator and rotor currents respectively; w_1, w_2 – circular frequency of the stator and rotor respectively; φ_1, φ_2 – phase angle of the stator and rotor currents respectively.

Use symbol ω_2 for the angular velocity of a rotor.

It is known from the theory of electric machines that following ratio is completed in terms of steady mode

$$\omega_1 = \omega_2 + \omega_2.$$

Moreover, it is required to take into consideration that the turning angle of a rotor during the uniform motion under the steady mode may be calculated as follows:

$$\gamma = \omega_2 t.$$

Substituting equations (12) in equations (11), it is quite possible to obtain the equations of flux linkages of separate IM windings under the steady mode.

Thus, in terms of phase A , we obtain:

$$\Psi_A = L_1 I_A + \sqrt{3} i_2 M \left(\cos \left(\frac{\pi}{6} + \omega_2 t \right) \sin [w_2 t - \varphi_2] - \sin [\omega_2 t] \sin \left(w_2 t - \varphi_2 - \frac{2\pi}{3} \right) \right).$$

Simplify the products of trigonometric functions using the known trigonometric identities. After simple arrangements and combining similar terms, we will have:

$$\Psi_A = L_1 I_A + \frac{3}{2} M i_2 \sin (w_2 t - \varphi_2).$$

Applying similar method for equations of the rest IM windings, in the end we obtain following equations for flux linkages of separate IM windings under the steady mode:

$$\begin{cases} \Psi_A = L_1 I_A + \frac{3}{2} M i_2 \sin (w_1 t - \varphi_2); \\ \Psi_B = L_1 I_B + \frac{3}{2} M i_2 \sin \left(w_1 t - \varphi_2 - \frac{2\pi}{3} \right); \\ \Psi_a = L_2 i_a + \frac{3}{2} M i_1 \sin (w_2 t - \varphi_1); \\ \Psi_b = L_2 i_b + \frac{3}{2} M i_1 \sin \left(w_2 t - \varphi_1 - \frac{2\pi}{3} \right). \end{cases} \quad (13)$$

As it is clear from the obtained equations, 120-degree shifts are preserved between the flux linkages; that demonstrates the symmetry of flux linkages relative to each other.

Using equations (1), (12), and (13), represent the reduced system of equations of electrical equilibrium in terms of steady mode. Expressions for supply voltages of separate stator windings are as follows:

$$\begin{cases} U_A = U_0 \sin (w_1 t); \\ U_B = U_0 \sin \left(w_1 t - \frac{2\pi}{3} \right). \end{cases}$$

The objective of the further actions is to determine the unknown amplitudes of stator and rotor currents i_1 , i_2 and their phase angles φ_1 , φ_2 in terms of the specified parameters of supply voltage and angular rotor velocity ω_2 .

After differentiation (13) and substitution of the obtained results in (1), reduced system of the equations of electrical equilibrium in the steady mode will be as follows:

$$\begin{cases} U_A = I_A R_S + \frac{3}{2} M w_1 i_2 \cos(w_1 t - \varphi_2) + L_1 w_1 i_1 \cos(w_1 t - \varphi_1); \\ U_B = I_B R_S + \frac{3}{2} M w_1 i_2 \cos\left(w_1 t - \varphi_2 - \frac{2\pi}{3}\right) + L_1 w_1 i_1 \cos\left(w_1 t - \varphi_1 - \frac{2\pi}{3}\right); \\ 0 = i_a R_r + \frac{3}{2} M w_2 i_1 \cos(w_2 t - \varphi_1) + L_2 w_2 i_2 \cos(w_2 t - \varphi_2); \\ 0 = i_b R_r + \frac{3}{2} M w_2 i_1 \cos\left(w_2 t - \varphi_1 - \frac{2\pi}{3}\right) + L_2 w_2 i_2 \cos\left(w_2 t - \varphi_2 - \frac{2\pi}{3}\right). \end{cases} \quad (14)$$

The obtained system of equations is of fourth order having four unknowns, i. e. it is a defined system.

Write equation system (14) for the moment of time $t = 2\pi n$, $n = 0 \dots \infty$. For definiteness, set $t = 0$, which is not a critical assumption taking into account the periodicity of sinusoidal currents and voltages. At the moment of time $t = 0$, instant values of the supply voltages and currents of separate windings will be equal to:

$$\begin{cases} U_{A0} = 0; \\ U_{B0} = -U_0 \sin\left(\frac{2\pi}{3}\right); \\ I_{A0} = -i_1 \sin(\varphi_1); \\ I_{B0} = -i_1 \sin\left(\varphi_1 + \frac{2\pi}{3}\right); \\ i_{a0} = -i_2 \sin(\varphi_2); \\ i_{b0} = -i_2 \sin\left(\varphi_2 + \frac{2\pi}{3}\right). \end{cases} \quad (15)$$

Then, system (14), taking into consideration (15) for moment $t = 0$, may be represented as follows:

$$\begin{cases} 0 = -i_1 \sin(\varphi_1) R_S + \frac{3}{2} M w_1 i_2 \cos(\varphi_2) + L_1 w_1 i_1 \cos(\varphi_1); \\ -U_0 \sin\left(\frac{2\pi}{3}\right) = -i_1 \sin\left(\varphi_1 + \frac{2\pi}{3}\right) R_S + \frac{3}{2} M w_1 i_2 \cos\left(\varphi_2 + \frac{2\pi}{3}\right) + L_1 w_1 i_1 \cos\left(\varphi_1 + \frac{2\pi}{3}\right); \\ 0 = -i_2 \sin(\varphi_2) R_r + \frac{3}{2} M w_2 i_1 \cos(\varphi_1) + L_2 w_2 i_2 \cos(\varphi_2); \\ 0 = -i_2 \sin\left(\varphi_2 + \frac{2\pi}{3}\right) R_r + \frac{3}{2} M w_2 i_1 \cos\left(\varphi_1 + \frac{2\pi}{3}\right) + L_2 w_2 i_2 \cos\left(\varphi_2 + \frac{2\pi}{3}\right). \end{cases}$$

To find the currents and phase angles, it is required to solve the obtained system of nonlinear equations. Introduce following substitution of the variables to simplify the equation system and for its reduction to the system of linear algebraic equations:

$$\begin{cases} i_1 \sin(\varphi_1) = X_1; \\ i_1 \cos(\varphi_1) = X_2; \\ i_2 \sin(\varphi_2) = Y_1; \\ i_2 \cos(\varphi_2) = Y_2. \end{cases} \quad (16)$$

Initial equation for the phase of stator A is:

$$0 = -i_1 \sin(\varphi_1) R_s + \frac{3}{2} M \cos(\varphi_2) w_1 i_2 + \cos(\varphi_1) L_1 w_1 i_1.$$

Applying the aforementioned substitution of variables, reduce the equation to the following form:

$$0 = -X_1 R_s + X_2 L_1 w_1 + \frac{3}{2} M Y_2 w_1.$$

Initial equation for the phase of stator B is:

$$\frac{\sqrt{3}}{2} U_0 = -i_1 R_s \sin\left(\varphi_1 + \frac{2\pi}{3}\right) + \frac{3}{2} M w_1 i_2 \cos\left(\varphi_2 + \frac{2\pi}{3}\right) + L_1 w_1 i_1 \cos\left(\varphi_1 + \frac{2\pi}{3}\right).$$

Taking into consideration following trigonometric identities:

$$\begin{aligned} \sin\left(\varphi_1 + \frac{2\pi}{3}\right) &= \frac{\sqrt{3}}{2} \cos(\varphi_1) - \frac{1}{2} \sin(\varphi_1); \\ \cos\left(\varphi_2 + \frac{2\pi}{3}\right) &= -\frac{\sqrt{3}}{2} \sin(\varphi_2) - \frac{1}{2} \cos(\varphi_2), \end{aligned} \quad (17)$$

we obtain the equation for the phase of stator B in the following form

$$\begin{aligned} \frac{\sqrt{3}}{2} U_0 &= -i_1 R_s \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \cos(\varphi_1) - \frac{1}{2} \sin(\varphi_1) \right) - \frac{3}{2} M w_1 i_2 \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \sin(\varphi_2) + \frac{1}{2} \cos(\varphi_2) \right) - \\ &\quad - L_1 w_1 i_1 \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \sin(\varphi_1) + \frac{1}{2} \cos(\varphi_1) \right) = \\ &= -\frac{\sqrt{3}}{2} R_s X_2 + \frac{1}{2} R_s X_1 - L_1 w_1 \frac{\sqrt{3}}{2} X_1 - \frac{1}{2} L_1 w_1 X_2 - \frac{3\sqrt{3}}{4} M w_1 Y_1 - \frac{3}{4} M w_1 Y_2. \end{aligned}$$

After reduction of the similar terms, we will obtain the following:

$$\frac{\sqrt{3}}{2}U_0 = X_1 \left(\frac{1}{2}R_s - L_1 w_1 \frac{\sqrt{3}}{2} \right) + X_2 \left(-\frac{\sqrt{3}}{2}R_s - \frac{1}{2}L_1 w_1 \right) - \frac{3\sqrt{3}}{4}Mw_1 Y_1 - \frac{3}{4}Mw_1 Y_2.$$

Initial equation for the phase of rotor *a* is:

$$0 = -i_2 R_r \sin(\varphi_2) + \frac{3}{2}Mw_2 i_1 \cos(\varphi_1) + L_2 w_2 i_2 \cos(\varphi_2).$$

Applying substitution of variables (16), we obtain

$$0 = \frac{3}{2}Mw_2 X_2 - R_a Y_1 + L_2 w_2 Y_2.$$

Initial equation for the phase of rotor *b* is:

$$0 = -i_2 R_r \sin\left(\varphi_2 + \frac{2\pi}{3}\right) + \frac{3}{2}Mw_2 i_1 \cos\left(\varphi_1 + \frac{2\pi}{3}\right) + L_2 w_2 i_2 \cos\left(\varphi_2 + \frac{2\pi}{3}\right).$$

Taking into consideration trigonometric identities (17), we will obtain:

$$0 = -i_2 R_r \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \cos(\varphi_2) - \frac{1}{2} \sin(\varphi_2) \right) - \frac{3}{2}Mw_2 i_1 \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \sin(\varphi_1) + \frac{1}{2} \cos(\varphi_1) \right) - \\ - L_2 w_2 i_2 \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \sin(\varphi_2) + \frac{1}{2} \cos(\varphi_2) \right).$$

Applying substitution of variables (16), we have:

$$0 = -\frac{\sqrt{3}}{2}R_r Y_2 + \frac{1}{2}R_r Y_1 - \frac{3\sqrt{3}}{4}Mw_2 X_1 - \frac{3}{4}Mw_2 X_2 - \frac{\sqrt{3}}{2}L_2 w_2 Y_1 - \frac{1}{2}L_2 w_2 Y_2.$$

After reduction of the similar terms, we will obtain the following:

$$0 = -\frac{3\sqrt{3}}{4}Mw_2 X_1 - \frac{3}{4}Mw_2 X_2 + Y_1 \left(\frac{1}{2}R_r - \frac{\sqrt{3}}{2}L_2 w_2 \right) + Y_2 \left(-\frac{\sqrt{3}}{2}R_r - \frac{1}{2}L_2 w_2 \right).$$

Write the obtained equation in the form of a system:

$$\left\{ \begin{array}{l} 0 = -X_1 R_s + X_2 L_1 w_1 + \frac{3}{2}Mw_1 Y_2; \\ \frac{\sqrt{3}}{2}U_0 = X_1 \left(\frac{1}{2}R_s - \frac{\sqrt{3}}{2}L_1 w_1 \right) + X_2 \left(-\frac{\sqrt{3}}{2}R_s - \frac{1}{2}L_1 w_1 \right) - \\ \quad - \frac{3\sqrt{3}}{4}Mw_1 Y_1 - \frac{3}{4}Mw_1 Y_2; \\ 0 = \frac{3}{2}Mw_2 X_2 - R_a Y_1 + L_2 w_2 Y_2; \\ 0 = -\frac{3\sqrt{3}}{4}Mw_2 X_1 - \frac{3}{4}Mw_2 X_2 + Y_1 \left(\frac{1}{2}R_r - \frac{\sqrt{3}}{2}L_2 w_2 \right) + Y_2 \left(-\frac{\sqrt{3}}{2}R_r - \frac{1}{2}L_2 w_2 \right). \end{array} \right. \quad (18)$$

Identification of the induction motor electromagnetic parameters

Assume that following values are known: supply voltage U_0 ; amplitude and phase of stator current $-i_1$, φ_1 ; active resistance of stator R_s ; angular velocity of rotor ω_2 . Voltage and current of a stator may be defined easily by the immediate measuring in terms of the steady mode with the following processing and determination of the first harmonic parameters. It means that variables X_1 and X_2 , defined with the help of formula (16), are also known.

Online-determination of active resistance of stator R_s is of the highest difficulty. That problem is possible to be solved on the basis of the analysis of starting conditions of an induction motor [29]. The paper [30] proposes a universal method to determine active resistance of the phase of the alternating-current motor stator, according to which the resistance maybe calculated as the ratio of average values of integral functions of the supply voltage and phase current, where averaging is performed from the moment of energizing according to the function:

$$R_s = \frac{\lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T \left(\int_0^t U_A dt \right) dt}{\lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T \left(\int_0^t i_A dt \right) dt} = \frac{i U_{Amean}}{i i_{Amean}}.$$

The proposed solution makes it possible to determine active resistance of the IM stator phases even in terms of the available parametric asymmetry of a stator at each starting, maintaining the importance of the value of active resistance while operating.

Analysis of equation system (18) shows that six parameters remain to be unknown, i. e. active resistance of rotor R_r , complete inductances of stator and rotor phases L_1 and L_2 , main IM mutual inductance M , and rotor current determined by variables Y_1 , Y_2 according to (16).

Since, according to [15], $L_1 = L_{18} - \frac{3}{2}M$; $L_2 = L_{28} - \frac{3}{2}M$, then complete inductances of stator and rotor phases L_1 and L_2 differ by the value of the difference in resistances of stator and rotor dissipation, i. e. the difference is slight.

Additionally, assume that $L_1 = \varepsilon_1 M$, $L_2 = \varepsilon_2 M$, where ε_1 and ε_2 are known numerical coefficients. Thus, we may exclude complete inductances of stator and rotor phases from the unknowns and reduce the number of unknowns down to four: R_r , M , Y_1 , Y_2 .

Rewrite system (18) relative to the adopted unknowns:

$$\begin{cases} 0 = -X_1 R_s + X_2 \varepsilon_1 M w_1 + \frac{3}{2} M w_1 Y_2; \\ \frac{\sqrt{3}}{2} U_0 = X_1 \left(\frac{1}{2} R_s - \frac{\sqrt{3}}{2} \varepsilon_1 M w_1 \right) + X_2 \left(-\frac{\sqrt{3}}{2} R_s - \frac{1}{2} \varepsilon_1 M w_1 \right) - \frac{3\sqrt{3}}{4} M w_1 Y_1 - \frac{3}{4} M w_1 Y_2; \\ 0 = \frac{3}{2} M w_2 X_2 - R_r Y_1 + \varepsilon_2 M w_2 Y_2; \\ 0 = -\frac{3\sqrt{3}}{4} M w_2 X_1 - \frac{3}{4} M w_2 X_2 + Y_1 \left(\frac{1}{2} R_r - \frac{\sqrt{3}}{2} \varepsilon_2 M w_2 \right) + Y_2 \left(-\frac{\sqrt{3}}{2} R_r - \frac{1}{2} \varepsilon_2 M w_2 \right); \end{cases}$$

$$\begin{cases} X_1 R_s = X_2 \varepsilon_1 M w_1 + \frac{3}{2} M w_1 Y_2; \\ \frac{\sqrt{3}}{2} U_0 - \frac{1}{2} X_1 R_s + \frac{\sqrt{3}}{2} X_2 R_s = -\frac{\sqrt{3}}{2} \varepsilon_1 M X_1 w_1 - \frac{1}{2} X_2 \varepsilon_1 M w_1 - \\ - \frac{3\sqrt{3}}{4} M w_1 Y_1 - \frac{3}{4} M w_1 Y_2; \\ 0 = \frac{3}{2} M w_2 X_2 - R_r Y_1 + \varepsilon_2 M w_2 Y_2; \\ 0 = -\frac{3\sqrt{3}}{4} M w_2 X_1 - \frac{3}{4} M w_2 X_2 + \frac{1}{2} Y_1 R_r - \frac{\sqrt{3}}{2} \varepsilon_2 M w_2 - \frac{\sqrt{3}}{2} R_r Y_2 - \frac{1}{2} \varepsilon_2 M w_2 Y_2. \end{cases}$$

Designate $K = \frac{\sqrt{3}}{2} U_0 - \frac{1}{2} X_1 R_s + \frac{\sqrt{3}}{2} X_2 R_s$.

We will obtain the following from the first equation:

$$M Y_2 = \frac{2 X_1 R_s}{3 w_1} - \frac{2 X_2 \varepsilon_1}{3} M = \alpha - \beta M$$

and substitute that expression in the remained equations:

$$\begin{cases} 0 = X_2 \varepsilon_1 M w_1 + \frac{3}{2} M w_1 Y_2 - X_1 R_s; \\ 0 = -K - \frac{3}{4} w_1 \alpha - \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \varepsilon_1 X_1 w_1 + \frac{1}{2} X_2 \varepsilon_1 w_1 - \frac{3}{4} w_1 \beta \right) M - \frac{3\sqrt{3}}{4} M w_1 Y_1; \\ 0 = \varepsilon_2 w_2 \alpha + \left(\frac{3}{2} w_2 X_2 - \varepsilon_2 w_2 \beta \right) M - R_r Y_1; \\ 0 = -\frac{1}{2} \varepsilon_2 w_2 \alpha + \left(-\frac{3\sqrt{3}}{4} w_2 X_1 - \frac{3}{4} w_2 X_2 + \frac{1}{2} \varepsilon_2 w_2 \beta \right) M + \\ + \frac{1}{2} R_r Y_1 - \frac{\sqrt{3}}{2} \varepsilon_2 M w_2 Y_1 - \frac{\sqrt{3}}{2} R_r Y_2. \end{cases} \quad (19)$$

The obtained system is the system of nonlinear algebraic equations of fourth order which may be solved numerically.

To verify the proposed approach, the MatLab application was applied; the programme has rather wide range of the implemented numerical methods to solve the systems of nonlinear equations and to offer ample opportunities for their setting. Function *fsolve* was used to find solution for system (19).

Induction motor of 4A250M2Y3 type was used to test experimentally the obtained equations; the motor had following technical characteristics: nominal rated power $P_n = 90$ kW; nominal linear voltage $U_n = 380$ V; nominal rotation frequency $n = 2940$ rot/min; nominal efficiency 0.938; nominal power coefficient $\cos\varphi = 0.88$; starting current ratio $k_i = 7$; and surge capability $k_m = 2.7$.

In terms of that motor, parameters of the equivalent circuit were specified: active resistance of stator and rotor phase $R_s = 0.0312$ Ohm, $R_r = 0.0236$ Ohm; inductance of dissipation of stator and rotor phase $L_{s\delta} = 0.0003394$ H, $L_{r\delta} = 0.0004604$ H; and inductance of magnetization contour $M = 0.0158$ H.

Fig. 2, 3 demonstrate the results of mathematical modeling of the steady mode; the figures indicate the values necessary for further calculations.

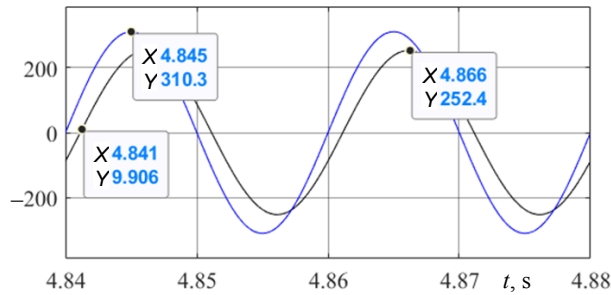


Fig. 2. Diagrams of phase voltage and current in the steady mode of induction motor operation

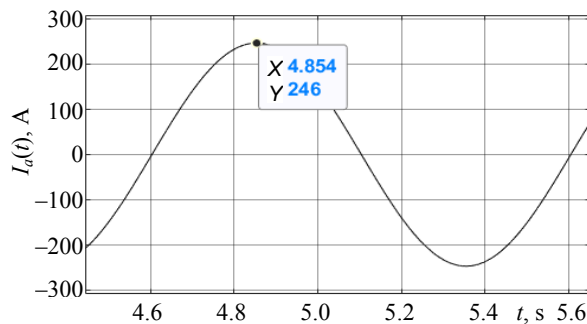


Fig. 3. Diagrams of rotor current in the steady mode of induction motor operation

The graph of the rotor current is given to control the performed identification.

Use the represented diagrams to determine following numerical values necessary to specify the coefficients of equation system (19): $U_0 = 310.3$ V; $I_{10} = 252.4$ A; $f_1 = 0.351858$; $R_s = 0.0312$ Ohm.

