

ИЗВЕСТИЯ ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ
И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ОБЪЕДИНЕНИЙ СНГ

ЭНЕРГЕТИКА

Том 61, № 4
2018

МЕЖДУНАРОДНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ
ИЗДАЕТСЯ С ЯНВАРЯ 1958 ГОДА

Учредители

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

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

СОДЕРЖАНИЕ

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

- Фираго Б. И., Александровский С. В.** Энергетические показатели синхронного частотно-регулируемого электропривода 287
- Сергей И. И., Бладыко Ю. В.** Механический расчет гибких проводов воздушных линий с заградительными шарами 299
- Анищенко В. А., Гороховик И. В.** Влияние перегрузочной способности маслонаполненных трансформаторов на пропускную способность электрической сети 310
- Радкевич В. Н., Сталович В. В., Алехнович Д. С.** Определение индуктивных сопротивлений одножильных кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена напряжением до 1 кВ 321
- Пантелеев С. В., Малашин А. Н., Каркоцкий Д. В., Суходолов Ю. В.** Синтез алгоритма векторной широтно-импульсной модуляции в девятифазном активном выпрямителе напряжения 334

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

- Осипов С. Н., Захаренко А. В.** Энергоэффективные малогабаритные теплообменники из пористых теплопроводных материалов 346
- Мороз Д. Р., Грунтович Н. В.** Региональная система газоснабжения с позиций системного анализа и закономерности ее функционирования 359
- Джунусова Л. Р., Абильдинова С. К., Алиярова М. Б., Чичерин С. В., Джунусов Т. Ж.** Способы улучшения обработки воды и повышения энергетических характеристик теплового насоса типа «вода – воздух» 372

Главный редактор Федор Алексеевич Романюк

Редакционная коллегия

- В. ВУЙЦИК (Технический университет «Люблинская политехника», Люблин, Республика Польша),
В. В. ГАЛАКТИОНОВ (Русский институт управления имени В. П. Чернова, Москва, Российская Федерация),
М. ДАДО (Зволенский технический университет, Зволен, Словацкая Республика),
В. А. ДЖАНГИРОВ (Комитет ТПП РФ по энергетической стратегии и развитию ТЭК, Москва, Российская Федерация),
К. В. ДОБРЕГО (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь) (заместитель главного редактора),
И. В. ЖЕЖЕЛЕНКО (Приазовский государственный технический университет, Мариуполь, Украина),
П. В. ЖУКОВСКИ (Технический университет «Люблинская политехника», Люблин, Республика Польша),
А. С. КАЛИНИЧЕНКО (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь) (первый заместитель главного редактора),
А. И. КИРИЛЛОВ (Санкт-Петербургский государственный политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Российская Федерация),
А. КОННОВ (Университет Лунда, Швеция),
Б. К. МАКСИМОВ (Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва, Российская Федерация),
Х. МАХКАМОВ (Университет Нортумбрии, Великобритания),
А. А. МИХАЛЕВИЧ (Национальная академия наук Беларуси, Минск, Республика Беларусь),
Е. С. МИШУК (Исполнительный комитет Энергетического совета Содружества Независимых Государств, Москва, Российская Федерация),
НГО ТУАН КИЕТ (Научный энергетический институт Вьетнамской академии наук и технологий, Ханой, Социалистическая Республика Вьетнам),
О. Г. ПЕНЯЗЬКОВ (Институт тепло- и массообмена имени А. В. Лыкова НАН Беларуси, Минск, Республика Беларусь),
Е. Н. ПИСЬМЕННЫЙ (Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт», Киев, Украина),
Э. Н. САБУРОВ (Северный (Арктический) федеральный университет имени М. В. Ломоносова, Архангельск, Российская Федерация),
А.-С. С. САУХАТАС (Рижский технический университет, Рига, Латвийская Республика),
В. С. СЕВЕРЯНИН (Брестский государственный технический университет, Брест, Республика Беларусь),
И. И. СЕРГЕЙ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь) (заместитель главного редактора),
Б. С. СОРОКА (Институт газа НАН Украины, Киев, Украина),
В. А. СТРОЕВ (Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва, Российская Федерация),
В. И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ (ООО, Киев, Украина),
Е. В. ТОРОПОВ (Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Российская Федерация),
Е. УШПУРАС (Литовский энергетический институт, Каунас, Литовская Республика),
Б. М. ХРУСТАЛЕВ (Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь),
Л. В. ШЕНЕЦ (Евразийская экономическая комиссия, Москва, Российская Федерация)*

Ответственный секретарь редакции В. Н. Гурьянчик

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

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

Подписано к печати 26.07.2018. Формат бумаги 60×84¹/₈. Бумага мелованная.
Печать цифровая. Гарнитура Таймс. Усл. печ. л. 12,25. Уч.-изд. л. . Тираж 100 экз.
Дата выхода в свет . 2018. Заказ .

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

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

© Белорусский национальный технический университет, 2018

PROCEEDINGS OF THE CIS
HIGHER EDUCATION INSTITUTIONS
AND POWER ENGINEERING ASSOCIATIONS

ENERGETIKA

V. 61, No 4
2018

INTERNATIONAL SCIENTIFIC AND TECHNICAL JOURNAL
PUBLISHED FROM JANUARY, 1958

Founders

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

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

CONTENTS

ELECTRICAL POWER ENGINEERING

Firago B. I., Aleksandrovsky S. V. Energetic Factors of a Frequency-Controlled Synchronous Electric Drive	287
Sergey I. I., Bladyko Y. V. Mechanical Calculation of Flexible Wires of Overhead Lines with Barrage Balls	299
Anishchenko V. A., Gorokhovik I. V. Influence of Oil-Filled Transformers Overload Capacity on the Throughput Capacity of the Electrical Network	310
Radkevich V. N., Stalovich V. V., Alekhnovich D. S. Towards Determination of Inductive Resistances of Single-Core Cables with Voltage of up to 1 kV Insulated by Cross-Linked Polyethylene	321
Panteleev S. V., Malashin A. N., Karkotskiy D. V., Suchodolov Yu. V. Synthesis of the Algorithm of the Vector Width-Pulse Modulation in a Nine-Phase Active Voltage Rectifier	334

HEAT POWER ENGINEERING

Osipov S. N., Zakharenko A. V. Energy-Efficient Compact Heat Exchangers Made of Porous Heat-Conducting Materials	346
Moroz D. R., Hruntovich N. V. Regional Gas Supply System Considered from the Standpoint of System Analysis and Regularities of its Functioning	359
Junussova L. R., Abildinova S. K., Aliyarova M. B., Chicherin S. V., Junussov T. Ja. The Means to Improve Water Treatment and to Enhance Power Engineering Performance of the Water Source Heat Pump	372

Editor-in-Chief Fiodar A. Romaniuk

Editorial Board

- W. T. WÓJCIK (Lublin University of Technology "Politechnika Lubelska", Lublin, Republic of Poland),
V. V. GALAKTIONOV (Russian Institute of Management named after V. P. Chernov, Moscow, Russian Federation),
M. DADO (Technical University in Zvolen, Zvolen, Slovak Republic),
V. A. JANGIROV (RF CCI Committee on Energy Strategy and the Development of Fuel-Energy Complex, Moscow, Russian Federation),
K. V. DOBREGO (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus) (Deputy Editor-in-Chief),
I. V. ZHEZHELENKO (Pryazovskyi State Technical University, Mariupol, Ukraine),
P. W. ZHUKOWSKI (Lublin University of Technology "Politechnika Lubelska", Lublin, Republic of Poland),
A. S. KALINICHENKO (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus) (First Deputy Editor-in-Chief),
A. I. KIRILLOV (Peter the Great Saint-Petersburg Polytechnic University, Saint-Petersburg, Russian Federation),
A. KONNOV (Lund University, Sweden),
B. K. MAKSIMOV (National Research University "Moscow Power Engineering Institute", Moscow, Russian Federation),
K. MAHKAMOV (Northumbria University, United Kingdom),
A. A. MIKHALEVICH (The National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus),
E. S. MISHUK (The Executive Committee of the Energy Council of the Commonwealth of Independent States, Moscow, Russian Federation),
NGO TUAN KIET (Research Energy Institute under the Vietnam Academy of Science and Technology, Hanoi, Socialist Republic of Vietnam),
O. G. PENYAZKOV (A. V. Luikov Heat and Mass Transfer Institute of the National Academy of Sciences of Belarus, Minsk, Republic of Belarus),
E. N. PISMENNYI (National Technical University of Ukraine "Kyiv Polytechnic Institute", Kiev, Ukraine),
E. N. SABUROV (Northern (Arctic) Federal University named after M. V. Lomonosov, Arkhangelsk, Russian Federation),
A.-S. S. SAUHATAS (Riga Technical University, Riga, Republic of Latvia),
V. S. SEVERYANIN (Brest State Technical University, Brest, Republic of Belarus),
I. I. SERGEY (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus) (Deputy Editor-in-Chief),
B. S. SOROKA (The Gas Institute of the National Academy of Sciences of Ukraine, Kiev, Ukraine),
V. A. STROEV (National Research University "Moscow Power Engineering Institute", Moscow, Russian Federation),
V. I. TIMOSHPOLSKY (LLC, Kiev, Ukraine),
E. V. TOROPOV (South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation),
E. UŠPURAS (Lithuanian Energy Institute, Kaunas, Republic of Lithuania),
B. M. KHROUSTALEV (Belarusian National Technical University, Minsk, Republic of Belarus),
L. V. SHENETS (The Eurasian Economic Commission, Moscow, Russian Federation)*

Executive Secretary of Editorial Board V. N. Guryanchyk

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

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

Passed for printing 26.07.2018. Dimension of paper 60×84¹/₈. Coated paper.
Digital printing. Type face Times. Conventional printed sheet 12,25.
An edition of 100 copies. Date of publishing 2018. 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, 2018

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-287-298>

УДК 621.31.83.52

Энергетические показатели синхронного частотно-регулируемого электропривода

Б. И. Фираго¹⁾, С. В. Александровский¹⁾

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

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. По сравнению с асинхронными частотно-регулируемыми электроприводами синхронные имеют меньшие потери мощности, жесткие механические характеристики без обратной связи по скорости, самое простое частотное управление (когда напряжение изменяется пропорционально частоте). Проведено аналитическое исследование энергетических показателей (потери мощности, коэффициент полезного действия, коэффициент мощности) частотно-регулируемого синхронного двигателя с электромагнитным возбуждением и с возбуждением от постоянных магнитов. Коэффициент полезного действия силового преобразователя, в рассматриваемом случае преобразователя частоты, зависит от структуры преобразователя (одно- или двухзвенный), применяемых силовых полупроводниковых приборов, дополнительных элементов (дросселей, конденсаторов, трансформаторов, активных сопротивлений и т. д.). КПД синхронного электродвигателя, входящего сомножителем в общий КПД регулируемого синхронного электропривода, представляет интерес при скалярном частотном управлении этого синхронного двигателя, так как публикаций на данную тему почти нет. Поэтому рассмотрена эффективность преобразования энергии синхронным двигателем, который получает ее от преобразователя частоты при различных частотах и преобразует в механическую энергию. В целях удобства аналитического исследования использовали широко применяемое понятие относительной частоты как отношение текущего значения частоты напряжения к номинальному. Показано, что максимум КПД смещается в сторону меньшего коэффициента загрузки при уменьшении относительной частоты питающего двигателя напряжения. Разработанная методика расчета энергетических показателей частотно-регулируемого синхронного двигателя иллюстрируется графиками КПД и $\cos\varphi$ для двигателя типа СДЗ 13-34-6 мощностью 500 кВт и напряжением 6 кВ и синхронного двигателя с постоянными магнитами типа YGT132S4 мощностью 5,5 кВт.

Ключевые слова: синхронный двигатель, частотное управление, потери мощности, коэффициент полезного действия, коэффициент мощности

Для цитирования: Фираго, Б. И. Энергетические показатели синхронного частотно-регулируемого электропривода / Б. И. Фираго, С. В. Александровский // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 4. С. 287–298. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-287-298>

Адрес для переписки

Фираго Бронислав Иосифович
Белорусский национальный технический университет
просп. Независимости, 65,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 293-95-61
eapu@bntu.by

Address for correspondence

Firago Bronislav I.
Belarusian National Technical University
65 Nezavisimosty Ave.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 293-95-61
eapu@bntu.by

Energetic Factors of a Frequency-Controlled Synchronous Electric Drive

B. I. Firago¹⁾, S. V. Aleksandrovsky¹⁾

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

Abstract. As compared to asynchronous frequency-controlled electric drives, synchronous drives are characterized by lower power losses, rigid mechanical characteristics without speed feedback and by the simplest law of frequency control (when the voltage changes proportionally to the frequency). An analytical study of energy factors (power loss, efficiency, power factor) of frequency-controlled synchronous motor with electromagnetic ignition and with excitation caused by permanent magnets has been fulfilled. The efficiency of the power converter, in this case (i. e. in the case of the frequency converter), depends on the structure of the converter (single-link or two-link), on the power semiconductor devices being used, on additional elements (i. e. chokes, capacitors, transformers, active resistance, etc.). The efficiency of a synchronous electric motor (which is a cofactor of general efficiency of a controlled synchronous electric drive) is of an interest in the scalar frequency control of the mentioned synchronous motor, since there are almost no publications on this subject. Therefore, the energy conversion efficiency of the synchronous motor, which receives energy from the frequency converter at different frequencies and converts to mechanical energy, has been considered. For the convenience of analytical research, we used the widely used concept of relative frequency as the ratio of the current value of the voltage frequency to the nominal one. It is demonstrated that the maximum efficiency is shifted in the direction of a lower load factor with a decrease in the relative frequency of the motor supply voltage. The method of calculating the energy performance of variable frequency synchronous motor that has been developed is illustrated by the graphs of efficiency and $\cos\varphi$ for the engine of the SD3 13-34-6 type of the capacity of 500 kW and of a voltage of 6 kV and for a synchronous motor with permanent magnets of the YGT132S4 type of a capacity of 5.5 kW.

Keywords: synchronous motor, frequency control, power losses, efficiency, power factor

For citation: Firago B. I., Aleksandrovsky S. V. (2018) Energetic Factors of a Frequency-Controlled Synchronous Electric Drive. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (4) 287–298. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-287-298> (in Russian)

Введение

Долгое время основной областью применения синхронных электродвигателей (СД) был нерегулируемый электропривод средней и большой мощности. Стремление к экономии электроэнергии при изменении производительности механизмов, приводимых в движение синхронными электродвигателями, привело к развитию регулируемых синхронных электроприводов. В настоящее время это частотно-регулируемые электроприводы, где синхронные электродвигатели применяются в двух вариантах:

1) при изменении частоты питающего напряжения в функции угловой скорости двигателя и управлении преобразователем частоты по углу положения ротора – так называемые вентильные двигатели, или, по-другому, двигатели с электронной коммутацией тока якоря [1–4];

2) при независимом задании частоты на выходе преобразователя, аналогично частотному управлению асинхронными двигателями, при этом величина напряжения изменяется в функции задаваемой частоты с учетом принятого закона частотного управления [5, 6].

В первом варианте частотного управления СД характеристики и свойства его подобны характеристикам и свойствам двигателя постоянного тока [4]. Поэтому вентильные синхронные двигатели с электромагнитным возбуждением или возбуждением от постоянных магнитов в настоящее время применяются как в маломощных электроприводах (так называемых сервоприводах) [1–3], так и в приводах средней и большой мощности, особенно при векторном управлении [3, 7]. Достигнуты значительные успехи в теоретическом исследовании и практической реализации этих электроприводов.

В меньшей мере исследованы более простые частотно-регулируемые синхронные электродвигатели при скалярном частотном управлении, когда поддерживается постоянный магнитный поток (обычно на номинальном уровне). Такие электродвигатели средней мощности могут обеспечить экономичное регулирование производительности механизмов с постоянным статическим моментом за счет изменения скорости. В связи с этим представляет интерес исследовать энергетические показатели (коэффициент полезного действия, коэффициент мощности) в частотно-регулируемом синхронном электродвигателе. Определение энергетических показателей основано на расчете потерь мощности, которые также используются в качестве критерия проверки двигателя по нагреву при циклическом характере нагрузки.

Рассматриваемые в статье вопросы базируются на публикации [8]. Приведем аналитический метод расчета энергетических показателей синхронного частотно-регулируемого электропривода.

Потери мощности и коэффициент полезного действия синхронного электродвигателя при скалярном частотном управлении

Потери мощности при исследовании коэффициента полезного действия η и коэффициента мощности $\cos\varphi$ синхронного частотно-регулируемого электропривода рассматриваются для установившегося режима работы синхронного двигателя, когда $\omega = \omega_0 = \text{const}$. Поэтому демпферная обмотка не оказывает никакого влияния на потери мощности, так как при $\omega = \omega_0$ в демпферной обмотке отсутствуют токи.

В регулируемом электроприводе сохраняется деление потерь на так называемые постоянные и переменные [9, 10]. К постоянным относят потери мощности, практически не зависящие от нагрузки. В частотно-регулируемом СД постоянные потери мощности состоят:

- из потерь на возбуждение $\Delta P_{\text{в}}$;
- из потерь в стали статора [9]

$$\Delta P_{\text{ст1}} = \Delta P_{\text{ст1,ном}} \left(\frac{\Phi}{\Phi_{\text{ном}}} \right)^2 \left(\frac{f_1}{f_{1,\text{ном}}} \right)^q; \quad (1)$$

- из механических потерь

$$\Delta P_{\text{мх}} = \Delta P_{\text{мх,ном}} \left(\frac{\omega}{\omega_{\text{ном}}} \right)^2, \quad (2)$$

где Φ , $\Phi_{\text{ном}}$ – текущее и номинальные значения магнитного потока; f_1 , $f_{1,\text{ном}}$ – то же частоты изменения питающего статор напряжения; $\Delta P_{\text{ст1,ном}}$ – номинальные потери в стали статора; q – показатель степени, характеризующий потери в стали от изменения частоты, который находится в пределах 1,3–1,5, для современных электротехнических сталей рекомендуют принимать $q = 1,5$; ω , $\omega_{\text{ном}}$ – текущее и номинальные значения угловой скорости ротора; $\Delta P_{\text{мх,ном}}$ – номинальные механические потери.

В основном диапазоне частотного регулирования скорости магнитный поток поддерживается постоянным, обычно равным номинальному. Поэтому в указанном диапазоне постоянные потери

$$\Delta P_{\text{пост}} = \Delta P_{\text{ст1,ном}} \left(\frac{f_1}{f_{1,\text{ном}}} \right)^{1,5} + \Delta P_{\text{мх,ном}} \left(\frac{\omega}{\omega_{\text{ном}}} \right)^2 + \Delta P_{\text{в,ном}}. \quad (3)$$

Переменные потери частотно-регулируемого СД включают потери в обмотке статора

$$\Delta P_{\text{пер1}} = 3I_1^2 R_1, \quad (4)$$

где I_1 – действующее значение тока фазы статора, имеющего активное сопротивление R_1 .

Если ввести:

- относительную частоту α

$$\alpha = \frac{f_1}{f_{1,\text{ном}}} = \frac{\omega_0}{\omega_{0,\text{ном}}}; \quad (5)$$

- относительную угловую скорость ротора ν

$$\nu = \frac{\omega}{\omega_{\text{ном}}} = \frac{\omega}{\omega_{0,\text{ном}}}; \quad (6)$$

- относительный ток статора ι_1

$$\iota_1 = \frac{I_1}{I_{1,\text{ном}}}; \quad (7)$$

- относительный момент μ

$$\mu = \frac{M}{M_{\text{ном}}}, \quad (8)$$

то суммарные потери мощности в частотно-регулируемом СД в установленном режиме, когда $\omega = \omega_0 = \text{const}$, можно записать в виде

$$\Delta P = \Delta P_{\text{в,ном}} + \Delta P_{\text{ст1,ном}} \alpha^{1.5} + \Delta P_{\text{мх,ном}} \alpha^2 + \Delta P_{\text{пер1,ном}} \iota_1^2, \quad (9)$$

где $\Delta P_{\text{пер1,ном}} = 3I_{1,\text{ном}}^2 R_1$.

Для удобства расчетов необходимо найти функциональную зависимость между ι_1 и μ . Действующее значение тока статора I_1 определяют через составляющие токов I_{1q} и I_{1d} по оси d - q при допущении $R_1 = 0$ [4]

$$I_1 = \sqrt{I_{1d}^2 + I_{1q}^2}, \quad (10)$$

где

$$I_{1q} = -\frac{U_1 \sin \theta_{\text{эл}}}{X_{1q}}; \quad (11)$$

$$I_{1d} = \frac{E_1 - U_1 \cos \theta_{\text{эл}}}{X_{1d}}; \quad (12)$$

U_1, E_1 – действующее значение фазного напряжения статора и фазной ЭДС взаимной индукции; X_{1d}, X_{1q} – индуктивное сопротивление СД по осям d - q .

При частотном управлении СД с постоянным магнитным потоком существуют зависимости [8]:

$$\omega_0 = \alpha \omega_{0,\text{ном}}; \quad U_1 = \alpha U_{1,\text{ном}}; \quad E_1 = \alpha E_{1,\text{ном}}; \quad (13)$$

$$X_{1d} = \alpha X_{1d,\text{ном}}; \quad X_{1q} = \alpha X_{1q,\text{ном}},$$

где величины с индексом «ном» относят к номинальной частоте $f_{1,\text{ном}}$.

Вводя относительные значения токов по осям q и d :

$$\iota_{1q}^* = \frac{I_{1q}}{I_{1,\text{ном}}}; \quad \iota_{1d}^* = \frac{I_{1d}}{I_{1,\text{ном}}} \quad (14)$$

и используя соотношения (11), (12) и (13), можно получить зависимости:

$$\iota_{1q}^* = -\frac{\sin \theta_{\text{эл}}}{X_{1q}^*}; \quad \iota_{1d}^* = \frac{k_1 - \cos \theta_{\text{эл}}}{X_{1d}^*}, \quad (15)$$

где $X_{1q}^* = \frac{I_{1,\text{ном}} X_{1q,\text{ном}}}{U_{1,\text{ном}}}$, $X_{1d}^* = \frac{I_{1,\text{ном}} X_{1d,\text{ном}}}{U_{1,\text{ном}}}$ – относительное индуктивное со-

противление СД по осям q и d ; $k_1 = \frac{E_{1,\text{ном}}}{U_{1,\text{ном}}}$; $\theta_{\text{эл}}$ – электрический угол

нагрузки СД.

Квадрат относительного тока статора, который входит в выражение переменных потерь статора, теперь можно записать в виде

$$i_1^2 = \frac{\sin^2 \theta_{эл}}{X_{1q}^{*2}} + \frac{(k_1 - \cos \theta_{эл})^2}{X_{1d}^{*2}}. \quad (16)$$

Связь между углом $\theta_{эл}$ и относительным моментом μ находим из линеаризованной угловой характеристики [8, 9]

$$M = \frac{M_{ном}}{\theta_{эл,ном}} \theta_{эл}$$

в виде

$$\theta_{эл} = \mu \theta_{эл,ном}. \quad (17)$$

После этого выражаем переменные потери мощности в статоре через относительный электромагнитный момент

$$\Delta P_{пер1} = \Delta P_{пер1,ном} \left[\frac{\sin^2(\mu \theta_{эл,ном})}{X_{1q}^{*2}} + \frac{[k_1 - \cos(\mu \theta_{эл,ном})]^2}{X_{1d}^{*2}} \right]. \quad (18)$$

В том случае, когда для проверки электродвигателя по нагреву используется метод средних потерь мощности за цикл нагрузочной диаграммы, т. е. с учетом переходных процессов, необходимо учитывать переменные потери в демпферной обмотке ротора, которые удобно выразить через момент

$$\Delta P_{пер2} = M(t)[\omega_0(t) - \omega(t)], \quad (19)$$

где $M(t)$, $\omega_0(t)$, $\omega(t)$ – момент, синхронная скорость и скорость ротора в переходном процессе, определяемые в соответствии с [8].

КПД двигателя определяется как отношение выходной мощности на валу P_2 к входной электрической мощности P_1

$$\eta_d = \frac{P_2}{P_1} = \frac{P_2}{P_2 + \Delta P}. \quad (20)$$

Выходную мощность синхронного двигателя выражаем через момент на валу M_2 и угловую скорость ротора $\omega = \omega_0$

$$P_2 = M_2 \omega_0 \approx M \omega_0,$$

где $M = M_2 + \Delta M$ – электромагнитный момент двигателя; ΔM – потеря момента, обусловленная механическими потерями.

В установившемся режиме работы с учетом (5) и (8) механическую мощность P_2 на валу СД можно выразить таким образом:

$$P_2 = \alpha \mu P_{ном}. \quad (21)$$

Подставляем (9), (18) и (21) в (20) и получаем общее выражение для КПД СД при скалярном частотном управлении

$$\eta_d = \frac{\alpha \mu P_{\text{НОМ}}}{\alpha \mu P_{\text{НОМ}} + \Delta P_{\text{В,НОМ}} + \Delta P_{\text{СТ1,НОМ}} \alpha^{1,5} + \Delta P_{\text{МХ,НОМ}} \alpha^2 + \Delta P_{\text{пер,1НОМ}} \left(\frac{\sin^2(\mu \theta_{\text{эл,НОМ}})}{X_{1q}^{*2}} + \frac{[k_1 - \cos(\mu \theta_{\text{эл,НОМ}})]^2}{X_{1d}^{*2}} \right)} \quad (22)$$

Анализ (22) показывает, что КПД является функцией двух независимых переменных: относительной частоты α и относительного момента μ .

Для иллюстрации теоретических исследований проведены расчеты КПД синхронного двигателя типа СДЗ 13-34-6 мощностью 500 кВт и напряжением 6000 В по формуле (22) при изменении относительного момента $0 \leq \mu \leq 1,9$ для ряда значений относительной частоты $\alpha = 0,1; 0,5; 1,0$ (рис. 1).

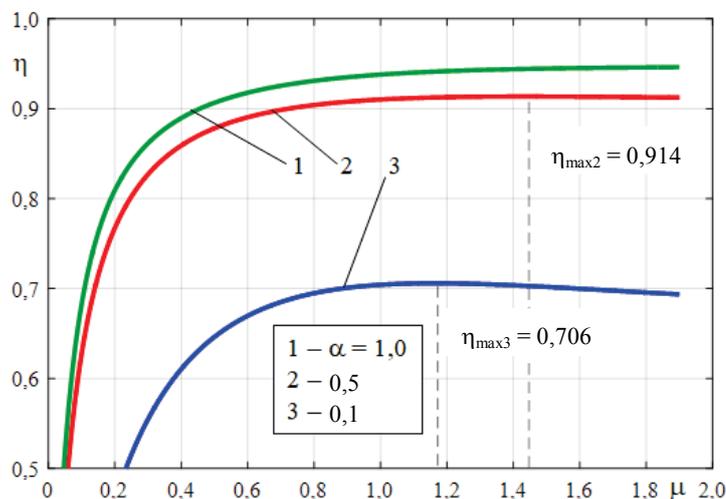


Рис. 1. Зависимость коэффициента полезного действия синхронного электродвигателя типа СДЗ 13-34-6 от относительного момента

Fig. 1. The dependence of the efficiency of the synchronous motor of SD3 13-34-6 the type on the relative torque

Потери мощности и коэффициент полезного действия синхронного электродвигателя с постоянными магнитами при скалярном частотном управлении

Потери мощности в частотно регулируемом синхронном двигателе с постоянным магнитным потоком состоят из постоянных потерь

$$\Delta P_{\text{пост}} = \Delta P_{\text{СТ1}} + \Delta P_{\text{МХ}} = \Delta P_{\text{СТ1,НОМ}} \left(\frac{f_1}{f_{1,НОМ}} \right)^{1,5} + \Delta P_{\text{МХ,НОМ}} \left(\frac{\omega}{\omega_{0,НОМ}} \right)^2$$

и переменных потерь от протекания тока I_1 по трем фазам обмотки статора, определяемых по (4).

Теперь постоянные потери мощности с учетом (5) можно записать в виде

$$\Delta P_{\text{пост}} = \Delta P_{\text{ст1,ном}} \alpha^{1,5} + \Delta P_{\text{мх,ном}} \alpha^2 \approx \Delta P_{\text{пост,ном}} \alpha^2,$$

где $\Delta P_{\text{пост,ном}} = \Delta P_{\text{ст1,ном}} + \Delta P_{\text{мх,ном}}$.

При постоянном магнитном потоке относительный ток статора i_1 является коэффициентом загрузки k_3 , т. е.

$$i_1 = \frac{I_1}{I_{1,\text{ном}}} \approx \frac{M}{M_{\text{ном}}} = \mu = k_3.$$

При таком допущении суммарные потери в частотно-регулируемом синхронном двигателе с постоянными магнитами запишутся

$$\begin{aligned} \Delta P &= \Delta P_{\text{пост}} + \Delta P_{\text{пер1}} = \Delta P_{\text{пост1,ном}} \alpha^2 + k_3^2 \Delta P_{\text{пер1,ном}} = \\ &= \Delta P_{\text{пер1,ном}} \left(\frac{\Delta P_{\text{пост,ном}}}{\Delta P_{\text{пер1,ном}}} \alpha^2 + k_3^2 \right). \end{aligned}$$

Обозначим относительные постоянные потери мощности в частотно-регулируемом синхронном двигателе с постоянными магнитами

$$p_0^* = \frac{\Delta P_{\text{пост,ном}}}{\Delta P_{\text{пер1,ном}}}.$$

В результате получаем выражение потерь мощности в виде

$$\Delta P = \Delta P_{\text{пер1,ном}} (p_0^* \alpha^2 + k_3^2). \quad (23)$$

Подставляем (23) и (21) в (20) и получаем общее выражение для КПД синхронного электродвигателя с постоянными магнитами при скалярном частотном управлении

$$\eta_{\text{д}} = \frac{k_3 \alpha P_{\text{ном}}}{k_3 \alpha P_{\text{ном}} + \Delta P_{\text{пер1,ном}} (p_0^* \alpha^2 + k_3^2)}.$$

Разделив числитель и знаменатель на $P_{\text{ном}}$, получим уравнение

$$\eta_{\text{д}} = \left[1 + \frac{\Delta P_{\text{пер1,ном}}}{P_{\text{ном}}} \cdot \frac{p_0^* \alpha^2 + k_3^2}{k_3 \alpha} \right]^{-1}.$$

Обозначим

$$\Delta P_{\text{пер1,ном}}^* = \frac{\Delta P_{\text{пер1,ном}}}{P_{\text{ном}}},$$

тогда

$$\eta_{\text{д}} = \left[1 + \Delta P_{\text{пер1,ном}}^* \frac{p_0^* \alpha^2 + k_3^2}{k_3 \alpha} \right]^{-1}. \quad (24)$$

При $\alpha = 1$ и $k_3 = 1$ имеем номинальный КПД, т. е. $\eta_d = \eta_{\text{ном}}$. При этих условиях из (24) можно найти

$$\Delta P_{\text{пер1,ном}}^* = \frac{1}{p_0^* + 1} \left(\frac{1}{\eta_{\text{ном}}} - 1 \right)$$

и записать окончательное выражение для КПД синхронного частотно-регулируемого двигателя с постоянными магнитами

$$\eta_d = \left[1 + \frac{1}{p_0^* + 1} \left(\frac{1}{\eta_{\text{ном}}} - 1 \right) \frac{p_0^* \alpha^2 + k_3^2}{k_3 \alpha} \right]^{-1}. \quad (25)$$

Известно, что при работе электродвигателя с постоянным магнитным потоком максимум КПД наступает, когда постоянные потери равны переменным. Для рассматриваемого синхронного электродвигателя это соответствует равенству

$$\Delta P_{\text{пост1,ном}} \alpha^2 = k_{3,\text{опт}}^2 \Delta P_{\text{пер1,ном}},$$

откуда находим величину оптимального коэффициента загрузки $k_{3,\text{опт}} = \alpha \sqrt{p_0^*}$, при котором КПД принимает максимальное значение

$$\eta_{d,\text{max}} = \left[1 + \left(\frac{1}{\eta_{\text{ном}}} - 1 \right) \frac{2\sqrt{p_0^*}}{p_0^* + 1} \right]^{-1}.$$

То есть при принятых допущениях максимум КПД остается таким же, как и для номинальной скорости $\omega_0 = \omega_{0,\text{ном}}$ или $\alpha = 1$, но величина этого максимума достигается при меньшем коэффициенте загрузки, поскольку здесь рассматривается регулирование частоты α и, соответственно, синхронной угловой скорости ω_0 в диапазоне частот $\alpha_{\text{min}} \leq \alpha \leq 1$ или $\omega_{\text{min}} \leq \omega_0 \leq \omega_{0,\text{ном}}$.

Следовательно, при принятых допущениях относительно зависимости постоянных потерь мощности от относительной частоты α и коэффициента загрузки по моменту, равного коэффициенту загрузки по току, получили зависимость КПД частотно-регулируемого синхронного электродвигателя с постоянными магнитами от относительной скорости α и коэффициента загрузки k_3 такого же характера, как и для асинхронного частотно-регулируемого двигателя с постоянным магнитным потоком (потокосцеплением) [4]. Но КПД этого синхронного двигателя будет больше, чем у асинхронного двигателя, поскольку отсутствуют потери мощности в роторе при таком же развиваемом моменте.

Для иллюстрации теоретических исследований проведены расчеты КПД синхронного двигателя с постоянными магнитами типа YGT132S4 мощностью 5,5 кВт по формуле (25) при изменении коэффициента загрузки $0 \leq k_3 \leq 1$ для ряда значений относительной частоты $\alpha = 0,1; 0,5; 1,0$ (рис. 2).

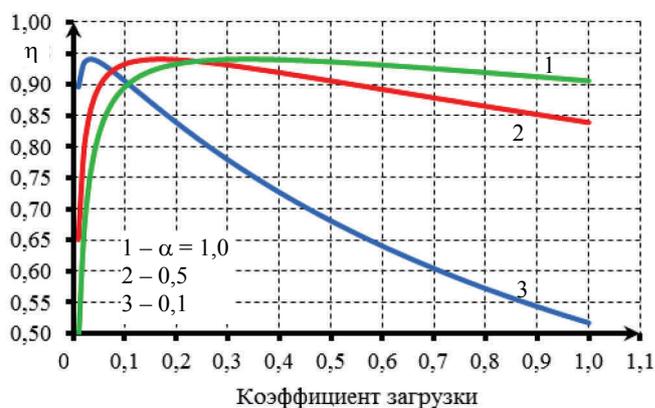


Рис. 2. Зависимость коэффициента полезного действия синхронного двигателя с постоянными магнитами типа YGT132S4 от коэффициента загрузки при различных значениях относительной частоты

Fig. 2. The dependence of the efficiency of the synchronous motor with permanent magnets of the YGT132S4 type on load factor for different values of relative frequency

Коэффициент мощности частотно-регулируемого синхронного электродвигателя с постоянными магнитами

Коэффициент мощности $\cos \varphi$ рассчитываем для первой гармоники питающего двигателя напряжения U_1 , которое изменяется при частотном управлении по закону $U_1 = \alpha U_{1, \text{ном}}$, по формуле

$$\cos \varphi = \frac{P_1}{3U_1 I_1},$$

где P_1 – потребляемая трехфазным синхронным двигателем активная мощность; U_1 – действующее значение фазного напряжения обмотки статора; I_1 – то же фазного тока статора.

Потребляемую двигателем мощность определяем следующим образом:

$$P_1 = P_{\text{эм}} + \Delta P_{\text{ст1}} + \Delta P_{\text{пер1}} = M \omega_0 + \Delta P_{\text{ст1}} + \Delta P_{\text{пер1}}. \quad (26)$$

С учетом принятых обозначений относительной частоты α (5), относительного тока статора i_1 (7), относительного момента μ (8) выражение (26) можно записать в виде

$$P_1 = \alpha \mu P_{\text{ном}} + \Delta P_{\text{ст1, ном}} \alpha^{1,5} + \Delta P_{\text{пер1, ном}} i_1^2. \quad (27)$$

Исходя из допустимого по условиям нагрева момента синхронного двигателя, получим следующую зависимость:

$$i_1^2 = \left(\frac{a}{X_c^*} \right)^2 - \frac{2a}{X_c^{*2}} + \frac{1}{X_c^{*2}} + \frac{a\mu^2}{(\lambda_m X_c^*)^2},$$

где $a = \frac{E_{1, \text{ном}}}{U_{1, \text{ном}}}$; X_c^* – относительное значение синхронного индуктивного

сопротивления неявнополюсного синхронного двигателя; λ_m – номинальная перегрузочная способность синхронного двигателя.

Обозначим:

- относительные номинальные потери мощности в стали

$$q_1^* = \frac{\Delta P_{\text{ст1,ном}}}{P_{\text{ном}}};$$

- относительные номинальные переменные потери в обмотке статора

$$q_2^* = \frac{\Delta P_{\text{пер1,ном}}}{P_{\text{ном}}};$$

- относительную потребляемую активную мощность синхронного двигателя

$$q^* = \frac{P_1}{P_{\text{ном}}}.$$

Теперь $\cos\varphi$ можно представить в виде

$$\cos\varphi = \frac{q^*}{\alpha I_1} \cdot \frac{P_{1,\text{ном}}}{3U_{1,\text{ном}}I_{1,\text{ном}}}.$$

По полученным выражениям произведем расчет и построение коэффициента мощности синхронного двигателя с постоянными магнитами типа YGT132S4 в функции относительного момента $0,1 \leq \mu \leq 1$ для $\alpha = 0,1; 0,5; 1,0$ (рис. 3).

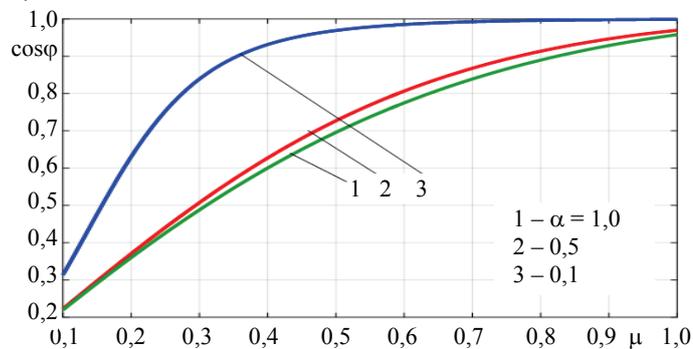


Рис. 3. Зависимость коэффициента мощности синхронного двигателя с постоянными магнитами типа YGT132S4 от относительного момента

Fig. 3. The dependence of the power factor of a synchronous motor with permanent magnets of the YGT132S4 type on the relative moment

ВЫВОДЫ

1. Разработана методика расчета энергетических показателей, которая позволяет определять потери мощности, коэффициент полезного действия, коэффициент мощности частотно-регулируемых синхронных электродвигателей при постоянном магнитном потоке.

2. Показано, что при уменьшении частоты питающего двигателя напряжения максимум коэффициента полезного действия смещается в сторону меньших нагрузок, практически сохраняя свою величину.

ЛИТЕРАТУРА

1. Зиннер, Л. Я. Вентильные двигатели постоянного и переменного тока / Л. Я. Зиннер, А. И. Скороспешкин. М.: Энергоиздат, 1981. 136 с.
2. Овчинников, И. Е. Теория вентильных электрических двигателей / И. Е. Овчинников. Л.: Наука, 1985. 164 с.
3. Zawirski, K. Sterowanie Silnikiem Synchronicznym Magnesach Trwałych / K. Zawirski. Poznan: Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, 2005. 179 p.
4. Фираго, Б. И. Регулируемые электроприводы переменного тока / Б. И. Фираго, Л. Б. Павлячик. Минск: Техноперспектива, 2006. 363 с.
5. Брускин, Д. Э. Электрические машины. Ч. 2. 2-е изд. переаб. и доп. / Д. Э. Брускин, А. Е. Зорохович, В. С. Хвостов. М.: Высш. шк., 1987. 355 с.
6. Осин, И. Л. Электрические машины: синхронные машины / И. Л. Осин, Ю. Г. Шакарян. М.: Высш. шк., 1990. 304 с.
7. Фираго, Б. И. Векторные системы управления электроприводами / Б. И. Фираго, Д. С. Васильев. Минск: Высшэйш. шк., 2016. 159 с.
8. Фираго, Б. И. Исследование переходных процессов частотно-регулируемого синхронного электропривода / Б. И. Фираго, С. В. Александровский // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2016. Т. 59, № 6. С. 507–518. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-6-507-518>.
9. Фираго, Б. И. Теория электропривода / Б. И. Фираго, Л. Б. Павлячик. Минск: Техноперспектива, 2007. 585 с.
10. Trzynadlowski, A. Control of Induction Motors / A. Trzynadlowski. London: Academic Press, 2001. 228 p. <https://doi.org/10.1016/b978-0-12-701510-1.x5000-4>.

Поступила 15.11.2017 Подписана в печать 19.03.2018 Опубликована онлайн 27.07.2018

REFERENCES

1. Zinner L. Ya., Skorospeshkin A. I. (1981) *Switched Induction DC and AC Motors*. Moscow, Energoizdat Publ. 136 (in Russian).
2. Ovchinnikov I. E. (1985) *The Theory of Switched Induction Electric Motors*. Leningrad, Nauka Publ. 164 (in Russian).
3. Zawirski K. (2005) *Sterowanie Silnikiem Synchronicznym Magnesach Trwałych*. Poznan, Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej. 179 (in Polish).
4. Firago B. I., Pawlaczyk L. B. (2006) *Regulated Alternative Current Drives*. Minsk, Technoperspektiva Publ. 363 (in Russian).
5. Bruskin D. E., Zorokhovich A. E., Khvostov V. S. (1987) *Electric Machines. Part 2*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 335 (in Russian).
6. Osin I. L., Shakaryan Yu. G. (1990) *Electric Machines: Synchronous Machines*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 304 (in Russian).
7. Firago B. I., Vasil'ev D. S. (2016) *Vector Systems Control of Electrical Drives*. Minsk, Vysheishaya Shkola Publ. 159 (in Russian).
8. Firago B. I., Aleksandrovsky S. V. (2016) The Study of Transient Processes of the Frequency-Regulated Synchronous Electric Drive. *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Educational Institutions and Power Engineering Associations*, 59 (6), 507–518 (in Russian). <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2016-59-6-507-518>.
9. Firago B. I., Pawlaczyk L. B. (2007) *The Theory of Electrical Drives*. Minsk, Technoperspektiva Publ. 585 (in Russian).
10. Trzynadlowski A. (2001) *Control of Induction Motors*. London, Academic Press. 228. <https://doi.org/10.1016/b978-0-12-701510-1.x5000-4>.

Received: 15 November 2017

Accepted: 19 March 2018

Published online: 27 July 2018

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-299-309>

УДК 621.315.176

Механический расчет гибких проводов воздушных линий с заградительными шарами

И. И. Сергей¹⁾, Ю. В. Бладыко¹⁾

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

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. Авиационные заградительные шары-маркеры служат для маркировки высоковольтных проводов с целью визуального предупреждения пилотов гражданской и военной авиации о наличии воздушных линий. В статье предлагается механический расчет гибких проводов пролета воздушных линий, в котором устанавливаются заградительные шары. Провод рассматривается как однородная гибкая нить, имеющая очертание параболы и цепной линии. Нагрузку от заградительных шаров нельзя заменять распределенной простым делением суммарных нагрузок на длину пролета, так как это может привести к неверным результатам. Приведены формулы определения стрел провеса при различном числе заградительных шаров как функции от их числа и коэффициента сосредоточенных сил. Показана приемлемая точность механического расчета при использовании принятой в проектной практике модели провода в виде параболы, если будут правильно определены составляющие сосредоточенных сил. Записано уравнение состояния, учитывающее весовые и ветровые нагрузки на провод, а также коэффициенты нагрузки в двух плоскостях, зависящие от числа заградительных шаров. Выполненные расчеты показывают приемлемую точность определения тяжений при различной загрузке пролета. Для более точного расчета механических напряжений и стрел провеса предложен векторно-параметрический метод расчета гибких проводов воздушных линий, где положена расчетная модель проводов в виде гибкой упругой нити с учетом пространственного расположения всех конструктивных элементов. Получены результаты механического расчета по разработанной программе и по существующим методикам для различного числа заградительных шаров, перемещаемых вдоль пролета.

Ключевые слова: стрела провеса, тяжение, гибкая нить, цепная линия, парабола, уравнение состояния, пролет, эквивалентный провод, коэффициент нагрузки

Для цитирования: Сергей, И. И. Механический расчет гибких проводов воздушных линий с заградительными шарами / И. И. Сергей, Ю. В. Бладыко // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 4. С. 299–309. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-299-309>

Адрес для переписки

Бладыко Юрий Витальевич
Белорусский национальный технический университет
просп. Независимости, 65/2
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел. +375 17 292-71-93
eie@bntu.by

Address for correspondence

Bladyko Yuri V.
Belarusian National Technical University
65/2 Nezavisimosty Ave.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Тел. +375 17 292-71-93
eie@bntu.by

Mechanical Calculation of Flexible Wires of Overhead Lines with Barrage Balls

I. I. Sergey¹⁾, Y. V. Bladyko¹⁾

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

Abstract. Aerial barrage balls serve for marking high-voltage wires in order to visually warn pilots of civil and military aviation about the presence of overhead lines. The present article deals with the mechanical calculation of flexible overhead wires of overhead lines, in which aerial warning barrage balls are installed. The wire is considered as a homogeneous flexible thread having the outline of a parabola and a chain line. The load from the aerial barrage balls must not be substituted with a distributed one by simple division of the total load into the span length, since it can cause incorrect results. The formulas for determining the sag are given for a different number of aerial barrage balls as a function of their number and the coefficient of concentrated forces. The acceptable accuracy of mechanical calculation is demonstrated when using the model of wire in the form of a parabola adopted in the design practice, provided that the components of concentrated forces are correctly determined. The equation of state is recorded, taking into account the weight and wind loads on the wire, as well as load coefficients in two planes, depending on the number of barrage balls. The performed calculations demonstrate an acceptable accuracy of the determination of the stress at various loadings of the span. For more accurate calculation of mechanical stresses and sag arrows, a vector-parametric method for calculating the flexible wires of overhead lines is suggested, where the calculated model of wires in the form of a flexible elastic thread is put taking into account of the spatial arrangement of all structural elements. The results of mechanical calculation according to the program that had been developed and to the existing methods for a different number of aerial barrier balls moved along the span are presented.

Keywords: sag, stress, flexible thread, chain line, parabola, equation of state, span, equivalent wire, load factor

For citation: Sergey I. I., Bladyko Y. V. (2018) Mechanical Calculation of Flexible Wires of Overhead Lines with Barrage Balls. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (4) 299–309. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-299-309> (in Russian)

Введение

Авиационные заградительные шары-маркеры служат для маркировки высоковольтных проводов с целью визуального предупреждения пилотов гражданской и военной авиации о наличии воздушных линий (ВЛ) электропередачи, в особенности проходящих через водные препятствия и ущелья. Авиационные заградительные шары для ВЛ отчетливо видны на фоне любой местности.

Цель механического расчета – определение возникающих в проводах и опорных конструкциях напряжений и обеспечение в любой точке пролета требующихся по ПУЭ минимальных расстояний до различных объектов при всех возможных видах нагрузок, принятых при проектировании (гололед, ветер и др.). В настоящее время в проектной практике отсутствуют методики и указания по расчету положения проводов и тросов с заградительными шарами. Нагрузку от них нельзя заменять распределенной простым делением суммарных нагрузок на длину пролета, так как это может

привести к неверным результатам. В статье излагается механический расчет гибких проводов пролета ВЛ, в котором устанавливаются заградительные шары.

Механический расчет гибких проводов

Расчетная модель пролета показана на рис. 1а.

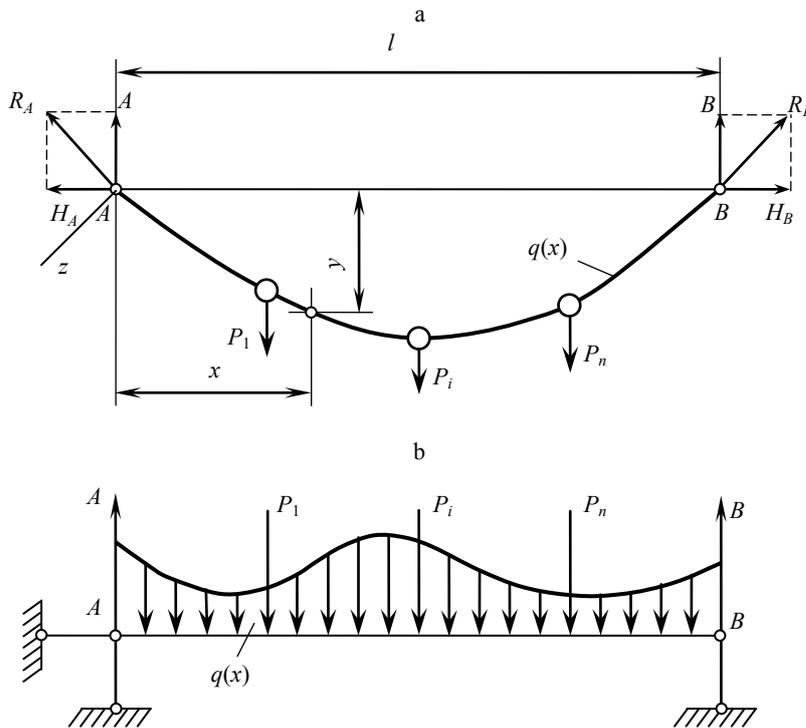


Рис. 1. Расчетная схема пролета: а – провод с вертикальными нагрузками, распределенными $q(x)$ и сосредоточенными P_i ; б – провод в виде простой разрезной балки с шарнирными опорами, нагруженной так же, как и провод

Fig. 1. Estimated span scheme: a – wire with vertical distributed loads $q(x)$ and with concentrated loads P_i ; b – wire in the form of a simple split beam with hinged pillars, loaded in the same way as the wire

Основанная на ряде допущений и упрощений методика механического расчета проводов и тросов с сосредоточенными нагрузками [1] сводит вычисление напряжений в проводе к решению известного уравнения состояния, выведенного для проводов ВЛ и дополненного поправочным коэффициентом, учитывающим конструктивные элементы. Поправочный коэффициент определяется при замене провода с сосредоточенными нагрузками различной величины, приложенными в разных местах пролета, эквивалентным проводом с равномерно распределенной по пролету нагрузкой (рис. 1б).

Гибкая однородная нерастяжимая тяжелая нить с закрепленными концами в однородном гравитационном поле принимает форму цепной линии [2].

По уравнению цепной линии стрела провеса в любой точке пролета

$$f(x) = y = a \left[\operatorname{ch} \left(\frac{l}{2a} \right) - \operatorname{ch} \left(\frac{l-2x}{2a} \right) \right],$$

где $a = H/q$; l – длина пролета; x – расстояние от начала пролета; H – тяжение в проводе (горизонтальная составляющая); q – погонный вес провода.

Практически тот же результат дает сумма разложения гиперболической функции в степенной ряд (ряд Маклорена)

$$f(x) = \frac{x(l-x)}{2!a} + \frac{x^2(l-x)^2}{4!a^3} + \dots = \frac{qx(l-x)}{2H} + \frac{q^3x^2(l-x)^2}{24H^3} + \dots$$

При длинах пролета до 500–700 м уравнение цепной линии заменяют параболой, т. е. пользуются только первым членом ряда, при больших длинах рекомендуется использовать два слагаемых в формуле разложения для определения стрел провеса [2].

Для частного случая, когда в середине пролета действует одна сосредоточенная сила P , стрела провеса в любой точке пролета

$$f(x) = \frac{x[q(l-x) + P]}{2H},$$

где P – вес сосредоточенных нагрузок.