The required initial approximation of the solution may be found using the rated values of the machine. While solving equation system (19), missing IM parameters were identified. Tab. 1 represents the data concerning the accuracy of the obtained solutions.

Table 1

Accuracy of the identification of the induction motor parameters

Parameter	Exact value	Value found during the identification	Relative error, %
L_M , H	-0.0158	-0.0145	8.23
R_2 , Ohm	0.0236	0.0238	0.85
I_2 , A	246	245.1816	0.33

The fulfilled study of the parametric sensitivity of equation system (19) has shown that the obtained solutions do not depend practically on the initial approximation of the solution; numerical method provides convergence to the parameter values indicated in Tab. 1.

CONCLUSIONS

1. A reduced system of electrical equilibrium equations of fourth order has been developed on the basis of general system of equations of multiphase induction motor in the coordinate system fixed relative to a stator; the developed system of equations describes the operation of an induction motor in the steady mode.

2. A system of equations has been obtained to identify electromagnetic parameters of an induction motor on the basis of the analysis of the steady mode data; efficiency of the proposed method of identification has been substantiated experimentally. In terms of the induction motor with the power of 90 kW, relative identification error for certain parameters was up to 8 %.

3. High convergence of the solution of the system of nonlinear equations and tolerance of the obtained results to the initial approximation of the parameters being identified has been proved experimentally.

REFERENCES

1. *IEEE 12-1996 – IEEE Standard Test Procedure for Polyphase Induction Motors and Generators*. Available at: <https://standards.ieee.org/standard/112-1996.html>.
2. Yu-hua-Wang, Birdwell-JD (1982) Dynamic Identification of the Model Parameters for an Induction Motor. *Conference Proceedings of IEEE SOUTHEASTCON*.
3. Goldberg D. E., Potvin A. F. (1994) *Genetic Algorithms: Implementation Based on GAs From The MathWorks*.
4. Huang K. S., Kent W., Wu Q. H., Turner D. R. (1999) Parameter Identification of an Induction Machine Using a Genetic Algorithms. *Proceedings of the 1999 IEEE International Symposium on Computer Aided Control System Design*. <https://doi.org/10.1109/cacsd.1999.808700>.

5. Moons C., De Moor B. (1995) Parameter Identification of Induction Motor Drives. *Automatica*, 31 (8), 1137–1147. [https://doi.org/10.1016/0005-1098\(95\)00016-P](https://doi.org/10.1016/0005-1098(95)00016-P).
6. Moon S., Keyhani A., Pillutla S. (1999) Nonlinear Neural – Network Modeling of an Induction Machine. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 7 (2), 203–211. <https://doi.org/10.1109/87.748146>.
7. Buchholz O., Boeker J. (2018) Online-Identification of the Machine Parameters of an Induction Motor Drive. *2018 IEEE 27th International Symposium on Industrial Electronics (ISIE)*, 860–867. <https://doi.org/10.1109/isie.2018.8433852>.
8. Sanchez I., Pillay P. (1994) Sensitivity Analysis of Induction Motor Parameters. *Proceedings of SOUTHEASTCON '94*. Miami, FL, USA, 50–54. <https://doi.org/10.1109/SECON.1994.324263>.
9. Laroussi K., Zelmat M. (2005) Fuzzy Adaptation of the PI Controller Parameters Applied for Induction Motor. *Proceedings. IEEE SoutheastCon, 2005*. <https://doi.org/10.1109/SECON.2005.1423207>.
10. Fountas N. A., Hatziaargyriou N. D. (1994) Estimation of Induction Motor Parameters for Dynamic Analysis. *Proceedings of MELECON '94. Mediterranean Electrotechnical Conference. Vol. 3*. Antalya, Turkey, 1263–1266. <https://doi.org/10.1109/MELCON.1994.380836>.
11. Attaianese C., Damiano A., Gatto G., Marongiu I. (1998) A Perfecto Induction Motor Drive Parameters Identification. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 13 (6), 1112–1122. <https://doi.org/10.1109/63.728338>.
12. Gastli A. (1999) Identification of Induction Motor Equivalent Circuit Parameters Using the Single-Phase Test. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 14 (1), 51–56. <https://doi.org/10.1109/60.749147>.
13. Shaw S. R., Leeb S. B. (1999) Identification of Induction Motor Parameters from Transient Stator Current Measurements. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 46 (1), 139–149. <https://doi.org/10.1109/41.744405>.
14. Košťál T. (2017) Induction Machine Parameters Identification Method Suitable for Self-Commissioning. *2017 XXVI International Scientific Conference Electronics (ET)*. Sozopol, 1–4. <https://doi.org/10.1109/ET.2017.8124357>.
15. Lee S., Yoo A., Lee H. J., Yoon Y. D., Han B. M. (2017) Identification of Induction Motor Parameters at Standstill Based on Integral Calculation. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 53 (3), 2130–2139. <https://doi.org/10.1109/tia.2017.2650141>.
16. Sukhapap S., Sangwongwanich S. (2002) Auto Tuning of Parameters and Magnetization Curve of an Induction Motor at Standstill. *IEEE ICIT '02. Proc. IEEE International Conference on Industrial Technology*, 101–106. <https://doi.org/10.1109/icit.2002.1189871>.
17. Kwon S., Lee J. H., Moon S. H., Kwon B. K., Choi C. H., Seok J. K. (2009) Standstill Parameter Identification of Vector-Controlled Induction Motors Using the Frequency Characteristics of Rotor Bars. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 45 (5), 1610–1618. <https://doi.org/10.1109/TIA.2009.2027164>.
18. He Y., Wang Y., Feng Y., Wang Z. (2012) Parameter Identification of an Induction Machine at Standstill Using Vector Constructing Method. *IEEE Transactions Power Electronics*, 27 (2), 905–915. <https://doi.org/10.1109/tpel.2010.2089699>.
19. Weili H., Weijian H., Lin L. (2007) Estimation of Stator Resistance and Temperature Measurement in Induction Motor Using Wavelet Network. *2007 Chinese Control Conference*, 203–207. <https://doi.org/10.1109/CHICC.2006.4347505>.
20. Pons-Llinares J., Antonino-Daviu J. A., Riera-Guasp M., Pineda-Sanchez M., Climente-Alarcon V. (2011) Induction Motor Diagnosis Based on a Transient Current Analytic Wavelet Transform Via Frequency B-Splines. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 58 (5), 1530–1544. <https://doi.org/10.1109/TIE.2010.2081955>.
21. Peresada S., Kovbasa S., Prystupa D., Lyshevski S. E. (2013) Identification of Induction Motor Parameters Adaptively Controlling Stator Currents. *IECON 2013 – 39th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*. Vienna, 8476–8481. <https://doi.org/10.1109/IECON.2013.6700555>.

22. Babau I., Boldea I., Miller T. J. E., Muntean N. (2007) Complete Parameter Identification of Large Induction Machines from No-Load Acceleration-Deceleration Tests. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 54 (4), 1962–1972. <https://doi.org/10.1109/TIE.2007.895080>.
23. Zagirnyak M. A., Bisikalo O., Chorna O., Chornyi O. (2018) Model of the Assessment of an Induction Motor Condition and Operation Life, Based on the Measurement of the External Magnetic Field. *2018 IEEE 3rd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS)*, 316–321. <https://doi.org/10.1109/IEPS.2018.8559564>.
24. Chorna O., Chornyi O., Tytiuk V. (2019) Identification of Changes in the Parameters of Induction Motors during Monitoring by Measuring the Induction of a Magnetic Field on the Stator Surface. *Proceedings of the International Conference on Modern Electrical and Energy Systems, MEES 2019*, 150–153. <https://doi.org/10.1109/MEES.2019.8896554>.
25. Krivonosov V. E. (2017) Diagnostic of the Insulation State of the Asynchronous Motor and the Power Supply Cable under Conditions of Local Compensation. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 60 (6), 536–543. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-6-536-543> (in Russian).
26. Nuscheler R., Potoradi D. (1996) Problems and Failure Sources with the Parameter Identification of Asynchronous Machines and their Dependence on the Identification Method. *Proceedings International Conference Electrical Machines*, 130–135.
27. Thompson W. T. (1999) A Review of On-Line Condition Monitoring Techniques for Three Phase Squirrel Induction Motors- Past Present and Future. *Proceedings of IEEE SDEMPED International Symposium on Diagnostics for Electric Machines, Power Electronics and Drives*, 3–18.
28. Novash I. V., Romaniuk F. A., Rumiantsev Yu. V., Rumiantsev V. Yu. (2017) MatLab-Simulink Based Information Support for Digital Overcurrent Protection Test Sets. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 60 (4), 291–308. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-4-291-308> (in Russian).
29. Kashyrskikh V. G. (2005) *Dynamic Identification of Asynchronous Electric Motors*. Kemerovo, KuzSTU. 140 (in Russian).
30. Tytiuk V., Pozigun O., Chornyi O., Berdai A. (2017) Identification of the Active Resistances of the Stator of an Induction Motor with Stator Windings Dissymmetry. *Proceedings of the International Conference on Modern Electrical and Energy Systems, MEES*, 48–51. <https://doi.org/10.1109/MEES.2017.8248949>.

Received: 20 February 2020

Accepted: 28 April 2020

Published online: 30 September 2020

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-441-449>

UDC 629.7

An Adaptive Maximum Power Output Sustaining System for a Photovoltaic Power Plant Based on a Robust Predictive Control Approach

I. Elzein¹⁾, Yu. N. Petrenko¹⁾

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

© Белорусский национальный технический университет, 2020
Belarusian National Technical University, 2020

Abstract. Photovoltaic power plants have non-linear voltage-current characteristic, with specific maximum power point, which depends on operating conditions, viz. irradiation and temperature. In targeting the maximum power, it is by far known that the photovoltaic arrays have to operate at the maximum power point despite unpredicted weather changes. For this reason the controllers of all photovoltaic power electronic converters employ some method for maximum power point tracking. This paper makes an emphasis on model predictive controller as a control method for controlling the maximum power point tracking through the utilization of the well-known algorithm namely the Perturb and Observe technique. Further, during the advanced stages of this research study, the model will compare the results obtained for tracking the maximum power point from model predictive controller and a PID-controller as they are integrated Perturb and Observe algorithm. The obtained results will verify that the adaptive PID-controller Perturb and Observe algorithm has limitation for tracking the precise MPP during the transient insulation conditions. As compared to the proposed adaptive/modified model predictive controller for Perturb and Observe algorithm we illustrate that by adopting this method we will get to establish more accurate and efficient results of the obtained power in any dynamic environmental conditions: advantages as on regulation time (six times under the accepted experimental conditions) and by the number of fluctuations.

Keywords: photovoltaic power plants, maximum power output sustaining, Perturb and Observe algorithm, PID-controllers, proactive management model, computer simulation

For citation: Elzein I., Petrenko Yu. N. (2020) An Adaptive Maximum Power Output Sustaining System for a Photovoltaic Power Plant Based on a Robust Predictive Control Approach. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 63 (5), 441–449. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-441-449>

Адаптивная система обеспечения максимальной выходной мощности фотоэлектрической станции на основе робастного прогнозного управления

И. Элзейн¹⁾, Ю. Н. Петренко¹⁾

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

Реферат. Фотоэлектрические станции (ФЭС) характеризуются нелинейной зависимостью выходного тока и напряжения с уникальной точкой максимальной выходной мощности (МВМ),

Адрес для переписки

Петренко Юрий Николаевич
Белорусский национальный технический университет
ул. Ф. Скорины, 25/3
220014, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 266-26-61
ypetrenko@bntu.by

Address for correspondence

Petrenko Yuriy N.
Belarusian National Technical University
25/3, F. Skoriny str.,
220014, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 266-26-61
ypetrenko@bntu.by

зависящей от условий эксплуатации – температуры и уровня солнечной радиации. Поэтому для повышения эффективности фотоэлектрического преобразования необходимо обеспечить работу ФЭС в точке МВМ. Это достигается применением соответствующих алгоритмов управления, наиболее известными из которых являются Р&О («возмущение и наблюдение»). Эти алгоритмы основаны на изменении напряжения постоянного тока ФЭС с помощью преобразователя постоянного тока (регулятора), выходное напряжение которого должно изменяться по определенному закону с изменением условий эксплуатации. При этом используются регуляторы: пропорциональные (П), интегральные (И), дифференциальные (Д) или чаще всего их комбинации ПИД. В статье исследуется эффективность применения регулятора с прогнозным адаптивным управлением (МРС). Посредством численных экспериментов на разработанной имитационной модели показано, что ПИД-регуляторы в интеграции с Р&О и INC алгоритмами не обеспечивают достаточно быстрой реакции при изменении условий внешней среды. В то же время МРС в сочетании с Р&О имеет преимущества как по времени регулирования (в шесть раз при принятых условиях эксперимента), так и по количеству колебаний.

Ключевые слова: фотоэлектрическая станция, обеспечение максимальной выходной мощности, алгоритм «возмущение и наблюдение», ПИД-контроллеры, модель упреждающего управления, компьютерное моделирование.

Для цитирования: Элзейн, И. Адаптивная система обеспечения максимальной выходной мощности фотоэлектрической станции на основе робастного прогнозного управления / И. Элзейн, Ю. Н. Петренко // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2020. Т. 63, № 5. С. 441–449. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-441-449>

Introduction

Driven by anxieties over energy saving and environmental protection and energy accessibility, the installation of photovoltaic (PV) energy-productions systems has been noticeably enlarged during the last years. The decreasing prices of PV modules and more highly efficient power conversion systems have supported that trend by augmenting the economic viability of the installed PV systems [1, 2].

Renewable energies like solar and wind are environmentally friendly sustainable sources of energy. One of the most efficient and well-accepted renewable energy sources is photovoltaic systems [3]. For these reasons the research in the field of PV application, based on modeling, including application of modern means like SimPowerSystems and MatLab/Simulink is conducted in many countries [4]. Adequate and efficient maximum power point tracking (MPPT) is needed, due to the nonlinearity of PV sources. Several techniques have been proposed for maximum power tracking [5–7]. MPPT algorithms have to be stable, robust, fast, and efficient. Due to fast changes in environmental conditions, MPPT algorithms should respond quickly to changes in atmospheric conditions [8–10].

The Perturb and Observe (P&O) method is one of the most commonly used techniques [11, 12] due to its simplicity, ease of implementation, and good performance. Nevertheless, it is observed that there are some power losses due to the perturbation, and that it fails to track the power under fast varying atmospheric conditions [13]. Perturbation determines the system response and the steady state error. For lower oscillations a small perturb value is required, while large perturb values cause higher oscillations. Unfortunately, smaller perturb values result in a slower response. One solution is to use a perturb value that varies, as proposed by the authors of [14–16].

Finite-set model predictive control (MPC) is a promising control technique [17–19]. MPC does not involve any complex control loops. It deliberates the controlled plant as a finite set of linear models, each demonstrating a physical switching state. The controlled variable is predicted in every switching state. The control is assessed and applied at intermediate instants of time. This results in a variable switching frequency where the maximum switching frequency

is limited to half the sampling frequency. Under a variable switching frequency, it is problematic to control electromagnetic interference (EMI) and to preserve a desired output voltage quality [20].

Perturbation and Observation algorithm

The Perturbation and Observation (P&O) algorithm is one of most widely used methods for controlling DC/DC converters due to its easy implementation. This algorithm works based on this idea when the PV module is not working in MPPT point, the operating voltage of the module is disturbed periodically in small voltage V through DC–DC converter duty cycle.

Then the change on the output power ΔP of photovoltaic is measured. If $\Delta P > 0$, the operating point is near to the maximum power point (MPP) and same disturbance of V will occur in the same direction as the previous one. However, if $\Delta P < 0$, the system has moved away from MPP and next disturbance will occur in the opposite direction.

Once the MPP has been reached, the P&O makes the point of operation of the photovoltaic module to work around it. However, if $\Delta P < 0$, the system has moved away from MPP and next disturbance will occur at opposite direction. Once the MPP has been reached, the P&O makes the point of operation of the photovoltaic module to work around it [21–23].

Fig. 1 shows the Perturb and Observe algorithm and how does it function in perturbing the step size. Knowing that V , and I are the voltage, and current at previous and current time and this is the same for the power P .

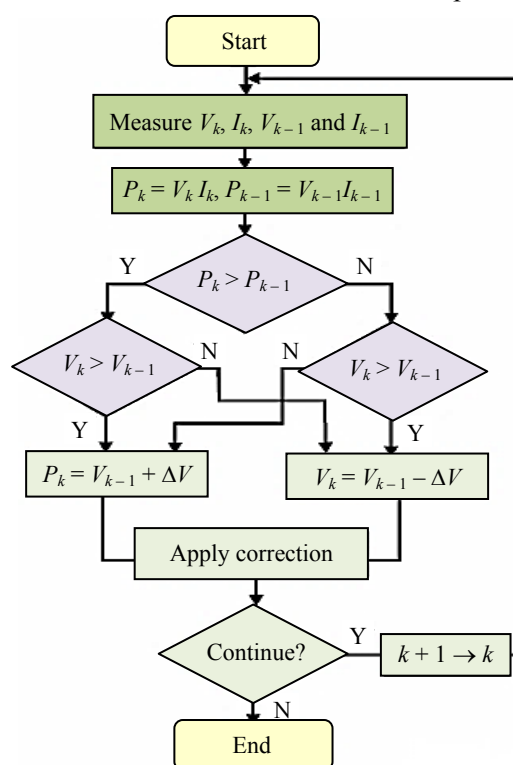


Fig. 1. Flowchart of the maximum power point tracking Perturb & Observe algorithm

Model predictive controller scheme

The ultimate achievement over the next discussions is to improve the operation of the P&O algorithm. This can be performed through the usage of predicting the future behavior of the desired control variables until a predefined horizon in time. As we utilize the predicted variables, the switching state will be obtained through minimization of a cost function [24–26].

P&O determines the reference current for the MPC which determines the next switching state. This technique predicts the error of the next sampling time and based on optimization of the cost function g . The inputs to the predictive controller are the PV system current, voltage, and the reference current. By deriving the discrete time set of equations, the behavior of control variable can be predicted at next sampling time k . The proposed methodology is based on the fact that the slope of the PV array power curve is zero at the predicted MPP, positive on the left and negative on the right of the predicted MPP. Predicted behavior of control variables at the next sampling time $k + 1$ can be described by a discrete-time set of equations by the following [27–29]:

- when switch is “ON”:

$$I_{PV}(k+1) = T_s / LVV_{PV}(k) + I_{PV}(k); \quad (1)$$

$$V_c(k+1) = (1 - T_s / RC)V_c(k), \quad (2)$$

where I_{PV} – photovoltaic current; T_s – switching period; V_{PV} – photovoltaic voltage; V_c – capacitance voltage; R – resistance; C – capacitor;

- when switch is “OFF”:

$$I_{PV}(k+1) = I_{PV}(k) - T_s / \ln V_c(k); \quad (3)$$

$$g = f(x(k), u(k), \dots, u(k+N)). \quad (4)$$

The cost function can be obtained as per the following

$$g_s = 0,1 | I_{PV,s} = 0,1(k+1) - I_{ref} |, \quad (5)$$

where g_s – cost function; $I_{PV,s}$ – photovoltaic current; I_{ref} – reference current.

The objective is to minimize the cost function g . The final switching state for MPPT can be determined using procedure illustrated in Fig. 2. Model predictive control approach is used for controlling the input current of the DC–DC converter [30].

Knowing that the V_{PV} and I_{PV} are the voltage and current of the photovoltaic station and I_{ref} is the reference current. The cost function is defined as g_s .

Model predictive control approach is used for controlling the input current of the DC–DC converter. The designed controller should provide the capability of tracking the reference current generated by the suggested MPPT method with satisfactory dynamic and steady-state performances. Based on the MPC concept, the future behavior of the input current should be predicted separately for each of the two different switching states of the converter using appropriate equations [31–33].

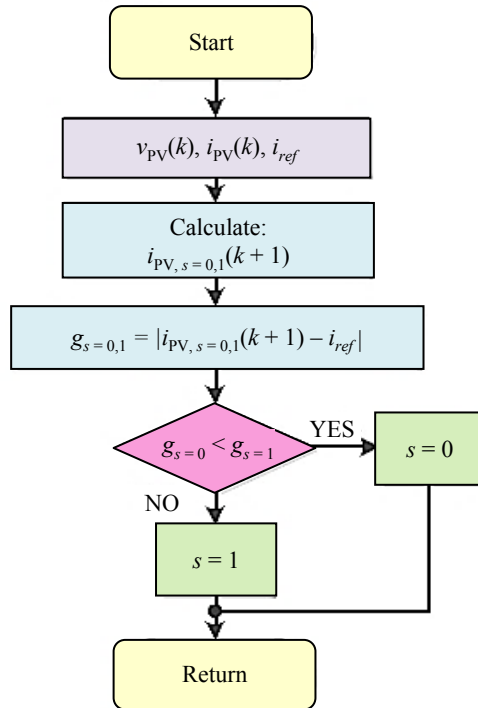


Fig. 2. Model predictive control process for the maximum power point tracking

 I'_{PV}

Fig. 3 depicts the proposed control scheme for a stand-alone PV system. In this system, the PV panel is coupled directly to a boost converter, used to realize the MPPT operation with a resistive load.