При трех сосредоточенных нагрузках, равномерно расположенных по длине пролета, стрелы провеса определяются по формулам:

$$f(x) = \frac{qx(l-x) + Px}{2H}, \quad \text{при } 0 \leq x \leq l/4;$$

$$f(x) = \frac{qx(l-x) + P(x+l/2)/3}{2H}, \quad \text{при } l/4 \leq x \leq l/2.$$

При семи сосредоточенных нагрузках, равномерно расположенных по длине пролета, стрелы провеса в местах приложения сил определяются по выражениям:

$$f(l/8) = \frac{ql^2}{8H} \left(\frac{7}{16} + \frac{1}{2} K_P \right); \quad f(l/4) = \frac{ql^2}{8H} \left(\frac{3}{4} + \frac{6}{7} K_P \right);$$

$$f(3l/8) = \frac{ql^2}{8H} \left(\frac{15}{16} + \frac{15}{14} K_P \right); \quad f_0 = f(l/2) = \frac{ql^2}{8H} \left(1 + \frac{8}{7} K_P \right),$$

где $K_P = P/(ql)$ – коэффициент сосредоточенных сил.

В общем случае максимальная стрела провеса для n сосредоточенных сил [3]

$$f_0 = \frac{ql^2}{8H} K_f,$$

где $K_f = 1 + K_P \left(1 + \frac{1}{n} \right)$.

При замене сосредоточенных сил на распределенную по пролету нагрузку максимальная стрела провеса снижается до величины

$$f_0 = \frac{ql^2}{8H} K = \frac{ql^2}{8H} (1 + K_p),$$

что приводит к значительным погрешностям [3].

При разных высотах точек подвеса провода стрелы провеса определяются тем же путем, что и при одинаковой высоте точек подвеса, так как формула балочных реакций в обоих случаях имеет одинаковую структуру, причем вес провода может быть принят с учетом уклона. При совместном действии вертикальных и горизонтальных нагрузок стрелы провеса и горизонтальные отклонения находят независимо в двух взаимно перпендикулярных плоскостях [4].

При наличии натяжных гирлянд изоляторов, а также при учете ветровой нагрузки погрешность возрастает из-за искажения формы системы «гирлянда изоляторов – провод», отклонения составляющих проходят в разных плоскостях. В [5, 6] доказано увеличение погрешности с увеличением длины гирлянды изоляторов.

Методика [1] может быть распространена на пролеты с заградительными шарами с учетом ветрового и гололедного воздействий. После определения для всех режимов эквивалентных погонных нагрузок составляется уравнение состояния провода. При этом следует учитывать упругое и температурное удлинение провода на длине l_1 . Тогда из условия равенства длин провода в двух режимах, из которых один исходный (с индексом 0), получим следующее уравнение состояния провода:

$$\alpha_y H - \frac{\Sigma(qK)^2 l^2}{24H^2} + \alpha t = \alpha_y H_0 - \frac{\Sigma(q_0 K_0)^2 l^2}{24H_0^2} + \alpha t_0,$$

где $\Sigma(qK)^2 = (q_y K_y)^2 + (q_z K_z)^2$; $q_y K_y, q_z K_z$ – эквивалентная погонная весовая и ветровая нагрузки на провод; q_y, q_z – погонная нагрузка на провод от веса (провода и гололеда) и ветра; K_y, K_z – коэффициент нагрузки в двух

плоскостях; $\alpha_y = \frac{1}{EF}$ – то же упругого удлинения провода; E – модуль

упругости провода; F – сечение провода; α – коэффициент температурного удлинения провода; t – температура провода.

Коэффициенты нагрузки при n заградительных шарах, равномерно расположенных в пролете ВЛ [3], равны:

$$K_y^2 = 1 + 2 \frac{n+2}{n+1} K_{py} + \frac{n+2}{n} K_{py}^2;$$

$$K_z^2 = 1 + 2 \frac{n+2}{n+1} K_{P_z} + \frac{n+2}{n} K_{P_z}^2,$$

где $K_{P_y} = P_y / (q_y l)$, $K_{P_z} = P_z / (q_z l)$ – коэффициент сосредоточенных сил; P_y , P_z – суммарная сосредоточенная сила по осям y и z .

При выводе формул в методике [1] для расчета поправочного коэффициента и стрел провеса принимается, что провод и гирлянда имеют очертания параболы, нагрузки действуют нормально к горизонтальному пролету, кривая провисания провода и гирлянд является плоской линией, а длина гирлянды приравнивается к ее горизонтальной проекции. При определении напряжений в проводе не учитывается изменение тяжения по его длине. Указанные допущения ограничивают использование приближенной методики частными случаями расположения шин и отпаяк. Она не пригодна для расчета гибких проводов при действии ветра под углом к пролету и различном взаимном расположении проводов шин и отпаяк в распределительных устройствах (РУ). Данная методика не применима также для расчета сил, действующих на электрические аппараты и обусловленных влиянием отпаяк в различных режимах климатических воздействий.

Примерами труднорешаемых или вовсе нерешаемых существующей методикой задач служат расчет отклонений гибких шин под действием ветра при наличии отпаяк и разности высот подвеса, определение составляющих тяжения в трех взаимно перпендикулярных направлениях в любой точке провода, расчет стрел провеса гибких шин с длинными гирляндами изоляторов и т. д. Более удобным в таких случаях становится использование векторного метода расчета. Однако существующие методы расчета проводов ВЛ, основанные на расчетной модели провода в виде нерастяжимой нити, несмотря на строгий подход к решению поставленной задачи расчета пространственного положения проводов, определяют механические напряжения по уравнению состояния.

Более точный расчет механических напряжений возможен при представлении проводов гибкой упругой нитью, что позволяет кардинальным образом решить задачу учета упругих и температурных удлинений провода в различных режимах климатических воздействий. Поэтому в основу разработанного в БНТУ векторно-параметрического метода механического расчета гибкой ошиновки РУ и проводов ВЛ положена расчетная модель проводов в виде гибкой упругой нити [5–7].

Векторно-параметрический метод механического расчета гибкой ошиновки РУ и проводов ВЛ

Задача механического расчета проводов сводится к решению уравнений статики гибкой нити, составленных в векторно-параметрической форме $\bar{R}(s_0)$, где \bar{R} – радиус-вектор в декартовой системе координат x , y , z ; s_0 – дуговая координата, представляющая собой длину участка провода до растяжения и при нулевой температуре $t = 0$. Они вытекают из векторно-параметрических уравнений динамики гибкой нити, в которых производные по времени принимаются равными нулю [7], и записываются в матричной форме

$$\|W\| \cdot \left\| \frac{d^2 \bar{R}}{ds_0^2} \right\| = -\|\bar{p}\|, \quad (1)$$

где

$$\|W\| = \begin{vmatrix} \lambda^2 + b^2 \left(\frac{dx}{ds_0} \right)^2 & b^2 \frac{dx}{ds_0} \cdot \frac{dy}{ds_0} & b^2 \frac{dx}{ds_0} \cdot \frac{dz}{ds_0} \\ b^2 \frac{dy}{ds_0} \cdot \frac{dx}{ds_0} & \lambda^2 + b^2 \left(\frac{dy}{ds_0} \right)^2 & b^2 \frac{dy}{ds_0} \cdot \frac{dz}{ds_0} \\ b^2 \frac{dz}{ds_0} \cdot \frac{dx}{ds_0} & b^2 \frac{dz}{ds_0} \cdot \frac{dy}{ds_0} & \lambda^2 + b^2 \left(\frac{dz}{ds_0} \right)^2 \end{vmatrix}; \quad \left\| \frac{d^2 \bar{R}}{ds_0^2} \right\| = \begin{vmatrix} \frac{d^2 x}{ds_0^2} \\ \frac{d^2 y}{ds_0^2} \\ \frac{d^2 z}{ds_0^2} \end{vmatrix};$$

$$\|\bar{p}\| = \begin{vmatrix} p_x \\ p_y \\ p_z \end{vmatrix}; \quad p_x, p_y, p_z - \text{проекция вектора суммарной внешней распределен-}$$

ной нагрузки на оси координат на единицу длины провода; $\lambda^2 = \frac{T}{1+e}$;

$b^2 = \frac{d^2 - \lambda^2}{(1+e)^2}$; $d^2 = \frac{1}{\alpha_y (1+\alpha t)}$; T – модуль тяжения; e – относительное

удлинение элемента провода.

Величина s выражается через длину дуги s_0 до растяжения и нагрева, которая остается неизменной в различных режимах. При этом считается, что растяжение провода и его температурное удлинение происходят по линейному закону

$$ds(T, t) = ds_0 (1 + \alpha t) (1 + \alpha_y T), \quad (2)$$

где $ds(T, t)$ – длина элемента провода после растяжения и нагрева; ds_0 – то же, до растяжения и нагрева при тяжении $T = 0$ и температуре $t = 0$.

Относительное удлинение элемента провода вследствие растяжения и нагрева определяется по следующему выражению:

$$e = \frac{ds - ds_0}{ds_0} = \frac{ds}{ds_0} - 1. \quad (3)$$

Из него находится отношение

$$\frac{ds}{ds_0} = 1 + e,$$

которое подставляется в (2). После этого (2) преобразуется к виду $T = f(e)$

$$T = \frac{e - \alpha t}{\alpha_y (1 + \alpha t)}.$$

Относительное удлинение зависит от координат провода. Длина элемента ds выражается через проекции вектора \bar{R} на оси координат

$$ds = \sqrt{dx^2 + dy^2 + dz^2}$$

и подставляется в (3)

$$e = \sqrt{\left(\frac{dx}{ds_0}\right)^2 + \left(\frac{dy}{ds_0}\right)^2 + \left(\frac{dz}{ds_0}\right)^2} - 1.$$

В местах соединения гирлянд изоляторов, проводов, отпаек, заградительных шаров и распорок действуют сосредоточенные нагрузки. Уравнения статики элементов проводов, на которые действуют совместно распределенные и сосредоточенные нагрузки, находятся из выражения

$$T \frac{d^2 \bar{R}}{ds^2} + \frac{dT}{ds} \frac{d\bar{R}}{ds} + \bar{q} + \frac{\bar{T}_0}{ds} + \frac{\bar{P}_c}{ds} = 0,$$

где T – тяжение проводов; \bar{T}_0 – вектор тяжения отпаяк в точках их крепления к проводам; \bar{q} – суммарная распределенная нагрузка на провода; \bar{P}_c – вес зажимов, коромысел, распорок, шаров и шлейфов.

Входящие в (1) проекции p_x, p_y, p_z представляют собой суммарную распределенную и сосредоточенную нагрузки

$$\bar{p} = \bar{q} + \frac{\bar{T}_0 + \bar{P}_c}{ds}.$$

Решение матричного уравнения (1) относительно матрицы старших производных имеет следующий вид:

$$\left\| \frac{d^2 \bar{R}}{ds^2} \right\| = \|W\|^{-1} \cdot \|\bar{p}\|.$$

Более простой вид имеют уравнения статики гибкой нити с малой стрелкой

$$\frac{H}{(1+e)^2} \cdot \frac{d^2 \bar{R}}{ds_0^2} + \bar{p} = 0.$$

Дифференциальные уравнения второго порядка, описывающие статику гибкой упругой нити [5], являются нелинейными. Их численное решение производится разностным методом [8–10]. Система конечно-разностных уравнений решается на основе вложенных друг в друга итераций: относительно координат, тяжения или длины провода. При наличии ответвлений к электрическим аппаратам добавляется еще одна итерация по координатам точек их крепления к гибким шинам РУ. Эти координаты являются функцией тяжения в отпайке, а оно в свою очередь зависит от положения провода.

Результаты расчета

Численный метод механического расчета гибких проводов, реализованный в последней версии пакета компьютерных программ MR2.20, излагается в [9]. При его разработке учтены многочисленные предложения и замечания проектных организаций России и Беларуси, эксплуатирующих ранние версии пакета программ [10].

Расчеты [11] выполнялись для следующих исходных данных: длина пролета ВЛ $l = 400$ м, провод 264/34 АCSR с погонным весом $q = 0,98$ даН/м,

площадью поперечного сечения $F = 297,8 \text{ мм}^2$, модулем упругости $E = 7400 \text{ даН/мм}^2$, тяжение в пролете без сфер $H = 1490 \text{ даН}$, суммарный вес шаров в пролете $P = 35 \text{ даН}$. В исходном режиме без шаров задавалось тяжение провода (троса), затем в пролете крепились шары. Пример расчета приведен в табл. 1.

Таблица 1

Результаты механического расчета троса с заградительными шарами по различным методикам
The results of mechanical calculation of a cable with aerial barrage balls according to various methods

Пролет 400 м	Тяжение, даН	Методика	Стрела провеса на расстоянии от опоры, м			
			50	100	150	200 (макс.)
Без шаров ($K = 1, K_f = 1$)	1490	MR2.20	5,76	9,87	12,34	13,16
		Цепная линия	5,77	9,88	12,35	13,17
		Два слагаемых	5,76	9,88	12,35	13,17
		Парабола	5,76	9,87	12,33	13,15
Семь шаров через 50 м, суммарный вес 35 даН равномерно распределен по пролету ($K = 1,089, K_f = 1,089$)	1608	MR2.20	5,84	9,96	12,45	13,28
		Цепная линия	5,82	9,98	12,47	13,30
		Два слагаемых	5,81	9,97	12,47	13,30
		Парабола	5,81	9,96	12,45	13,28
Семь шаров через 50 м ($K = 1,101, K_f = 1,102$)	1623	Два слагаемых	5,82	9,99	12,50	13,33
		Парабола	5,82	9,98	12,48	13,31
Три шара через 100 м, суммарный вес 35 даН ($K = 1,112, K_f = 1,119$)	1640	MR2.20	5,79	10,08	12,48	13,38
		Парабола	5,76	10,03	12,45	13,37
Шары в центре, суммарный вес 35 даН ($K = 1,137, K_f = 1,179$)	1671	MR2.20	5,66	9,85	12,58	13,83
		Два слагаемых	5,66	9,85	12,59	13,85
		Парабола	5,66	9,84	12,57	13,82

Как видно из табл. 1, расчеты по всем методикам дают схожие результаты. Наиболее близкие – в случае представления провода цепной линией и использования двух слагаемых разложения в ряд при расчете стрел провеса. Представление провода параболой дает абсолютную погрешность в расчетах всего пару сантиметров. Тяжение провода при подвешивании заградительных шаров рассчитывалось по уравнению состояния и совпадает с результатами расчета по программе MR2.20. При известных значениях составляющих сосредоточенных сил можно пользоваться принятой в проектной практике моделью провода в виде параболы.

Перемещение шаров вдоль пролета приводит к изменению тяжения и стрел провеса. При числе шаров семь и более можно их вес равномерно распределять по пролету. При этом абсолютная погрешность составляет около 3 см. Смещение всех шаров к центру увеличивает стрелу провеса на 67 см (на 5,1 %). При действии ветровой и гололедной нагрузок, при уменьшении температуры и увеличении веса сосредоточенной нагрузки погрешность в расчете стрел провеса будет расти, тяжение может выйти за пределы допустимого значения. В этом случае более правильный результат дает компьютерная программа MR2.20, которая позволяет точно определить составляющие сосредоточенных сил по всем направлениям.

ВЫВОДЫ

1. В общем случае в расчетах нагрузок от заградительных шаров нельзя их заменять распределенной простым делением суммарных нагрузок на длину пролета, так как это может привести к неверным результатам. Такая замена допустима только при большом числе и малой массе нагрузок.

2. Выведены формулы для определения стрел провеса при различном числе заградительных шаров как функции от их числа и коэффициента сосредоточенных сил K_p . Получена приемлемая точность механического расчета при использовании принятой в проектной практике модели провода в виде параболы при правильном определении составляющих сосредоточенных сил.

3. Получено уравнение состояния провода с учетом весовых и ветровых нагрузок, а также коэффициентов нагрузки в двух плоскостях, зависящее от числа заградительных шаров. Выполненные расчеты обеспечивают приемлемую точность определения тяжений при различной загрузке пролета.

4. Разработан более точный векторно-параметрический метод расчета гибких проводов воздушных линий, где положена расчетная модель проводов в виде гибкой упругой нити с учетом пространственного расположения всех конструктивных элементов. Разработанная компьютерная программа позволяет точно определить составляющие сосредоточенных сил по всем направлениям.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бошнякович, А. Д. Расчет проводов подстанций и больших переходов ЛЭП / А. Д. Бошнякович. Л.: Энергия, 1975. 248 с.
2. Идельчик, В. И. Электрические системы и сети / В. И. Идельчик. М.: Энергоатомиздат, 1989. 592 с.
3. Бладыко, Ю. В. Механический расчет гибких токопроводов при замене сосредоточенных сил распределенной нагрузкой / Ю. В. Бладыко // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2018. Т. 61, № 2. С. 97–107. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-2-97-107>.
4. Бладыко, Ю. В. Механический расчет гибких токопроводов при замене сосредоточенной нагрузки распределенной нагрузкой с учетом конструктивных элементов / Ю. В. Бладыко // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2018. Т. 61, № 3. С. 220–234. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-3-220-234>.
5. Стрелюк, М. И. Численный метод расчета статики гибкой ошиновки ОРУ в различных режимах климатических воздействий / М. И. Стрелюк, И. И. Сергей, Ю. В. Бладыко // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений. 1983. № 8. С. 8–14.
6. Стрелюк, М. И. Векторно-параметрический метод механического расчета гибких токопроводов электроустановок энергосистем / М. И. Стрелюк, И. И. Сергей, Ю. В. Бладыко // Математические методы в электроэнергетике: материалы II Междунар. симпозиума. Польшая Академия наук. Закопане, 10–12 нояб. 1988 г. № 3–19. С. 173–181.
7. Анализ действия гололедно-ветровых и электродинамических нагрузок в пролетах с произвольным расположением проводов / И. И. Сергей [и др.] // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 2012. № 1. С. 38–44.
8. Streluik, M. I. Computer Aided Program of Mechanical Calculation of Flexible Conductors for Substations and Overhead Lines Design / M. I. Streluik, I. I. Sergey, Y. V. Bladyko // New Electrical and Electronic Technologies and their Industrial Implementation: Proc. Int. Conf. Lublin Technical University. Lublin (Poland), 7–8 Sept. 1995. P. 15–19.
9. Стрелюк, М. И. Численный метод механического расчета гибких токопроводов электроустановок энергосистем / М. И. Стрелюк, И. И. Сергей, Ю. В. Бладыко // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений. 1995. № 3–4. С. 21–29.
10. Пакет компьютерных программ для механического и электродинамического расчета гибких токоведущих конструкций / И. И. Сергей [и др.] // Методические вопросы исследования надежности больших систем энергетики. Минск: БНТУ, 2015. Вып. 66:

Актуальные проблемы надежности систем энергетики: материалы Международного семинара имени Ю. Н. Руденко. С. 404–410.

11. Сергей, И. И. Механический расчет гибких проводов с заградительными шарами / И. И. Сергей, Ю. В. Бладыко, М. В. Абраменко // Наука – образованию, производству, экономике: материалы 15-й Междунар. науч.-техн. конф. Минск: БНТУ, 2017. Т. 1. С. 23.

Поступила 24.01.2018 Подписана в печать 20.03.2018 Опубликована онлайн 27.07.2018

REFERENCES

1. Boshnyakovich A. D. (1975) *Calculation of the Wires of Substations and Large Transitions of Transmission Lines*. Leningrad, Energia Publ. 248 (in Russian).
2. Idel'chik V. I. (1989) *Electrical Systems and Networks*. Moscow, Energoatomizdat Publ. 592 (in Russian).
3. Bladyko Y. V. (2018) Mechanical Calculation of Flexible Wires when the Concentrated Forces are Replaced by a Distributed Load. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Educational Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (2), 97–107. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-2-97-107> (in Russian).
4. Bladyko Y. V. (2018) Mechanical Calculation of Flexible Wires when a Concentrated Load is Being Replaced with a Distributed One Taking into Account the Structural Elements. *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Educational Institutions and Power Engineering Associations*, 61 (3), 220–234. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-3-220-234> (in Russian).
5. Strelyuk M. I., Sergey I. I., Bladyko Y. V. (1983) Numerical Method for Calculating the Statics of a Flexible Busbars of Open Distribution Devices in Various Modes of Climatic Influences. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii. = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Educational Institutions*, (8), 8–14 (in Russian).
6. Strelyuk M. I., Sergey I. I., Bladyko Y. V. (1988) Vector-Parametric Method of Mechanical Calculation of Flexible Current Wires of Electrical Installations of Power Systems. *Mathematical Methods in the Electric Power Industry: Materials of the 1st International Symposium. Zakopane, 10–12 November 1988. Zakopane*, (3–19), 173–181 (in Russian).
7. Sergey I. I., Bladyko Y. V., Panamarenka Y. G., Tsemekhman B. D., Tarasov V. E. (2012) Action Analysis for Ice, Wind and Electro Dynamic Loads in Spans with Arbitrary Wire Layout. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob'edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Educational Institutions and Power Engineering Associations*, (1), 38–44 (in Russian).
8. Streliuk M. I., Sergey I. I., Bladyko Y. V. (1995) Computer Aided Program of Mechanical Calculation of Flexible Conductors for Substations and Overhead Lines Design. *New Electrical and Electronic Technologies and their Industrial Implementation: Proc. Int. Conf, Lublin (Poland), 7–8 Sept. Lublin: Lublin Technical University*, 15–19.
9. Strelyuk M. I., Sergei I. I., Bladyko Y. V. (1995) Numerical Method of Mechanical Calculation of Flexible Current Conductors of Power Units of Power Systems. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Educational Institutions*, (3–4), 21–29 (in Russian).
10. Sergei I. I., Ponomarenko E. G., Bladyko Yu. V., Klimkovich P. I. (2015) Software Package for Mechanical and Electrodynamics Calculation of Flexible Current-Carrying Structures. *Metodicheskie Voprosy Issledovaniya Nadezhnosti Bol'shikh Sistem Energetiki. Vyp. 66: Aktual'nye Problemy Nadezhnosti Sistem Energetiki: Materialy Mezhdunarodnogo Seminara imeni Yu. N. Rudenko* [Methodical Problems of Research of Reliability of Big Systems of Power Engineering, Issue 66. Actual Problems of the Reliability of Energy Systems: Materials of the International Seminar. Yu. N. Rudenko]. Minsk, Belarusian National Technical University, 404–410 (in Russian).
11. Sergey I. I., Bladyko Y. V., Abramenko M. V. (2017) Mechanical Calculation of Flexible Wires with Aerial Warning Spheres. *Nauka – Obrazovaniyu, Proizvodstvu, Ekonomike: Materialy 15-i Mezhdunar. Nauch.-Tekhn. Konf. T. 1* [Science for Education, Production, and Economics. Materials of the 15th International Scientific and Technical Conference. Vol. 1]. Minsk, Belarusian National Technical University, 23 (in Russian).

Received: 24 January 2018

Accepted: 20 March 2018

Published online: 27 July 2018

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-310-320>

УДК 621.311

Влияние перегрузочной способности маслонаполненных трансформаторов на пропускную способность электрической сети

В. А. Анищенко¹⁾, И. В. Гороховик¹⁾

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

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. В процессе эксплуатации электроэнергетической системы нередко возникает необходимость перегрузки ее отдельных элементов (генераторов, силовых трансформаторов, воздушных и кабельных линий электропередачи, коммутационных электрических аппаратов) продолжительностью от нескольких десятков минут до суток. Причинами перегрузок могут быть преднамеренные отключения параллельных элементов системы для проведения планово-предупредительных ремонтов, послеаварийные отключения, а также непредвиденное увеличение потребляемой электроэнергии вследствие воздействия различных факторов. Перегрузочная способность элементов системы позволяет оперативно повысить эксплуатационную надежность электроснабжения потребителей без дополнительных затрат при сохранении в большинстве случаев практически нормального срока службы электрооборудования. Наибольшей потенциальной перегрузочной способностью обладают силовые маслонаполненные трансформаторы, что дает возможность рассматривать их как значимый источник повышения пропускной способности передающей и распределительной сетей электроэнергетической системы. Чрезмерные перегрузки по току силовых маслонаполненных трансформаторов существенно снижают надежность и сокращают нормальный срок их службы. Это происходит из-за ускоренного процесса износа материала изоляции обмоток трансформаторов в результате перегрева трансформаторного масла, что приводит к структурному изменению и, как следствие, к механическому повреждению изоляции обмоток, что может вызвать электрический пробой. Однако недооценка допустимой перегрузки трансформаторов может привести к экономическому ущербу за счет недовыпуска продукции в случае выхода из работы части параллельно включенных трансформаторов для проведения планово-предупредительных ремонтов или в результате послеаварийных отключений. Возникает необходимость оценки потенциала обоснованного повышения пропускной способности электрической сети и соответственно надежности системы электроснабжения с учетом требований, предъявляемых к допустимым нагрузкам трансформаторов при проектировании электрической сети и работе в различных режимах эксплуатации.

Ключевые слова: силовой маслонаполненный трансформатор, перегрузочная способность, пропускная способность электрической сети

Для цитирования: Анищенко, В. А. Влияние перегрузочной способности маслонаполненных трансформаторов на пропускную способность электрической сети / В. А. Анищенко, И. В. Гороховик // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 4. С. 310–320. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-310-320>

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

Influence of Oil-Filled Transformers Overload Capacity on the Throughput Capacity of the Electrical Network

V. A. Anishchenko¹⁾, I. V. Gorokhovich¹⁾

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

Abstract. During the operation of the electric power system, there is often a need to overload its individual elements (generators, power transformers, overhead and cable power lines, switching electric devices) for a period lasting from several dozens of minutes to a day. The overloads can be caused by intentional disconnection of parallel elements of the system because of scheduled preventive repairs, post-accident disconnections, as well as an unexpected increase in electricity consumption due to the impact of various factors. The overload capacity of the system elements makes it possible to increase operational reliability of power supply to consumers without additional expenditures while maintaining, in most cases, the almost normal service life of electrical equipment. Oil-filled transformers have the greatest potential overload capacity power, which makes it possible to consider them as a significant source of increasing the capacity of the transmission and distribution networks of the electric power system. Excessive over-current of power oil-filled transformers significantly reduces reliability and reduces their normal service life. This is due to the accelerated process of wear of the insulation material of the transfer windings as a result of overheating of the transformer oil, that causes structural changes and, as a consequence, to mechanical damage to the insulation of the windings; the latter can cause an electrical puncture. On the other hand, underestimation of the permissible overload of transformers might result in economic losses due to under-produced products when the functioning of the part of the transformers connected in parallel are ceased for scheduled preventive maintenance or as a result of forced emergency shutdowns. Therefore, there is a need to assess the potential of reasonable increase in the throughput capacity of the electrical network and, accordingly, the reliability of the power supply system, taking into account the requirements for the permissible loads of transformers when the electrical network and various operating modes are being designed.

Keywords: power oil-filled transformer, overload capacity, electric network capacity

For citation: Anishchenko V. A., Gorokhovich I. V. (2018) Influence of Oil-Filled Transformers Overload Capacity on the Throughput Capacity of the Electrical Network. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (4) 310–320. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-310-320> (in Russian)

Введение

Согласно действующему ГОСТ 14209–97 по определению технически обоснованных режимов нагрузок силовых масляных трансформаторов, представляющему собой полный аутентичный текст МЭК 354 (1991), режимы нагрузок трансформаторов можно классифицировать следующим образом [1]:

– нормальный продолжительный режим, когда график нагрузки достаточно неизменен (равномерен) в течение суток или на более продолжительном интервале времени;

– нормальные режимы систематических нагрузок, представляющие собой циклические не аварийные режимы с нормальным сокращением срока службы трансформаторов; в этих режимах в течение части цикла при достаточно высокой температуре охлаждающей среды ток нагрузки превышает номинальный, однако с точки зрения термического износа изоляции обмоток такие нагрузки эквивалентны номинальной нагрузке при но-

минальной температуре охлаждающей среды, что достигается понижением температуры охлаждающей среды или тока нагрузки в течение остальной части цикла; при работе в таких режимах происходит, как и при постоянных нагрузках, нормальное сокращение срока службы трансформаторов за счет естественного термического износа их изоляции; при планировании нагрузок этот принцип может быть рассмотрен на длительные периоды времени. Следует отметить, что в прежних редакциях стандарта ГОСТ 14209–69 [2] и ГОСТ 14209–85 [3] вместо определения «систематические нагрузки» было использовано определение «допустимые систематические перегрузки», которое подчеркивает, что перегрузки по току на каком-то промежутке времени внутри цикла имеют место, но являются допустимыми, поскольку полностью компенсируются за счет понижения температуры охлаждающей среды или тока нагрузки в течение остальной части цикла. Указанное различие в старой и новой редакциях стандарта носит сугубо терминологический характер и не влияет на суть проблемы;

– режимы продолжительных циклических аварийных перегрузок, которые может выдержать трансформатор без превышения предельного значения температуры наиболее нагретой точки обмотки с большим сокращением срока службы трансформатора по сравнению с нормальным сокращением;

– режимы кратковременных аварийных перегрузок, при которых температура наиболее нагретой точки проводников достигает опасных значений, и может происходить временное снижение электрической прочности изоляции; продолжительность таких перегрузок меньше тепловой постоянной времени трансформатора и составляет менее получаса.

Проектируемый расчетный режим работы трансформаторов

На стадии проектирования систем электроснабжения действующие нормативы рекомендуют выбирать трансформаторы исходя из того, что они могут перегружаться до 5 сут на 40 % при условии, если нагрузка, предшествующая аварийной перегрузке, не превысила 0,93 паспортной мощности трансформатора. При этом продолжительность перегрузки в каждые сутки не должна превышать 6 ч (суммарная длительность подряд или с разрывами), или должны быть задействованы все средства для формирования охлаждения [4, 5].

Номинальную мощность каждого трансформатора главной понизительной двухтрансформаторной подстанции принимают при проектировании равной 0,7 прогнозируемого расчетного максимума нагрузки подстанции. В этом случае при отключении одного трансформатора в результате аварии или для проведения планово-предупредительного ремонта электроснабжение потребителей будет обеспечиваться за счет перегрузки оставшегося в работе трансформатора.

Выбор трансформаторов при проектировании носит ориентировочный характер, поскольку основывается на осредненных характеристиках трансформаторного оборудования и условий его эксплуатации. Этот выбор

не учитывает номинальные мощности трансформаторов, виды их охлаждения, климатические условия местности, где предполагается эксплуатировать трансформаторы. Поэтому принимаемые при проектировании допустимые нагрузки трансформаторов и установленные стандартами их допустимые нагрузки для различных характеристик трансформаторного оборудования и режимов его эксплуатации существенно различаются.

Допустимые величины и длительность нагрузки трансформаторов при эксплуатации

В процессе нагрева изоляция обмоток трансформаторов подвергается термохимическому износу. Этот процесс является кумулятивным и может привести к недопустимому состоянию материала изоляции. Скорость износа изоляции удваивается приблизительно на 6 % при каждом возрастании температуры для трансформаторов, удовлетворяющих требованиям ГОСТ 11677–85 [6]. Допустимое значение температуры наиболее нагретой точки изоляции обмоток и соприкасающихся с изоляционным материалом металлических частей, гарантирующее естественный нормальный износ изоляции, составляет $\theta_{\text{ннт}} = 98^\circ\text{C}$, что соответствует работе трансформатора с номинальной нагрузкой при температуре охлаждающей среды $\theta_{\text{ос}} = 0$.

Превышение температуры наиболее нагретой точки изоляции над температурой охлаждающей среды определяется формулой

$$\Delta\theta = \theta_{\text{ннт}} - \theta_{\text{ос}}.$$

Нестационарный процесс изменения превышения температуры достаточно точно описывается выражением [1, 7–9]

$$\Delta\theta_t = \Delta\theta_{\text{н}} + (\Delta\theta_{\text{уст}} - \Delta\theta_{\text{н}}) \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right),$$

где t – текущий момент времени; T – тепловая постоянная времени трансформатора; $\Delta\theta_{\text{н}}$ – начальное превышение температуры; $\Delta\theta_{\text{уст}}$ – установившееся превышение температуры при постоянной нагрузке в течение всего времени нагрева.

Требования, предъявляемые к нагрузкам трансформаторов при их эксплуатации, регламентированы ГОСТ 14209–97 [1]. Они устанавливают технически обоснованные режимы нагрузки силовых масляных трансформаторов с точки зрения допустимых температур и термического износа изоляции, которые учитывают номинальные мощности и виды охлаждения (масляновоздушное или масляноводяное) трансформаторов, температуру охлаждающей среды, кратности перегрузки к предшествующей ей нагрузке.

Кратность допустимой нагрузки (перегрузки) представляет собой отношение текущего тока трансформатора I к его номинальному значению $I_{\text{ном}}$

$$K_2 = \frac{I}{I_{\text{НОМ}}} \cdot 100 \%$$

На основе требований к допустимым нагрузкам при проектировании [4, 5] и в процессе эксплуатации [1] построены зависимости (рис. 1–4) кратностей допустимых нагрузок (перегрузок) K_2 от температуры охлаждающей среды θ_{oc} для распределительных маслонаполненных трансформаторов мощностью не более 2500 кВ·А, трансформаторов средней мощности до 100 МВ·А и трансформаторов большой мощности – свыше 100 МВ·А, с видами охлаждения ONAN (естественная циркуляция воздуха и масла), ON (естественная циркуляция масла), OF (принудительная циркуляция масла с ненаправленными потоками масла), OD (принудительная циркуляция масла с направленными потоками масла).

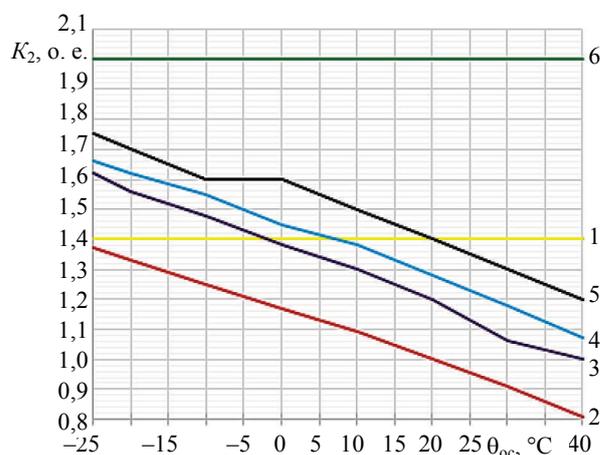


Рис. 1. Допустимые нагрузки распределительных трансформаторов с системой охлаждения ONAN

Fig. 1. Permissible loadings of distribution transformers with the ONAN cooling system

Рассматривали следующие режимы работы трансформаторов:

- 1 – проектируемый расчетный режим нагрузки продолжительностью 6 ч;
- 2 – нормальный продолжительный режим эксплуатации с равномерной в течение суток нагрузкой;
- 3 – нормальный режим эксплуатации с систематическими нагрузками (перегрузками) продолжительностью 6 ч с естественным нормальным сокращением срока службы при кратности предшествующей нагрузки $K_1 = 0,25$;
- 4 – нормальный режим эксплуатации с систематическими нагрузками (перегрузками) продолжительностью 6 ч с естественным нормальным сокращением срока службы при кратности предшествующей нагрузки $K_1 = 0,8$;

5 – режим продолжительных аварийных нагрузок (перегрузок) продолжительностью 6 ч с повышенным сокращением срока службы без учета предшествующей нагрузки;

6 – кратковременный аварийный режим продолжительностью не более 0,5 ч.

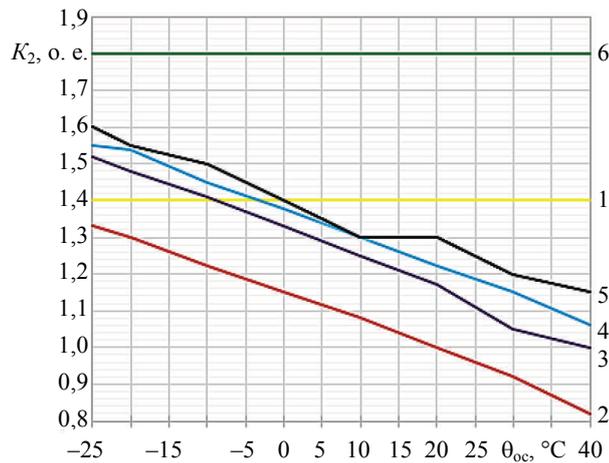


Рис. 2. Допустимые нагрузки трансформаторов средней и большой мощности с системой охлаждения ON

Fig. 2. Permissible loadings of medium and high power transformers with the ON cooling system

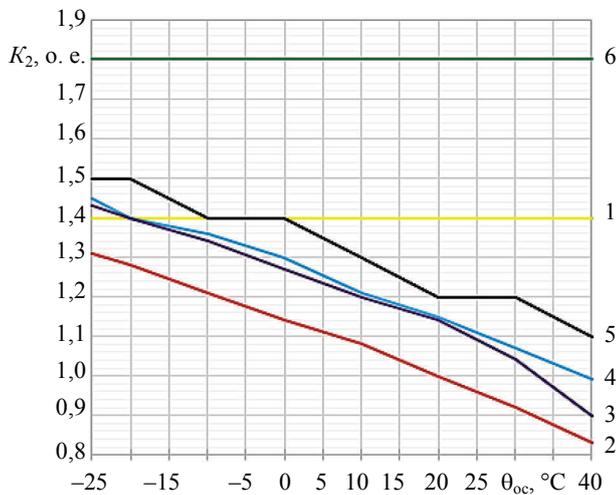


Рис. 3. Допустимые нагрузки трансформаторов средней и большой мощности с системой охлаждения OF

Fig. 3. Permissible loadings of medium and high power transformers with the OF cooling system

Представленные на рис. 1–4 кратности допустимых нагрузок (перегрузок) гарантируют, что предельная недопустимая температура наиболее нагретой точки изоляции с учетом номинальной мощности, вида охлажде-

ния трансформатора не превысит 120–140 °С в режиме нормальных систематических нагрузок, 130–150 °С – в режиме продолжительных аварийных перегрузок и 160 °С – в режиме кратковременных аварийных перегрузок [1].

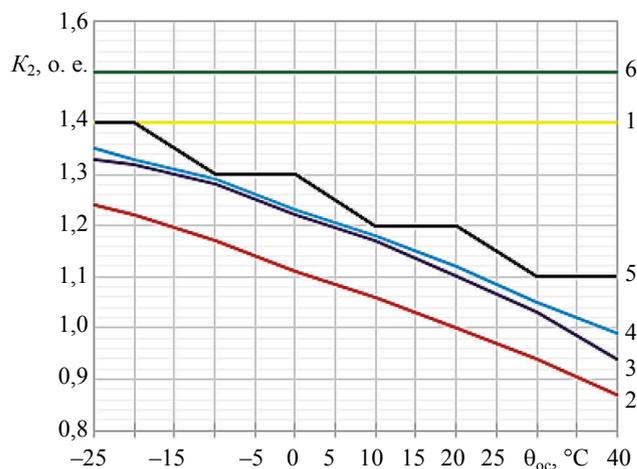


Рис. 4. Допустимые нагрузки трансформаторов средней и большой мощности с системой охлаждения OD

Fig. 4. Permissible loadings of medium and high power transformers with the OD cooling system

Влияние режимов работы трансформаторов на пропускную способность электрической сети

Анализ нагрузок трансформаторов в различных режимах работы позволяет определить потенциал повышения пропускной способности электрической сети путем использования допустимых перегрузок маслонаполненных трансформаторов разных типов в зависимости от температуры охлаждающей среды с учетом кратности предшествующей нагрузки при нормальном режиме работы трансформаторов с систематическими перегрузками.

Потенциал повышения пропускной способности электрической сети Π_i в i -м режиме работы оценивается в процентах по отношению к нормальному продолжительному режиму с равномерной в течение суток нагрузкой ($i = 2$)

$$\Pi_i = \frac{K_{2(i)} - K_{2(2)}}{K_{2(2)}} \cdot 100 \%, \quad i = 1, 3, 4, 5,$$

где $K_{2(i)}$ – кратность допустимой перегрузки трансформатора в i -м режиме работы; $K_{2(2)}$ – то же допустимой нагрузки в нормальном продолжительном режиме.

При определении потенциала повышения пропускной способности электрической сети не рассматривался режим кратковременных аварийных

перегрузок, поскольку он приводит к значительному нарушению нормальной работы трансформатора. В этом режиме рекомендуется по возможности быстрее снизить перегрузку или на короткое время отключить трансформатор [1].

Потенциалы повышения пропускной способности электрических сетей за счет перегрузки распределительных трансформаторов с разными видами охлаждения (ONAN, ON, OF, OD) приведены в табл. 1–4.

Таблица 1

Потенциал повышения пропускной способности электрических сетей (%) за счет перегрузки распределительных трансформаторов с охлаждением ONAN

The potential increase in throughput capacity of electric networks (%) due to overloading of distribution transformers with the ONAN cooling

Допустимый режим работы трансформатора	Температура охлаждающей среды θ_{oc} , °C							
	-25	-20	-10	0	10	20	30	40
Проектируемый	2	5	12	20	28	40	54	73
Нормальный эксплуатационный с систематическими нагрузками (перегрузками) с нормальным сокращением срока службы при $K_1 = 0,25$	9	13	18	22	25	28	30	33
Нормальный эксплуатационный с систематическими нагрузками (перегрузками) с нормальным сокращением срока службы при $K_1 = 0,8$	18	17	18	18	19	20	16	23
Аварийный продолжительный эксплуатационный режим с увеличенным сокращением срока службы без превышения предельной температуры наиболее нагретой точки	28	28	28	37	38	40	43	48

Сравнительный анализ данных, приведенных на рис. 1–4 и в табл. 1–4, показывает, что следование принимаемой при проектировании допустимой нагрузке трансформаторов $K_2 = 1,4$ приводит к недооценке реальной пропускной способности сетей с трансформаторами с охлаждением ONAN в диапазоне температур охлаждающей среды от минус 25 до 20 °C по сравнению с рассматриваемыми в стандарте [1] эксплуатационными режимами. Для трансформаторов с охлаждением ON этот диапазон сужается до (-25 °C; 0), а для трансформаторов с охлаждением OF – до (-25 °C; -10 °C). При более высоких температурах проектируемая кратность допустимой перегрузки ведет к переоценке потенциала пропускной способности, особенно при $\theta_{oc} \geq 20$ °C. Для трансформаторов с охлаждением OD такая переоценка имеет место для всего диапазона рассматриваемых температур от минус 25 до 40 °C, что дополнительно сокращает срок службы во всех

эксплуатационных режимах и не гарантирует повышения предельной температуры наиболее нагретой точки проводников трансформаторов [1].

Таблица 2

Потенциал повышения пропускной способности электрических сетей (%) за счет перегрузки трансформаторов средней и большой мощности с охлаждением ON
The potential increase in throughput capacity of electric networks (%) due to overloading of medium and high power transformers with the ON cooling

Допустимый режим работы трансформатора	Температура охлаждающей среды θ_{oc} , °C							
	-25	-20	-10	0	10	20	30	40
Проектируемый	5	8	15	22	30	40	52	71
Нормальный эксплуатационный с систематическими нагрузками (перегрузками) с нормальным сокращением срока службы при $K_1 = 0,25$	13	14	19	23	24	26	26	30
Нормальный эксплуатационный с систематическими нагрузками (перегрузками) с нормальным сокращением срока службы при $K_1 = 0,8$	14	14	16	16	16	17	14	22
Аварийный продолжительный эксплуатационный режим с увеличенным сокращением срока службы без превышения предельной температуры наиболее нагретой точки	20	19	23	22	20	30	30	40

Таблица 3

Потенциал повышения пропускной способности электрических сетей (%) за счет перегрузки трансформаторов средней и большой мощности с охлаждением OF
The potential increase in throughput capacity of electric networks (%) due to overloading of medium and high power transformers with the OF cooling

Допустимый режим работы трансформатора	Температура охлаждающей среды θ_{oc} , °C							
	-25	-20	-10	0	10	20	30	40
Проектируемый	7	9	16	23	30	40	52	69
Нормальный эксплуатационный с систематическими нагрузками (перегрузками) с нормальным сокращением срока службы при $K_1 = 0,25$	10	11	12	13	13	15	16	19
Нормальный эксплуатационный с систематическими нагрузками (перегрузками) с нормальным сокращением срока службы при $K_1 = 0,8$	9	9	11	11	11	14	13	8
Аварийный продолжительный эксплуатационный режим с увеличенным сокращением срока службы без превышения предельной температуры наиболее нагретой точки	15	17	16	23	20	20	30	33

Таблица 4

Потенциал повышения пропускной способности электрических сетей (%) за счет перегрузки трансформаторов средней и большой мощности с охлаждением OD

The potential increase in throughput capacity of electric networks (%) due to overloading of medium and high power transformers with the OD cooling

Допустимый режим работы трансформатора	Температура охлаждающей среды θ_{oc} , °C							
	-25	-20	-10	0	10	20	30	40
Проектируемый	13	15	20	26	32	40	49	61
Нормальный эксплуатационный с систематическими нагрузками (перегрузками) с нормальным сокращением срока службы при $K_1 = 0,25$	9	9	9	10	11	12	13	14
Нормальный эксплуатационный с систематическими нагрузками (перегрузками) с нормальным сокращением срока службы при $K_1 = 0,8$	7	8	9	10	10	10	10	8
Аварийный продолжительный эксплуатационный режим с увеличенным сокращением срока службы без превышения предельной температуры наиболее нагретой точки	13	15	11	17	13	20	17	26

Оперативная информация о величинах Π_t позволит дежурному персоналу трансформаторной подстанции количественно оценить повышение пропускной способности электрической сети за счет использования допустимой перегрузки трансформаторов. Практически такая возможность может быть реализована как одна из задач автоматизированной системы контроля и управления трансформаторной подстанции [10].

ВЫВОДЫ

1. Перегрузочная способность силовых маслонаполненных трансформаторов позволяет значительно, до нескольких десятков процентов, увеличить пропускную способность электрической сети и благодаря этому повысить надежность электроснабжения потребителей по сравнению с нормальным продолжительным эксплуатационным режимом с равномерной суточной нагрузкой. При этом увеличение пропускной способности электрической сети при работе в циклических неаварийных режимах достигается при сохранении естественного нормального износа материала изоляции обмоток трансформаторов, а при работе в циклических продолжительных аварийных режимах приводит к небольшому, по сравнению с нормальным, ускорению износа изоляции. В обоих случаях гарантируется соблюдение допустимой температуры наиболее нагретой точки обмоток трансформаторов.

2. Потенциал повышения пропускной способности электрической сети, определяемый исходя из принимаемой при проектировании допустимой перегрузки, может привести при достаточно высокой температуре охлаждающей среды к сокращению срока службы из-за повышения термического износа материала изоляции обмоток трансформаторов. Поэтому выбор номинальных мощностей трансформаторов на стадии проектирования следует производить с учетом климатических условий местности, в которой предполагается их установка.

ЛИТЕРАТУРА

1. Руководство по нагрузке силовых масляных трансформаторов: ГОСТ 14209–97 (МЭК 354 (1991)).
2. Трансформаторы силовые масляные общего назначения. Допустимые нагрузки: ГОСТ 14209–69. М.: Изд-во стандартов, 1969. 32 с.
3. Трансформаторы силовые масляные общего назначения. Допустимые нагрузки: ГОСТ 14209–85. М.: Изд-во стандартов, 1985. 30 с.
4. Инструктивные и информационные материалы по проектированию электроустановок. М.: ВНИПИ «Тяжпромэлектропроект», № 5, 1996. 108 с.
5. Справочник по электроснабжению и электрооборудованию. В 2 т. / под общ. ред. А. А. Федорова. М.: Энергоатомиздат, 1987. Т. 2: Электрооборудование. 592 с.
6. Трансформаторы силовые. Общие технические условия: ГОСТ 11677–85. М.: Изд-во стандартов, 1990. 58 с.
7. Киш, З. Л. Нагрев и охлаждение трансформаторов / З. Л. Киш. М.: Энергия, 1980. 208 с.
8. Боднар, В. В. Нагрузочная способность силовых масляных трансформаторов / В. В. Боднар. М.: Энергоатомиздат, 1983. 177 с.
9. Пропускная способность трансформаторов как источник повышения пропускной способности электрических сетей / В. А. Анищенко [и др.] // Методические вопросы исследования надежности больших систем энергетики. Минск: БНТУ, 2015. Вып. 66: Актуальные проблемы надежности систем энергетики: материалы Международного семинара имени Ю. Н. Руденко. С. 293–301.
10. Устройство для определения допустимых величин и длительности перегрузки силового маслонаполненного трансформаторного оборудования: пат. 2453859 РФ: МПК: G01R / В. А. Туркот, А. А. Филиппов, Г. М. Цфасман; дата публ. 27.02.2012.

Поступила 09.04.2018 Подписана в печать 19.06.2018 Опубликована онлайн 27.07.2018

REFERENCES

1. State Standard 14209–97 (IEC 354) (1991) *Loading Guide for Oil-Immersed Power Transformers* (in Russian).
2. State Standard 14209–69 (1969) *Power Oil Transformers of General Purpose. Permissible Load*. Moscow, Publishing House of Standards. 32 (in Russian).
3. State Standard 14209–85 (1985) *Power Oil Transformers of General Purpose. Permissible Load*. Moscow, Publishing House of Standards. 30 (in Russian).
4. *Guidance and Information Materials on the Design of Electrical Installations*. Moscow, “Tyazhpromelektroproekt” VRDI, 1996. 108 (in Russian).
5. Barsukov A. N., Bodrukhina S. S., Boiko F. K., Budzko I. A., Bushueva O. A., Vershinina S. I., Kudruk M. V., Rykova N. D., Sal'nikov V. G., Semichevskaya N. A., Sidorenko E. T., Sokolova E. M., Tarnizhevskii M. V., Fedorov A. A. (ed.), Shevchenko V. V. (1987) *Guide to Electricity Supply and Electrical Equipment. Vol. 2: Electrical Equipment*. Moscow, Energoatomizdat Publ. 592 (in Russian).
6. State Standard 11677–85 (1990) *Power Transformers. General Specifications*. Moscow, Publishing House of Standards. 58 (in Russian).
7. Kish Z. L. (1980) *Heating and Cooling of Transformers*. Moscow, Energiya Publ., 208 (in Russian).
8. Bodnar V. V. (1983) *Load Capacity of Power Oil Transformers*. Moscow, Energoatomizdat Publ. 177 (in Russian).
9. Anishchenko V. A., Kozlovskaya V. B., Radkevich V. N., Kolosova I. V. (2015) Transmitting Capacity of Transformers as a Source of Increase of Capacity of Electric Networks. *Metodicheskie Voprosy Issledovaniya Nadezhnosti Bol'shikh Sistem Energetiki. Vyp. 66: Aktual'nye Problemy Nadezhnosti Sistem Energetiki: Materialy Mezhdunarodnogo Seminara imeni Yu. N. Rudenko* [Methodical Problems of Research of Reliability of Big Systems of Power Engineering, Issue 66. Actual Problems of the Reliability of Energy Systems: Materials of the International Seminar. Yu. N. Rudenko]. Minsk, Belarusian National Technical University, 293–301 (in Russian).
10. Turkot V. A., Filippov A. A., Tsfasman G. M. (2012) *Device for Determination of Permissible Values and Duration of Overload of the Power Oil-Filled Transformer Equipment*. Patent Russian Federation No 2453859 (in Russian).