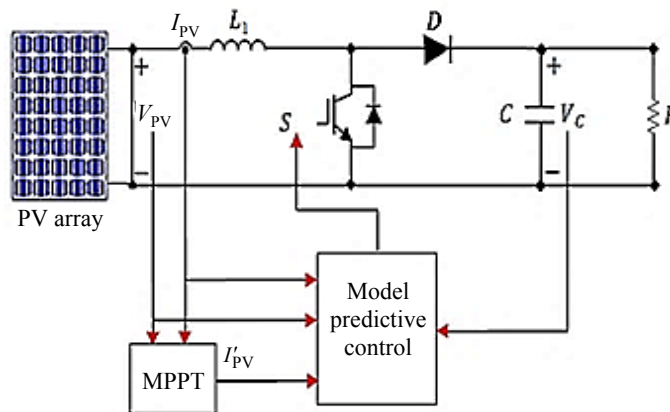


Fig. 3. Photovoltaic station control scheme using model predictive control:

I_{PV} – photovoltaic current; V_{PV} – photovoltaic voltage; D – diode; V_C – capacitor voltage

The MPPT algorithm uses PV voltage and current measurements to generate the PV output current reference. Then, a predictive current controller is aimed to regulate the PV current according to the reference current. Simulations

have been conducted and an experimental validation has been achieved to confirm the feasibility and performance improvement of the proposed control scheme [34, 35].

Implementation and results

From the orientation of the system above we will make simulations based on using a Kyocera KC-200-GT which can produce a maximum power of around 200 W. The technical data sheet from the manufacturer is listed below in Tab. 1.

Table 1

Technical datasheet for Kyocera solar panel

Parameter name	PV parameters value
Open-circuit voltage V_{oc}	32.9 V
Optimum operating voltage V_{mp}	26.4 V
Short-circuit current I_{sc}	8.21 A
PV current I_{PV}	8.213 A
Optimum operating current I_{mp}	7.95 A
Maximum power at STC P_{max}	200 W

According to the following figures we generated through the Simulink the simulations for adaptive P&O using PID-controller and compared with P&O using MPC controller. The irradiance that was selected for both controllers was set to 1000 W/m^2 at a constant temperature of 25°C . As shown in Fig. 4, we observed that the PID-controller as used as a controller for the P&O was oscillating during the period of time up to roughly 0.6 s and a fluctuation in the power curve was observed as it was trying to make the corrective measures in tracking the maximum powerpoint which was supposed to be 200 W.

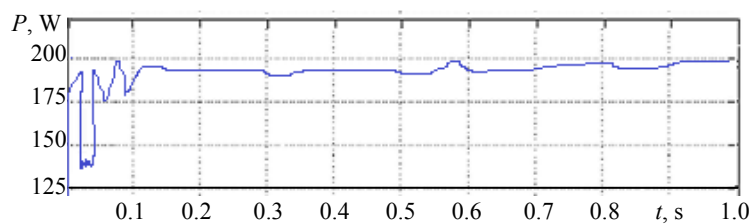


Fig. 4. Perturb and Observe using PID-controller – STC condition

Eventually the controller was almost trying to reach its detection goal of reaching the maximum power point MPP between the time frame of 0.65 s onwards with lower oscillation rates as detecting and tracking the MPP. As comparing the results of Fig. 4 to those in Fig. 5 where we applied an

adaptive P&O using MPC we can conclude that the MPC was able and being faster in tracking the MPP at a time frame of 0.02 which as compared to those results from the PID-controller we see that MPC was more reliable with faster response time to extract the most efficient power of the system and thus being faster by almost six times in reaching the MPP at power factor of 200 W. Oscillation through the utilization of MPC was suppressed as proved in Fig. 5.

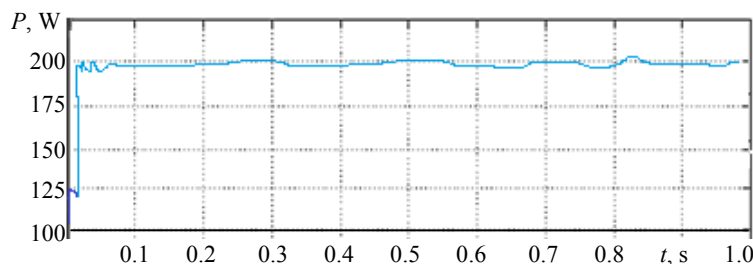


Fig. 5. Perturb and Observe using model predictive controller – STC conditions

CONCLUSION

In this paper we introduced a comparative scenario to use an adaptive Perturb and Observe algorithm for both PID and model predictive controller controllers. It was noticed that adapting an model predictive controller to the Perturb and Observe algorithm produced better results in tracking the maximum power point and reaching it in a very fast responsive time and thus made the extraction of power more efficient under fixed and fast environmental weather conditions. The overall performance using model predictive controller was better than that of PID and the simulations were showing these attestations as we used the algorithms Perturb and Observe.

REFERENCES

1. Khroustalev B. M., Pilipenko V. M., Danilevsky L. N., Nguyen Thuy Nga (2014) On Problem in Development of House Building Construction with Minimum Power Resources Consumption. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, (5), 45–60 (in Russian).
2. Kundas C. P., Poznyak S. S., Shenets L. V. (2009) *Renewable Sources of Power*. Minsk, International Sakharov Environmental Institute of Belarusian State University. 315 (in Russian).
3. Maronchuk I. I., Sanikovich D. D., Mironchuk V. I. (2019) Solar Cells: Current State and Development Prospects. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 62 (2), 105–123. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-2-105-123> (in Russian).
4. Zalizny D. I. (2019) Model of a Photovoltaic Cell for the MatLab/Simulink SimPowerSystems Library. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engi-*

- neering Associations, 62 (2), 135–145. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-2-135-145> (in Russian).
5. Veerachary M., Senjyu T., Uezato K. (2020) Voltage-Based Maximum Power Point Tracking Control of PV System. *IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems*, 38 (1), 262–270. <https://doi.org/10.1109/7.993245>.
 6. Hau C., Shen C. (1998) Comparative Study of Peak Power Tracking Techniques for Solar Storage System. *APEC '98 Thirteenth Annual Applied Power Electronics Conference and Exposition*. <https://doi.org/10.1109/apec.1998.653972>.
 7. Onat N. (2010) Recent Developments in Maximum Power Point Tracking Technologies for Photovoltaic Systems. *International Journal of Photoenergy*, 2010, 245316. <https://doi.org/10.1155/2010/245316>.
 8. Nemsi S., Barazane L., Diaf S., Malek A. (2013) Comparative Study between Two Maximum Power Point Tracking Techniques for Photovoltaic System. *Revue des Energies Renouvelables*, 16 (4), 773–782.
 9. Elzein I. (2015) Maximum Power Point Tracking System for Photovoltaic Station: a Review. *Sistemnyi Analiz i Prikladnaya Informatika = System Analysis and Applied Information*, (3), 15–20.
 10. Estram T., Chapman P. L. (2007) Comparison of Photovoltaic Array Maximum Power Point Tracking Techniques. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 22 (2), 439–449. <https://doi.org/10.1109/tec.2006.874230>.
 11. Petrenko Y. N., Tresch A. M. (2013) Independent Control System of Photoelectric Installation. *Nauka i Tekhnika = Science & Technique*, (1), 53–56 (in Russian).
 12. Subudhi B., Pradhan R. (2013) A Comparative Study on Maximum Power Point Tracking Techniques for Photovoltaic Power Systems. *IEEE Transactions on Sustainable Energy*, 4 (1), 89–98. <https://doi.org/10.1109/tste.2012.2202294>.
 13. Elzein I., Petrenko Y. N. (2015) Model Predictive Control for Photovoltaic Station Maximum Power Point Tracking System. *Sistemnyi Analiz i Prikladnaya Informatika = System Analysis and Applied Information*, (4), 17–25.
 14. Elzein I., Kurdi M., Dadykin A. (2017) Model Predictive Control for Positioning and Navigation of Mobile Robot with Cooperation of UAV. *Communications on Applied Electronics*, 6 (7), 17–25. <https://doi.org/10.5120/cae2017652506>.
 15. Sotnikova M., Veremey E. (2013) Dynamic Positioning Based on Nonlinear Model Predictive Control. *IFAC Proceedings Volumes*, 46 (33), 37–42. <https://doi.org/10.3182/20130918-4-jp-3022.00058>.
 16. Elzein I., Petrenko Y. N. An Integration of A Predictive Control Model and MPPT for PV Station. *2016 International Conference on Smart Systems and Technologies (SST)*. <https://doi.org/10.1109/sst.2016.7765673>.
 17. Xiao W., Lind M. G. J., Dunford W. G., Capel A. (2006) Real-Time Identification of Optimal Operating Points in Photovoltaic Power Systems. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 53 (4), 86–91. <https://doi.org/10.1109/tie.2006.878355>.
 18. Tia H., Mancilla-David F., Ellis K., Muljadi E., Jenkins P. (2012) A Cell to Module to Array Detailed Model for Photovoltaic Panels. *Solar Energy*, 86 (9), 2695–2706. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2012.06.004>.
 19. Hau C., Shen C. (1998) Comparative Study of Peak Power Tracking Techniques for Solar Storage System. *APEC '98 Thirteenth Annual Applied Power Electronics Conference and Exposition*. <https://doi.org/10.1109/apec.1998.653972>.
 20. Elzein I., Petrenko Y. N. (2017) An Evaluation of Photovoltaic Systems MPPT Techniques under the Characteristics of Operational Conditions. *Sistemnyi Analiz i Prikladnaya Informatika = System Analysis and Applied Information*, (2), 30–38. <https://doi.org/10.21122/2309-4923-2017-2-30-38> (in Russian).
 21. Gow J. A., Manning C. D. (2009) Development of a Photovoltaic Array Model for Use in Power-Electronics Simulation Studies. *IEE Proceedings – Electric Power Application*, 146 (2), 193–200. <https://doi.org/10.1049/ip-epa:19990116>.

22. Veerachary M., Senjyu T. (2002) Voltage-Based Maximum Power Point Tracking Control of PV System. *IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems*, 38 (1), 262–270. <https://doi.org/10.1109/7.993245>.
23. Ibrahim H., Houssiny F. F., El-Din H. M. Z., El-Shibini M. A. (1999) Microcomputer Controlled Buck Regulator for Maximum Power Point Tracker for DC Pumping System Operates from Photovoltaic System. *IEEE International Fuzzy Systems Conference Proceedings*. <https://doi.org/10.1109/fuzzy.1999.793274>.
24. Villalva M., Gazoli J. R., Filho E. R. (2009) Comprehensive Approach to Modeling and Simulation of Photovoltaic Arrays. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 24 (5), 1198–1208. <https://doi.org/10.1109/tpe.2009.2013862>.
25. Ovalle A., Chamorro H. R., Ramos G. (2012) Improvements to MPPT for PV Generation Based on Mamdani and Takagi-Sugeno Fuzzy Techniques. *2012 Sixth IEEE/PES Transmission and Distribution: Latin America Conference and Exposition (T&D-LA)*. <https://doi.org/10.1109/tdc-la.2012.6319085>.
26. Alajmi B. N., Ahmed K. H., Finney S. J., Williams B. (2011) Fuzzy-Logic-Control Approach of a Modified Hill-Climbing Method for Maximum Power Point in Microgrid Standalone Photovoltaic System. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 26 (4), 1022–1030. <https://doi.org/10.1109/tpe.2010.2090903>.
27. Lobaty A. A., Petrenko Yu., Abyfanas A. S., Elzein I. A. (2016) Impulse Control Hybrid Electrical System. *Sistemnyi Analiz i Prikladnaya Informatika = System Analysis and Applied Information*, (4), 46–52 (in Russian).
28. Sotnikova M., Zhabko N., Lepikhin T. (2012) Control Systems Analysis and Design Labs with Educational Plants. *IFAC Proceedings Volumes*, 45 (11), 212–217. <https://doi.org/10.3182/20120619-3-ru-2024.00088>.
29. Sotnikova M. V. (2012) Synthesis of Robust Control Algorithms with Predictive Models. *Sistemy Upravleniya i Informatsionnye Tekhnologii* [Management Systems and Information Technologies], 4 (50), 99–102 (in Russian).
30. Geyer T., Papafotiou G., Morari M. (2004) On the Optimal Control of Switch-Mode DC-DC Converters. *Hybrid Systems: Computation and Control. 7th International Workshop, HSCC 2004, Philadelphia, PA, USA, March 25–27, 2004*. 342–356. https://doi.org/10.1007/978-3-540-24743-2_23.
31. Mariethoz S., Beccuti A. G., Papafotiou G., Morari M. (2008) Sensorless Explicit Model Predictive Control of the DC-DC Buck Converter with Inductor Current Limitation. *2008 Twenty-Third Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition*. <https://doi.org/10.1109/apec.2008.4522957>.
32. Taheri A., Zhalebghi M. H. (2017) A New Model Predictive Control Algorithm By Reducing the Computing Time of Cost Function Minimization for NPC Inverter in Three-Phase Power Grids. *ISA Transactions*, 71, 391–402. <https://doi.org/10.1016/j.isatra.2017.07.027>.
33. Benghanem M. (2009) Low Cost Management for Photovoltaic Systems in Isolated Site with New I–V Characterization Model Proposed. *Energy Conversion and Management*, 50 (3), 748–755. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2008.09.048>.
34. Cameron P., Boyson W., Riley D. M. (2008) Comparison of PV System Performance-Model Predictions with Measured PV System Prediction. *33rd IEEE Photovoltaic Specialists Conference*. <https://doi.org/10.1109/pvsc.2008.4922865>.
35. Zhang H., Ji H., Ren J., Shan L., Gao Y. (2009) Research on MPPT Control and Implementation Method for Photovoltaic Generation System and its Simulation. *2009 IEEE 6th International Power Electronics and Motion Control Conference*. <https://doi.org/10.1109/ipemc.2009.5157747>.

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-450-461>

УДК 662.76:504.064:683.95 (045)

Экологические характеристики современных систем бытового использования топлива

Часть 2

Образование вредных веществ при сжигании природного газа в атмосферных горелках: экспериментальные исследования

Б. С. Сорока¹⁾, В. В. Горупа¹⁾

¹⁾Институт газа Национальной академии наук Украины (Киев, Украина)

© Белорусский национальный технический университет, 2020
Belarusian National Technical University, 2020

Реферат. В Институте газа НАН Украины выполняются комплексные исследования формирования токсичных выбросов в пламени атмосферных горелок и за пределами видимых горящих конусов («богатое» первичное пламя). Проведение экспериментов обусловлено доказанным существенным содержанием вредных веществ в продуктах сгорания газового топлива в бытовых приборах и непосредственным контактом потребителей с газовыми выбросами при работе плит. Предложена методология изучения образования вредных выбросов, изготовлен огневой компьютеризованный стенд для исследования сжигания углеводородных газов в горелках бытовых плит. В качестве токсичных выбросов рассматриваются оксиды углерода CO и азота NO и NO₂, а как варьируемые параметры приняты коэффициент избытка первичного воздуха и тепловая нагрузка горелки. В условиях эксплуатации газовой плиты ее варьируемые характеристики – это давление газа перед соплом атмосферной горелки и ее тепловая мощность. При оптимизации конструкции горелок определяющей величиной устойчивости горения, энергетических и экологических показателей сжигания топлива является коэффициент избытка первичного воздуха λ_{pr} при заданном давлении газа перед горелкой. Установлено влияние этого коэффициента на образование CO, NO, NO₂, доказана возможность появления выбросов с высокой концентрацией диоксида азота. Поскольку концентрация [NO] с повышением λ_{pr} уменьшается, а на абсолютный уровень концентраций [NO₂] величина λ_{pr} влияет незначительно, определено, что доля концентрации [NO₂] в смеси [NO_x] = [NO] + [NO₂] возрастает с увеличением коэффициента избытка первичного воздуха.

Ключевые слова: атмосферная горелка, бытовая газовая плита, диагностическое устройство, диоксид азота, загрязнение окружающей среды, компьютеризованный огневой стенд, коэффициент избытка первичного воздуха, оксиды азота, оксид углерода, природный газ

Для цитирования: Сорока, Б. С. Экологические характеристики современных систем бытового использования топлива. Ч. 2. Образование вредных веществ при сжигании природного газа в атмосферных горелках: экспериментальные исследования / Б. С. Сорока, В. В. Горупа // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2020. Т. 63, № 5. С. 450–461. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-450-461>

Адрес для переписки
Сорока Борис Семенович
Институт газа
Национальной академии наук Украины
ул. Дегтяревская, 39,
03113, г. Киев, Украина
Тел.: +38 044 455-59-98
boris.soroka@gmail.com

Address for correspondence
Soroka Boris S.
The Gas Institute
of the National Academy of Sciences of Ukraine
39, Degtyarevskaya str.,
03113, Kyiv, Ukraine
Tel.: +38 044 455-59-98
boris.soroka@gmail.com

Environmental Characteristics of Modern Systems of Domestic Use of Fuel

Part 2

Pollutants Formation by Natural Gas Combustion in Atmospheric Burners: Experimental Studies

B. S. Soroka¹⁾, V. V. Horupa¹⁾

¹⁾The Gas Institute of the National Academy of Sciences of Ukraine (Kyiv, Ukraine)

Abstract. The Gas Institute of the National Academy of Sciences of Ukraine performs comprehensive studies of the formation of toxic emissions in the flame of atmospheric burners and beyond the visible burning cones ("rich" primary flame). The experiments are based on the proven significant content of harmful substances in the combustion products of gas fuel in household appliances and on direct contact of consumers with gas emissions during the operation of the stoves. A methodology for the experimental researches of the harmful emissions formation has been proposed while the computerized firing rig serving as the diagnostic facility has been developed for studying the combustion of hydrocarbon gases in the burners of household stoves. Carbon oxides CO and nitrogen oxides NO and NO₂ are considered as toxic emissions, while the primary air excess coefficient and the heat load of the burner are considered as variable parameters. Under operating conditions of a gas stove, its variable characteristics are the gas pressure in front of the nozzle of the atmospheric burner and its thermal power. When optimizing the design of burners, the determinant value of the stability of burning, energy and environmental indicators of fuel combustion is the coefficient of excess of primary air λ_{pr} at a given gas pressure before the burner. The influence of this coefficient on the formation of CO, NO, NO₂ is established, and the possibility of emissions with a high concentration of nitrogen dioxide is proved. Since the concentration of [NO] decreases with an increase in λ_{pr} , and the absolute level of [NO₂] concentrations is not significantly affected by the value of λ_{pr} , it is determined that the proportion of [NO₂] concentration in the [NO_x] = [NO] + [NO₂] compound increases with an increase in the primary air excess coefficient.

Keywords: atmospheric burner, household gas stove, diagnostic facility, nitrogen dioxide, environmental pollution, computerized firing rig, primary air excess coefficient, nitrogen oxides, carbon monoxide, natural gas

For citation: Soroka B. S., Horupa V. V. (2020) Environmental Characteristics of Modern Systems of Domestic Use of Fuel. Part 2. Pollutants Formation by Natural Gas Combustion in Atmospheric Burners: Experimental Studies. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 63 (5), 450–461. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-450-461> (in Russian)

Введение

Несмотря на кажущуюся малозначимость научных и прикладных аспектов проблемы образования вредных веществ при сжигании топлива в бытовых газовых приборах, указанные процессы существенно влияют на здоровье населения, когда приготовление пищи и нагрев жидкостей обеспечиваются бытовыми газовыми плитами. Такое сильное влияние выбросов вредных веществ от атмосферных горелок кухонных плит вызвано их использованием в условиях ограниченного пространства жилых помещений, зачастую не имеющих вытяжных устройств.

Рассматриваемая проблема изучена мало, а конструкции горелок до сих пор недостаточно совершенны. Вследствие этого в пламенах бытовых

горелок наблюдаются значительные концентрации вредных выбросов, к числу которых обычно относятся оксиды углерода CO и азота NO и NO₂ [1–3].

В отличие от систем сжигания газа в топочных устройствах промышленного и энергетического назначения, в том числе водогрейных котлов, для экологического совершенствования которых рекомендуется «ступенчатое и нестехиометрическое сжигание топлива» [4], системы сжигания топлива в бытовых водонагревателях и газовых плитах комплектуются атмосферными эжекционными горелками. Суть их рабочего процесса состоит в организации двустадийного горения газа с организацией «богатых» пламен на первой стадии горения, с последующим дожиганием факелов с недогоревшими продуктами и разбавлением продуктов завершеного сгорания в окружающем воздухе жилых помещений.

Следует отметить, что ограниченность исследований в области экологии бытового использования газа, в частности применительно к газовым плитам, в некоторой мере компенсируется разработками по образованию вредных веществ при сжигании природного газа в бытовых водонагревателях [5, 6]. Соответствующие исследования, проведенные в США, носят прямой экспериментальный характер и посвящены образованию CO, NO_x при стадийном сжигании газа в атмосферных эжекционных горелках в условиях неуправляемого подвода воздуха-окислителя. Горелки газовых плит и бытовых водонагревателей имеют много общего. Основную часть современных атмосферных горелок указанного назначения составляют так называемые блинообразные горелки (pancake burners) [6], имеющие, как правило, горизонтальное расположение над соплом подачи газовой струи с вертикальной осью.

В [5, 6] рассматривается влияние основных режимных характеристик: коэффициента избытка первичного воздуха λ_{pr} (primary air ratio, primary aeration), общего коэффициента избытка воздуха в дымоходе (overall excess air), включая избыток вторичного воздуха (secondary air excess), а также тепловой нагрузки горелки (firing rate, port loading) на образование токсичных компонент.

В качестве вредных выбросов анализируются приведенные к 3 % O₂ в продуктах сгорания концентрации CO и NO_x [4]. Установлено, что выбросы NO_x сокращаются с ростом λ_{pr} в диапазоне $\lambda_{pr} \in \{0,35–0,6\}$, а концентрация [CO] слабо зависит от λ_{pr} в указанном диапазоне значений первичного избытка воздуха. Получены данные о возможности роста [CO], в том числе существенного, при приближении λ_{pr} к стехиометрическому составу ($\lambda_{pr} \rightarrow 1,0$), в частности в условиях ограниченного подвода вторичного воздуха.

В более поздних исследованиях изучались дополнительные возможности сокращения выбросов вредных веществ за счет рециркуляции продуктов сгорания (FGR). Испытания проводились путем ввода N₂ в метановоздушную смесь.

В [6], где в качестве характеристик состава смеси используются значения коэффициента избытка топлива (equivalence ratio $ER = \lambda^{-1}$), рассмотрена зависимость выбросов NO_x от λ_{pr} при двустадийном сжигании (по данным различных исследований) с указанием на определяющее воздействие пиковых температур в пламени (термический механизм образования NO_x).

Установлено, что индикатор $\text{NO}_x - \text{EINO}_x$ (количество выбросов, отнесенное к 1 кг топлива [7]), по данным Lyle, имеет минимальное значение при $\lambda_{pr} \approx 0,65$; согласно Gore–Zhan, $\lambda_{pr} \approx 0,50$; по данным Kim, – $\lambda_{pr} \approx 0,45$. В качестве общего замечания приводится вывод о том, что $[\text{NO}_x]_{\min}$ соответствует $(ER)_{pr} = \lambda_{pr}^{-1} \in \{1,5-2,2\}$. Что касается $[\text{NO}_x]_{\text{O}_2=3\%}$, то при уменьшении $(ER)_{pr}$ с 4,8 до 2,1 (повышение λ_{pr} от 0,208 до 0,476) наблюдается тенденция к сокращению NO_x . В случае дальнейшего уменьшения $(ER)_{pr} < 2,1$ при общем тренде к сокращению $[\text{NO}_x]$ наблюдается неустойчивая структура пламени.

Выбросы CO , по данным [6], существенны при $(ER)_{pr} > 3,8$ ($\lambda_{pr} < 0,263$), когда наблюдается неполное сгорание, а также появление желтых языков пламени. В случае $(ER)_{pr} < 3,6$ заметно резкое сокращение $[\text{CO}]$ – практически до 0, что вызывает сомнения и требует специального обоснования.

Методология проведения исследований

В Институте газа НАН Украины создан огневой компьютеризованный стенд (рис. 1), предназначенный для определения энергетических (по эффективности использования топлива) и экологических характеристик (по образованию вредных веществ) эжекционных горелок бытовых газовых плит.



Рис. 1. Компьютеризованный огневой стенд

Fig. 1. Computerized firing rig

Измерение температуры воздуха (первичного, вторичного) и горючего газа обеспечивается с помощью промышленного десятиканального модуля ввода

сигналов M-7018Z-G/S и термопар (тип «К»). Обработку и вывод информации в программной среде EZ Data Logger обеспечивает преобразователь-контроллер I-7561U с преобразованием сигналов в USB из RS-232/422/485. Электропитание информационно-измерительной системы осуществлялось промышленным источником питания MEAN WELL MDR-20-24.

Анализ продуктов сгорания и численное определение концентраций оксидов углерода ($[CO]$ и $[CO_2]$), оксидов азота ($[NO]$, $[NO_2]$, $[NO_x]$), кислорода $[O_2]$, оксида серы (SO_2) проводили с помощью промышленных газоанализаторов TESTO 350 XL (Германия), UNIGAS (Италия) и ОКСИ-5М (Украина). В качестве горючего газа в установке предусмотрено использование природного газа, который подается от городской магистрали, а также сжиженного газа из баллона с соответствующим редуцированием.

Химические составы определялись: природного газа – по данным протоколов анализа ближайшей газораспределительной станции (ГРС-ТЭЦ-5), сжиженного газа – в лаборатории Института газа НАН Украины газовым хроматографом Hewlett Packard Agilent HP-5890.

На установке под пирамидальным колпаком были отработаны следующие схемы экспериментальных исследований вредных выбросов:

1) при отсутствии теплоприемной емкости, заполненной нагреваемой водой;

2) при установке теплоприемной емкости с нагреваемой водой.

В обоих случаях использовался пересчет измеренных концентраций токсичных веществ на концентрацию продуктов сгорания с $[O_2] = 3\%$, что для природного газа соответствует коэффициенту избытка воздуха $\lambda = 1,15$ (по фактическому λ и замеренной концентрации $[O_2]$).

Прямое определение выбросов в огневом стенде имеет достоинства и недостатки. Первые состоят в возможности варьирования локальных избытков воздуха в месте отбора проб вплоть до $\lambda \sim 10$ и более (теоретически – до бесконечности). Ограниченность такого подхода обусловлена потерей точности при замерах концентраций, особенно при больших избытках воздуха, в том числе связанной с приборной чувствительностью измерений малых концентраций. Ошибки с замерами малых концентраций при больших значениях коэффициента избытка воздуха сильно сказываются на огрублении замеров при последующем пересчете концентраций $[NO]$, $[NO_2]$, $[CO]$ на состав продуктов сгорания с $[O_2] = 3\%$.

Результаты экспериментальных исследований и их обсуждение

Задача экспериментальных исследований экологических характеристик атмосферных горелок состояла в получении значений концентраций вредных выбросов – оксидов азота $[NO]$, $[NO_2]$ и углерода $[CO]$ в зависимости от основных режимных параметров работы горелок: коэффициента избытка первичного воздуха λ_{pr} и давления газа перед горелкой Δp_g .

Очевидно, что в эксплуатационных условиях (сжигание газа в плитах) λ_{pr} является единственной фиксированной величиной для рассматри-

ваемой конструкции эжекционной горелки и значения Δp_g , что не дает возможности установления зависимости $[X] = f(\lambda_{pr})$. Специально созданное диагностическое устройство, упомянутое выше, устраняет это ограничение, сопутствующее испытаниям в условиях газовой плиты.

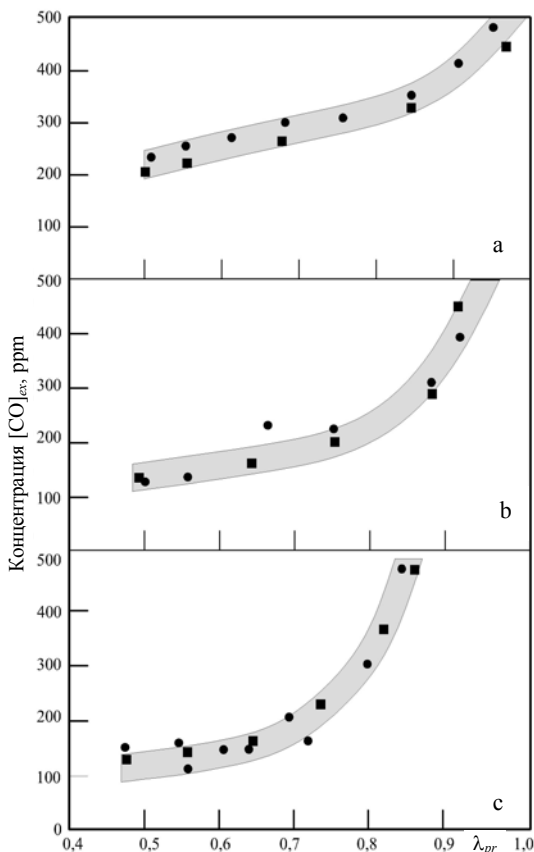


Рис. 2. Зависимость приведенной концентрации $[CO]_{ex}$ (при $[O_2] = 3\%$ в продуктах сгорания)

от коэффициента избытка первичного воздуха при различных давлениях природного газа перед соплом, Па: а – 1000; б – 1500; в – 2000; ●, ■ – точки в различных сериях опытов

Fig. 2. The dependence of the reduced concentration of $[CO]_{ex}$ (when $[O_2] = 3\%$ in the combustion products)

on the coefficient of primary air excess by varying the natural gas pressure ahead of the nozzle, Pa: а – 1000; б – 1500; в – 2000; ●, ■ – points in different test series

Все исследования, результаты которых представлены на рис. 2–5, проводились при работе горелки на природном газе в случае установки теплоприемной емкости диаметром 180 мм с нагревом воды в соответствии с ДСТУ 2204–93 [8].

Результаты стендовых исследований. На рис 2, 3 представлены зависимости концентраций $[CO]$ и $[NO]$ в продуктах сгорания после их дожигания во вторичном воздухе ($\lambda_{\Sigma} > 1,0$) от коэффициента избытка первичного воздуха λ_{pr} при сжигании природного газа в горелке Whirlpool (США). Результаты получены при использовании стенда с верхним газо(дымо)собирающим колпаком путем пересчета по концентрациям данных фактических замеров о содержании вредных выбросов при $\lambda = \lambda_{\Sigma} > 1,0$ на состав смеси продуктов сгорания с $[O_2] = 3\%$: $X \equiv [CO]$, $[NO]$ и $[NO_2]$

$$[X]_{O_2=3\%} = [X]_{\lambda} \frac{21-3}{21-[O_2]_{\lambda}}, \quad (1)$$

где $[X]_{O_2=3\%}$, $[X]_{\lambda}$ – концентрация вредного компонента $[X]$ при $[O_2] = 3\%$ и фиксированном коэффициенте избытка воздуха λ_{Σ} соответственно; $[O_2]_{\lambda}$ – концентрация $[O_2]$ в продуктах сгорания при коэффициенте избытка воздуха λ .

Как следует из приведенных данных, характер зависимостей $[\text{NO}]$ и $[\text{CO}]$ от λ_{pr} противоположен друг другу: наблюдается монотонный рост $[\text{CO}]$ с увеличением λ_{pr} и понижение $[\text{NO}]$ при росте λ_{pr} . По этой причине оптимизация режимов по экологическим критериям затруднена. Для анализа полученных величин, прежде всего, сопоставим тенденции, найденные при оценке опытных данных, с изменением термодинамически равновесных концентраций под действием определяющих факторов.

Тенденции образования CO в условиях термодинамического равновесия. Оксид углерода CO – важнейший компонент в процессах горения углеводородов, являющийся основным реагентом в десятках реакций, формирующих любой из известных механизмов горения природного газа. Монооксид углерода – промежуточный и конечный компонент горения в ходе процесса выгорания топлива, а его концентрации варьируются на многие порядки в объеме факела в силу определяющей роли различных реакций на разных этапах горения. Такая ситуация следует из одновременного протекания химических реакций (кинетика), с одной стороны, процессов переноса импульса (движение), массы (перемешивание) и теплоты (температурный фактор) – с другой.

В соответствии с равновесной термодинамикой $[\text{CO}]_{eq}$ увеличивается при повышении температуры и уменьшении коэффициента избытка воздуха в условиях горения природного газа с воздухом. При этом в условиях перехода через стехиометрическое соотношение воздух : газ падение $[\text{CO}]_{eq}$ отмечается на порядки: с увеличением λ от 0,95 до 1,00 при температуре 1600 К – более чем на два порядка (с 1,146 до 0,018 % об.), а для λ от 1,00 до 1,05 – на порядок. С учетом сопутствующего росту избытка воздуха (область $\lambda > 1,0$) понижения температуры по мере увеличе-

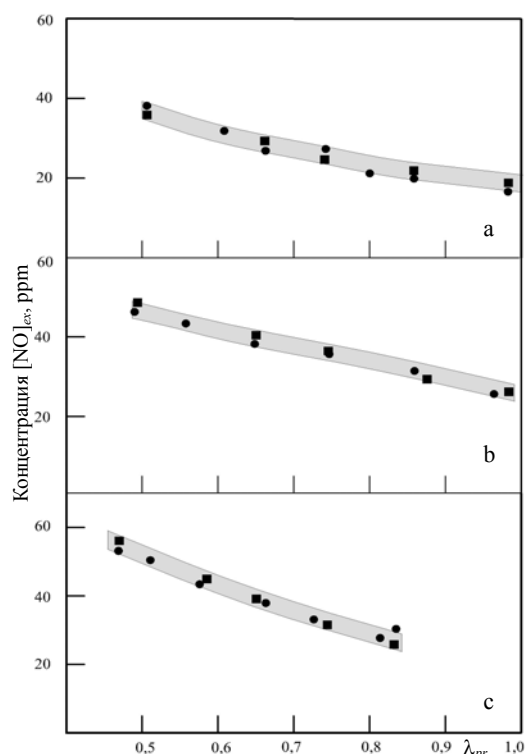


Рис. 3. Зависимость приведенной концентрации $[\text{NO}]_{ex}$ (при $[\text{O}_2] = 3\%$ в продуктах сгорания) от коэффициента избытка первичного воздуха при различных давлениях природного газа перед соплом, Па: а, б с, •, ■ – то же, что на рис. 2

Fig. 3. The dependence of the reduced concentration of $[\text{NO}]_{ex}$ (when $[\text{O}_2] = 3\%$ in the combustion products) on the coefficient of primary air excess by varying the natural gas pressure ahead of the nozzle, Pa: a, b c, •, ■ – same as in Fig. 2

ния избытка воздуха равновесное содержание $[\text{CO}]_{eq}$ в продуктах сгорания уменьшается еще сильнее.

Что касается NO, то равновесные концентрации этого токсичного компонента продуктов сгорания возрастают при увеличении λ и повышении температуры продуктов сгорания [9].

Сравнение реальных пламен с равновесными системами

• Образование CO при сжигании природного газа

Необычный, противоположный термодинамически равновесному распределению $[\text{CO}]_{eq}$ в зависимости от λ [9], характер изменения $[\text{CO}]_{ex} = [\text{CO}](\lambda_{pr})$ обусловлен комбинированным влиянием нескольких факторов. В частности, приведенный характер зависимости $[\text{CO}]$ от λ_{pr} (рис. 2) обусловлен тем, что значения $[\text{CO}]_{ex}$ определяются как первичным бунзовским горением подготовленной смеси в конусах, так и дожиганием факелов (вторичное горение), и связан, в частности, с градиентами изменения λ ($d\lambda$) по длине пламени:

$$[\text{CO}]_{ex} = [\text{CO}](\lambda_{\Sigma}) = f\left\{(\lambda_{pr}); \frac{d\lambda}{dl}\right\}; \quad (2)$$

$$\frac{d\lambda}{dl} \sim \frac{\lambda_{st} - \lambda_{pr}}{\Delta\lambda_{st}} \sim \frac{\lambda_{\Sigma} - \lambda_{pr}}{\Delta\lambda_{\Sigma}}, \quad (3)$$

где $\Delta\lambda_{st}$, $\Delta\lambda_{\Sigma}$ – расстояние от выхода первичной смеси из горелки до локализаций соответственно стехиометрической смеси и конечного состава продуктов сгорания после подмешивания вторичного воздуха и дожигания продуктов первичного горения.

Из этого следует существенная роль схемы взаимного расположения выходных отверстий горелочных устройств по отношению к нагреваемой поверхности (сосуду), формирующей аэродинамику потока продуктов сгорания. Эта схема определяет время пребывания реагирующих газов τ_{react} и, как следствие, меняет выходные концентрации компонент, в том числе $[\text{CO}]_{ex}$, по отношению к соответствующим равновесным значениям $[\text{CO}]_{eq}$.

Дополнительным фактором рассматриваемого влияния $\Delta\lambda_{pr}$ на $[\text{CO}]_{ex}$ является повышение температуры горения с увеличением λ_{pr} до 1,0, который сдвигает равновесие реакции $2\text{CO} + \text{O}_2 \rightleftharpoons 2\text{CO}_2$ при любом фиксированном λ в сторону CO.

Вместе с тем в реальных пламенах наблюдаются иные тенденции по сравнению с термодинамически равновесными системами, что может быть связано с кинетикой горения: при понижении температуры реагирующей смеси падает скорость химических реакций, равновесие в пламени не успевает наступить, и термодинамические тренды теряют силу.

Определенная неоднозначность влияния факторов на выход вредных веществ сказывается в том, что при выходе λ за пределы области стехиометрии возможность увеличения концентрации $[\text{CO}]$ при понижении ло-

кальных температур и неравновесности процесса дожигания образование СО возрастает в так называемой зоне риска образования СО [10].

С одной стороны, по данным [11], при повышении λ до 1,6 в условиях факела начинают нарастать [СО], и в области $\lambda \approx 1,60\text{--}1,75$ значение [СО] существенно увеличивается, а процесс горения приближается к срывному пределу. С другой – имеется информация о том, что при значениях коэффициента избытка воздуха порядка $\lambda = 2,0$ (избыток топлива $ER = 0,5$) и сухом воздухе концентрация [СО] в условиях подготовленных смесей очень низкая [10].

С увеличением коэффициента избытка воздуха ближе к области неустойчивого горения (повисание и отрыв) происходит увеличение выбросов СО в связи с пульсациями пламени при понижении его температуры. Догорание СО в этих условиях ослабляется из-за торможения кинетического механизма. При уменьшении коэффициента избытка воздуха (роста ER) выбросы СО определяются химическим равновесием (термодинамикой реакции) и повышаются с увеличением температуры.

Равновесная концентрация [СО] возрастает при уменьшении λ (росте ER) по отношению к случаю сжигания бедных смесей (в частности, в турбинах) и при соответствующем повышении температуры [11].

• Образование оксидов азота при сжигании природного газа

При анализе полученных данных по образованию оксидов азота следует иметь в виду двуступенчатый характер сжигания газа в атмосферных горелках, результаты которого рассматриваются в зависимости от λ_{pr} на первой стадии процесса. Поэтому отличие накопленных данных от термодинамически равновесных при оценке зависимостей [NO] и [NO₂] от коэффициента избытка воздуха и температуры может быть связано либо с термодинамикой догорания первичных факелов, либо с кинетикой каждой из стадий горения. Кроме того, большое значение имеют факторы неустойчивости горения и пульсации при протекании химической реакции.

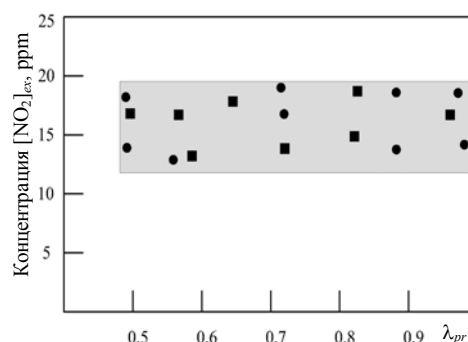
Обобщение данных по [NO₂] (рис. 4) показывает, что концентрация [NO₂] на выходе из дымового канала практически не зависит от коэффициента избытка первичного воздуха λ_{pr} , поступающего в горелку, а также от тепловой нагрузки горелки (давления газа).