Received: 9 April 2018

Accepted: 19 June 2018

Published online: 27 July 2018

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-321-333>

УДК 621.311.1.016

Определение индуктивных сопротивлений одножильных кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена напряжением до 1 кВ

В. Н. Радкевич¹⁾, В. В. Сталович¹⁾, Д. С. Алехнович¹⁾

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

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. Для расчета токов короткого замыкания, потерь напряжения и реактивной мощности в электрических сетях необходима информация об индуктивных сопротивлениях кабельных линий. В технической литературе отсутствуют точные параметры одножильных кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена напряжением до 1 кВ. Это приводит к неточностям в расчетах режимов электрических сетей. В статье рассматриваются вопросы определения индуктивности и индуктивного сопротивления линий электропередачи напряжением до 1 кВ, выполненных одножильными кабелями с изоляцией из сшитого полиэтилена. Произведен анализ формул для определения индуктивности, приводимых в разных литературных источниках, который показал существенное различие численных значений получаемых результатов расчета. Выявлена формула, обеспечивающая более достоверные расчеты индуктивности кабельных линий. Определено влияние на индуктивное сопротивление допустимого увеличения толщины изоляции и оболочки одножильного кабеля напряжением до 1 кВ с изоляцией из сшитого полиэтилена. Произведены расчеты индуктивности и индуктивного сопротивления одножильных кабелей при раскладке их по вершинам равнобедренного и прямоугольного треугольников, а также в одной плоскости. Показано, что при расположении в плоскости с расстоянием между соседними кабелями, равным наружному диаметру кабеля, удельные индуктивности и индуктивные сопротивления в 1,7–1,8 раза больше, чем при расположении вплотную по треугольнику. При больших сечениях токопроводящих жил и в многоамперных установках имеют место поверхностный эффект и эффект близости, вследствие которых снижаются напряженность магнитного поля внутри жилы и ее индуктивность. Определены индуктивности и индуктивные сопротивления одножильных кабелей напряжением до 1 кВ с учетом влияния поверхностного эффекта и эффекта близости. Расчеты показали, что неучет указанных эффектов приводит к существенным погрешностям в определении индуктивных сопротивлений. Рассмотрено влияние на индуктивные сопротивления одножильных кабелей брони, выполненной из стальных лент. На иллюстративном примере показано, что индуктивное сопротивление бронированного кабеля с площадью сечения токопроводящей жилы 800 мм² примерно в два раза больше, чем небронированного. Применение в трехфазных электрических сетях одножильных кабелей, бронированных стальными лентами, должно быть запрещено нормативными документами, поскольку такие кабели резко ухудшают эффективность систем электроснабжения.

Ключевые слова: кабельные линии, электрические сети, одножильные кабели, индуктивность, индуктивное сопротивление, раскладка кабелей, поверхностный эффект, эффект близости, бронированный кабель

Для цитирования: Радкевич, В. Н. Определение индуктивных сопротивлений одножильных кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена напряжением до 1 кВ / В. Н. Радкевич, В. В. Сталович, Д. С. Алехнович // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 4. С. 321–333. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-321-333>

Адрес для переписки

Радкевич Владимир Николаевич
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

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

Towards Determination of Inductive Resistances of Single-Core Cables with Voltage of up to 1 kV Insulated by Cross-Linked Polyethylene

V. N. Radkevich¹⁾, V. V. Stalovich¹⁾, D. S. Alekhnovich¹⁾

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

Abstract. To calculate short-circuit currents, voltage losses and reactive power in electrical networks, information on inductive resistances of cable lines is required. In the technical literature there are no exact parameters of single-core cables with voltage of up to 1 kV insulated by cross-linked polyethylene. This results in inaccuracies in the calculations of modes of electrical networks. The article considers the issues of determining the inductance and inductive resistance of power lines up with voltage of up to 1 kV made of single-core cables and insulated by cross-linked polyethylene. The analysis of formulas for determining the inductance given in different literature sources was fulfilled, that demonstrated a significant difference in the numerical values of the obtained calculation results. The formula that provides more reliable calculations of the inductance of the cable lines was identified. The influence of the permissible increase in the thickness of the insulation and the sheath of a single-core cable with voltage of up to 1 kV covered with cross-linked polyethylene on the inductive resistance was determined. The inductance and inductive resistance of single-core cables were calculated when the cables were arranged along the vertices of an equilateral and right-angle triangle, as well as in one plane. It was shown that the specific inductances and inductive resistances are 1.7–1.8 times greater in the plane with the distance between adjacent cables equal to the outer diameter of the cable than in the location is close to the triangle. When the cross sections of conductive cores are large and installations are multi-ampere, there is a surface effect and proximity effect, due to which the magnetic field intensity inside the core and its inductance decrease. Inductivities and inductive resistances of single-core cables with voltage up to 1 kV were determined taking into account the influence of the surface effect and the proximity effect. The calculations that we performed have shown that the non-consideration of the above-mentioned effects leads to significant errors in the determination of inductive resistances. The influence of one-core cables of armor made of steel tapes on inductive resistances is considered. An illustrative example shows that the inductive resistance of an armored cable with a cross-section area of the current-conducting core equal to 800 mm² is about twice as large as the unarmored one. The use of single-core cables in three-phase electrical networks, armored with steel straps, ought to be prohibited by regulatory documents, since such cables dramatically worsen the efficiency of power supply systems.

Keywords: cable lines, electrical networks, single-core cables, inductance, inductive resistance, cable layout, surface effect, proximity effect, armored cable

For citation: Radkevich V. N., Stalovich V. V., Alekhnovich D. S. (2018) Towards Determination of Inductive Resistances of Single-Core Cables with Voltage of up to 1 kV Insulated by Cross-Linked Polyethylene. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (4) 321–333. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-321-333> (in Russian)

Введение

Кабели с изоляцией из сшитого полиэтилена (СПЭ), имеющие ряд преимуществ по сравнению с кабелями с бумажной пропитанной изоляцией, начиная с 80-х гг. XX в. применяются в электрических сетях энергосистем и промышленных предприятий Республики Беларусь и других стран СНГ [1, 2]. В системах электроснабжения (СЭС) напряжением до 1 кВ

используются как многожильные (трех-, четырех- или пятижильные), так и одножильные кабели с изоляцией из СПЭ [3]. Трехфазная линия электропередачи, выполненная многожильным кабелем, компактнее, проще в монтаже и требует меньших затрат на сооружение и эксплуатацию. Поэтому в электрических сетях напряжением до 1 кВ в большинстве случаев применяются многожильные кабели. Однако такие кабели имеют площадь сечения токопроводящих жил (ТПЖ) до 240 мм², что ограничивает пропускную способность линий электропередачи.

Предельные значения длительных допустимых токов четырехжильных кабелей с алюминиевыми ТПЖ при нормированных условиях прокладки достигают примерно 400 А при прокладке в воздухе и 370 А – в земле. При расчетных токах линий в несколько сот ампер в трехфазных сетях напряжением до 1 кВ возможно применение одножильных кабелей с большими допустимыми токами. Согласно стандарту [4], одножильные кабели с изоляцией из СПЭ могут иметь площадь сечения ТПЖ до 1000 мм². Их длительные допустимые токи достигают порядка 1450 А при прокладке в воздухе и 1000 А – в земле. Поэтому использование одножильных кабелей в СЭС в ряде случаев позволяет отказаться от применения трансформаторной подстанции напряжением 10 (6)/0,4 (0,69) кВ для электроснабжения удаленного обособленного объекта. Такие кабели обеспечивают высокую пропускную способность линии электропередачи.

Для расчетов токов короткого замыкания (КЗ), потерь мощности и напряжения в электрических сетях переменного тока необходимо знать активные и индуктивные сопротивления линий электропередачи. Однако нормативно-техническая документация с точными параметрами кабелей с изоляцией из СПЭ отсутствует. Приводимые в технической литературе данные не учитывают особенностей конструктивного исполнения кабелей и линий электропередачи, что может привести к недопустимым погрешностям в электрических расчетах. Для одножильных кабелей напряжением до 1 кВ в доступной для проектировщиков литературе информация, необходимая для определения сопротивлений, вообще отсутствует. И если активные сопротивления можно принять по справочным данным, приводимым для кабелей напряжением 6–10 кВ, то этого нельзя сделать для индуктивных сопротивлений, значения которых зависят от конструкции кабелей.

В трехфазных электрических сетях, выполненных одножильными кабелями, на величину индуктивного сопротивления линии большое влияние оказывает принятая схема расположения кабелей относительно друг друга при прокладке. Несимметричное расположение кабелей из-за электромагнитных явлений в большей степени оказывает влияние на их индуктивные и активные сопротивления по сравнению с симметричной раскладкой, что не всегда учитывается. Поэтому расчеты режимов сетей напряжением до 1 кВ, выполненных одножильными кабелями, из-за неточностей в определении индуктивных сопротивлений кабелей могут иметь невысокую достоверность.

В статье рассматриваются методы определения индуктивных сопротивлений кабельных линий, выполненных одножильными кабелями с изоляцией из СПЭ, и факторы, влияющие на их значения.

Конструктивные параметры одножильных кабелей напряжением до 1 кВ

В трехфазных электрических сетях напряжением до 1 кВ могут применяться небронированные одножильные кабели с пластмассовой изоляцией. В соответствии с [4] кабель имеет многопроволочную круглую ТПЖ из алюминия или меди с фазной изоляцией из СПЭ и оболочку из полиэтилена или поливинилхлоридного пластиката. Диаметр жилы d , наружный диаметр кабеля D , толщина изоляции $\delta_{ин}$ и оболочки $\delta_{он}$ указываются в технических условиях на кабели конкретных марок.

Расчетный диаметр кабеля можно представить как

$$D = d + 2(\delta_{ин} + \delta_{он}). \quad (1)$$

Для кабелей с изоляцией из СПЭ установлены номинальные значения толщины изоляции $\delta_{ин}$ и оболочки $\delta_{он}$ [4].

Основные технические характеристики одножильных небронированных кабелей с изоляцией из СПЭ напряжением 1 кВ приведены в табл. 1. Значения толщины $\delta_{ин}$ и $\delta_{он}$ приняты в соответствии с [4], а диаметр ТПЖ – по данным, приведенным в [5].

Таблица 1

Технические характеристики одножильных кабелей

Specifications of single-core cables

Площадь сечения токопроводящей жилы, мм ²	Диаметр токопроводящей жилы, мм	Номинальная толщина, мм		Расчетный диаметр кабеля, мм
		$\delta_{ин}$	$\delta_{он}$	
185	16,2	1,6	1,4	22,2
240	18,4	1,7	1,4	24,6
300	21,0	1,8	1,4	27,4
400	23,8	2,0	1,4	30,6
500	26,6	2,2	1,4	33,8
630	29,8	2,6	1,4	37,8
800	34,2	2,6	1,4	42,2

Допускается уменьшение толщины фазной изоляции кабеля на величину $\Delta_{и}$ и толщины оболочки на $\Delta_{о}$, значения которых (мм) определяются по следующим выражениям [4]:

$$\Delta_{и} = 0,1 + 0,1\delta_{ин}; \quad (2)$$

$$\Delta_{о} = 0,1 + 0,15\delta_{он}. \quad (3)$$

Следует отметить, что максимальные значения $\delta_{\text{н}}$ и $\delta_{\text{о}}$ не нормируются [4]. Таким образом, производители могут выпускать кабели с увеличенным значением данных показателей. В этом случае кабели в процессе эксплуатации будут иметь повышенное индуктивное сопротивление.

В электрических сетях с глухозаземленной нейтралью трехфазная линия напряжением до 1 кВ, выполненная одножильными кабелями, представляет собой систему из трех фазных, нулевого рабочего N и защитного PE изолированных проводников. Допускается вместо проводников N и PE применять совмещенный нулевой проводник PEN . Наиболее распространенные способы раскладки одножильных кабелей трех фаз без учета нулевых проводников, так как они не оказывают существенного влияния на индуктивные сопротивления линии, показаны на рис. 1.

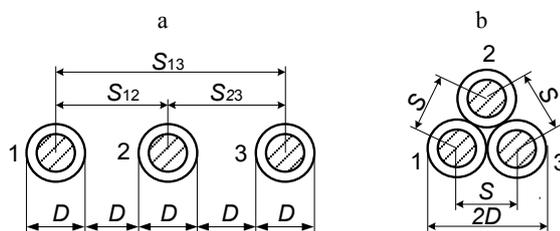


Рис. 1. Расположение одножильных кабелей 1–3 при прокладке:
а – в одной плоскости; б – по вершинам равностороннего треугольника

Fig. 1. Location of single-core cables 1–3 when laying:
a – in one plane; b – at the vertices of an equilateral triangle

В [6] рекомендуется применять раскладку одножильных кабелей напряжением до 1 кВ по схеме, показанной на рис. 1а, для которой в литературных источниках отсутствует какая-либо информация по их техническим характеристикам. Более удобной для монтажа линии является прокладка кабелей вплотную по вершинам треугольника (рис. 1б). В этом случае образуется симметричная система проводников, в которой сопротивления ТПЖ кабелей будут одинаковыми. Для такой раскладки в [4] приводятся длительные допустимые по нагреву токи кабелей.

Анализ формул для определения удельных индуктивностей одножильных кабелей

При переменном токе вокруг проводников создается переменное магнитное поле, вследствие чего линия обладает индуктивным сопротивлением. Индуктивное сопротивление одной фазы линии рассчитывается по выражению

$$X = x_0 l, \quad (4)$$

где x_0 – погонное индуктивное сопротивление жилы кабеля, Ом/км;
 l – длина линии, км.

Значение x_0 для кабельной линии определяется по формуле

$$x_0 = 2\pi f L_0 \cdot 10^{-3}, \quad (5)$$

где f – частота тока, Гц; L_0 – удельная индуктивность кабеля, мГн/км.

Для многожильного кабеля любого напряжения с симметричным расположением жил или трех одножильных небронированных кабелей, размещенных вплотную друг к другу по треугольнику, удельную индуктивность цепи, Гн/м, можно рассчитать по формуле [7]

$$L_0 = \frac{\mu_0}{2\pi} \left(\ln \frac{2S}{d} + \frac{1}{4} \right), \quad (6)$$

где μ_0 – магнитная проницаемость вакуума, $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м; S – расстояние между центрами жил соседних кабелей, мм; d – диаметр ТПЖ кабеля, мм.

Подставив численное значение μ_0 в (6) и выполнив преобразования, получим следующее выражение для расчета L_0 :

$$L_0 = 0,2 \ln \frac{2S}{d} + 0,05. \quad (7)$$

Аналогичная формула приводится в [8] для расчета L_0 при расположении одножильных кабелей треугольником.

Существуют и другие математические выражения для определения индуктивности кабелей. Например, в [9] для расчета значения L_0 , мГн/км, предлагается уравнение

$$L_0 = 0,1 + 0,2 \ln \left(\frac{S-r}{r} \right), \quad (8)$$

где r – радиус ТПЖ, мм.

Согласно [10], индуктивность трех одножильных кабелей, расположенных по вершинам равностороннего треугольника, выраженная в мГн/км, вычисляется по формуле

$$L_0 = 0,05 + 0,46 \lg \left(\frac{S-r}{r} \right). \quad (9)$$

Расчеты для одножильных кабелей с изоляцией из СПЭ (табл. 1) показали, что найденные по (7)–(9) значения L_0 существенно различаются. Полученная по выражению (8) величина L_0 на 20–24 % меньше, чем вычисленная по (7). Еще большее различие между значениями L_0 , полученными по (9) и (7): по формуле (9) – на 36–45 % меньше.

При этом вычисления L_0 по (7), выполненные для одножильных кабелей напряжением более 1 кВ, дали результаты, достаточно близкие к спра-

вочным данным, приведенным в [5]. Поэтому далее в статье для оценки индуктивности кабелей используется формула (7) [7, 8].

В случае несимметричной конструкции кабельной линии, например при расположении одножильных кабелей по схеме, показанной на рис. 1а, индуктивности жил и их индуктивные сопротивления будут неодинаковыми. Здесь проявляется эффект индуктивного переноса мощности, приводящий к неодинаковым взаимным индуктивностям между различными парами фаз. Из-за сложности их определения расчет сопротивлений кабельных сетей выполняют по средней удельной индуктивности, которую находят по формуле (7) с использованием среднегеометрического расстояния между центрами жил кабелей S_c [7]

$$L_0 = 0,2 \ln \frac{2S_c}{d} + 0,05. \tag{10}$$

Значение S_c может быть вычислено по формуле

$$S_c = \sqrt[3]{S_{12}S_{23}S_{13}}, \tag{11}$$

где S_{12} , S_{23} , S_{13} – соответственно расстояние между центрами жил кабелей 1 и 2, 2 и 3, 1 и 3.

Обозначив буквой S расстояние между центрами ТПЖ двух соседних кабелей, для схемы, показанной на рис. 1а, можно записать $S_{12} = S_{23} = S$, а $S_{13} = 2S$. Тогда $S_c = \sqrt[3]{S \cdot S \cdot 2S} = 1,26S$. Очевидно, что при раскладке одножильных кабелей по вершинам равностороннего треугольника (рис. 1б) $S_c = S$.

В электрических сетях напряжением до 1 кВ возможна несимметричная система фазных одножильных кабелей, которая с электрофизической точки зрения эквивалентна четырехжильному небронированному кабелю с общим нулевым проводником PEN (рис. 2).

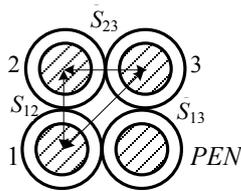


Рис. 2. Расположение одножильных фазных кабелей 1–3 по вершинам прямоугольного треугольника

Fig. 2. Location of single-core phase cables 1–3

on the tops of the rectangular triangle

При раскладке кабелей по схеме, показанной на рис. 2, $S_{12} = S_{23} = S$. Значение расстояния S_{13} можно найти, рассматривая его как гипотенузу прямоугольного треугольника, по выражению

$$S_{13} = \sqrt{S^2 + S^2} = \sqrt{2S^2} = 1,41S. \tag{12}$$

Тогда среднегеометрическое расстояние между центрами жил кабелей определяется по формуле

$$S_c = \sqrt[3]{S \cdot S \cdot 1,41S} = 1,12S. \tag{13}$$

Формулу для расчета удельной индуктивности одножильных кабелей можно представить в следующем виде:

$$L_0 = 0,2 \ln \frac{2k_c S}{d} + 0,05, \quad (14)$$

где k_c – коэффициент, учитывающий схему раскладки одножильных кабелей.

Значение k_c принимается равным:

1,00 – при раскладке кабелей треугольником вплотную;

1,12 – при раскладке по вершинам прямоугольного треугольника;

1,26 – при раскладке в одной плоскости.

При расположении кабелей вплотную друг к другу по треугольнику расстояние между центрами жил соседних кабелей $S = D$, а в плоскости $S = 2D$ (рис. 1).

Для одножильных кабелей с изоляцией из СПЭ, технические характеристики которых представлены в табл. 1, определены значения удельной индуктивности по формуле (14) и погонного индуктивного сопротивления по (5). Полученные результаты приведены в табл. 2.

Таблица 2

Удельные индуктивности и индуктивные сопротивления
одножильных кабелей напряжением 1 кВ

The specific inductance and inductive reactance values
of 1 kV single-core cables

Площадь сечения токопроводящей жилы, мм ²	Расположение по треугольнику				Расположение в плоскости	
	равностороннему		прямоугольному			
	L_0 , мГн/км	x_0 , Ом/км	L_0 , мГн/км	x_0 , Ом/км	L_0 , мГн/км	x_0 , Ом/км
185	0,252	0,079	0,274	0,086	0,436	0,137
240	0,247	0,078	0,269	0,084	0,432	0,136
300	0,242	0,076	0,264	0,083	0,427	0,134
400	0,239	0,075	0,262	0,082	0,424	0,133
500	0,237	0,074	0,259	0,081	0,422	0,133
630	0,236	0,074	0,259	0,081	0,421	0,132
800	0,231	0,073	0,253	0,079	0,416	0,131

Анализ результатов расчета показывает, что удельные индуктивности и индуктивные сопротивления одножильных кабелей при расположении в одной плоскости в 1,7–1,8 раза больше, чем при расположении вплотную по треугольнику. При этом, как показано в [10], индуктивные сопротивления кабелей крайних фаз зависят от соотношения их токов. Более благоприятным является расположение кабелей по вершинам прямоугольного треугольника (рис. 2). В этом случае их индуктивные сопротивления не более чем на 10 % больше, чем при оптимальном расположении одножильных кабелей.

Если при изготовлении кабеля суммарная толщина оболочки и изоляции увеличена на 1 мм, что допустимо, это приводит к увеличению индук-

тивного сопротивления на 4–7 % при расположении кабелей треугольником и на 2–4 % – в горизонтальной плоскости.

Учет влияния поверхностного эффекта и эффекта близости на индуктивные сопротивления кабелей

При больших сечениях проводников происходит уплотнение тока у поверхности жилы из-за поверхностного эффекта (скин-эффекта), вследствие чего снижаются напряженность магнитного поля внутри жилы и ее индуктивность. Оказывает влияние на индуктивность и эффект близости [11]. Это приводит к некоторому уменьшению индуктивного сопротивления линий. Индуктивность одножильного кабеля с учетом указанных эффектов определяется по формуле [7]

$$L_0 = 0,1 \left(2 \ln \frac{2k_c S}{d} + 0,5Q(X) \right), \quad (15)$$

где $Q(X)$ – коэффициент, учитывающий внутреннюю индуктивность ТПЖ.

Согласно [7], $Q(X) = (0,5–1,0)$. При расчете индуктивности силовых кабелей значение $Q(X)$ принимается равным 0,50 и 0,75.

Для иллюстрации выполним расчет L_0 по формуле (15) и x_0 по (5) для одножильных кабелей с изоляцией из СПЭ (табл. 1) при раскладке их треугольником вплотную (рис. 1б). Полученные результаты приведены в табл. 3.

Таблица 3

Значения L_0 и x_0 одножильных кабелей с учетом поверхностного эффекта и эффекта близости
 L_0 and x_0 values of single-core cables, taking into account the surface effect and proximity effect

Площадь сечения токопроводящей жилы, мм ²	$Q(X) = 0,50$		$Q(X) = 0,75$	
	L_0 , мГн/км	x_0 , Ом/км	L_0 , мГн/км	x_0 , Ом/км
185	0,227	0,071	0,238	0,075
240	0,222	0,070	0,234	0,073
300	0,217	0,068	0,229	0,072
400	0,214	0,067	0,226	0,071
500	0,212	0,067	0,224	0,070
630	0,211	0,066	0,224	0,070
800	0,206	0,065	0,218	0,068

Анализ данных, приведенных в табл. 3, показывает, что значения L_0 , рассчитанные по (15) при $Q(X) = 0,50$, на 10–11 %, а при $Q(X) = 0,75$ – на 5–7 % меньше, чем по формуле (14). Отсюда следует вывод о целесообразности учета скин-эффекта и эффекта близости при определении индуктивного сопротивления кабельных линий.

Индуктивные сопротивления бронированных кабелей

При наличии в непосредственной близости к ТПЖ кабеля элементов, выполненных из магнитных материалов (например, стальной брони), его индуктивность возрастает. В трехжильных кабелях влиянием на индуктивность стальной ленточной или проволочной брони пренебрегают, так как результирующий магнитный поток в пространстве, окружающем жилы, в некотором удалении от них незначителен [10].

Для определения удельной индуктивности, мГн/км, бронированных одножильных кабелей может использоваться следующая формула [10]:

$$L_0 = 0,2 \left(\ln \frac{2S}{d} + \mu \ln \frac{D_2}{D_1} \right) + 0,05, \quad (16)$$

где D_2 – диаметр кабеля поверх брони, мм; D_1 – то же кабеля под броней, мм; μ – относительная магнитная проницаемость брони кабеля.

Значения D_1 и D_2 можно определить по следующим формулам:

$$D_1 = d + 2\delta_n; \quad (17)$$

$$D_2 = D - 2\delta_o. \quad (18)$$

Относительная магнитная проницаемость вычисляется по выражению

$$\mu = \frac{\mu_a}{\mu_0}, \quad (19)$$

где μ_a – абсолютная магнитная проницаемость материала, Гн/м.

Магнитная проницаемость связывает магнитную индукцию B и напряженность магнитного поля H в веществе

$$\mu_a = \frac{B}{H}. \quad (20)$$

Величина μ_a зависит от строения и магнитного состояния вещества, а также от напряженности магнитного поля. Зависимость между B и H для ферромагнитных материалов не имеет точного аналитического выражения. В связи с этим для каждого ферромагнитного материала данная зависимость представляется в виде кривой намагничивания $B = f(H)$, которая определяется опытным путем [11]. Из-за указанного обстоятельства практические расчеты L_0 по выражению (16) дают лишь приближенные результаты.

В качестве иллюстративного примера определим значения L_0 и x_0 для одножильного кабеля марки ПвБШв 1х800-1 с изоляцией из СПЭ, бронированного стальными лентами. Технические характеристики кабеля: $d = 34,2$ мм; $\delta_n = 2,6$ мм; $\delta_o = 1,4$ мм; $D = 47$ мм. Примем, что стальная

броня кабеля выполнена из низкоуглеродистой стали марки Э320, имеющей абсолютную магнитную проницаемость $\mu_a = 0,125 \cdot 10^{-4}$ Гн/м.

По (19) относительная магнитная проницаемость брони кабеля

$$\mu = \frac{0,125 \cdot 10^{-4}}{4 \cdot 3,14 \cdot 10^{-7}} = 9,95.$$

Произведем расчеты D_1 и D_2 по формулам (17) и (18):

$$D_1 = 34,2 + 2 \cdot 2,6 = 39,4 \text{ мм};$$

$$D_2 = 47 - 2 \cdot 1,4 = 44,2 \text{ мм}.$$

Вычислим по (16) L_0 при расположении кабелей по вершинам равно-стороннего треугольника (рис. 1b)

$$L_0 = 0,2 \left(\ln \frac{2 \cdot 47}{34,2} + 9,95 \cdot \ln \frac{44,2}{39,4} \right) + 0,05 = 0,481 \text{ мГн/км}.$$

Погонное индуктивное сопротивление кабеля находим по формуле (5)

$$x_0 = 2 \cdot 3,14 \cdot 50 \cdot 0,481 \cdot 10^{-3} = 0,151 \text{ Ом/км}.$$

Расчеты показали, что при расположении треугольником вплотную бронированные одножильные кабели с ТПЖ площадью сечения 800 мм^2 в сравнении с небронированными (табл. 2) имеют индуктивное сопротивление примерно в два раза больше.