Рис. 4. Зависимость приведенной концентрации [NO₂]_{ex} (при [O₂] = 3 % в продуктах сгорания) от коэффициента избытка первичного воздуха:

•, ■ – точки в различных сериях опытов

Fig. 4. The dependence of the reduced concentration of [NO₂]_{ex} (when [O₂] = 3 % in the combustion products) on the coefficient of primary air excess:

•, ■ – points by different test series



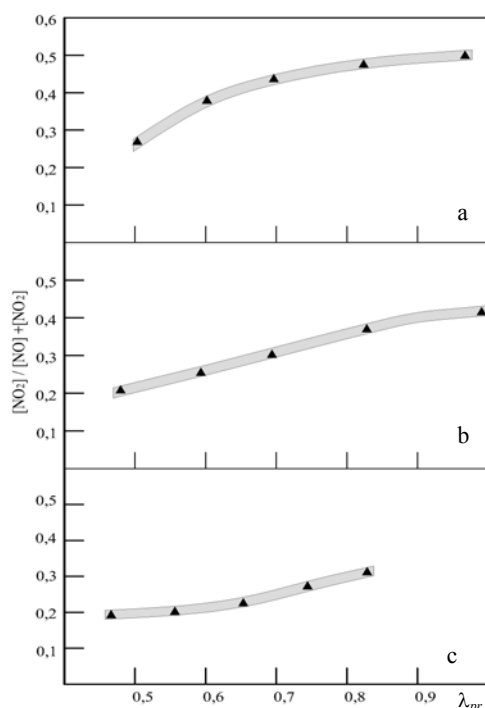


Рис. 5. Зависимость отношения концентрации $[\text{NO}_2]/([\text{NO}] + [\text{NO}_2])$ от коэффициента первичного избытка воздуха при различных давлениях природного газа перед соплом, Па: а – 1000; б – 1500; в – 2000

Fig. 5. Dependence of the concentration ratio $[\text{NO}_2]/([\text{NO}] + [\text{NO}_2])$ on the coefficient of the primary air excess various natural gas pressures in front of the nozzle, Pa: а – 1000; б – 1500; в – 2000

Вместе с тем доля NO_2 в общем выбросе оксидов азота при определенных режимных параметрах работы горелок может составлять до 50 %. На рис. 5 представлены значения соотношения концентраций выбросов $[\text{NO}_2]/([\text{NO}] + [\text{NO}_2])$ для испытуемой горелки. Из графиков видно, что доля NO_2 в выбросах оксидов азота увеличивается с ростом коэффициента избытка первичного воздуха λ_{pr} и незначительно уменьшается с понижением нагрузки на горелку. Это указывает на определяющую роль кинетических факторов в условиях неустойчивого горения ($\lambda_{pr} \rightarrow 1,0$).

ВЫВОДЫ

1. Выполнен комплекс исследований процесса сжигания газа в атмосферных горелках бытовых плит, направленный на изучение экологических аспектов использования топлива. Предложена оригинальная методология и разработан компьютеризированный огневой стенд для количественных

исследований влияния рабочих параметров процесса сжигания природного газа на уровень выбросов CO и NO_x . Выполнен комплекс расчетно-теоретических экспериментов и стендовых испытаний тестовых атмосферных горелок газовых плит в огневых условиях, направленный на оптимизацию экологических характеристик систем использования газа в коммунальном хозяйстве.

2. Установлено, что основными вредными веществами, присутствующими в выбросах газовых плит, являются оксиды углерода CO и азота NO и NO_2 , причем концентрации $[\text{NO}_2]$ обнаруживаются в соизмеримых с $[\text{NO}]$ величинах. Такие выбросы создают опасный источник прямого контакта с человеком непосредственно в месте их образования.

3. При экспериментальных исследованиях системно изучено образование оксидов углерода CO и азота NO и NO_2 в зависимости от коэффициента избытка первичного воздуха λ_{pr} , поступающего в горелку. Установлены значения этого параметра, предпочтительные с экологической позиции, и выявлено противоположное влияние λ_{pr} на изменение концентраций

токсичных компонент продуктов сгорания ($[\text{CO}]_{ex}$ и $[\text{NO}]_{ex}$) на выходе из дымохода. Выбросы CO уменьшаются с увеличением нагрузки и возрастают с увеличением λ_{pr} . В диапазоне $\lambda_{pr} \approx 0,45\text{--}0,70$ значения концентрации $[\text{CO}]$ не превышают норму по ДСТУ 2204–93 при давлениях газа 1000 и 1500 Па. Выбросы NO_x уменьшаются с увеличением нагрузки и ростом λ_{pr} ; максимальное значение (около 60 ppm) зафиксировано при давлении газа перед горелкой 2000 Па и $\lambda_{pr} \approx 0,45$.

4. Подтверждены недавно полученные данные (США) о значительном выходе NO_2 при сжигании газа, что представляет особую опасность для пользователей газовых плит [12]. Выбросы NO_2 детектировались при всех испытаниях. Концентрация $[\text{NO}_2]$ зафиксирована в диапазоне значений 15–20 ppm, независимо от давления газа перед соплом и коэффициента избытка первичного воздуха.

5. Представленные результаты исследований практически не анализировались и в литературе не рассматривались.

Условные обозначения:

EINO_x – индекс выбросов NO_x , приведенный к 1 кг сжигаемого топлива; λ – коэффициент избытка воздуха; $[X]$ – объемная (молярная) концентрация компонента X в реагирующей смеси.

Индексы:

eq – для равновесного состава продуктов реакции; ex – на выходе из дымохода; pr – относительно к первичному избытку воздуха; $react$ – для компонентов реакций (реакционной смеси); st – стехиометрический; Σ – для реакционной смеси в стадии дожига и последующего воздушного разбавления.

ЛИТЕРАТУРА

1. Сорока, Б. С. Сучасний стан та напрями удосконалення пальників побутових газових плит. Ч. 1: Науково-технологічні засади ефективного використання палива та екологічно чистого спалювання газу в кухонних плитах / Б. С. Сорока, В. В. Горупа // *Енерготехнології і ресурсосбереження*. 2017. № 3. С. 3–19.
2. Сорока, Б. С. Экологические характеристики современных систем бытового использования топлива. Ч. 1 / Б. С. Сорока, В. В. Горупа // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2020. Т. 63, № 4. С. 340–354. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-4-340-354>.
3. 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>.
4. Гламаздин, П. М. Экологические аспекты модернизации водогрейных котлов большой мощности / П. М. Гламаздин, Д. П. Гламаздин, Ю. П. Ярмольчик // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2016. Т. 59, № 3. С. 249–259. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-3-249-259>.
5. Creamer, K. S. *Primary Aeration as a NO_x Control Strategy. Topical Report, January–December 1994* [Electronic resource] / K. S. Creamer, M. J. Grassi, P. George. // *Osti.gov*. 2005. Mode of access: <https://www.osti.gov/biblio/91537>.
6. Whag, H. The Effects of Primary Air Distribution on Emission from a Natural Gas Water Heater [Electronic Resource] / H. Whag. Marquette University, 2012. Mode of access: https://epublications.marquette.edu/cgi/viewcontent.cgi?article=1167&context=theses_open
7. Handbook for Evaluating Emissions and Costs of APUs and Alternative Systems / National Academies of Sciences, Engineering, and Medicine. Washington, The National Academies Press, 2012. 244 p. <https://doi.org/10.17226/22797>.

8. Плити газові побутові. Загальні технічні умови: ДСТУ 2204–93. Київ: Держстандарт України, 1994. 43 с.
9. Продукты сгорания природного газа при высоких температурах: состав и термодинамические свойства / И. Н. Карп [и др.]. Киев: Техніка, 1967. 382 с.
10. Göke, S. Influence of Steam Dilution on NO_x Formation in Premixed Natural Gas and Hydrogen Flames / S. Göke, C. O. Paschereit // 50th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition. 2012. <https://doi.org/10.2514/6.2012-1272>.
11. Backhaus, K.-H. Erdgas als Erfolgsfaktor zur Erreichung Europäischer Klimaziele [Electronic Resource] / K.-H. Backhaus // Haustechnik Dialog. 2013. Mode of access: <https://www.haustechnikdialog.de/News/15302/Erdgas-als-Erfolgsfaktor-zur-Erreichung-Europaeischer-Klimaziele-Aktuelle-Herausforderungen>.
12. Nicole, W. Cooking up Indoor Air Pollution / W. Nicole // Environmental Health Perspectives. 2014. Vol. 122, No 1. <https://doi.org/10.1289/ehp.122-A27>.

Поступила 03.12.2019 Подписана в печать 28.02.2020 Опубликовано онлайн 30.09.2020

REFERENCES

1. Soroka B. S., Gorupa V. V. (2017) The Current State and Directions of Improvement of Burners for Household Gas Stoves. Part 1. Scientific and Technological Bases of Efficient Use of Fuel and Environmentally Friendly Gas Combustion in Kitchen Stoves. *Energotekhnologii i Resursoberezhenie = Energy Technologies and Resource Saving*, (3), 3–19 (in Ukrainian).
2. Soroka B. S., Horupa V. V. (2020) Environmental Characteristics of Modern Systems of Domestic Use of Fuel. Part 1. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 63 (4), 340–354. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-4-340-354> (in Russian).
3. 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 the 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).
4. Glamazdin P. M., Glamazdin D. P., Yarmolchick Yu. P. (2016) Environmental Aspects of Modernization of High Power Water-Heating Boilers. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 59 (3), 249–259. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-3-249-259> (in Russian).
5. Creamer K. S., Grassi M. J., George P. (1995) *Primary Aeration as a NO_x Control Strategy. Topical Report, January–December 1994*. Available at: <https://www.osti.gov/biblio/91537>.
6. Whag H. (2012) *The Effects of Primary Air Distribution on Emission from a Natural Gas Water Heater*. Marquette University. Available at: https://epublications.marquette.edu/cgi/viewcontent.cgi?article=1167&context=theses_open.
7. National Academies of Sciences, Engineering, and Medicine (2012) *Handbook for Evaluating Emissions and Costs of APUs and Alternative Systems*. Washington, The National Academies Press. 244. <https://doi.org/10.17226/22797>.
8. DSTU 2204–93 (State Standard of the Ukraine). *Gas Stoves for Household Use. General Technical Conditions*. Kiev, Derzhstandart Ukraini, 1994. 43 (in Ukrainian).
9. Karp I. N., Soroka B. S., Dashevskii L. N., Semernina D. (1967) *Natural Gas Combustion Products at High Temperatures: Composition and Thermodynamic Properties*. Kiev, Tekhnika Publ. 382 (in Russian).
10. Göke S., Paschereit C. O. (2012) Influence of Steam Dilution on NO_x Formation in Premixed Natural Gas and Hydrogen Flames. *50th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*. <https://doi.org/10.2514/6.2012-1272>.
11. Backhaus K.-H. (2013) Erdgas als Erfolgsfaktor zur Erreichung Europäischer Klimaziele. *Haustechnik Dialog*. Available at: <https://www.haustechnikdialog.de/News/15302/Erdgas-als-Erfolgsfaktor-zur-Erreichung-Europaeischer-Klimaziele-Aktuelle-Herausforderungen> (in German).
12. Nicole W. (2014) Cooking up Indoor Air Pollution. *Environmental Health Perspectives*, 122 (1). <https://doi.org/10.1289/ehp.122-A27>.

Received: 3 December 2019 Accepted: 28 February 2020 Published online: 30 September 2020

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-462-471>

УДК 622.24+621.694.2

Повышение энергоэффективности использования скважинных струйных насосов

Д. А. Паневник¹⁾, А. В. Паневник¹⁾

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

© Белорусский национальный технический университет, 2020
Belarusian National Technical University, 2020

Реферат. Приведено обоснование выбора глубины установки нефтяного струйного насоса в скважине, обеспечивающей его работу в режиме максимального коэффициента полезного действия. Режимные параметры эжекционной системы определяются совместным решением уравнений характеристики высоконапорного струйного насоса и гидравлической системы. В процессе решения системы уравнений использованы метод последовательных приближений, программная среда Delphi и ресурсы PTC Mathcad. Уравнение характеристики гидравлической системы струйного насоса получено на основе определения давлений в ее отличительных сечениях с последующим представлением их значений в виде относительного (безразмерного) напора эжекционной системы. Величины давлений смешанного, рабочего и эжектируемого потоков представлены в безразмерной форме в виде относительного напора эжекционной системы. Смена глубины установки струйного насоса изменяет характеристику его гидравлической системы, параметры рабочей точки насосной установки и ее КПД. При этом минимально допустимая глубина установки струйного насоса определяется величиной минимального давления в элементах эжекционной системы, которое должно превышать значение давления упругости насыщенных паров нефтегазоводяного потока и обеспечивать ее эксплуатацию в докавитационном режиме. Вероятность работы струйного насоса в кавитационном режиме исследована с использованием уравнений Бернулли, Дарси – Вейсбаха и сплошности потока. Выявлена обратно пропорциональная зависимость коэффициента эжекции и КПД струйного насоса от глубины его установки в скважине. В случае установки струйного насоса в скважине на оптимальной глубине его КПД увеличивается на 30 %.

Ключевые слова: эжекционные технологии, эжекционная система, КПД насоса, гидравлическая система, рабочая точка насосной установки, коэффициент эжекции, кавитация в струйном насосе

Для цитирования: 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>

Адрес для переписки

Паневник Александр Васильевич
Ивано-Франковский национальный
технический университет нефти и газа
ул. Карпатская, 15,
76018, г. Ивано-Франковск, Украина
Тел.: +380 342 72-71-01
o.v.panevnik@gmail.com

Address for correspondence

Panevnyk Aleksandr V.
Ivano-Frankivsk National
Technical University of Oil and Gas
15, Karpatskaia str.,
76018, Ivano-Frankivsk, Ukraine
Tel.: +380 342 72-71-01
o.v.panevnik@gmail.com

Improving the Energy Efficiency of the Use of Borehole Jet Pumps

D. A. Panevnyk¹⁾, A. V. Panevnyk¹⁾

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

Abstract. The article presents rationales for choosing the depth of installation of an oil jet pump in the borehole that which ensures maximum efficiency of its operation. The operating parameters of the ejection system are determined by the joint solution of the characteristic equations of the high-pressure jet pump and the hydraulic system. In the process of solving the system of equations, the method of successive approximations, the Delphi software environment and PTC Mathcad resources were used. The equation of the characteristics of the jet pump hydraulic system was obtained by determining the pressures in its distinctive cross-sections and then presenting their values as the relative (dimensionless) head of the ejection system. Alteration the installation depth of the jet pump changes the characteristics of its hydraulic system, the parameters of the operating point of the pumping unit and its efficiency. In this case, the minimum permissible installation depth of the jet pump is determined by the value of the minimum pressure in the elements of the ejection system, which must exceed the value of the elastic pressure of saturated vapors of the oil and gas flow and ensure its operation in pre-cavitation mode. The probability of operation of a jet pump in cavitation mode was studied using the Bernoulli, Darcy – Weisbach and flow continuity equations. The inversely dependence of the ejection coefficient and efficiency of the jet pump on the depth of its installation in the borehole has been revealed. If the jet pump is installed in the borehole at the optimal depth, its efficiency is increased by 30 %.

Keywords: ejector technologies, ejection system, pump efficiency, hydraulic system, working point of the pump unit, ejection coefficient, cavitation in the jet pump

For citation: Panevnyk D. A., Panevnyk A. V. (2020) Improving the Energy Efficiency of the Use of Borehole Jet Pumps. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 63 (5), 462–471. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-462-471> (in Russian)

Введение

Разработка месторождений углеводородов сопровождается непрерывным усложнением горно-геологических условий строительства и эксплуатации нефтяных скважин. Поиск путей повышения эффективности разработки нефтегазовых месторождений привел к увеличению объемов использования нетрадиционных эжекционных технологий при бурении [1, 2], освоении [3], эксплуатации [4, 5] и ремонте [6] нефтяных и газовых скважин. Струйные насосы имеют простую конструкцию, не содержат движущихся частей и сохраняют работоспособность в агрессивных средах, содержащих растворенный газ и механические примеси. Значительным преимуществом применения скважинных эжекционных систем является возможность увеличения добычи низконапорного попутного газа, что в значительной степени определяет эффективность процессов бытового газоснабжения [7], а также внедрения автоматических систем управления групповым наземным насосным приводом, который может использоваться при эксплуатации забойных струйных насосов [8]. Широкий спектр применения эжекционных технологий подтверждает их мировое значение и актуальность исследовательских работ, направленных на их дальнейшее совершенствование.

Область использования эжекционных технологий ограничена низкой энергоэффективностью рабочего процесса струйного насоса, коэффициент

Скважинная эжекционная система включала колонну насосно-компрес-
сорных труб (НКТ) 1 (рис. 1) и струйный насос, состоящий из камеры
смешивания 2 с диффузором и рабочей насадки 3 с размещенными на ее
внешней поверхности элементами для закрутки эжектируемого потока.

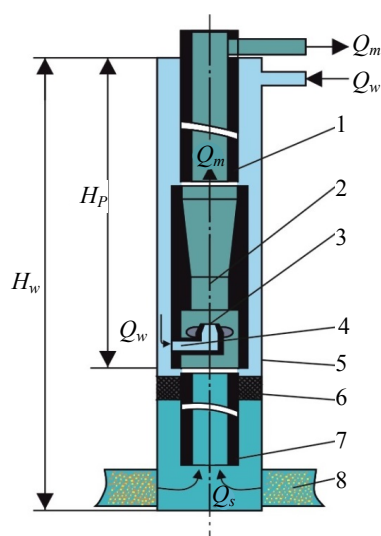


Рис. 1. Скважинная эжекционная система:
1 – верхний участок колонны насосно-компрессорных труб; 2 – камера смешивания с диффузором; 3 – рабочая насадка; 4 – радиальное отверстие; 5 – стенки скважины; 6 – пакер;
7 – нижний участок колонны насосно-компрессорных труб; 8 – продуктивный горизонт

Fig. 1. The borehole ejection system: 1 – overhead area of a tubing string; 2 – mixing chamber with a diffuser; 3 – working attachment; 4 – radial opening; 5 – walls of a borehole; 6 – packer; 7 – lower area of a tubing string; 8 – productive horizon

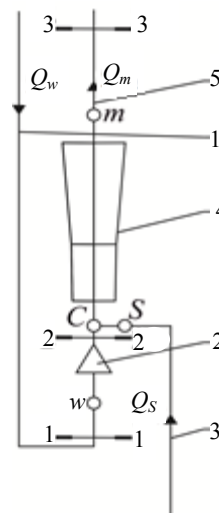
Рабочая насадка с помощью радиального отверстия 4 сообщается с затрубным пространством, образуемым внешней поверхностью корпуса струйного насоса и стенкой скважины 5. Установленный ниже струйного насоса пакер 6 разделяет области высокого и низкого давления в скважине. Струйный насос сообщается с подпакерной областью с помощью нижнего участка колонны НКТ 7, которая гидравлически связывает всасывающую линию эжекционной системы и продуктивный горизонт 8. Рабочий поток, создаваемый поверхностным насосным агрегатом (силовым приводом), подается в затрубное пространство скважины, проходит радиальное отвер-

стие, рабочую насадку и попадает в камеру смешивания. Вследствие высокой скорости истечения рабочей жидкости на выходе рабочей насадки создается область низкого давления, которая приводит к возникновению восходящего (эжектируемого) потока пластовой жидкости в гидравлическом канале нижнего участка колонны НКТ. В камере смешивания с диффузором происходит выравнивание скоростей смешиваемых потоков и обратное преобразование их кинетической энергии в потенциальную энергию давления. Наклонные лопатки, расположенные на внешней поверхности рабочей насадки, способствуют закручиванию эжектируемого потока. При этом улучшаются энергетические характеристики смешивания рабочего и эжектируемого потоков, повышается коэффициент полезного действия струйного насоса. По колонне НКТ 1 смешанный поток направляется на поверхность.

В соответствии с гидравлической схемой эжекционной системы (рис. 2) рабочий поток с расходом Q_w по каналу затрубного пространства 1 направляется на рабочую насадку 2.

Рис. 2. Гидравлическая схема скважинного струйного насоса:
1 – канал затрубного пространства; 2 – рабочая насадка;
3 – нижний участок колонны насосно-компрессорных труб;
4 – камера смешивания с диффузором; 5 – верхний участок колонны насосно-компрессорных труб

Fig. 2. The hydraulic circuit of a borehole jet pump:
1 – channel of an annular space; 2 – working attachment;
3 – lower area of a tubing string; 4 – mixing chamber with a diffuser; 5 – tubing string flow



В приемной камере струйного насоса (точка C) происходит соединение рабочего и эжектируемого потоков. Эжектируемый поток с расходом Q_s всасывается по нижнему участку колонны НКТ 3. Смешанный поток с расходом Q_m через камеру смешивания с диффузором 4 по верхнему участку колонны НКТ 5 поступает на поверхность. В точках w , m , S гидравлической системы соответственно определяются давления рабочего p_w , смешанного p_m и эжектируемого p_s потоков.

Минимальная глубина установки струйного насоса в скважине определяется возможностью его работы в кавитационном режиме [14]. В струйном насосе кавитация возникает преимущественно в струйном пограничном слое на границе раздела рабочего и эжектируемого потоков, где вследствие интенсивного вихреобразования в камере смешивания формируются зоны минимального давления. Процесс смешивания из-за интенсивного выделения парогазовых пузырьков нарушается, а напор струйного насоса и его КПД (рис. 3) резко снижаются.

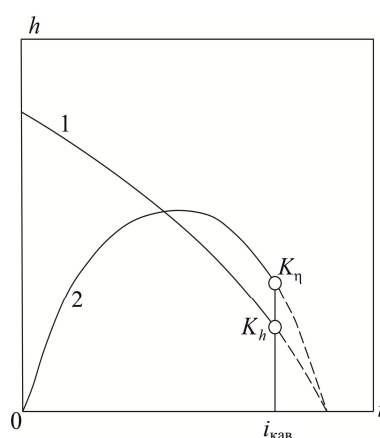


Рис. 3. Кавитационный режим работы струйного насоса

Fig. 3. Cavitation mode of a jet pump operating

камере смешивания. В случае использования скважинных струйных насосов первоочередной областью возникновения кавитации является рабочая насадка. Данное обстоятельство необходимо учитывать при определении кавитационной характеристики скважинного струйного насоса.

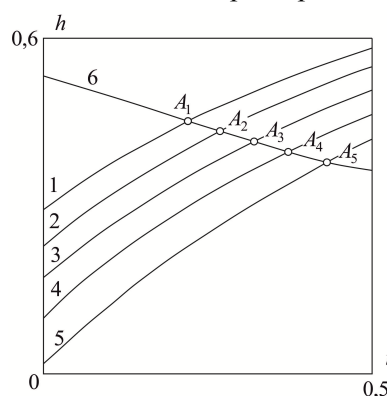


Рис. 4. Определение режима работы струйного насоса

Fig. 4. Determination of the jet pump operation mode

Точки K_h и K_η на рис. 3 – это начало возникновения кавитации в проточной части струйного насоса. Дальнейшее увеличение коэффициента эжекции соответствует нерабочим участкам (рис. 3, пунктирные линии) напорной и энергетической характеристик. Кроме того, работа скважинной эжекционной системы в кавитационном режиме увеличивает напряжения, возникающие в элементах струйного насоса [15, 16], и интенсифицирует износ деталей его проточной части.

Исследование движения жидкости в проточной части струйного насоса установлено, что возникновение кавитации наиболее вероятно в двух областях: на выходе рабочего потока из насадки и во входном сечении эжектируемого потока в камере смешивания. В случае использования скважинных струйных насосов первоочередной областью возникновения кавитации является рабочая насадка. Данное обстоятельство необходимо учитывать при определении кавитационной характеристики скважинного струйного насоса.

Режим работы эжекционной насосной установки определяется совместным решением уравнений напорной характеристики струйного насоса и характеристики его гидравлической системы. Точка пересечения данных характеристик (рабочая точка насосной установки) определяет режимные параметры струйного насоса: относительный напор h и коэффициент эжекции i (рис. 4).

Приведенная на рис. 4 серия кривых 1–5 соответствует характеристикам гидравлической системы струйного насоса для различной глубины его установки в скважине. Точка A_1 определяет режим работы струйного насоса при его размещении на максимальной глубине. Координаты точки A_5 соответствуют режиму работы поверхностного струйного насоса.

Напорная характеристика струйного насоса (рис. 4, кривая 6) остается неизменной независимо от глубины его размещения в скважине.

Характеристика высоконапорного струйного насоса определяется системой уравнений [17]:

$$h = \frac{p_m - p_s}{p_w - p_s} = \frac{\varphi_1^2}{K_p} \left[2\varphi_2 \frac{f_{p_1}}{f_{p_2}} + 2\varphi_2 \frac{f_{p_1}}{f_{i_2}} - (2 - \varphi_3^2) \frac{(1+i)^2}{K_p} \right] - \frac{\Delta p_k}{\Delta p_p}; \quad (1)$$

$$\frac{\Delta p_k}{\Delta p_p} = \frac{\frac{\Phi_1^2}{\Phi_4^2} i^2}{\left[K_p - \frac{1}{\sqrt{1 + (\Delta p_k / \Delta p_p)}} \right]^2}; \quad (2)$$

$$\frac{f_{p_1}}{f_{p_2}} = \sqrt{1 + \frac{\Delta p_k}{\Delta p_p}}; \quad (3) \quad \frac{f_{p_1}}{f_{i_2}} = \frac{1}{K_p - \frac{f_{p_2}}{f_{p_1}}}, \quad (4)$$

где h – относительный напор струйного насоса; p_m, p_s, p_w – давление смешанного, эжектируемого и рабочего потоков; $\Phi_1, \Phi_2, \Phi_3, \Phi_4$ – эмпирический коэффициент скорости характерных сечений струйного насоса; K_p – основной геометрический параметр струйного насоса, равный отношению площадей камеры смешивания и рабочей насадки; f_{p_1}, f_{p_2} – площадь сечения рабочего потока на выходе из рабочей насадки и на входе в камеру смешивания; f_{i_2} – площадь сечения эжектируемого потока на входе в камеру смешивания; i – коэффициент эжекции струйного насоса; $\frac{\Delta p_k}{\Delta p_p}$ – относительные гидравлические потери в рабочем потоке.

Система уравнений (1)–(4) решена методом последовательных приближений с использованием программных ресурсов PTC Mathcad и языка программирования Delphi.

Вывод уравнения характеристики гидравлической системы предусматривает предварительное определение давлений смешанного, рабочего и эжектируемого потоков в характерных сечениях струйного насоса (рис. 2):

$$p_m = \rho g H_p + \frac{8 \lambda_m \rho H_p Q_w^2 (1+i)^2}{\pi^2 d_c^5}; \quad (5)$$

$$p_w = \rho g H_p + \frac{8 \lambda_m \rho H_p Q_w^2 (1+i)^2}{\pi^2 d_c^5} + \frac{8 \rho Q_w^2}{\pi^2 \mu_w^2 d_w^4}; \quad (6)$$

$$p_s = p_{st} - \frac{\mu \ln(R_c/r_w) Q_w i}{2 \pi k h_{st}} - \frac{8 \lambda_s \rho (H_w - H_p) Q_w^2 i^2}{\pi^2 d_s^5}, \quad (7)$$

где ρ – плотность потока жидкости; g – ускорение свободного падения; H_p – глубина установки струйного насоса; λ_m – коэффициент линейного гидравлического сопротивления верхнего участка канала НКТ; Q_w – расход рабочего потока; d_c – внутренний диаметр верхнего участка канала НКТ; μ_w – коэффициент расхода рабочей насадки; d_w – диаметр рабочей насадки;

p_{st} – пластовое давление; μ – коэффициент динамической вязкости пластовой жидкости; R_c – радиус контура питания; r_w – радиус скважины; k – коэффициент проницаемости продуктивного горизонта; h_{st} – толщина продуктивного горизонта; λ_s – коэффициент линейного гидравлического сопротивления нижнего участка колонны НКТ; H_w – глубина скважины; d_s – внутренний диаметр нижнего участка канала НКТ.

Первые и вторые составляющие уравнений (5), (6) определяют соответственно величину гидростатического давления в скважине на глубине установки струйного насоса и линейные гидравлические потери при движении жидкости (формула Дарси – Вейсбаха) в канале верхнего участка НКТ. Третья составляющая (6) определяет величину гидравлических потерь в рабочей насадке струйного насоса. Вторая и третья составляющие (7) характеризуют величину гидравлических потерь в продуктивном горизонте (формула Дюпюи) и линейных потерь в канале нижнего участка колонны НКТ. Уравнения (5)–(7) получены с использованием закона сплошности потока, а также соотношений, связывающих расходы рабочего Q_w , эжектируемого Q_s и смешанного Q_m потоков

$$Q_m = Q_w + Q_s = Q_w + Q_w i = Q_w (1 + i). \quad (8)$$

Характеристику гидравлической системы струйного насоса получим в виде безразмерного (относительного) напора $h = (p_m - p_s)/(p_w - p_s)$, используя уравнения (5)–(7)

$$h = \frac{1}{1 + \frac{8\rho Q_w^2 / (\pi^2 \mu_w^2 d_w^4)}{\frac{8\lambda_m \rho H_p}{\pi^2 d_c^5} Q_w^2 (1+i)^2 + \rho g H_p - p_{st} + \frac{\mu \ln(R_c/r_w)}{2\pi k h_{st}} Q_w i + \frac{8\lambda_s \rho (H_w - H_p)}{\pi^2 d_s^5} Q_w^2 i^2}} \quad (9)$$

Исследуем возможность работы скважинного струйного насоса в кавитационном режиме с использованием уравнения Бернулли, записанного для сечений, расположенных перед рабочей насадкой, после рабочей насадки и на выходе смешанного потока из скважины на поверхность (рис. 2):

$$Z_1 + \frac{p_1}{\rho g} + \alpha_1 \frac{v_1^2}{2g} = Z_2 + \frac{p_2}{\rho g} + \alpha_2 \frac{v_2^2}{2g} + h_{1-2}; \quad (10)$$

$$Z_1 + \frac{p_1}{\rho g} + \alpha_1 \frac{v_1^2}{2g} = Z_3 + \frac{p_3}{\rho g} + \alpha_3 \frac{v_3^2}{2g} + h_{1-3}, \quad (11)$$

где Z_1, Z_2, Z_3 – отметка геометрического положения сечения; v_1, v_2, v_3 – скорость потока в сечении; p_1, p_2, p_3 – давление потока в сечении; $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ – коэффициенты Кориолиса; h_{1-2}, h_{1-3} – потери напора соответственно между сечениями 1–1 и 2–2 и 1–1 и 3–3.

Проанализируем слагаемые уравнений (10), (11):

$$Z_1 = Z_2; \quad \alpha_1 = \alpha_2 = 1 \text{ (турбулентный режим движения жидкости);} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} Z_1 &= 0 \text{ (площадь сравнения проведена через сечение 1-1);} \\ Z_3 &= H_p; \alpha_3 = 1; v_1 \approx v_3; p_3 = 0 \text{ (в сечении 3-3} \\ &\text{действует атмосферное давление).} \end{aligned} \quad (13)$$

Условия (12) записаны для уравнения (10), а условия (13) – для (11).

После упрощений, замены скоростей потоков расходами и использования формулы Дарси – Вейсбаха получим уравнение для определения давления p_2 , которое соответствует минимальному давлению $p_2 = p_{\min}$ в проточной части струйного насоса

$$p_2 = p_{\min} = \rho g H_p + \frac{8\rho\lambda_m H_p Q_w^2 (1+i)^2}{\pi^2 d_c^5} + \frac{8\rho Q_w^2}{\pi^2} \left(\frac{1}{d_c^4} - \frac{1}{d_w^4} \right). \quad (14)$$

В соответствии с полученным уравнением величина давления $p_{\min}$ прямо пропорциональна глубине установки струйного насоса в скважине и расходу рабочего потока Q_w . Давление p_2 снижается при уменьшении глубины установки насоса H_p до величины давления упругости насыщенных паров жидкости $p_2 = p_{\min} = p_{sv}$. Дальнейшее уменьшение глубины установки струйного насоса в скважине соответствует его работе в кавитационном режиме.

Величину КПД струйного насоса определяли по формуле

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

В процессе совместного решения уравнений характеристики струйного насоса и его гидравлической системы определено (рис. 5), что уменьшение глубины установки насоса приводит к увеличению коэффициента эжекции и КПД эжекционной системы.

Максимальные значения данных параметров соответствуют размещению струйного насоса на поверхности. При этом снижается величина давления $p_{\min}$ рабочего потока в выходном сечении рабочей насадки. В точке K минимальное давление рабочего потока уменьшается до давления упругости насыщенных паров жидкости $p_{\min} = p_{sv}$. Работа в кавитационном режиме вызывает резкое снижение коэффициента эжекции i и КПД η струйного насоса. Точки K_i , K_η соответствуют максимальным значениям напора ($h = h_{\max}$) и КПД ($\eta = \eta_{\max}$) и определяют минимально допустимую глубину размещения струйного насоса $H_{\min}$ в скважине.

В процессе проведенного анализа установлено, что кавитационные явления в проточной части струйного насоса, геометрический параметр которого равен 2,507, возможны при уменьшении относительной глубины его размещения в скважине до величины $H_p/H_w = 0,0107$. Для такой глубины установки струйного насоса его КПД возрастает на 30,1 % по сравнению с размещением на забое скважины.

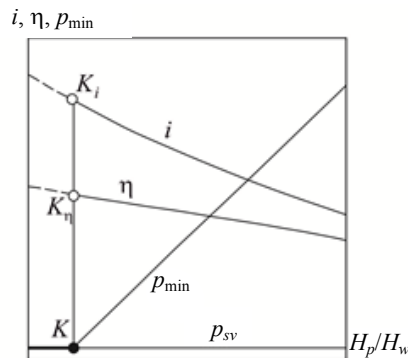


Рис. 5. Схема определения оптимальной глубины установки насоса в скважине

Fig. 5. The scheme of determination of optimal depth of a jet pump installation in the borehole

ВЫВОДЫ

1. Исследована закономерность изменения величины коэффициента эжекции, КПД и минимального давления в проточной части струйного насоса для различных глубин его установки в нефтяной скважине. Глубина установки струйного насоса имеет обратно пропорциональное влияние на величину коэффициента эжекции и КПД и прямо пропорциональное на значение минимального давления в его проточной части.

2. На основе совместного анализа напорной, энергетической и кавитационной характеристик эжекционной системы предложен метод аналитического выбора оптимальной глубины установки струйного насоса в нефтяной скважине, обеспечивающий максимальный КПД его эксплуатации.

3. Оптимальная глубина установки струйного насоса позволяет увеличить КПД его рабочего процесса на 30 %. При этом снижаются затраты на реализацию гидроструйной нефтедобычи, уменьшается себестоимость продукции скважины и возрастает период ее рентабельной эксплуатации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Zhu, H.-Y. Reducing the Bottom-Hole Differential Pressure by Vortex and Hydraulic Jet Methods / H.-Y. Zhu, Q.-Y. Liu, T. Wang // *Journal of Vibroengineering*. 2014. Vol. 16, No 5. P. 2224–2249.
2. Паневник, А. В. Определение эксплуатационных параметров наддотной эжекторной компоновки / А. В. Паневник, И. Ф. Концур, Д. А. Паневник // *Нефтяное хозяйство*. 2018. № 3. С. 70–73.
3. Syed, A. A. Coiled – Tubing Vacuum Removes Drilling – Induced Damage / A. A. Syed, C. H. Jeffrey, F. D. Gino // *Oil and Gas Journal*. 2002. Vol. 100, No 13. P. 41–46.
4. Syed, M. P. Surface Jet Pumps Enhance Production and Processing / M. P. Syed, B. Najam, S. Sacha // *Journal of Petroleum Technology*. 2014. Vol. 66, No 11. P. 134–136.
5. Development of Hybrid Airlift-Jet Pump with its Performance Analysis / D. Yao [et al.] // *Applied Science*. 2018. Vol. 8, No 9. P. 1413. <https://doi.org/10.3390/app8091413>.
6. Иванова, И. Е. Теоретические исследования процесса выщелачивания кольматанта в гравийной обсыпке фильтра скважины при использовании установки для реверсивно-реагентной регенерации / И. Е. Иванова, В. В. Ивашечкин, В. В. Веременик // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 1. С. 80–92. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-1-80-92>.
7. Осипов, С. Н. О повышении энергетической безопасности Беларуси / С. Н. Осипов // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2016. Т. 59, № 5. С. 464–478. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-5-464-478>.
8. Здор, Г. Н. Автоматическое управление группой насосных агрегатов с целью снижения затрат электроэнергии / Г. Н. Здор, А. В. Сеницын, О. А. Аврутин // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2017. Т. 60, № 1. С. 54–66. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-1-54-66>.
9. Gugulothy, S. K. Experimental and Performance Analysis of Single Nozzle Jet Pump with Various Mixing Tubes / S. K. Gugulothy, S. Manchikatl // *International Journal of Recent Advances in Mechanical Engineering*. 2014. Vol. 3, No 4. P. 119–133. <https://doi.org/10.14810/ijmech.2014.3411>.
10. Ismagilov, A. R. Operational Process and Characteristics of Liquid-Gas Jet Pumps with the Ejected Vapor-Gas Medium / A. R. Ismagilov, E. K. Spiridonov // *Procedia Engineering*. 2016. Vol. 150. P. 247–253. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.06.756>.
11. Computational and Experimental Study on the Water-Jet Pump Performance / A. A. A. Sheha [et al.] // *Journal of Applied Fluid Mechanics*. 2018. Vol. 11, No 4. P. 1013–1020.
12. Дроздов, А. Н. Применение установок погружных гидроструйных насосов с двухрядным лифтом для эксплуатации осложненных скважин / А. Н. Дроздов, В. А. Териков // *Нефтяное хозяйство*. 2009. № 6. С. 68–72.
13. Anderson, I. Petroleum Technology Digest: Hydraulic Jet Pumps Prove Well Suited for Remote Canadian Field / I. Anderson, R. Freeman, T. Pough // *World Oil*. 2006. No 8. P. 71–77.
14. Xiao, L. Cavitating Flow in Annular Jet Pumps / L. Xiao, X. Long // *International Journal of Multiphase Flow*. 2015. Vol. 71. P. 116–132. <https://doi.org/10.1016/j.ijmultiphaseflow.2015.01.001>.

15. Velychkovych, A. S. Study of the Stress State of the Downhole Jet Pump Housing / A. S. Velychkovych, D. O. Panevnyk // *Naukovii Visnik NGU*. 2017. No 5. P. 50–55.
16. Паневник, Д. А. Оценка напряженного состояния корпуса наддолотного гидроэлеватора / Д. А. Паневник, А. С. Величкович // *Нефтяное хозяйство*. 2017. № 1. С. 70–73.
17. Соколов, Е. Я. Струйные аппараты / Е. Я. Соколов, Н. М. Зингер. М.: Энергоатомиздат, 1989. 352 с.

Поступила 15.02.2019 Подписана в печать 12.03.2020 Опубликовано онлайн 30.09.2020

REFERENCES

1. Zhu H.-Y., Liu Q.-Y., Wang T. (2014) Reducing the Bottom-Hole Differential Pressure by Vortex and Hydraulic Jet Methods. *Journal of Vibroengineering*, 16 (5), 2224–2249.
2. Panevnyk A. V., Kontsur I. F., Panevnyk D. A. (2018) Determination of Operational Parameters of the Near-Bit Ejector Assembly. *Neftyanoe Khozyaistvo* [Oil Industry], (3), 70–73 (in Russian).
3. Syed A. A., Jeffrey C. H., Gino F. D. (2002) Coiled – Tubing Vacuum Removes Drilling – Induced Damage. *Oil and Gas Journal*, 100 (13), 41–46.
4. Syed M. P., Najam B., Sacha S. (2014) Surface Jet Pumps Enhance Production and Processing. *Journal of Petroleum Technology*, 66 (11), 134–136.
5. Yao D., Lee K., Ha M., Cheong C., Lee I. (2018) Development of Hybrid Airlift-Jet Pump with its Performance Analysis. *Applied Science*, 8 (9), 1413. <https://doi.org/10.3390/app8091413>.
6. Ivanova I. E., Ivashechkin V. V., Veremenyuk V. V. (2018) Theoretical Studies of the Leaching Process of the Mudding Element in the Gravel Package of the Well Filter using the Unit for Reverse-Reagent Regeneration. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (1), 80–92. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-1-80-92> (in Russian).
7. Osipov S. N. (2016) On Increasing Energy Security of Belarus. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 59 (5), 464–478. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-5-464-478> (in Russian).
8. Zdor G. N., Sinityn A. V., Avrutin O. A. (2017) Pump Group Automatic Control for Reducing its Energy Consumption. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 60 (1), 54–66. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2017-60-1-54-66> (in Russian).
9. Gugulothy S. K., Manchikatla S. (2014) Experimental and Performance Analysis of Single Nozzle Jet Pump with Various Mixing Tubes. *International Journal of Recent Advances in Mechanical Engineering (IJMECH)*, 3 (4), 119–133. <https://doi.org/10.14810/ijmech.2014.3411>.
10. Ismagilov A. R., Spiridonov E. K. (2016) Operational Process and Characteristics of Liquid-Gas Jet Pumps with the Ejected Vapor-Gas Medium. *Procedia Engineering*, 150, 247–253. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.06.756>.
11. Sheha A. A. A., Nasr M., Hosien M. A., Wahba E. M. (2018) Computational and Experimental Study on the Water-Jet Pump Performance. *Journal of Applied Fluid Mechanics*, 11 (4), 1013–1020.
12. Drozdov A. N., Terikov V. A. (2009) Application of Submerged Jet Pumps Systems with Dual-String Lift for the Sticky Holes Operation. *Neftyanoe Khozyaistvo* [Oil Industry], (6), 68–72 (in Russian).
13. Anderson I., Freeman R., Pough T. (2006) Petroleum Technology Digest: Hydraulic Jet Pumps Prove Well Suited for Remote Canadian Field. *World Oil*, (8), 71–77.
14. Xiao L., Long X. (2015) Cavitating Flow in Annular Jet Pumps. *International Journal of Multiphase Flow*, 71, 116–132. <https://doi.org/10.1016/j.ijmultiphaseflow.2015.01.001>.
15. Velychkovych A. S., Panevnyk D. O. (2017) Study of the Stress State of the Downhole Jet Pump Housing. *Naukovii Visnik NGU = Scientific Bulletin of National Mining University*, (5), 50–55.
16. Panevnyk D. A., Velichkovich A. S. (2017) Assessment of the Stressed State of the Casing of the Above-Bit Hydroelevator. *Neftyanoe Khozyaistvo* [Oil Industry], (1), 70–73 (in Russian).
17. Sokolov E. Ya., Zinger N. M. (1989) *Jet Devices*. Moscow, Energoatomizdat Publ. 352 (in Russian).