Согласно ГОСТ 31996 [4], применение стальных лент для бронирования одножильных кабелей, предназначенных для эксплуатации в электрических сетях переменного напряжения, не допускается, что равнозначно запрету на использование в этих сетях таких кабелей. Однако в практике проектирования СЭС промышленных предприятий и других объектов данный документ не нашел широкого применения. В связи с этим в Республике Беларусь имели случаи проектирования и сооружения линий напряжением 0,4 кВ для электроснабжения производственных объектов, выполненных одножильными кабелями, бронированными стальными лентами. Созданные СЭС оказались настолько неэффективными, что потребовалась реконструкция питающих линий электропередачи практически сразу же после их ввода в эксплуатацию.

Следует отметить, что бронированные кабели необходимы в тех случаях, когда требуется их усиленная механическая защита (при прокладке в зонах с пучинистыми или подвижными грунтами, по дну реки или судоходного водоема и т. п.). При необходимости дополнительной механической защиты кабельных линий нужно использовать одножильные кабели с проволочной броней, выполненной из немагнитного материала: алюминия или его сплава [12].

ВЫВОДЫ

1. Для выполнения электрических расчетов сетей напряжением до 1 кВ необходимы информация и расчетные формулы для определения индуктивности и индуктивного сопротивления одножильных кабелей, зависящих от конструктивных особенностей кабелей и их раскладки при сооружении кабельной линии. Однако нормативно-техническая документация с точными параметрами одножильных кабелей напряжением до 1 кВ отсутствует. Значения индуктивности и индуктивного сопротивления, рассчитанные по формулам, приводимым в разных литературных источниках, существенно отличаются.

2. В технических нормативных правовых актах и документации производителей кабельной продукции следует приводить расчетные формулы и значения удельной индуктивности и индуктивного сопротивления одножильных кабелей напряжением до 1 кВ с изоляцией из сшитого полиэтилена для наиболее распространенных способов их раскладки. Это будет способствовать повышению точности расчетов электрических сетей.

3. В трехфазных электрических сетях переменного тока, согласно ГОСТ 31996 [4], недопустимо применять одножильные кабели, бронированные стальными лентами. Данный запрет целесообразно внести в действующие нормативные документы, применяемые при проектировании кабельных электрических сетей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ветхов, П. С. Применение полиэтиленового кабеля среднего напряжения для промышленных предприятий / П. С. Ветхов // Промышленная энергетика. 2001. № 8. С. 16–20.
2. Нева, Г. А. Вопросы развития электрических сетей с применением кабелей с полимерной изоляцией / Г. А. Нева // Энергия и Менеджмент. 2010. № 4. С. 16–20.
3. Радкевич, В. Н. О применении одножильных кабелей напряжением до 1 кВ в системах электроснабжения промышленных предприятий / В. Н. Радкевич, В. В. Сталович // Энергия и Менеджмент. 2017. № 6. С. 9–17.
4. Кабели силовые с пластмассовой изоляцией на номинальное напряжение 0,66; 1 и 3 кВ. Общие технические условия: ГОСТ 31996–2012. Введ. 01.01.2016. Минск: Госстандарт, Минск: БелГИСС, 2015. 34 с.
5. Инструкция по эксплуатации кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена на напряжение 6, 10, 20, 35 кВ. 2-е изд. Кольчугино: ОАО «Электрокабель» Кольчугинский завод, 2008. 38 с.
6. Инструкция по эксплуатации силовых кабельных линий. Часть 1. Кабельные линии напряжением до 35 кВ: РД 34.20.508. М.: Союзтехэнерго, 1980. 95 с.
7. Каменский, М. Силовые кабели 1–10 кВ с пластмассовой изоляцией. Расчет активного и индуктивного сопротивлений [Электронный ресурс] / М. Каменский, С. Холодный. Режим доступа: <http://www.news.elteh.ru/arh/2005/34/15.php>. Дата доступа: 17.07.2017.
8. Кабельные системы с изоляцией из сшитого полиэтилена [Электронный ресурс]. Режим доступа: [www.tyret.ru/userfiles/file/doc/cable/XLPE Cable System Users Guide](http://www.tyret.ru/userfiles/file/doc/cable/XLPE%20Cable%20System%20Users%20Guide.pdf). Дата доступа: 17.03.2018.
9. Бачелис, Д. С. Электрические кабели, провода и шнуры / Д. С. Бачелис, Н. И. Белорусов, А. Е. Саакян. М.: Энергия, 1971. 704 с.
10. Руководство по выбору, прокладке, монтажу, испытаниям и эксплуатации кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена на напряжение от 6 до 35 кВ: РД К28-003:2007. Харьков: ЗАО завод «Южкабель», 2007. 104 с.

11. Основы теории цепей / Г. В. Зевеке [и др.]. М.: Энергия, 1975. 752 с.
12. Дмитриев, М. В. Бронированные кабели 6–35 кВ. Проблемы и возможные решения [Электронный ресурс] / М. В. Дмитриев. Режим доступа: <http://www.news.elteh.ru/arh/2015/96/08.php>. Дата доступа: 25.08.2017.

Поступила 11.04.2018 Подписана в печать 19.06.2018 Опубликована онлайн 27.07.2018

REFERENCES

1. Vetkhov P. S. (2001) Application of Medium Voltage Polyethylene Cable for Industrial Enterprises. *Promyshlennaya Energetika = Industrial Power Engineering*, (8), 16–20 (in Russian).
2. Nevar G. A. (2010) Issues of Development of Electric Networks Using Polymer-Insulated Cables. *Energiya i Menedzhment [Power and Manahement]*, (4), 16–20 (in Russian).
3. Radkevich V. N., Stalovich V. V. (2017) On the Application of Single-Core Cables up to 1 kV in Power Supply Systems of Industrial Enterprises, *Energiya i Menedzhment [Power and Manahement]*, (6), 9–17 (in Russian).
4. State Standard 31996–2012 (2015) *Power Cables with Plastic Insulation at a Rated Voltage of 0.66; 1 and 3 kV. General Specifications*. Minsk, Gosstandart; BelGISS. 34 (in Russian).
5. *Operating Instructions on Operation of Cables with Cross-Linked Polyethylene Insulation Energized of 6, 10, 20, 35 kV* (2008) Kol'chugino, JSC "Electrocable Works, Kolchugino". 38 (in Russian).
6. RD 34.20.508 (1980) *Operating Instructions for Power Cable Lines Operation. Part 1. Cable Lines up to 35 kV*. Moscow, Soyuztekhnenergo. 95 (in Russian).
7. Kamenskii M., Kholodnyi S. *Power Cables 1–10 kV with Plastic Insulation. Calculation of Active and Inductive Resistances*. Available at: <http://www.news.elteh.ru/arh/2005/34/15.php>. (Accessed 17 July 2017) (in Russian).
8. Cable Systems Insulated with Cross-Linked Polyethylene. Available at: [www.tyret.ru/userfiles/file/doc/cable/XLPE Cable System Users Guide](http://www.tyret.ru/userfiles/file/doc/cable/XLPE%20Cable%20System%20Users%20Guide.pdf). (Accessed 17 March 2018) (in Russian).
9. Bachelis D. S., Belorussov N. I., Saakyan A. E. (1971) *Electrical Cables, Wires and Cords*. Moscow, Energiya Publ. 704 (in Russian).
10. RD K28-003:2007 (2007) *Guidelines for the Selection, Laying, Installation, Testing and Operation of Cables Insulated with of Cross-Linked Polyethylene at a Voltage of 6 to 35 kV*. Kharkov, CJSC "Yuzhkabel" Plant. 104 (in Russian).
11. Zeveke G. V., Ionkin P. A., Netushil A. V., Strakhov S. V. (1975) *Basics of Circuit Theory*. Moscow, Energiya Publ. 752 (in Russian).
12. Dmiyriev M. V. *Armoured Cables 6–35 kV. Problems and Possible Solutions*. Available at: <http://www.news.elteh.ru/arh/2015/96/08.php>. (Accessed 25 August 2017) (in Russian).

Received: 11 April 2018

Accepted: 19 June 2018

Published online: 27 July 2018

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-334-345>

УДК 621.313

Синтез алгоритма векторной широтно-импульсной модуляции в девятифазном активном выпрямителе напряжения

С. В. Пантелеев¹⁾, А. Н. Малашин¹⁾, Д. В. Каркоцкий¹⁾, Ю. В. Суходолов²⁾

¹⁾Военная академия Республики Беларусь (Минск, Республика Беларусь),

²⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. Статья посвящена вопросам синтеза многофазных электромехатронных модулей, состоящих из многофазной электрической машины ($m > 3$) и многофазного управляемого преобразователя. При многофазном исполнении электрической машины существует возможность получения трапецеидальной электродвижущей силы и увеличения удельной преобразуемой мощности при условии согласования ЭДС и тока на выходе m -фазного генератора. Рассмотрен вопрос разработки алгоритма векторной широтно-импульсной модуляции для m -фазного активного выпрямителя напряжения, который позволит обеспечить согласование формы и фазы токов и напряжений на выходе m -фазного генератора с целью получения максимальной активной мощности исследуемого модуля. Проведен анализ возможных комбинаций состояний ключей девятифазного активного выпрямителя. Каждому состоянию ключей поставлены в соответствие базовые векторы в неподвижной системе координат. Установлено, что существует ряд комбинаций, при которых одному базовому вектору соответствуют два и более различных состояния ключей. Система базовых векторов про дифференцирована на составляющие ее уровни, сектора и подсектора. Для получения любого заданного вектора напряжения, не совпадающего с базовыми векторами, применен метод пространственно-векторной модуляции. Он позволяет на 100 % использовать напряжение звена постоянного тока по сравнению с синусоидальной широтно-импульсной модуляцией (86,6 %). Цель пространственно-векторной модуляции для девятифазного активного выпрямителя напряжения состоит в реализации результирующего пространственного вектора выходного напряжения с заданным средним значением в пределах периода модуляции. Для этого должны быть найдены три ближайших к заданному базовых вектора. Для реализации заданного вектора напряжения задана последовательность перебора базовых векторов в периоде модуляции, обеспечивающая одну коммутацию (коммутация двух комPLEMENTАРНЫХ ключей) при переходе от одного базового вектора к другому для уменьшения коммутационных потерь. Получены аналитические соотношения весовых коэффициентов для образующих векторов, а также уравнения границ подсекторов, образующих диаграмму комбинаций состояний схемы. Последовательность приведенных расчетов представляет собой методику реализации векторной широтно-импульсной модуляции в девятифазных управляемых преобразователях электрической энергии.

Ключевые слова: многофазный электромехатронный модуль, многофазный активный выпрямитель напряжения, векторная широтно-импульсная модуляция, трапецеидальная электродвижущая сила

Для цитирования: Синтез алгоритма векторной широтно-импульсной модуляции в девятифазном активном выпрямителе напряжения / С. В. Пантелеев [и др.] // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61. № 4. С. 334–345. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-334-345>

Адрес для переписки

Суходолов Юрий Викторович
Белорусский национальный технический университет
просп. Независимости, 65/2,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 292-71-93
suhodolov@bntu.by

Address for correspondence

Suchodolov Yurii V.
Belarusian National Technical University
65/2 Nezavisimosty Ave.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 292-71-93
suhodolov@bntu.by

Synthesis of the Algorithm of the Vector Width-Pulse Modulation in a Nine-Phase Active Voltage Rectifier

S. V. Pantelev¹⁾, A. N. Malashin¹⁾, D. V. Karkotskiy¹⁾, Yu. V. Suchodolov²⁾

¹⁾Military Academy of the Republic of Belarus (Minsk, Republic of Belarus),

²⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. The article is devoted to the problems of synthesis of multiphase electromechanic modules consisting of a multiphase electrical machine ($m > 3$) and a multiphase controlled converter. In the multi-phase design of the electric machine, it is possible to obtain a trapezoidal electromotive force and to increase the specific power conversion provided that the EMF and the current at the output of the m -phase generator are matched. The development of the vector pulse width modulation algorithm for the m -phase active voltage rectifier is considered, which will make it possible to match the shape and phase of the currents and voltages at the output of the m -phase generator in order to obtain the maximum active power of the module under study. The analysis of possible combinations of states of the keys of a nine-phase active rectifier is carried out. Each key state is assigned a base vector in a fixed coordinate system. It is noted that there are a number of combinations in which two or more different key states correspond to one base vector. The system of basic vectors is differentiated into its constituent levels, sectors and subsectors. In order to obtain any given voltage vector that does not coincide with the base vectors, the method of space-vector modulation is used. This method provides using 100 % DC link voltage as compared with sinusoidal pulse width modulation (86.6 %). The goal of space-vector modulation for a nine-phase active voltage rectifier is to implement the resultant spatial vector of the output voltage with a given average value within the modulation period. For this, the three vectors nearest to the given base vector must be found. To implement a given voltage vector, a sequence of sampling the base vectors in the modulation period is given, providing one commutation (commutation of two complementary keys) while passing from one basic vector to another to reduce switching losses. Analytic relationships of the weight coefficients for the generators of vectors are obtained, as well as the equations of the boundaries of the subsectors that form a diagram of combinations of states of the circuit. The sequence of the calculations presented in the paper is a technique for realizing the vector pulse-width modulation in nine-phase controlled electrical energy converters.

Keywords: multiphase electromechanic module, multiphase active voltage rectifier, vector pulse width modulation, trapezoidal electromotive force

For citation: Pantelev S. V., Malashin A. N., Karkotskiy D. V., Suchodolov Yu. V. (2018) Synthesis of the Algorithm of the Vector Width-Pulse Modulation in a Nine-Phase Active Voltage Rectifier. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (4) 334–345. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-334-345> (in Russian)

Введение

Потребители электрической энергии в подавляющем большинстве требуют качественного синусоидального питающего напряжения [1]. В противном случае несинусоидальность напряжения вызывает дополнительные потери и приводит к уменьшению КПД и коэффициента мощности $\cos\varphi$ в системах автономного электроснабжения (САЭС) [2]. При проектировании электрических машин электродвижущие силы (ЭДС) высших гармоник стремятся подавить за счет реализации конструктивных решений, которые приводят к снижению использования активной части электрической машины [3]. В целях полезного преобразования энергии высших гармоник вращающегося магнитного поля (ВМП), получая трапецеидальную ЭДС,

ранее предложено в составе САЭС использовать электромехатронный модуль, состоящий из многофазного генератора ($m > 3$) и многофазного управляемого преобразователя ($m > 3$) [4–6].

Многофазная обмотка генератора позволяет эффективно преобразовывать высшие гармонические составляющие ВМП, получая несинусоидальную ЭДС. Выражения для определения числа фаз, при котором в электрической машине возможно эффективное преобразование энергии нескольких гармоник вращающегося магнитного поля [2, 7], запишется:

$$m = 2v; m = 3v, \quad (1)$$

где v – номер гармонической составляющей ВМП.

Для преобразования энергии на первой и третьей гармониках ВМП число фаз преобразователя будет шесть при наличии «нулевого провода» и девять – при его отсутствии. В результате оценки массоэнергетических параметров девятифазного генератора трапецеидальной ЭДС установлено, что его удельная мощность увеличивается на 17 % [8]. Однако для обеспечения максимальной активной мощности такой электрической машины при работе с управляемым полупроводниковым преобразователем в составе САЭС постоянного тока необходимо обеспечить согласование формы и фазы токов и напряжений на выходе генератора.

Для обеспечения улучшенной электромагнитной совместимости в преобразовательных системах типа $AC-DC$ или $AC-DC-AC$ часто в качестве выпрямительного звена используют выпрямители на полностью управляемых полупроводниковых ключах [2]. В отечественной литературе такие преобразователи называют активными выпрямителями напряжения (АВН). Они состоят из m -фазного моста, собранного на MOSFET- или IGBT-транзисторах с обратными диодами, и фильтров на стороне переменного и постоянного тока [9]. Эти схемы имеют ряд достоинств: двусторонний обмен энергией с сетью; возможность получения близкого к единице коэффициента мощности; регулирование и стабилизация напряжения (тока) на выходе [10]. Наличие управляемых ключей в структуре активных выпрямителей позволяет реализовывать различные алгоритмы управления с использованием широтно-импульсной модуляции (ШИМ) для достижения энергетической эффективности всего электромехатронного модуля. На сегодняшний день наиболее распространенный метод переключения силовых электронных ключей базируется на теории пространственного вектора и называется векторной ШИМ. Этот метод в результате позволяет на 100 % использовать напряжение звена постоянного тока по сравнению с синусоидальной ШИМ (86,6 %) [10].

Цель данной работы – синтез алгоритма векторной ШИМ для m -фазного активного выпрямителя напряжения, который позволит обеспечить согласование формы и фазы токов и напряжений на выходе m -фазного генератора для получения максимальной активной мощности электромехатронного преобразователя.

В статье приведена методика разработки алгоритма векторной ШИМ для примера девятифазной системы. При векторной ШИМ реализация век-

тора напряжения осуществляется с помощью базовых векторов в девятифазной системе координат. Каждый базовый вектор характеризуется определенным состоянием ключей активного выпрямителя, принципиальная схема которого изображена на рис. 1.

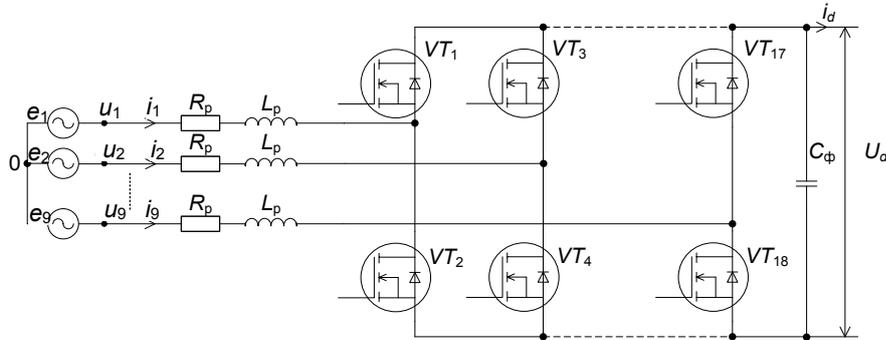


Рис. 1. Принципиальная схема девятифазного активного выпрямителя

Fig. 1. Schematic diagram of a nine-phase active rectifier

Анализ возможных комбинаций ключей активного выпрямителя напряжения

Для разработки алгоритма векторной широтно-импульсной модуляции базовых векторов девятифазного активного выпрямителя напряжения необходимо предварительно исследовать его схему, поставив в соответствие каждому возможному состоянию ключей определенный вектор напряжения. Определим, какие возможные состояния ключей существуют для одной стойки преобразователя, например состояния стойки с ключами VT_1 , VT_2 . Для построения выпрямителя (инвертора) напряжения важно, чтобы потенциал точки подключения фазы всегда был определен исключительно состоянием ключей и не зависел от направления протекания тока по фазе. Таких состояний ключей одной стойки всего два: замкнут нижний или верхний ключ. Обозначим их соответственно как состояние 0 и 1.

Каждое состояние на рис. 2 приведено при разных направлениях тока фазы, а направления токов обозначены толстыми стрелками. Видно, что при любом знаке фазного тока есть контур для его протекания, при этом фаза «привязана» к нужному потенциалу (верхней, нижней шине). Замыкание ключей в любой другой комбинации приведет либо к неопределенности потенциала фазы, либо к короткому замыканию конденсатора. Управление верхними и нижними ключами является комплементарным, т. е. состояние ключа VT_1 всегда противоположно состоянию VT_2 . Аналогично и в других стойках. Состояние всего коммутатора кодируется девятью цифрами, по числу стоек, например 011100011, 010101010 и т. п. Исходя из этого число возможных состояний преобразователя $2^9 = 512$, каждое из которых соответствует некоторому вектору напряжения в пространстве – базовому вектору.

В результате анализа возможных комбинаций ключей установлено, что 512 состояниям АВН соответствуют 49 пространственных базовых векторов напряжения. Некоторые типовые базовые векторы и соответствующие им состояния выпрямителя приведены на рис. 3.

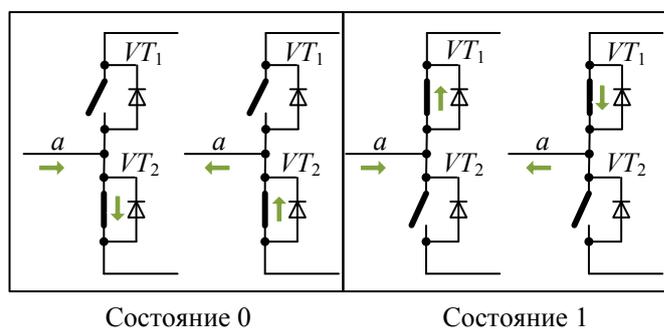


Рис. 2. Возможные состояния стойки коммутатора

Fig. 2. Possible states of the stand of the switch

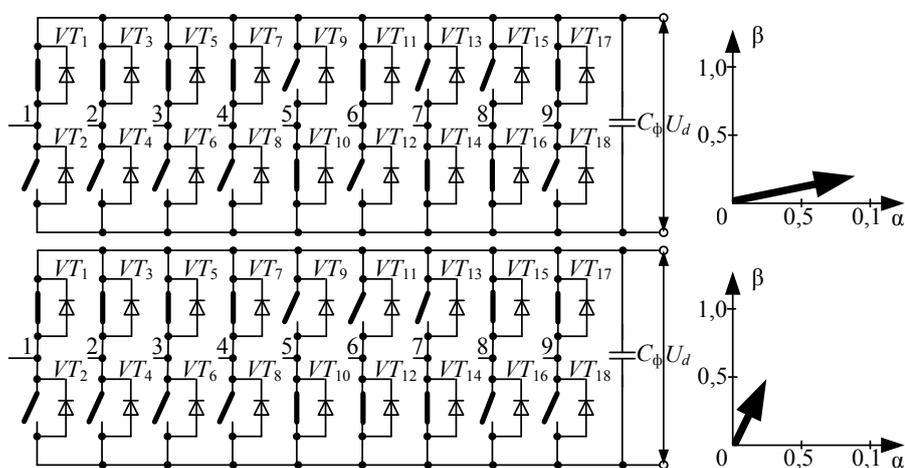


Рис. 3. Базовые векторы и соответствующие им состояния коммутатора

Fig. 3. Basic vectors and corresponding states of the switch

Продлав подобную операцию со всеми состояниями, получим полный набор базовых векторов, графическое представление которых в неподвижной декартовой системе координат $\alpha\beta$ показано на рис. 4. Каждый вектор напряжения соответствует коду состояния ключей, его образующих. При этом существует ряд комбинаций, при которых одному и тому же вектору соответствуют два и более различных состояния ключей схемы.

В классическом трехфазном активном выпрямителе базовые векторы двух уровней образуют шестиугольник [9]. В случае девятифазного преобразователя базовые векторы восьми уровней образуют диаграмму состояний из четырех таких шестиугольников (рис. 4). Модули базовых векторов напряжения, образованных при 512 комбинациях ключей полупроводникового коммутатора, сведены в табл. 1.

Векторная широтно-импульсная модуляция базовых векторов напряжения

Как и в классическом шестиключевом двухуровневом активном выпрямителе, для получения любого заданного вектора напряжения, не совпадающего с базовыми векторами, рационально использовать векторную широтно-импульсную модуляцию [11, 12]. При этом в пространстве базовых векторов должны быть найдены три базовых вектора, ближайших к заданному вектору, после чего рассчитывается скважность для каждого из них – продолжительность включения по отношению к периоду ШИМ. Все эти операции должны производиться микропроцессорной системой управления в реальном времени.

Для удобства решения первой задачи (определение трех ближайших к заданному базовых векторов) плоскость базовых векторов удобно разбить на сектора и подсектора. На рис. 5 выделены шесть секторов диаграммы состояний девятифазного АВН, каждый из которых делится на 16 подсекторов, как показано на рис. 6.

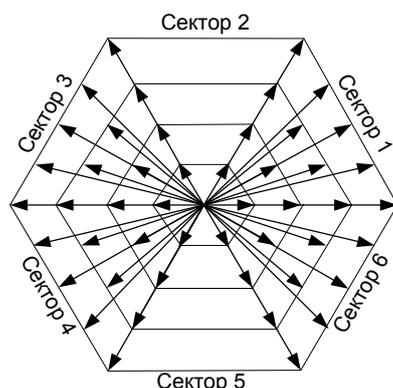


Рис. 5. Нумерация секторов

Fig. 5. Sector numbering

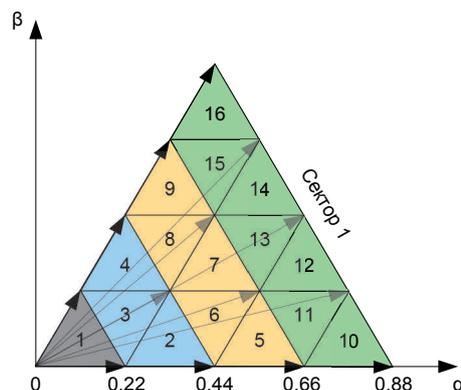


Рис. 6. Нумерация подсекторов

Fig. 6. Sub-sector numbering

Любой заданный вектор напряжения, не выходящий за внешний шестиугольник, будет принадлежать одному из подсекторов какого-либо сектора, тем самым определяя ближайшие к нему базовые векторы. Векторов будет больше, чем три, так как часть из них совпадает в пространстве, но отличается состоянием ключей активного выпрямителя. Необходимо выбрать те векторы, которые приведут к наименьшей коммутации ключей.

Кроме выбора самих базовых векторов (или состояний ключей), необходимых для реализации заданного вектора напряжения, требуется задать последовательность их перебора. Для уменьшения коммутационных потерь перебор базовых векторов следует производить таким образом, чтобы обеспечить одно переключение (коммутацию двух комплементарных ключей) при переходе от одного вектора к другому. Это соответствует смене любой из цифр кода состояния ключей активного выпрямителя напряжения на единицу. Например, если заданный вектор напряжения оказался в подсекторе 3 первого сектора, то возможная схема переключения ключей в периоде ШИМ следующая: 100111101 \rightarrow 100111111 \rightarrow 100111110 \rightarrow 100111111 \rightarrow 100111101.