Received: 15 February 2019 Accepted: 12 March 2020 Published online: 30 September 2020

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-472-484>

УДК 536.423.1

Солнечные коллекторы на основе медных двухфазных термосифонов

В. И. Мариненко¹⁾, В. С. Кулинич¹⁾

¹⁾Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт имени Игоря Сикорского» (Киев, Украина)

© Белорусский национальный технический университет, 2020
Belarusian National Technical University, 2020

Реферат. Термосифоны и тепловые трубы открывают широкие возможности при создании пассивных систем тепломассопереноса. Известны различные конструктивные решения с использованием тепловых труб (термосифонов) в солнечных энергетических системах. Солнечная энергия – один из перспективных источников энергии, шаг к уменьшению зависимости от других энергетических ресурсов. Сегодня уже существует промышленное производство солнечных коллекторов на основе термосифонов (тепловых труб). Использование термосифонов (тепловых труб) упрощает сборку конструкции, обеспечивает ее высокую модульность, ремонтпригодность и надежность. В процессе исследований авторами разработана и обоснована конструкция солнечного коллектора на основе термосифонов, закрепленных на панелях, поглощающих солнечные лучи. Для анализа эффективности работы солнечного коллектора на основе медных двухфазных термосифонов были изготовлены два макета – с плоской и цилиндрической поглощающими панелями. Площади поглощающих поверхностей одинаковые. Обе модели исследованы методом теплофизического эксперимента. Получены результаты эффективности предлагаемых конструкций солнечных коллекторов. Коэффициент полезного действия солнечного коллектора на основе медного двухфазного термосифона, закрепленного на цилиндрической поглощающей панели, на 2–5 % больше, чем на основе такого же термосифона, закрепленного на плоской поглощающей панели. Максимальное значение КПД, полученное при низких начальных температурах воды, для солнечных коллекторов с цилиндрической и плоской поглощающими поверхностями – 60 %.

Ключевые слова: солнечный коллектор, медный двухфазный термосифон, цилиндрическая и плоская поглощающие панели

Для цитирования: Мариненко, В. И. Солнечные коллекторы на основе медных двухфазных термосифонов / В. И. Мариненко, В. С. Кулинич // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2020. Т. 63, № 5. С. 472–484. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-472-484>

Solar Collectors Based on Copper Two-Phase Thermosyphons

V. I. Marynenko¹⁾, V. S. Kulynych¹⁾

¹⁾National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute” (Kyiv, Ukraine)

Abstract. Thermosyphons and heat pipes offer great opportunities for creating passive heat and mass transfer systems. Various design solutions using heat pipes (thermosyphons) in solar energy

Адрес для переписки

Мариненко Владимир Иванович
Национальный технический университет Украины
«Киевский политехнический институт
имени Игоря Сикорского»
просп. Победы, 56,
03056, г. Киев, Украина
Тел.: +380 44 204-80-87
v.marynenko@gmail.com

Address for correspondence

Marynenko Volodymyr I.
National Technical University of Ukraine
“Igor Sikorsky
Kyiv Polytechnic Institute”
56, Peremogy Ave.,
03056, Kyiv, Ukraine
Tel.: +380 44 204-80-87
v.marynenko@gmail.com

systems are known. Solar energy is one of the promising energy sources, a step towards reducing dependence on other energy resources. To date, there is already an industrial production of solar collectors based on thermosyphons (heat pipes). In solar collectors, the use of thermosyphons (heat pipes) makes it possible to simplify the assembly of the structure, ensures its high modularity, maintainability and reliability. In the course of research, the authors have developed and justified the design of a solar collector based on thermosyphons fixed on panels that absorb solar rays. In order to analyze the efficiency of the solar collector based on two-phase copper thermosyphons, two models of solar collectors were created, viz. the one with a flat absorbing panel and the one with a cylindrical absorbing panel. The areas of the absorbing surfaces were the same. Both models were studied by the method of thermophysical experiment. The results of studies of the effectiveness of the above-mentioned solar collectors have been obtained. The efficiency of the solar collector based on a copper two-phase thermosyphon, which is fixed on a cylindrical absorbing panel is 2–5 % more than the efficiency of the solar collector based on a copper two-phase thermosyphon, which is fixed on a flat absorbing panel. The maximum efficiency value obtained at low initial water temperatures for solar collectors with a cylindrical and flat absorbing surface was 60 %.

Keywords: solar collector, copper two-phase thermosyphon, cylindrical and flat absorptive panels

For citation: Marynenko V. I., Kulynych V. S. (2020) Solar Collectors Based on Copper Two-Phase Thermosyphons. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 63 (5), 472–484. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2020-63-5-472-484> (in Russian)

Введение

Технологии строительства сооружений с низким энергопотреблением требуют использования методов и систем с минимальными энергозатратами. Если ставить задачу создания пассивных систем тепломассопереноса, то применение термосифонов (ТС) и тепловых труб (ТТ) открывает широкие возможности для решения проблем теплопередачи в солнечных энергетических системах [1–5].

Технологии использования ТС и ТТ известны давно [6, 7]. Термосифоны (тепловые трубы) обладают отличными возможностями для теплопередачи, высокой эффективностью и зачастую конструктивной простотой. Кроме того, это автономные системы, не имеющие механических движущихся частей. Известны различные конструктивные решения применения тепловых труб в установках энергосбережения [1, 7–9], а также как элементов систем, работающих на возобновляемых источниках энергии [10]. Термосифоны и тепловые трубы могут быть использованы в солнечных энергетических системах. Солнечная энергия – один из перспективных источников энергии [11, 12], шаг к уменьшению зависимости от других энергетических ресурсов. Применение ТС и ТТ в солнечных энергетических системах рассматривается с 80-х гг. XX в. [13]. Сегодня уже существует промышленное производство вакуумных солнечных коллекторов (СК) на основе термосифонов [14]. Использование термосифонов упрощает сборку конструкции, обеспечивает ее высокую модульность, ремонтопригодность и надежность.

Рациональным решением для высокоэффективных оболочек тепловых труб, предназначенных для СК, является профильная плавниковая конструкция, полученная методом экструзии. Оболочка ТТ вместе с плоской

поглощающей панелью производится сплошным элементом с нарезанными по внутренней стороне трубы продольными аксиальными капиллярными омегаобразными канавками [15].

Авторами [15] разработан и создан солнечный коллектор на основе алюминиевых профильных тепловых труб с аксиальными канавками омегаобразной формы, работающих в режиме двухфазного термосифона. Панель коллектора, поглощающая теплоту солнечных лучей, состоит из алюминиевых ТТ, изготовленных из плоского алюминиевого профиля. Теплота воспринимается плоской поверхностью зоны испарения ТТ и передается жидкостному теплообменнику, расположенному на зонах конденсации. Такая система теплопередачи обеспечивает низкое гидравлическое сопротивление теплообменника солнечного коллектора и соответственно малые энергозатраты на работу насоса.

В [16] рассмотрены СК на основе медного двухфазного термосифона (ДТС) с использованием медной плоской поглощающей панели, представлены исследования его тепловой эффективности, выполнено сравнение с СК на основе алюминиевых профильных ТТ, работающих в режиме двухфазного термосифона.

Недостатком вышеуказанных СК является то, что они имеют тепловые потери при передаче радиационного теплообмена в длинноволновом диапазоне между поглощающей плоской панелью и термосифоном.

Цель исследования авторов статьи – разработка конструкции элемента солнечного коллектора, на основе которого можно повысить его эффективность за счет реализации дополнительного радиационного теплообмена в длинноволновом диапазоне между поглощающей панелью и ДТС с теплоносителем. Поперечный разрез полномасштабного коллектора показан на рис. 1.

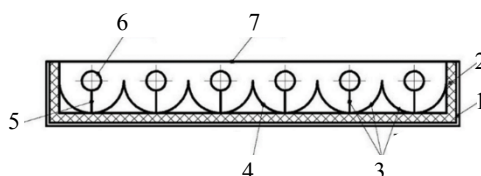


Рис. 1. Поперечный разрез полномасштабного солнечного коллектора:
1 – корпус; 2 – теплоизоляция; 3 – абсорбер; 4 – цилиндрический сегмент;
5 – ребро; 6 – двухфазный термосифон; 7 – стеклянная крышка

Fig. 1. A cross-section of a full-scale solar collector:
1 – case; 2 – heat insulation; 3 – absorber; 4 – cylindrical segment;
5 – edge; 6 – two-phase thermosyphon; 7 – glass cover

Техническая задача решается за счет создания панели, поглощающей солнечные лучи. Чтобы не изготавливать полномасштабный новый СК, был выполнен элемент специально профилированной поглощающей панели в виде цилиндрической поверхности. В ее внутренней части закреплено ребро, на свободном конце которого располагается ДТС. Цилиндрическая поверхность панели играет роль концентратора отраженной части излучения и собственного излучения панели в районе термосифона [17].

Для анализа эффективности работы солнечного коллектора на основе медных ДТС было изготовлено два макета – с плоской и цилиндрической поглощающими панелями.

В процессе экспериментов:

- определена эффективность созданных элементов СК на основе медных ДТС;
- получены значения КПД солнечных коллекторов с использованием апробированных методик исследований теплопередачи;
- проведена сравнительная оценка эффективности элементов СК на основе ДТС.

Экспериментальные исследования эффективности элементов солнечных коллекторов на основе двухфазных термосифонов

Для проведения исследований были созданы две экспериментальные установки в соответствии с [18]. На рис. 2 показана конструкция солнечного подогревателя воды, выполненного из элемента высокоэффективной теплопоглощающей медной панели и одного медного ДТС, закрепленного на панели зоной испарения, а зона конденсации размещена в жидком теплообменнике типа «труба в трубе», который подключен к баку-аккумулятору. В качестве теплоносителя для медных ДТС использовали низкокипящий этанол.

Рис. 2. Солнечный подогреватель воды: 1 – герметичный корпус; 2 – стеклянная крышка; 3 – теплопоглощающая панель элемента солнечного коллектора; 4 – двухфазный термосифон; 5 – теплообменник типа «труба в трубе»; 6 – вход теплоносителя; 7 – выход теплоносителя; 8 – бак-аккумулятор; 9 – термометр; 10 – теплоизоляционная крышка; 11 – термопары медь–константан; 12 – модуль аналогового ввода; 13 – адаптер сигналов; 14 – персональный компьютер

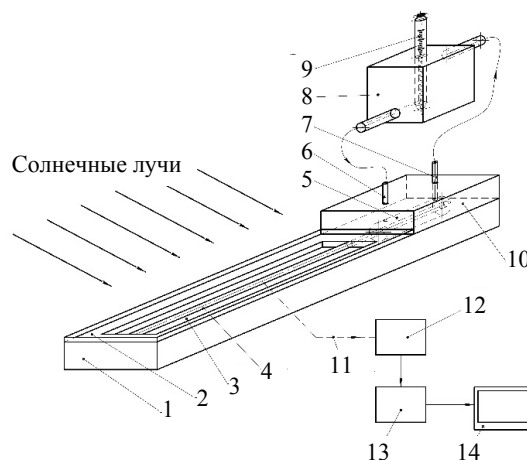


Fig. 2. A solar water heater: 1 – hermetic case; 2 – glass cover; 3 – heat-absorbing panel of the solar collector element; 4 – two-phase thermosyphon; 5 – pipe-in-pipe heat exchanger; 6 – heat carrier inlet; 7 – heat carrier outlet; 8 – tank-accumulator; 9 – thermometer; 10 – thermal insulation cover; 11 – copper-constantan thermocouples; 12 – analog input module; 13 – signal adapter; 14 – personal computer

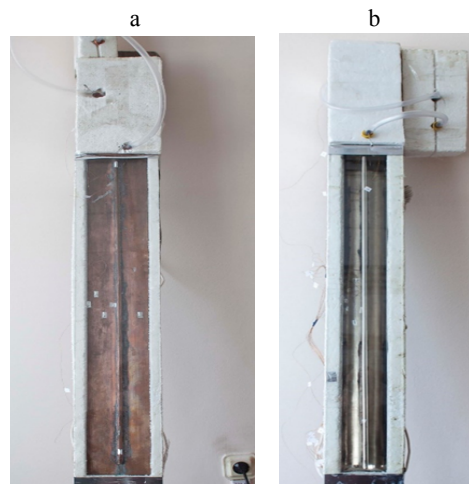
Исследование элементов СК на основе медных двухфазных термосифонов, закрепленных на плоской (рис. 3а) и цилиндрической (рис. 3б) поглощающих панелях, осуществлялось с использованием солнечных лучей в летний период времени. Мощность теплового потока солнечных лучей определялась пирометром ФЭП-4.

В состав экспериментальных установок солнечных подогревателей воды входили:

- ртутный термометр с ценой деления $0,1\text{ }^{\circ}\text{C}$ для определения температуры воды в баке-аккумуляторе солнечного подогревателя воды;
- медь-константановые термопары с диаметром провода $0,15\text{ мм}$ для измерения температурного поля поглощающей панели, температуры внешней стенки двухфазного термосифона, температуры на входе и выходе из теплообменника;
- модуль аналогового ввода;
- адаптер сигналов;
- персональный компьютер;
- пирометр ФЭП-4 для измерения величины радиационного потока солнечного излучения, падающего на экспериментальные участки.

Рис. 3. Элемент солнечного коллектора на основе медного двухфазного термосифона, закрепленного на плоской (а) и цилиндрической (b) теплопоглощающих панелях

Fig. 3. A solar collector element based on a copper two-phase thermosyphon, which is mounted on a flat (a) and cylindrical (b) heat-absorbing panels



3D-модели установки солнечного подогревателя воды и конструкции созданных солнечных коллекторов показаны на рис. 4, 5 соответственно.

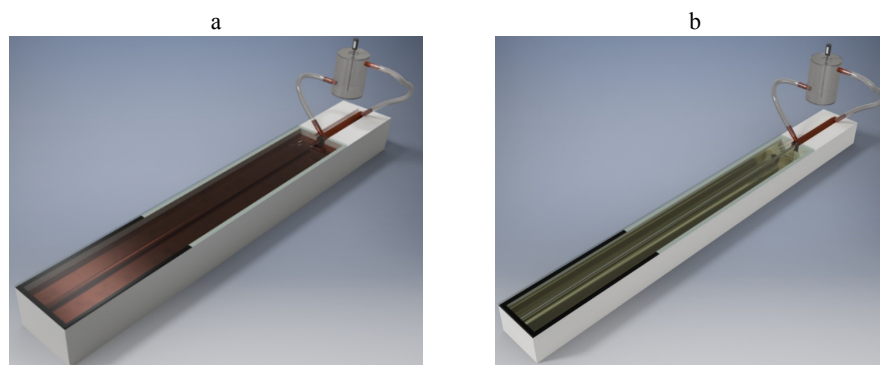


Рис. 4. 3D-модель установки солнечного подогревателя воды на основе медного двухфазного термосифона с плоской (а) и цилиндрической (b) поглощающими панелями

Fig. 4. A 3D-model of the structure of the solar water heater installation based on a copper two-phase thermosyphon with a flat (a) and cylindrical (b) absorbing panels

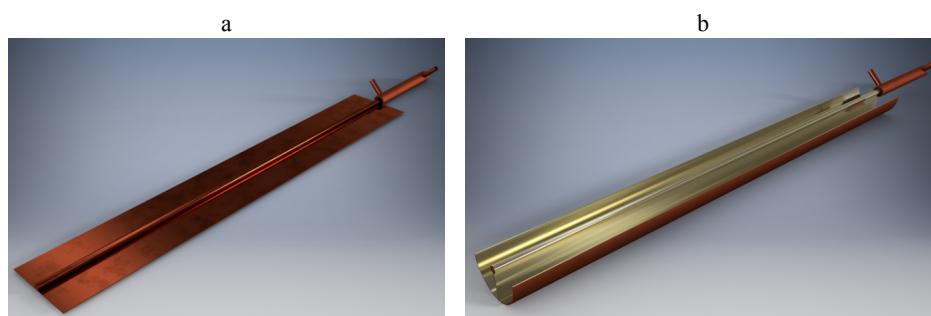


Рис. 5. 3D-модель конструкции солнечного коллектора на основе медного двухфазного термосифона с плоской (а) и цилиндрической (б) поглощающими панелями

Fig. 5. A 3D-model of the design of the solar collector based on a copper two-phase thermosyphon with a flat (a) and cylindrical (b) absorbing panels

Геометрические характеристики медных двухфазных термосифонов, плоской и цилиндрической поглощающих панелей из меди М0К приведены на рис. 6 и в табл. 1.

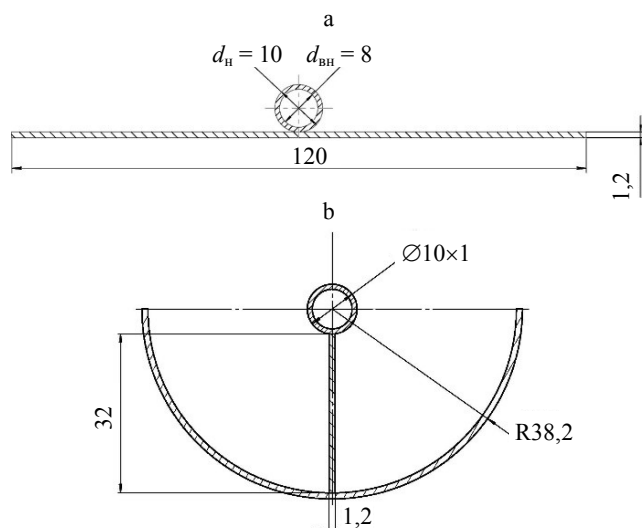


Рис. 6. Сечение экспериментального участка солнечного коллектора на основе медного двухфазного термосифона, закрепленного на медных плоской (а) и цилиндрической (б) поглощающих панелях

Fig. 6. Section of the experimental section of the solar collector based on a copper two-phase thermosyphon mounted on a flat (a) and cylindrical (b) absorbing panels

Количество тепловой энергии, поглощенной водой в солнечных подогревателях, определяли по формуле

$$Q = c_B M_B (t_{B1} - t_{B2}),$$

где c_B – теплоемкость воды, Дж/(кг·К); M_B – количество нагреваемой воды, кг; t_{B1} , t_{B2} – средняя температура воды в баке-аккумуляторе после и до нагревания, °С.

Удельный тепловой поток, воспринимаемый теплопоглощающей поверхностью солнечных коллекторов:

$$q = \frac{Q}{F\tau},$$

где F – площадь теплопоглощающей поверхности плоского или цилиндрического коллектора, м^2 ; τ – время работы солнечного подогревателя между замерами температуры воды в баке-аккумуляторе, мин.

Таблица 1

Геометрические характеристики элементов
Geometric characteristics of elements

Медный двухфазный термосифон		Поглощающая панель из меди МОК			
		плоская		цилиндрическая	
Наружный диаметр $d_{\text{н}}$, мм	10	Длина l , мм	810,0	Длина l , мм	810,0
Внутренний диаметр $d_{\text{вн}}$, мм	8	Ширина b , мм	120,0	Радиус цилиндрической поверхности R , мм	38,2
Общая длина l , мм	1000	Толщина S , мм	1,2	Толщина S , мм	1,2

Площади теплопоглощающих поверхностей плоского и цилиндрического СК принимались равными.

Коэффициент полезного действия солнечного подогревателя рассчитывали как отношение величины удельного теплового потока q к созданному солнцем потоку падающей солнечной радиации $E \approx 850 \text{ Вт/м}^2$

$$\eta = \frac{q}{E}.$$

Для сравнения КПД различных типов конструкций СК использовали характеристику их эффективности – термическое сопротивление $X = \frac{t_{\text{в}} - t_{\text{вз}}}{E}$, где $t_{\text{в}}$ – температура воды в баке-аккумуляторе, $^{\circ}\text{C}$; $t_{\text{вз}}$ – температура окружающего воздуха; E – поток падающей солнечной радиации, Вт/м^2 .

Результаты исследований элементов солнечных коллекторов на основе медных ДТС, закрепленных на плоской и цилиндрической поглощающих панелях, приведены в табл. 2 и 3 соответственно. Условные обозначения в табл. 2, 3: t_1, t_2 – температура ДТС в зонах испарения и конденсации, $^{\circ}\text{C}$; t_3 – среднее значение температуры поглощающей панели, $^{\circ}\text{C}$; $t_{\text{вз}}$ – температура окружающего воздуха, $^{\circ}\text{C}$; t_6 – температура воды в баке-аккумуляторе, $^{\circ}\text{C}$; Δt – приращение температуры воды в баке-аккумуляторе между замерами, $^{\circ}\text{C}$; τ – время выполнения замеров, мин; Q – количество тепловой энергии, поглощенной водой через теплообменник за определенный промежуток времени, Дж; $Q_{\text{п}}$ – тепловой поток, воспринимаемый тепло-

поглощающей поверхностью солнечного коллектора, Вт; q – удельный тепловой поток, воспринимаемый теплопоглощающей поверхностью СК, Вт/м²; η – КПД солнечного коллектора; X – термическое сопротивление конструкции СК.

Таблица 2

**Результаты исследований элемента солнечного коллектора
на основе медного двухфазного термосифона с плоской медной поглощающей панелью**

**The results of the studies of the element of the solar collector based
on a copper two-phase thermosyphon with a flat copper absorbing panel**

Температура, °С						τ , мин	Q , кДж	$Q_{\text{п}}$, Вт	q , Вт/м ²	η	$X \cdot 10^3$, К·м ² /Вт
t_1	t_2	t_3	$t_{\text{вз}}$	t_6	Δt						
51,5	46,8	49,2	31,5	36,6	—	1	—	—	—	—	—
53,8	46,8	49,9	31,5	38,3	1,7	3	3198	26,6	271,9	0,320	9,4
56,1	48,0	50,7	31,1	40,0	1,0	5	1881	15,7	159,9	0,188	10,6
58,4	49,2	51,5	32,0	41,0	0,5	7	941	7,8	80,0	0,094	11,2
58,4	49,2	51,5	32,0	41,5	1,3	9	2445	20,4	207,9	0,245	12,7
58,4	49,2	53,8	32,0	42,8	0,8	11	1505	12,5	128,0	0,151	13,6
60,7	51,5	53,8	31,8	43,6	0,9	13	1693	14,1	144,0	0,169	14,7
60,7	51,5	53,8	32,0	44,5	0,8	15	1505	12,5	128,0	0,151	15,6
60,7	51,5	55,4	32,0	45,3	0,8	17	1505	12,5	128,0	0,151	16,6
63,0	52,7	56,1	32,0	46,1	0,9	19	1693	14,1	144,0	0,169	17,6
63,0	53,8	56,1	31,5	47,0	0,8	21	1505	12,5	128,0	0,151	18,6
60,7	51,5	54,6	32,0	47,8	0,5	23	941	7,8	80,0	0,094	19,2
60,7	53,8	56,1	31,3	48,3	0,8	25	1505	12,5	128,0	0,151	20,1
60,7	53,8	58,4	30,6	49,1	0,2	27	376	3,1	32,0	0,038	20,4
63,0	56,1	58,4	31,8	49,3	0,5	29	941	7,8	80,0	0,094	20,9
60,7	56,1	58,4	31,8	49,8	0,8	31	1505	12,5	128,0	0,151	21,9
58,4	56,1	58,8	31,8	51,7	1,1	35	2069	8,6	88,0	0,103	23,2
63,0	56,1	60,7	31,8	53,0	1,3	39	2445	10,2	104,0	0,122	24,7
63,0	58,4	60,7	32,5	54,0	1,0	43	1881	7,8	80,0	0,094	25,9
66,4	58,4	60,7	32,0	55,0	1,0	47	1881	7,8	80,0	0,094	27,1
67,5	58,4	63,0	31,5	56,0	1,0	51	1881	7,8	80,0	0,094	28,2
67,5	60,7	63,0	32,0	56,7	0,7	55	1317	5,5	56,0	0,066	29,1
67,5	60,7	63,0	32,5	57,5	0,8	59	1505	6,3	64,0	0,075	30,0
67,5	60,7	63,0	33,0	58,2	0,7	63	1317	5,5	56,0	0,066	30,8
67,5	60,7	63,0	33,5	59,0	0,8	71	1505	3,1	32,0	0,038	31,8
67,5	60,7	62,6	33,2	59,2	0,2	79	376	0,8	8,0	0,009	32,0
69,8	60,7	64,5	32,5	59,6	0,4	87	752	1,6	16,0	0,019	32,5
65,3	58,4	63,0	31,8	60,2	0,6	95	1129	2,4	24,0	0,028	33,2
65,3	58,4	60,7	32,5	61,3	1,1	103	2069	4,3	44,0	0,052	34,5
65,3	58,4	60,7	32,5	62,0	0,7	111	1317	2,7	28,0	0,033	35,3

Зависимости КПД от параметра X конструкции СК на основе ДТС, закрепленных на медных плоской и цилиндрической поглощающих панелях,

и приращения температуры воды в баке-аккумуляторе от времени приведены на рис. 7 и 8 соответственно.

Таблица 3

Результаты исследований элемента солнечного коллектора на основе медного двухфазного термосифона с цилиндрической медной поглощающей панелью

The results of studies of the element SC based on a copper two-phase thermosyphon with a cylindrical copper absorbing panel

Температура, °C						τ , мин	Q , кДж	$Q_{\text{п}}$, Вт	q , Вт/м ²	η	$X \cdot 10^3$, К·м ² /Вт
t_1	t_2	t_3	$t_{\text{вз}}$	t_6	Δt						
51,5	41,9	47,3	31,5	37,3	—	1	—	—	—	—	—
53,6	42,8	49,2	31,5	37,5	0,2	3	376	3,1	32,0	0,038	5,3
55,4	43,5	50,9	31,1	39,0	1,5	5	2822	23,5	239,9	0,178	7,1
57,1	44,9	52,8	32,0	40,0	1,0	7	1881	15,7	159,9	0,188	8,2
58,7	46,1	54,3	32,0	40,5	0,5	9	941	7,8	80,0	0,094	8,8
60,5	46,6	55,4	32,0	41,5	1,0	11	1881	15,7	159,9	0,188	10,0
61,4	47,5	56,5	31,8	42,5	1,0	13	1881	15,7	159,9	0,188	11,2
62,6	48,5	57,8	32,0	43,2	0,7	15	1317	11,0	112,0	0,132	12,0
63,0	48,9	58,2	32,0	44,1	0,9	17	1693	14,1	144,0	0,169	13,1
64,2	50,1	59,2	32,0	45,0	0,9	19	1693	14,1	144,0	0,169	14,1
64,8	50,6	60,1	31,5	46,0	1,0	21	1881	15,7	159,9	0,188	15,3
64,8	51,0	60,5	32,0	46,7	0,7	23	1317	11,0	112,0	0,132	16,1
62,8	50,3	57,5	31,3	47,4	0,7	25	1317	11,0	112,0	0,132	16,9
64,4	51,7	60,1	30,6	47,9	0,5	27	941	7,8	80,0	0,094	17,5
65,5	52,4	61,1	31,8	48,4	0,5	29	941	7,8	80,0	0,094	18,1
66,4	52,9	61,9	31,8	49,0	0,6	31	1129	9,4	96,0	0,113	18,8
68,2	54,7	63,5	31,8	50,3	1,3	35	2445	10,2	104,0	0,122	20,4
69,1	55,9	64,7	31,8	51,5	1,2	39	2257	9,4	96,0	0,113	21,8
70,0	56,8	66,1	32,5	52,8	1,3	43	2445	10,2	104,0	0,122	23,3
70,5	57,7	65,8	32,0	54,0	1,2	47	2257	9,4	96,0	0,113	24,7
71,2	58,4	67,4	31,5	55,0	1,0	51	1881	7,8	80,0	0,094	25,9
72,5	59,4	68,3	32,0	56,0	1,0	55	1881	7,8	80,0	0,094	27,1
73,8	61,0	70,0	32,5	57,0	1,0	59	1881	7,8	80,0	0,094	28,2
75,6	62,8	71,2	33,0	57,5	0,5	63	941	3,9	40,0	0,047	28,8
65,5	63,7	70,1	33,5	60,5	3,0	71	5643	11,8	120,0	0,141	32,4
65,3	61,9	65,1	33,2	60,5	0	79	0	0	0	0,050	32,4
67,3	63,7	68,2	32,5	60,8	0,3	87	564	1,2	12,0	0,014	32,7
68,0	64,2	70,0	31,8	62,2	1,4	95	2633	5,5	56,0	0,066	34,4
68,7	65,7	71,6	32,5	64,0	1,8	103	3386	7,1	72,0	0,085	36,5
70,3	66,9	72,2	32,5	65,0	1,0	111	1881	5,2	53,3	0,063	37,6

На рис. 7 показано, что в начальный период нагрева воды КПД солнечного коллектора на основе медного ДТС, закрепленного на медной плоской

поглощающей панели, на 2 % меньше, чем у СК на основе медного ДТС, закрепленного на медной цилиндрической поглощающей панели, а в конце нагрева – меньше на 5 %.

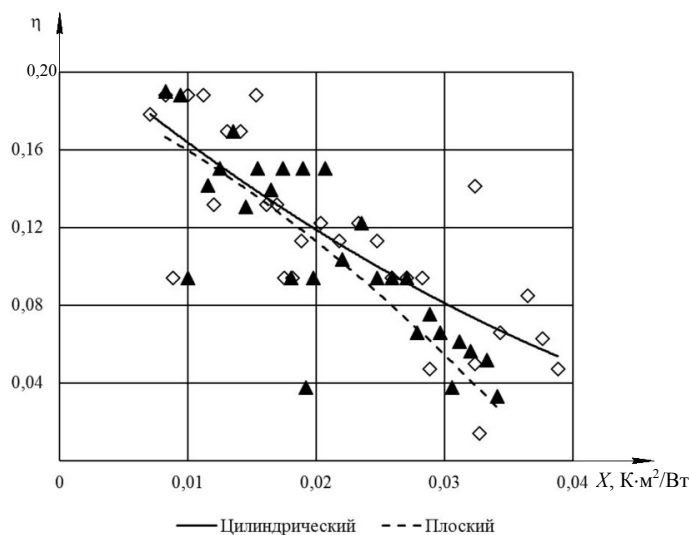


Рис. 7. Зависимость КПД от параметра X конструкции солнечного коллектора на основе двухфазных термосифонов, закрепленных на медных плоской и цилиндрической поглощающих панелях

Fig. 7. Dependences of current values of efficiency on the parameter X of a solar collector designs based on two-phase thermosyphons mounted on copper flat and cylindrical absorbing panels

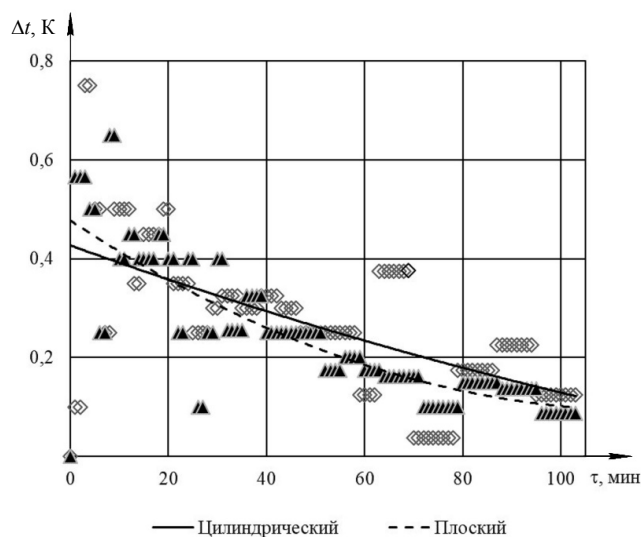


Рис. 8. Зависимость приращения температуры воды в баке-аккумуляторе от времени для солнечного коллектора на основе двухфазных термосифонов, закрепленных на медных плоской и цилиндрической поглощающих панелях

Fig. 8. Dependence of the increase in the temperature of the water in the accumulating tank on time for a solar collector based on two-phase thermosyphons mounted on copper flat and cylindrical absorbing panels

Максимальное значение КПД, полученное при низких начальных температурах воды, для СК с цилиндрической и плоской поглощающими поверхностями 60 %. При проведении исследований средняя температура окружающего воздуха $t_{вз} = 32$ °С; начальная температура воды в баках-аккумуляторах 37 °С; конечная температура воды в баке-аккумуляторе солнечного подогревателя воды для СК с плоской поглощающей поверхностью 62 °С и с цилиндрической 65 °С.

ВЫВОДЫ

1. Солнечный коллектор на основе медных двухфазных термосифонов целесообразно использовать в водонагревательных установках для самостоятельного горячего водоснабжения в сезонный период на территориях, где величина солнечной радиации может составлять 850 Вт/м², а также в установках круглогодичного применения с целью предварительного подогрева воды для традиционных систем горячего водоснабжения домов и нагрева воды в бассейнах.

2. Учитывая малое гидравлическое сопротивление разработанного солнечного коллектора (пассивный солнечный коллектор), его использование особенно экономично в случае, когда в одной водонагревательной установке содержится большое количество таких коллекторов.

3. КПД солнечного коллектора на основе медного двухфазного термосифона, закрепленного на медной плоской поглощающей панели, в среднем на 2–5 % меньше, чем на основе такого же термосифона, закрепленного на медной цилиндрической поглощающей панели.

4. Максимальное значение КПД для солнечного коллектора с цилиндрической и плоской поглощающими поверхностями 60 %.

ЛИТЕРАТУРА

1. Bezrodny, M. K. Transfer Processes in Two-Phase Thermosyphone Systems. Theory and Practice / M. K. Bezrodny, I. L. Pioro, T. O. Kostyuk // Augmented and Revised Edition. Kiev: Fact, 2005. 704 p.
2. Peterson, G. P. An Introduction to Heat Pipes: Modelling, Testing and Application / G. P. Peterson. Wiley, 1994. 356 p.
3. Heat Transfer Device: US Patent No 2350348 / R. S. Gaugler; publ. 1944.
4. Evaporation – Condensation Heat Transfer Device: US Patent No 3229759 / R. S. Gaugler; publ. 1966.
5. Мехдизадех, М. А. Эколого-экономическая эффективность традиционных и альтернативных способов получения электрической энергии с учетом особенностей Исламской Республики Иран / М. А. Мехдизадех, А. С. Калинин, С. А. Лаптёнок // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2018. Т. 61, № 1. С. 60–69. DOI: 10.21122/1029-7448-2018-61-1-60-69.
6. Dunn, P. D. Heat Pipes / P. D. Dunn, D. A. Reay. Third Edition. Elsevier Ltd., 1982. 308 p.
7. Reay, D. A. Heat Pipes / D. A. Reay, P. A. Kew. Fifth Edition. Elsevier Ltd., 2006. 374 p. <https://doi.org/10.1016/B978-0-7506-6754-8.X5000-3>.

8. Pis'mennyi, E. Heat Transfer in The Evaporation Zone of Aluminum Grooved Heat Pipes / E. Pis'mennyi, S. Khayrnasov, B. Rassamakin // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2018. Vol. 127. P. 80–88. <http://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.07.154>.
9. Research on Two-Phase Heat Removal Devices for Power Electronics / Yu. Nikolaenko [et al.] // *Thermal Science and Engineering Progress*. 2018. No 8. P. 418–425. <http://doi.org/10.1016/j.tsep.2018.09.012>.
10. Application of Heat Pipes in Energy Conservation and Renewable Energy-Based Systems / Randeep Singh [et al.] // *Frontiers in Heat Pipes*. 2011. Vol. 2, No 3. P. 1–13. <http://dx.doi.org/10.5098/fhp.v2.3.3003>.
11. Bouroussis, C. A. Optimization of Potential and Autonomy of a Photovoltaic System for Street Lighting / C. A. Bouroussis, F. V. Topalis // *WSEAS Transactions on Circuits and Systems*. 2004. Vol. 3, No 5. P. 1392–1397.
12. Марончук, И. И. Солнечные элементы: современное состояние и перспективы развития / И. И. Марончук, Д. Д. Санников, В. И. Мирончук // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2019. Т. 62, № 2. С. 105–123. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-2-105-123>.
13. Васильев, Л. Л. Тепловые трубы в системах с возобновляемыми источниками энергии / Л. Л. Васильев, Л. П. Гракович, Д. К. Хрусталева. Минск: Наука и техника, 1988. С. 7–35.
14. Walker, A. Evacuated-Tube Heat-Pipe Solar Collectors Applied to the Recirculation Loop in a Federal Building / A. Walker, F. Mahjour, R. Stieler // *ASME 2004 International Solar Energy Conference*, July 11–14, 2004. Portland, Oregon, USA, 2004. P. 217–222. <https://doi.org/10.1115/ISEC2004-65132>.
15. Разработка и исследование тепловых труб нового профиля для солнечных коллекторов с использованием селективного покрытия поглощающей поверхности: отчет по НИР, КПИ имени Игоря Сикорского, 2434-п; № госрег. темы 0111U000567 / Б. Рассамкин, С. Хайрмасов, В. Зарипов, А. Баранник. Киев, 2012.
16. Мариненко, В. И. Солнечные коллекторы на основе медных и алюминиевых двухфазных термосифонов / В. И. Мариненко, Ю. В. Островский, В. С. Кулинич // *Возобновляемая энергетика и энергоэффективность в XXI веке: материалы XIX Междунар. науч.-практ. конф.* Киев, 2018. С. 335–341.
17. Элемент солнечного коллектора: пат. 124267 Украины, МПК F24D 12/00 (2018.01) / В. И. Мариненко, Ю. В. Островский, В. С. Кулинич; опубл. 26.03.2018.
18. Солнечный подогреватель воды: пат. 123808 Украины, МПК F24C 15/00 (2018.01) / В. И. Мариненко; опубл. 12.03.2018.

Поступила 11.09.2019 Подписана в печать 09.01.2020 Опубликовано онлайн 30.09.2020

REFERENCES

1. Bezrodny M. K., Pioro I. L., Kostyuk T. O. (2005) *Transfer Processes in Two-Phase Thermosyphon Systems. Theory and Practice*. Kiev, Fact Publ. 704 (in Russian).
2. Peterson G. P. (1994) *An Introduction to Heat Pipes: Modelling, Testing and Application*. Wiley. 356.
3. Gaugler R. S. (1944) *Heat Transfer Device*. US Patent No 2350348.
4. Gaugler R. S. (1966) *Evaporation – Condensation Heat Transfer Device*. US Patent No 3229759.
5. Mehdizadeh M. A., Kalinichenko A. S., Lapyonok S. A. (2018) Ecological and Economic Efficiency of Traditional and Alternative Methods of Electrical Energy Production with the Features of the Islamic Republic of Iran. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (1), 60–69. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-1-60-69> (in Russian).
6. Dunn P. D., Reay D. A. (1982) *Heat Pipes*. Third Edition. Elsevier Ltd. 308.
7. Reay D. A., Kew P. A. (2006) *Heat Pipes*. Fifth Edition. Elsevier Ltd. 374. <https://doi.org/10.1016/B978-0-7506-6754-8.X5000-3>.

8. Pis'mennyi E., Khayrnasov S., Rassamakin B. (2018) Heat Transfer in the Evaporation Zone of Aluminum Grooved Heat Pipes. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 127, 80–88. <http://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.07.154>.
9. Nikolaenko Yu., Alekseik E., Kozak D., Nikolaienko T. (2018) Research on Two-Phase Heat Removal Devices for Power Electronics. *Thermal Science and Engineering Progress*, 8, 418–425. <http://doi.org/10.1016/j.tsep.2018.09.012>.
10. Singh Randeep, Mochizuki Masataka, Nguyen Thang, Akbarzadeh Aliakbar (2011) Applications of Heat Pipes in Thermal Management and Energy Conservation. *Frontiers in Heat Pipes*, 2 (3), 1–13. <http://dx.doi.org/10.5098/fhp.v2.3.3003>.
11. Bouroussis C. A., Topalis F. V. (2004) Optimization of Potential and Autonomy of a Photovoltaic System for Street Lighting. *WSEAS Transactions on Circuits and Systems*, 3 (5), 1392–1397.
12. Maronchuk I. I., Sanikovich D. D., Mironchuk V. I. (2019) Solar Cells: Current State and Development Prospects. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 62 (2), 105–123. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2019-62-2-105-123> (in Russian).
13. Vasiliev L. L., Grakovich L. P., Khrustalev D. K. (1988) *Heat Pipes in the Systems with Renewable Energy Sources*. Minsk, Nauka i Tekhnika Publ., 7–35 (in Russian).
14. Walker A., Mahjour F., Stieler R. (2004) Evacuated-Tube Heat-Pipe Solar Collectors Applied to the Recirculation Loop in a Federal Building. *ASME 2004 International Solar Energy Conference, July 11–14, 2004*. Portland, Oregon, USA, 217–222. <https://doi.org/10.1115/ISEC2004-65132>.
15. Rassamakin B., Khairnasov S., Zaripov V., Barannik A. (2012) *Development and Research of Heat Pipes of a New Profile for Solar Collectors Using Selective Coating of an Absorbing Surface*. SRW Repor. Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute, 2434-p; the State Registration Number 0111U000567, Kyiv (in Russian).
16. Marynenko V., Ostrovsky Yu., Kulnich V. (2018) Solar Collectors Based on Copper and Aluminum Two-Phase Thermosiphons. *Vozobnovlyayemaya Energetika i Energoeffektivnost' v XXI veke: Materialy XIX Mezhdunar. Nauch.-Prakt. Konf.* [Renewable Energy and Energy Efficiency in the XXI Century: Materials of the XIX International Scientific and Practical Conference]. Kyiv, 335–341 (in Russian).
17. Marynenko V., Ostrovsky Yu., Kulnich V. (2018) *Element of a Solar Collector*. Ukraine Patent No 124247 (in Ukrainian).
18. Marynenko V. (2018) *Solar Water Heater*. Ukraine Patent No 123808 (in Ukrainian).

Received: 11 September 2019 Accepted: 9 January 2020 Published online: 30 September 2020