После передачи в модуль ШИМ задания на обработку вектора напряжения в осях $\alpha\beta$ необходимо произвести определение номера сектора, в который попал заданный вектор. Для этого удобно перейти к полярным координатам, найти в них соответствующий заданию радиус-вектор, а затем по его углу φ определить номер сектора n_c . Примем, что нулевой угол соответствует вектору, совпадающим с осью α (рис. 5). Угол радиус-вектора

$$\varphi = \arctg(U_\beta / U_\alpha). \quad (2)$$

Условия для определения номера сектора приведены в табл. 3.

Таблица 3

Условия для определения номера сектора
 Conditions for determining the sector number

Номер сектора n_c	Угол вектора φ , град.	Номер сектора n_c	Угол вектора φ , град.
1	$0 \leq \varphi < 60^\circ$	4	$180^\circ \leq \varphi < 240^\circ$
2	$60^\circ \leq \varphi < 120^\circ$	5	$240^\circ \leq \varphi < 300^\circ$
3	$120^\circ \leq \varphi < 180^\circ$	6	$300^\circ \leq \varphi < 360^\circ$

Для определения номера подсектора n необходимо рассчитать модуль заданного радиус-вектора напряжения \bar{U} , его внутрисекторный угол φ_c и проекции m_1, m_2 на боковые границы текущего сектора, как это показано на рис. 7:

$$|U| = \sqrt{U_\alpha^2 + U_\beta^2}; \quad (3)$$

$$\varphi_c = \varphi - 60(n_c - 1); \quad (4)$$

$$m_1 = U \left(\cos(\varphi) - \frac{1}{\sqrt{3}} \sin(\varphi) \right); \quad m_2 = U \frac{2}{\sqrt{3}} \sin(\varphi). \quad (5)$$

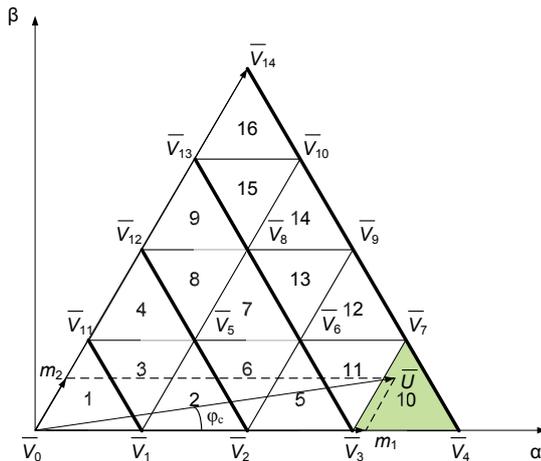


Рис. 7. Проекция заданного радиус-вектора напряжения на боковые границы текущего сектора

Fig. 7. The projection of the given radius-vector of voltage on the lateral border of the current sector

Условия для определения номера подсектора n приведены в табл. 4.

Таблица 4

Условия для определения номера подсектора
Conditions for determining the sub-sector number

Номер подсектора n	Условие
1	$m_1 < 0,22; m_2 < 0,22; m_1 + m_2 < 0,22$
2	$0,22 \leq m_1 < 0,44; m_2 < 0,22; m_1 + m_2 < 0,44$
3	$m_1 < 0,22; m_2 < 0,22; m_1 + m_2 \geq 0,22$
4	$m_1 < 0,22; 0,22 \leq m_2 < 0,44; m_1 + m_2 < 0,44$
5	$0,44 \leq m_1 < 0,66; m_2 < 0,22; m_1 + m_2 < 0,66$
6	$0,22 \leq m_1 < 0,44; m_2 < 0,22; m_1 + m_2 \geq 0,44$
7	$0,22 \leq m_1 < 0,44; 0,22 \leq m_2 < 0,44; m_1 + m_2 < 0,66$
8	$m_1 < 0,22; 0,22 \leq m_2 < 0,44; m_1 + m_2 \geq 0,44$
9	$m_1 < 0,22; 0,44 \leq m_2 < 0,66; m_1 + m_2 < 0,66$
10	$m_1 \geq 0,66$
11	$0,44 \leq m_1 < 0,66; m_2 < 0,22; m_1 + m_2 \geq 0,66$
12	$0,44 \leq m_1 < 0,66; 0,22 \leq m_2 < 0,44$
13	$0,22 \leq m_1 < 0,44; 0,22 \leq m_2 < 0,44; m_1 + m_2 \geq 0,66$
14	$0,22 \leq m_1 < 0,44; 0,44 \leq m_2 < 0,66$
15	$m_1 < 0,22; 0,44 \leq m_2 < 0,66; m_1 + m_2 \geq 0,66$
16	$m_2 \geq 0,66$

Условия получены с учетом того, что выделенные на рис. 7 прямые соответствуют уравнениям:

$$m_1 + m_2 = 0,22; \quad m_1 + m_2 = 0,44; \quad m_1 + m_2 = 0,66; \quad m_1 + m_2 = 0,88. \quad (6)$$

Заданный вектор напряжения \bar{U} в общем случае может быть представлен в виде линейной комбинации трех ближайших базовых векторов $(\bar{U}_I, \bar{U}_J, \bar{U}_K)$

$$\bar{U} = \gamma_i \bar{U}_I + \gamma_j \bar{U}_J + \gamma_k \bar{U}_K, \quad (7)$$

где $\gamma_i, \gamma_j, \gamma_k$ – весовой коэффициент (доля) образующих векторов.

На рис. 7 приведена нумерация базовых векторов $\bar{V}_0 - \bar{V}_{14}$ для одного сектора, для всех остальных она повторяется. Этим векторам соответствуют весовые коэффициенты $\gamma_0 - \gamma_{14}$. Рассмотрим пример, когда заданный вектор напряжения \bar{U} попал в 10 подсектор, как изображено на рис. 7. Для реализации заданного вектора должны быть задействованы базовые векторы с номерами $\bar{V}_4, \bar{V}_7, \bar{V}_3$

$$\bar{U} = \gamma_4 \bar{U}_4 + \gamma_7 \bar{U}_7 + \gamma_3 \bar{U}_3. \quad (8)$$

Соотношение (8) является основным. Согласно ему, для решения поставленной задачи необходимо найти значения весовых коэффициентов $\gamma_4, \gamma_7, \gamma_3$ при условии, что суммарная скважность на периоде равна единице

$$\gamma_4 + \gamma_7 + \gamma_3 = 1. \quad (9)$$

Путем несложных геометрических преобразований рассчитаны весовые коэффициенты задействованных базовых векторов:

$$\begin{aligned} \gamma_4 &= (m_1 - 2,73m_2)/0,88U_d; \quad \gamma_7 = m_2/0,22U_d; \\ \gamma_3 &= 1 - (m_1 + 1,27m_2)/0,88U_d. \end{aligned} \quad (10)$$

Аналогичным образом для каждого подсектора определены весовые коэффициенты (скважности) базовых векторов, значения которых сведены в табл. 5.

Таблица 5

Формулы расчета скважностей базовых векторов для каждого подсектора
Formulas for calculating the duty cycles of the base vectors for each sub-sector

n	Формула расчета скважностей		
1	$\gamma_1 = m_2/0,22U_d$	$\gamma_{11} = m_1/0,22U_d$	$\gamma_0 = 1 - m_1/0,22U_d - m_2/0,22U_d$
2	$\gamma_2 = (m_1 - m_2)/0,44U_d$	$\gamma_5 = m_2/0,88U_d$	$\gamma_1 = 1 - m_1/0,44U_d + m_2/0,88U_d$
3	$\gamma_1 = m_2/0,22U_d$	$\gamma_{11} = m_1/0,22U_d$	$\gamma_5 = 1 - m_1/0,22U_d - m_2/0,22U_d$
4	$\gamma_5 = m_1/0,88U_d$	$\gamma_{12} = (m_2 - m_1)/0,44U_d$	$\gamma_1 = 1 + m_1/0,88U_d - m_2/0,44U_d$
5	$\gamma_3 = (m_1 - 1,88m_2)/0,66U_d$	$\gamma_6 = m_2/0,22U_d$	$\gamma_2 = 1 - m_1/0,66U_d - 1,12m_2/0,66U_d$
6	$\gamma_2 = (m_1 - m_2)/0,44U_d$	$\gamma_5 = m_2/0,88U_d$	$\gamma_6 = 1 - m_1/0,44U_d + m_2/0,88U_d$
7	$\gamma_6 = (4m_1 - 1,8m_2)/U_d$	$\gamma_8 = (4m_2 - 1,8m_1)/U_d$	$\gamma_5 = 1 - 2,2m_1/U_d - 2,2m_2/U_d$
8	$\gamma_5 = m_1/0,88U_d$	$\gamma_{12} = (m_2 - m_1)/0,44U_d$	$\gamma_8 = 1 + m_1/0,88U_d - m_2/0,44U_d$
9	$\gamma_8 = m_1/0,22U_d$	$\gamma_{13} = (m_2 - 1,88m_1)/0,66U_d$	$\gamma_{12} = 1 - 1,12m_1/0,66U_d - m_2/0,66U_d$
10	$\gamma_4 = (m_1 - 2,73m_2)/0,88U_d$	$\gamma_7 = m_2/0,22U_d$	$\gamma_3 = 1 - m_1/0,88U_d - 1,27m_2/0,88U_d$
11	$\gamma_3 = (m_1 - 1,88m_2)/0,66U_d$	$\gamma_6 = m_2/0,22U_d$	$\gamma_7 = 1 - m_1/0,66U_d - 1,12m_2/0,66U_d$
12	$\gamma_7 = (2,19m_1 - \sqrt{3}m_2)/0,66U_d$	$\gamma_9 = (6m_2 - \sqrt{3}m_1)/1,32U_d$	$\gamma_6 = 1 - (1,32m_1 + 1,27m_2)/0,66U_d$
13	$\gamma_6 = (4m_1 - 1,8m_2)/U_d$	$\gamma_8 = (4m_2 - 1,8m_1)/U_d$	$\gamma_9 = 1 - 2,2m_1/U_d - 2,2m_2/U_d$
14	$\gamma_{10} = (2,19m_2 - \sqrt{3}m_1)/0,66U_d$	$\gamma_9 = (6m_1 - \sqrt{3}m_2)/1,32U_d$	$\gamma_8 = 1 - (1,32m_2 + 1,27m_1)/0,66U_d$
15	$\gamma_8 = m_1/0,22U_d$	$\gamma_{13} = (m_2 - 1,88m_1)/0,66U_d$	$\gamma_{10} = 1 - 1,12m_1/0,66U_d - m_2/0,66U_d$
16	$\gamma_{10} = m_1/0,22U_d$	$\gamma_{14} = (m_2 - 2,73m_2)/0,88U_d$	$\gamma_{13} = 1 - 1,27m_1/0,88U_d - m_2/0,88U_d$

Порядок расчета скважностей одинаков для всех секторов, разница заключается лишь в соответствии векторов $\bar{V}_0 - \bar{V}_{14}$ реальным состояниям ключей активного выпрямителя напряжения, которые изменяются при смене сектора.

ВЫВОДЫ

1. Представлен способ реализации векторной широтно-импульсной модуляции для девятифазного управляемого преобразователя электрической энергии. В результате анализа возможных 512 состояний ключей девятифазного активного выпрямителя установлено, что ненулевые базовые векторы восьми уровней образуют четыре шестиугольника в неподвижной системе координат $\alpha\beta$.

2. Получены аналитические соотношения весовых коэффициентов для образующих векторов, а также уравнения границ подсекторов, образующих диаграмму комбинаций состояний схемы. Последовательность приведенных расчетов представляет собой методологию реализации векторной широтно-импульсной модуляции в девятифазных управляемых преобразователях электрической энергии.

3. Представленный алгоритм векторной широтно-импульсной модуляции позволит обеспечить корректную работу девятифазного активного выпрямителя в условиях полезного преобразования энергии высших гармонических ЭДС.

ЛИТЕРАТУРА

1. Иванов-Смоленский, А. В. Электрические машины / А. В. Иванов-Смоленский. М.: Энергия, 1980. 928 с.
2. Харитонов, С. А. Электромагнитные процессы в системах генерирования электрической энергии автономных объектов / С. А. Харитонов. Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2011. 536 с.
3. Бут, Д. А. Бесконтактные электрические машины / Д. А. Бут. М.: Высш. шк., 1990. 416 с.
4. Вентильный генератор постоянного тока: пат. 8863 Респ. Беларусь, С1 Н 02 К 29/00 / А. Н. Малашин, С. В. Клопов, О. И. Киш; заявители А. Н. Малашин, С. В. Клопов, О. И. Киш; опубли. 30.09.2004.
5. Голиков, В. Ф. Анализ особенностей рабочего процесса в многофазном «выпрямительном» генераторе на основе одномерных уравнений электромагнитного поля / В. Ф. Голиков, А. Н. Малашин // Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. 1993. № 9–10. С. 39–43.
6. Голубев, А. Н. Математическая модель синхронного двигателя с многофазной статорной обмоткой / А. Н. Голубев, А. А. Лапин // Электротехника. 1998. № 9. С. 8–13.
7. White, D. C. Electromechanical Energy Conversion / D. C. White, H. H. Woodson. New York: John Wiley and Sons, 1959. 520 p.
8. Пантелеев, С. В. Повышение энергетических показателей электрической машины путем применения многофазной зубцовой обмотки / С. В. Пантелеев, А. Н. Малашин // Вестник Воен. акад. Респ. Беларусь. 2017. № 3. С. 80–86.
9. Пронин, М. В. Силовые полностью управляемые полупроводниковые преобразователи (моделирование и расчет) / М. В. Пронин, А. Г. Воронцов; под ред. Е. А. Крутякова. СПб.: Электросила, 2003. 172 с.

10. Шрейнер, Р. Т. Математическое моделирование электроприводов переменного тока с полупроводниковыми преобразователями частоты / Р. Т. Шрейнер. Екатеринбург: УРО РАН, 2000. 583 с.
11. Multiphase Induction Motor Drives – a Technology Status Review / E. Levi [et al.] // IET Electric Power Applications. 2007. Vol. 1, No 4. P. 489–516.
12. Kelly, J. W. Multi-Phase Space Vector Pulse Width Modulation / J. W. Kelly, E. G. Strangas, J. M. Miller // IEEE Trans. on Energy Conversion. 2003. Vol. 18, No 2. P. 259–264.

Поступила 21.03.2017 Подписана в печать 05.06.2017 Опубликована онлайн 27.07.2018

REFERENCES

1. Ivanov-Smolenskii A. V. (1980) *Electrical Machinery*. Moscow, Energiya Publ. 928 (in Russian).
2. Kharitonov S. A. (2011) *Electromagnetic Processes in Systems of Generation of Electric Power of Autonomous Objects*. Novosibirsk, NSTU. 536 (in Russian).
3. But D. A. (1990) *Contactless Electrical Machinery*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 416 (in Russian).
4. Malashin A. N., Klopov S. V., Kish O. I. (2004) *Valved Direct Current Generator*. Patent of the Republic of Belarus N 8863 (in Russian).
5. Golikov V. F., Malashin A. N. (1993) Analysis of the Specific Features of the Working Process in a Multiphase “Rectifying” Generator Based on One-Dimensional Equations of the Electromagnetic Field. *Energetika. Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii i Energeticheskikh Ob’edinenii SNG = Energetika. Proceedings of the CIS Higher Educational Institutions and Power Engineering Associations*, (9–10), 39–43 (in Russian).
6. Golubev A. N., Lapin A. A. (1998) Mathematical Model of Synchronous Motor with Multiphase Stator Winding. *Elektrotehnika [Electrical Engineering]*, (9), 8–13 (in Russian).
7. White D. C., Woodson H. H. (1959) *Electromechanical Energy Conversion*. New York, John Willey and Sons. 520.
8. Panteleev S. V., Malashin A. N. (2017) Improving the Power Performance of the Electric Machine by Applying Winding Gear Winding. *Vestnik Voennoi Akademii Respubliki Belarus’ [Herald of the Military Academy of the Republic of Belarus]*, (3), 80–86 (in Russian).
9. Pronin M. V., Vorontsov A. G., Krutyakov E. A. (ed.) (2003) *Power Fully-Controlled Semiconductor Converters (Modeling and Calculation)*. St.-Petersburg, Electrosila Publ. 172 (in Russian).
10. Shreiner R. T. (2000) *Mathematical Modeling of AC Drives with Solid State Frequency Converters*. Yekaterinburg, Ural Branch of Russian Academy of Sciences. 583 (in Russian).
11. Levi E., Bojoi R., Profumo F., Toliyat H. A., Williamson S. (2007) Multiphase Induction Motor Drives – a Technology Status Review. *IET Electric Power Applications*, 1 (4), 489–516. <https://doi.org/10.1049/iet-epa:20060342>.
12. Kelly J. W., Strangas E. G., Miller J. M. (2003) Multi-Phase Space Vector Pulse Width Modulation. *IEEE Trans. on Energy Conversion*, 18 (2), 259–264. <https://doi.org/10.1109/tec.2003.811725>.

Received: 21 March 2017

Accepted: 5 June 2017

Published online: 27 July 2018

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-346-358>

УДК 662.99

Энергоэффективные малогабаритные теплообменники из пористых теплопроводных материалов

С. Н. Осипов¹⁾, А. В. Захаренко¹⁾

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

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. После успешного повышения уровней термических сопротивлений ограждающих конструкций зданий во многих случаях расходы теплоты на вентиляцию помещений достигли аналогичных показателей на отопление в холодное время года. Поэтому разработка новых эффективных теплообменников-утилизаторов небольших размеров приобретает особое значение. Появление новых высокопористых теплопроводных материалов (медь, алюминий и т. п.) позволяет создавать высокоэффективные тонкие (в несколько сантиметров) теплообменники. Как следует из уровня техники, к высокопористым материалам относятся пористо-проницаемые структуры, имеющие открытую пористость (суммарной площадью поверхности пор по отношению к гладкой поверхности более 50 %). Одним из основных условий качественного использования подобных высокопористых теплопроводных материалов является быстрое и без существенного увеличения фильтрационного сопротивления удаление конденсата за пределы теплообменной зоны. Тепловой расчет таких теплообменников основан на критериях Фурье (Fu) и Предводителя (Pd). Рассмотрены различные способы использования высокопористых теплопроводных материалов в конструкции теплообменников. Представлен способ изготовления теплообменника, основанный на применении в каналах теплообменной части рекуперативных теплопередающих устройств пористо-проницаемого материала, отличие которого в том, что теплообменную часть выполняют из двух или более параллельных теплообменных пластин с промежутками между ними. Установлено, что значительное повышение энергоэффективности теплообменников подобного типа возможно путем применения даже небольших разрывов теплопроводных слоев высокопористых материалов для использования особенностей повышенного теплообмена начальных участков с протекающим флюидом. Одним из основных достоинств применения теплообменников типа «воздух – воздух» из вспененного высокотеплопроводного материала в климатических условиях Беларуси является стойкость против замерзания.

Ключевые слова: вспененный высокотеплопроводный материал, критерий Фурье, критерий Предводителя, рекуперативный теплообменник «воздух – воздух», пограничный слой, пеноалюминий, воздушные промежутки

Для цитирования: Осипов, С. Н. Энергоэффективные малогабаритные теплообменники из пористых теплопроводных материалов / С. Н. Осипов, А. В. Захаренко // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 4. С. 346–358. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-346-358>

Адрес для переписки

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

Address for correspondence

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

Energy-Efficient Compact Heat Exchangers Made of Porous Heat-Conducting Materials

S. N. Osipov¹⁾, A. V. Zakharenko¹⁾

¹⁾UE “Institute of Housing – NIPTIS named after Ataev S. S.” (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. After successful increase of levels of thermal resistances of building enclosing structures, expenses of heat on ventilation of rooms in many cases reached similar magnitudes of indicators of heating in a cold season. Therefore, the development of new efficient heat exchangers-heat exchangers of small size is of particular importance. It is possible now to create high-performance thin (of a few centimeters) heat exchangers of such high-porous heat-conducting materials as copper, aluminum, etc. Highly porous materials include porous-permeable structures having an open porosity (with a total pore surface area of more than 50 % in relation to a smooth surface). One of the main conditions for the qualitative use of such high-porous thermal conductive materials is the rapid removal of condensate outside the heat exchange zone without a significant increase in filtration resistance. Thermal calculation of such heat exchangers is based on the criteria of Fourier (Fu) and Predvoditelev (Pd). Various ways of using high-porous heat-conducting materials in the design of heat exchangers are considered. The method of production of the heat exchanger based on the application of porous-permeable material in the channels of the heat exchange part of recuperative devices is presented; the difference of the method is that the heat exchange part is performed of two or more parallel heat exchange plates with spacing between them. It has been found that a significant increase in the energy efficiency of heat exchangers of this type is possible due to the application of even small discontinuities of the heat-conducting layers of high-porous materials so to use the specific features of increased heat exchange of the initial sections with the flowing fluid. One of the main advantages of using air-to-air heat exchangers made of foamed high-heat-conducting material in the climatic conditions of Belarus is freezing resistance.

Keywords: foamed high-heat-conducting material, Fourier criterion, Predvoditelev criterion, recuperative “air-air” heat exchanger, boundary layer, aluminum foam, air gaps

For citation: Osipov S. N., Zakharenko A. V. (2018) Energy-Efficient Compact Heat Exchangers Made of Porous Heat-Conducting Materials. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (4) 346–358. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-346-358> (in Russian)

Современное состояние небольших теплообменных установок характеризуется их достаточно большой эффективностью и удельным объемом на единицу мощности. Однако в настоящее время существуют возможности значительно увеличить удельный объем на единицу мощности и тем самым уменьшить габариты теплообменников «воздух – воздух» или «жидкость – воздух», применяемых для кондиционирования воздуха в небольших помещениях, на рабочих местах, в кабинах транспортных средств и т. п.

При использовании теплообменников «воздух – воздух» с пористым вспененным металлическим наполнителем каналов чаще всего имеет место комбинированный «сухой» и «мокрый» теплообмен, когда температура теплообменной перегородки становится ниже температуры «мокрого» термометра и на ней происходит конденсация паров воды, находящихся в «горячем» воздухе, выходящем из помещений.

В случае применения пористого вспененного металла в качестве каркаса каналов вследствие его высокой теплопроводности образование конденсата возможно по всей внутренней поверхности канала с «горячим» влаж-

ным воздухом. Поэтому здесь так важно выполнение условий быстрого и без существенного увеличения фильтрационного сопротивления удаления конденсата за пределы теплообменной зоны.

Конденсация водяного пара на любой поверхности обычно начинается при ее температуре, менее температуры «мокрого» термометра t_m . При конденсации выделяется относительно большое количество тепловой энергии с температурой t_m , которое зависит от относительной влажности «горячего» воздуха, а теплосодержание воздуха (энтальпия) определяется по диаграмме « $i-d$ » или по формуле Л. К. Рамзина (в технической системе единиц), приведенной в [1, с. 22]:

$$\begin{aligned} i &= 0,24t + 0,597d + 0,00044td = \\ &= 0,24t + 623\varphi p_n(0,597 + 0,00044t)/(p_{\text{бар}} - \varphi p_n), \end{aligned} \quad (1)$$

где t – температура воздуха, °С; d – влагосодержание воздуха, г/кг сухого воздуха; φ – относительная влажность воздуха, доли ед.; p_n – парциальное давление (упругость) пара воды, содержащегося в воздухе при полном его насыщении, мм рт. ст.; $p_{\text{бар}}$ – барометрическое давление, мм рт. ст.; i – теплосодержание (энтальпия) воздуха, ккал/кг сухого воздуха.

С достаточной для практических целей точностью это выражение можно аппроксимировать экспоненциальной зависимостью. Тогда начиная с $y = 0$ при температуре теплообменной перегородки $t_{\text{cp}} < t_m$, между «горячим» и «холодным» каналами начнется процесс конденсации влаги и температура перегородки будет расти в соответствии с зависимостью

$$t(0, \tau) = t_{\text{cp,c}} + (t_{\text{cp,\infty}} - t_{\text{cp,c}})(1 - \exp(-\beta\tau)), \quad (2)$$

где $t_{\text{cp,c}}$ – температура перегородки между «горячим» и «холодным» каналами при «сухом» теплообмене, равная полусумме температур «горячего» и «холодного» воздуха, °С; $t_{\text{cp,\infty}}$ – то же при полном теплообмене между «горячим» и «холодным» воздухом с учетом теплоты конденсации паров воды, °С; β – коэффициент показателя экспоненты, определяющий изменения интенсивности конденсации паров воды.

Необходимо отметить, что согласно принятым условиям $\tau = y/u$ (y – длина хода воздушного потока в теплообменнике; u – скорость движения воздуха), распределение температуры перегородки по длине теплообменника зависит от скорости воздуха в канале. Тогда распределение температур в каналах теплообменника может быть описано одномерным уравнением Фурье

$$a, \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} = \frac{\partial t}{\partial \tau} \quad (3)$$

с начальными и граничными условиями:

$$t(x, 0) = t_{cp,c}; \quad \left. \frac{\partial t}{\partial x} \right|_{x=h} = 0. \tag{4}$$

Решение для полей температур можно получить в виде

$$t = t_{cp,c} + \theta(t_{cp,\infty} - t_{cp,c}), \tag{5}$$

где θ – параметр температуры, определяемый по формуле

$$\theta = 1 - \frac{\cos[\sqrt{Pd}(1-\eta)]}{\cos[\sqrt{Pd}]} \exp(-Pd \cdot Fo) - \sum_{n=1}^{\infty} A_n \frac{Pd}{Pd - \mu_n^2} \cos[\mu_n(1-\eta)] \exp(-\mu_n^2 \cdot Fo), \tag{6}$$

где $Pd = \frac{\beta h^2}{a_3}$; $Fo = \frac{a_3 \tau}{h^2} = \frac{a_3 y}{h^2 u}$; $\mu_n = (2n-1) \frac{\pi}{2}$; $A_n = (-1)^{n+1} \frac{2}{\mu_n}$; $\eta = x/h$. $\tag{7}$

Для проведения инженерных расчетов полей температур можно воспользоваться номограммами, приведенными на рис. 1, 2 [2].

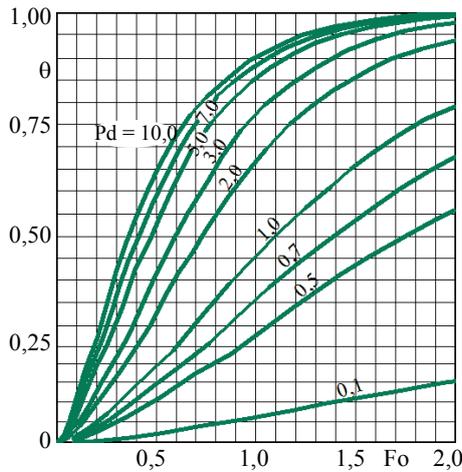


Рис. 1. Зависимость параметра температуры θ от критериев Фурье (Fo) и Предводителя (Pd) при параметре толщины $\eta = 0,5$

Fig. 1. The dependence of the temperature parameter θ on Fourier (Fo) and Predvoditelev's (Pd) criteria when setting the thickness $\eta = 0.5$

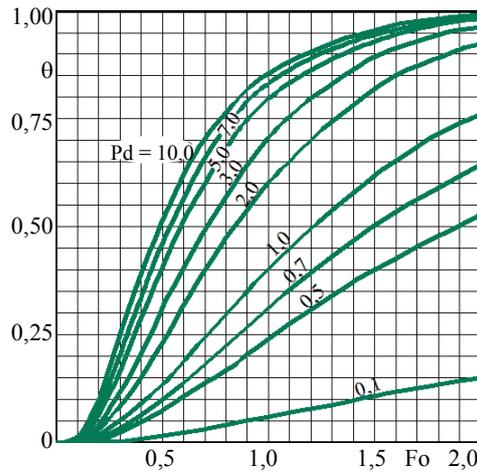


Рис. 2. Зависимость параметра температуры θ от критериев Фурье (Fo) и Предводителя (Pd) при параметре толщины $\eta = 1,0$

Fig. 2. The dependence of the temperature parameter θ on Fourier (Fo) and Predvoditelev's (Pd) criteria when setting the thickness $\eta = 1.0$

Как видно из этих номограмм, с ростом критериев Pd и Fo значения θ увеличиваются особенно интенсивно при повышении критерия Pd до 2,0 и критерия Fo до 1,0 при Pd > 2,0. Интересно отметить, что второй член в уравнении (6) резко уменьшается с ростом величины $Pd \cdot Fo = \beta \tau = \beta y/u$,

т. е. с повышением значений β , длины хода воздушного потока и снижением его скорости.

Из сравнения значений параметров температур при η , равном 0,5 и 1,0, и $Pd = 1,0$ в середине хода воздушной струи и на выходе из теплообменника ($Fo = 1,0$) видно, что различие в температурах в поперечном сечении каналов уменьшается с $(\theta_{0,5}/\theta_{1,0}) = 0,2/0,125 \approx 1,6$ раза до $(\theta_{0,5}/\theta_{1,0}) = 0,45/0,4 \approx 1,12$ раза. Поэтому определенное ранее по (7) для эффективного «сухого» теплообмена значение критерия Фурье примерно соответствует «мокрому» режиму теплообмена.

Для снижения фильтрационного сопротивления воздушному потоку необходимо стремиться к уменьшению длины хода воздуха в каналах теплообменника, что без потери эффективности возможно только при увеличении параметра Pd эквивалентно снижению величины критерия Фурье. Такую возможность лучше исследовать по динамике изменения средней температуры по ходу «холодного» потока воздуха в теплообменнике.

Средняя температура может быть определена по формуле

$$\bar{t} = t_{cp,c} + \theta(t_{cp,\infty} - t_{cp,c}), \quad (8)$$

где параметр средней температуры

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{\tan[\sqrt{Pd}]}{\sqrt{Pd}} \exp(-Pd \cdot Fo) - \sum_{n=1}^{\infty} B_n \frac{Pd}{Pd - \mu_n^2} \exp(-\mu_n^2 \cdot Fo), \quad \text{при } B_n = \frac{2}{\mu_n^2}. \quad (9)$$

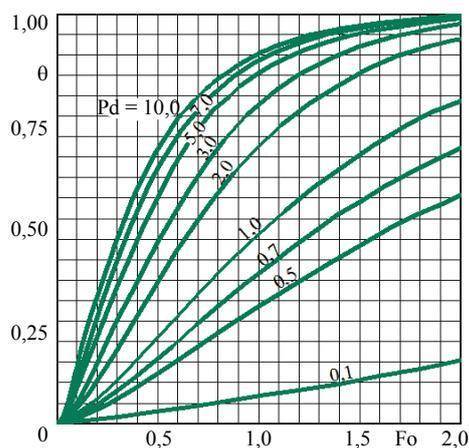


Рис. 3. Зависимость параметра средней температуры от критериев Фурье (Fo) и Предводителя (Pd)

Fig. 3. Dependence of the mean temperature parameter on Fourier (Fo) and Predvoditelev's (Pd) criteria

Как видно из приведенной на рис. 3 номограммы для зависимости $\bar{\theta} = f(Pd, Fo)$ при $Pd = 1$ в случае уменьшения критерия Фурье с 1,0 до 0,5 и сохранении остальных параметров неизменными, значение параметра средней температуры снижается с $\bar{\theta} = 0,47$ до $\bar{\theta} = 0,22$, т. е. примерно в два раза.

Соответственно снижается и эффективность теплообменника, для сохранения которой необходимо увеличить параметр Pd с 1,0 примерно до 4,0 (рис. 4). Приведенные на рис. 4 зависимости свидетельствуют о потенциальной трудности сохранения достаточно высокой эффективности теплообменника при простом умень-

шении длины хода воздушных потоков. Здесь необходимо пропорционально уменьшению длины хода воздушных потоков снижать их скорость, т. е. уменьшать производительность теплообменника при сохранении рабочей площади поперечного сечения. По-видимому, особенности «мокрого» теплообмена при заполнении каналов пористым вспененным металлом таковы, что для обеспечения высокой эффективности потребуется увеличение значений критерия Фурье ($Fo > 1,5$) за счет понижения скорости воздушных потоков. Последнее возможно при конструктивной разработке многослойных теплообменников (типа «сэндвич») с малой длиной хода воздушных потоков ($l \leq 1$ см), но большой площадью поперечного сечения (около 1 м^2), т. е. при разработке теплообменников нового типа.

Приведенные теоретические положения позволили разработать новую конструкцию рекуперативного теплообменника «воздух – воздух», на которую получены патенты [3, 4].

Известно несколько видов теплообмена – конвективный, кондуктивный, радиационный и др. Использование высокопористого материала с высокой теплопроводностью для прохода горячего и холодного теплоносителей позволяет называть такой теплообмен объемным.

В практике используются пористые материалы с высокой теплопроводностью и метод теплового расчета при условии, что вся передача теплоты внутри плоской пластины осуществляется за счет теплопроводности через твердую фазу, а температуры твердого тела и теплоносителя почти не отличаются друг от друга в любой точке пористой структуры [5, с. 62]. Существенными недостатками такого теплообмена являются применение теплоносителей без фазовых переходов и существенное действие капиллярных сил, приводящее к гидравлической закупорке сквозных открытых пор и затруднению прокачки теплоносителя. Это препятствует использованию влажных газов или пара в качестве горячего теплоносителя по причине конденсации влаги в порах и их закупорки под действием капиллярных сил.

Известен способ изготовления теплообменного аппарата [1], включающий заполнение пористым металлом пространства между трубками для протекания охлаждаемой или нагреваемой жидкости и стенками теплообменного аппарата. Здесь пористый металл может служить для усиленной теплопередачи, а трубки – для протекания охлаждаемой и нагреваемой жидкости. Недостаток такой конструкции – невозможность использования по-

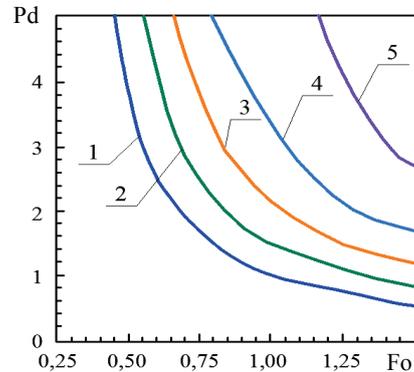


Рис. 4. Зависимость критерия Предводителя (Pd) от критерия Фурье (Fo): 1 – $\bar{\theta} = 0,5$; 2 – $\bar{\theta} = 0,6$; 3 – $\bar{\theta} = 0,7$; 4 – $\bar{\theta} = 0,8$; 5 – $\bar{\theta} = 0,9$

Fig. 4. The dependence of the Predvoditelev's criterion (Pd) of the Fourier criterion (Fo):

1 – $\bar{\theta} = 0,5$; 2 – $\bar{\theta} = 0,6$;
3 – $\bar{\theta} = 0,7$; 4 – $\bar{\theta} = 0,8$; 5 – $\bar{\theta} = 0,9$

ристого металла для охлаждения влажного воздуха из-за вероятности конденсации влаги в порах и их гидравлического запираания.

Также известен способ интенсификации теплообмена и теплопередачи в рекуперативных теплопередающих устройствах за счет механизации каналов их трактов [6], в которые вводятся твердые пористопроницаемые структуры из теплопроводных материалов, имеющих максимальные удельные поверхности. Недостаток этого способа – возможная гидравлическая закупорка пор вследствие конденсации пара из газообразного горячего теплоносителя [5]. Следовательно, главная задача – удаление конденсата из сквозных пор или специально созданных каналов под действием гравитации без существенного влияния капиллярных сил. Вытекающей задачей является обеспечение возможности уменьшения габаритов и массы теплообменника при сохранении высокой тепловой эффективности рекуперативных теплообменников на основе вспененного металла для утилизации низкопотенциальных ВЭР отработанного воздуха жилых и других помещений в течение отопительного сезона.

Повышение энергоэффективности теплообменников типа «холодный теплоноситель – горячий теплоноситель» осуществляется также при помощи способа (рис. 5), включающего использование в каналах теплообменной части рекуперативных теплопередающих устройств пористопроницаемого материала с высокой удельной теплопроводностью, отличие которого в том, что теплообменную часть выполняют из двух или более параллельных теплообменных пластин с промежутками между ними, а каждую теплообменную пластину изготавливают в виде сэндвича из прямоугольных теплообменных слоев для холодного и горячего теплоносителей со сплошными газодонепроницаемыми теплопроводными тонкими перегородками, расположенными в направлении движения горячего и холодного теплоносителей. При этом создают сквозные поры или каналы для прохода удаляемого горячего теплоносителя в соответствующем теплообменном слое с диаметром, обеспечивающим устранение капиллярного эффекта торможения конденсирующейся жидкости из сквозных пор или каналов с возможностью формирования в направлении действия гравитации сверху вниз сонаправленного движения удаляемого горячего теплоносителя и конденсата и его ускоренного удаления из упомянутых пор или каналов, причем поверхности сквозных пор или каналов в слое для горячего теплоносителя покрывают (например, с помощью напыления) лиофильной пленкой [7, с. 18]. Применение высокопористого материала с высокой удельной теплопроводностью способствует интенсификации теплообмена, поэтому им заполняют слои для прохода как горячего, так и холодного теплоносителей. При использовании в качестве холодного теплоносителя жидкости с высокой теплопроводностью соответствующую часть теплообменника (рис. 5, слои 4) оставляют свободной от заполнения высокопористым материалом с высокой удельной теплопроводностью [4].

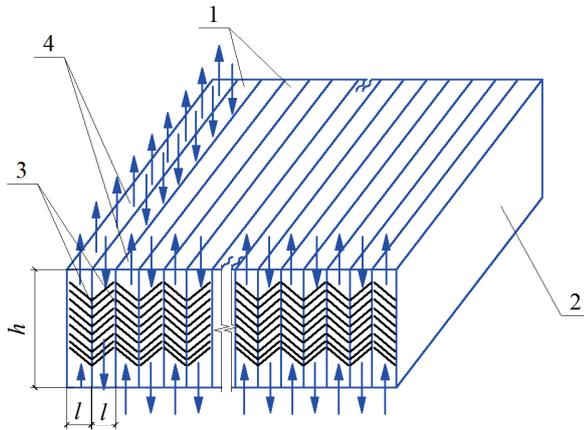


Рис. 5. Схема теплообменного устройства «холодный теплоноситель – горячий теплоноситель» из высокопористого теплопроводного материала:

1, 4 – слои теплообменных пластин для горячего и холодного теплоносителей;
2 – теплообменная пластина; 3 – сплошная перегородка между слоями

Fig. 5. The scheme of the “cold coolant – hot coolant” heat exchanger device made of high-porous heat-conducting material: 1, 4 – layers of heat exchange plates for hot and cold coolants; 2 – heat exchange plate; 3 – solid partition between the layers

Для водного конденсата диаметр сквозных пор (или специальных сквозных каналов), при котором происходит практическое устранение капиллярного эффекта торможения конденсирующейся жидкости из каналов, составляет 1–2 мм [8, с. 31]. Сквозные поры или специальные сквозные каналы, преимущественно цилиндрические, могут быть образованы как принудительным механическим способом, так и посредством технологий вспенивания материалов с высокой удельной теплопроводностью. Для жидкого холодного теплоносителя, например H_2O , предельный диаметр капилляра в зависимости от его длины, по данным А. В. Лыкова [7, с. 22–31], может быть даже меньше 1 мм. В целом, учитывая отсутствие конденсатообразования в «холодном» тракте теплообменника (с входящей обменной средой, например наружным воздухом), диаметры проводящих каналов могут быть меньше, чем в «горячем» тракте.

Таким образом, в случае объемного теплообмена типа «холодный теплоноситель – горячий теплоноситель» используются, по крайней мере в «горячем» тракте, слои 1 (рис. 5) высокопористого материала с высокой удельной теплопроводностью, например вспененного алюминия, в котором образованы сквозные поры или специальные каналы для прохождения теплоносителя. Стрелками обозначены направления движения потоков теплоносителя. Слои «горячего» тракта 1 для горячего теплоносителя чередуются со слоями «холодного» тракта 4 для холодного теплоносителя, причем упомянутые слои разделены перегородками. Этим обеспечивается послойное в направлении движения разделение холодного и горячего потоков через теплообменную пластину. Учитывая взаимодействие между гравитационными и аэродинамическими силами при удалении жидкого конденсата из сквозных пор и каналов, желательно сложение этих сил, что происходит при сонаправленном сверху вниз стекании конденсата и движении горячего влажно-

го теплоносителя. Поэтому обеспечивают направление движения горячего теплоносителя сверху вниз.

Для повышения интенсивности теплопередачи от теплоносителя к поверхности капилляра или канала необходимо использовать особенность начального участка формирования пограничного слоя в соответствии с формулой В. Б. Богословского [9, с. 47], которая для среднего значения коэффициента конвективного теплообмена для ламинарного режима движения имеет вид

$$\alpha_{\text{ср}} = 3,94(v/x)^{0,5}, \quad (10)$$

где $\alpha_{\text{ср}}$ – средняя величина коэффициента конвективного теплообмена, Вт/(м²·К); v – скорость потока, м/с; x – длина канала теплообмена (на рис. 5 – h ; на рис. 6 – h_1, h_2, h_3), м.

Как видно из (10), с уменьшением длины канала, например в два раза, средняя величина $\alpha_{\text{ср}}$ увеличивается в $\sqrt{2} = 1,42$ раза. Поэтому с целью повышения энергоэффективности целесообразно выполнять теплообменник из набора отдельных теплообменных пластин (рис. 6) толщиной (h_1, h_2, h_3) по 1 см, с такими же промежутками. Конструктивное исполнение этого теплообменника не представляет особых трудностей. В направлении движения горячего и холодного теплоносителей их потоки в слоях 1 и 2 с пористыми средами разделяются сплошными газодонепроницаемыми теплопроводными тонкими перегородками из того же материала. При этом обеспечивается высокая контактная теплопроводность между вспененным материалом и сплошной перегородкой.

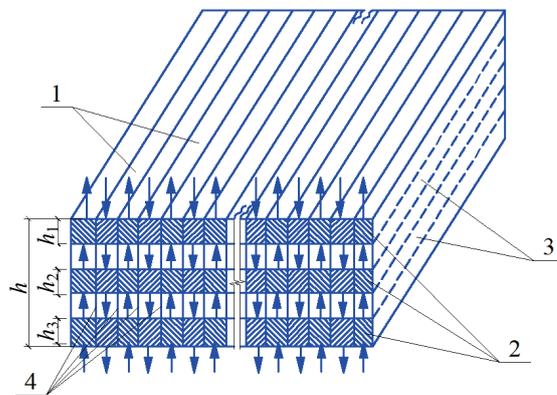


Рис. 6. Схема теплообменного устройства из высокопористого теплопроводного материала с воздушными промежутками: 1, 2 – слои теплообменных пластин для горячего и холодного теплоносителей; 3 – промежуток между слоями теплоносителей; 4 – сплошная газодонепроницаемая тонкая теплопроводная перегородка

Fig. 6. The scheme of the heat exchange device made of high-porous heat-conducting material with air gaps: 1, 2 – layers of heat-exchange plates for hot and cold heat carriers; 3 – space between layers of heat carriers; 4 – continuous gas-tight thin heat-conducting partition

В качестве примера возможного практического применения рассматриваемого способа предлагается устройство пеноалюминиевой теплообменной

части квартирного теплообменного рекуператора «воздух – воздух» для использования теплоты влажного удаляемого воздуха. С целью количественной оценки параметров теплообменного устройства можно воспользоваться упрощенным методом тепловых балансов, вполне пригодным для стационарных условий теплообмена.

Исходные данные: расход удаляемого (горячего) воздуха из квартиры с газовой плитой для приготовления пищи $Q_r = 200 \text{ м}^3/\text{ч}$ при температуре $t_r = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ и относительной влажности $V_r = 50 \%$. Температура наружного (холодного) воздуха t_k принята (+5); 0; (-5) и (-20) $^\circ\text{C}$. Расход поступающего (холодного) воздуха равен расходу удаляемого воздуха $Q_k = Q_r$.

В качестве теплообменной среды используется пеноалюминий плотностью $\gamma = 0,54 \text{ г/см}^3$ и открытой пористостью 80 %. При этом теплопроводность материала уменьшается прямо пропорционально снижению плотности материала и составляет $\lambda = 0,4 \text{ Дж/(см}\cdot\text{с}\cdot\text{град)}$. Диаметры сквозных открытых пор 1–2 мм для зоны горячего влажного воздуха, так как при меньшем диаметре начинает заметно сказываться капиллярный эффект «застывания» влаги, а при больших диаметрах существенно уменьшается поверхность теплообмена. Теплообменная пластина 1, 2 толщиной h представлена в виде сэндвича (по горизонтали) из прямоугольных теплообменных слоев для холодного и горячего теплоносителей со сторонами $70 \times 5 \text{ см}$ (теплообменная площадь каждого слоя для горячего и холодного воздуха по $0,25 \text{ м}^2$, толщина $\Delta l = 2 \text{ см}$ (рис. 5)). Масса такой пластины около 13,5 кг. Хотя размеры и направление сквозных пор в направлении потоков воздуха не могут быть совершенно одинаковыми, для расчета ориентированных величин поверхностей теплообмена можно принять, что при пористости 80 % именно такая площадь поперечного сечения материала занята порами со средними диаметрами 0,1 и 0,2 см. Тогда количество пор составят $n_{0,1} = 4 \cdot 2500/(\pi 0,1^2) \approx 3,2 \cdot 10^5$ и $n_{0,2} = 4 \cdot 2500/(\pi 0,2^2) \approx 0,8 \cdot 10^5$.

Площадь поверхности примерно цилиндрических пор длиной $h = 5 \text{ см}$ (рис. 5) составит $S_{0,1} = \pi d h n = \pi 0,1 \cdot 5 \cdot 3,2 \cdot 10^5 \approx 5 \cdot 10^5 \text{ см}^2 \approx 50 \text{ м}^2$; $S_{0,2} = \pi d h n = \pi 0,2 \cdot 5 \cdot 0,8 \cdot 10^5 \approx 2,5 \cdot 10^5 \text{ см}^2 \approx 25 \text{ м}^2$.

Для случая принудительного (механически, гидравлически и др.) образования сквозных цилиндрических каналов суммарная площадь их поперечного сечения принимается в размере 50 % от всей площади.

Тогда $n_{0,1} = 2 \cdot 10^5$ и $n_{0,2} = 0,5 \cdot 10^5$, а $S_{0,1} = 32 \text{ м}^2$ и $S_{0,2} = 16 \text{ м}^2$. Средняя скорость прохода воздуха в теплообменных каналах для использования только пористости $v_1 = 200/(3600 \cdot 0,25 \cdot 0,8) = 0,28 \text{ м/с}$ и $Re = 0,28 \cdot (10^{-3} - 2 \cdot 10^{-3})/(14,2 \cdot 10^{-6}) \approx 20-40$.

При принудительном образовании сквозных каналов $v_2 = 200/(3600 \times 0,25 \cdot 0,5) = 0,45 \text{ м/с}$ и $Re = (0,45 \cdot 10^{-3} - 2 \cdot 10^{-3})/(14,2 \cdot 10^{-6}) \approx 32-64$.

Учитывая близкий к ламинарному режим движения воздуха в каналах, средние значения коэффициентов конвективного теплообмена в соответствии с [10, с. 47] составляют $\alpha_1 = 3,94(v/h)^{0,5} \approx 3,94 \cdot (0,28/0,05)^{0,5} \approx 9,3 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{град.)}$ и $\alpha_2 = 3,94 \cdot (0,45/0,05)^{0,5} \approx 11,8 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{град.)}$.

Для эффективного использования теплообменника-рекуператора желательно, чтобы его возможность нагрева холодного воздуха составляла около 90 % от температуры удаляемого воздуха, т. е. необходимое количество теплоты q для нагрева холодного воздуха:

- при $t_{к.1} = -20\text{ °C}$ $q_1 = 3500\text{ Дж/ч} = 2640\text{ Вт}$;
- при $t_{к.2} = -5\text{ °C}$ $q_2 = 1600\text{ Вт}$;
- при $t_{к.3} = 0$ $q_3 = 1250\text{ Вт}$;
- при $t_{к.4} = +5\text{ °C}$ $q_4 = 900\text{ Вт}$.

Далее проводится упрощенный по сравнению с выражениями (6)–(9) и номограммами на рис. 1–3 расчет возможных тепловых режимов теплообменника на пористых теплопроводных материалах [2, 9].

Теплосодержание горячего влажного воздуха состоит из теплосодержания сухого воздуха и скрытой теплоты парообразования влаги в горячем воздухе при $\varphi = 50\%$, что составляет $d \approx 7,6\text{ г/кг}$ воздуха. При $t = 0$, до которой можно охлаждать горячий воздух вследствие дальнейшего замерзания влаги, $d \approx 3\text{ г/кг}$, а при $t = +5\text{ °C}$ $d \approx 2,6\text{ г/кг}$ горячего воздуха.

Тогда при охлаждении горячего воздуха до 0 тепловыделение за счет конденсации паров влаги составит $q_m = 12,7\text{ кДж/кг}$, что позволяет подогреть холодный воздух на $12,5\text{ °C}$. При охлаждении горячего воздуха до 5 °C нагрев холодного воздуха за счет конденсации влаги горячего воздуха возможен на $11,5\text{ °C}$. Отсюда необходимое количество теплоты за счет «сухого» теплообмена:

- при $t_{к.1} = -20\text{ °C}$ $q_{1.с} = 1770\text{ Вт}$;
- при $t_{к.2} = -5\text{ °C}$ $q_{2.с} = 730\text{ Вт}$;
- при $t_{к.3} = 0$ $q_{3.с} = 480\text{ Вт}$;
- при $t_{к.4} = +5\text{ °C}$ $q_{4.с} = 100\text{ Вт}$.

Определяем возможность «сухого» теплообмена для случая перепада температур в 2 °C при $S = 50\text{ м}^2$ и $S = 25\text{ м}^2$ ($\alpha = 9,3\text{ Вт/(м}^2\cdot\text{град.)}$) и $S = 32\text{ м}^2$ и $S = 16\text{ м}^2$ ($\alpha = 11,8\text{ Вт/(м}^2\cdot\text{град.)}$).

Тогда $q_{1.с} = \alpha \Delta t S = 9,3 \cdot 2 \cdot 50 = 930\text{ Вт}$; $q_{2.с} = 9,3 \cdot 2 \cdot 25 \approx 470\text{ Вт}$;
 $q_{3.с} = 11,8 \cdot 2 \cdot 32 \approx 750\text{ Вт}$; $q_{4.с} = 11,8 \cdot 2 \cdot 16 \approx 370\text{ Вт}$.

Как видно из приведенных расчетов, при $d = 1\text{ мм}$ возможностей теплообмена даже при $\Delta t = 2\text{ °C}$ достаточно для успешной работы теплообменника до $t_{к.0} = -15\text{ °C}$, когда может происходить интенсивное замерзание влаги в каналах. При $t_{н.0} < -15\text{ °C}$ необходимо различными методами предотвращать замерзание и выход из строя теплообменника.

Однако можно значительно увеличить теплообменные возможности по сухому воздуху. Для этого нужно собрать теплообменник общей толщиной $h = 5\text{ см}$ из трех теплообменных пластин 1, 2, каждая толщиной $h_1 = h_2 = h_3 = 1\text{ см}$ (рис. 6), с двумя воздушными промежутками 3, что дает возможность использовать высокий уровень теплообмена в начале формирования пограничного слоя на твердой поверхности. При длине пор, соответствующей толщине пластин $h_1 = h_2 = h_3 = 1\text{ см}$, коэффициенты конвективного теплообмена приобретают следующие значения: $\alpha_1 = 3,94 \cdot (0,28/0,01)^{0,5} \approx$

$\approx 20,5$ Вт/(м²·град.) и $\alpha_2 = 3,94 \cdot (0,45/0,01)^{0,5} \approx 26,4$ Вт/(м²·град.). В данном случае суммарная толщина трех теплообменных пластин уменьшилась с 5 до 3 см, а площади теплообменных поверхностей пеноалюминия с пористостью 80 % – до $S_{0,1+3} = 30$ м² и $S_{0,2+3} = 15$ м².

При искусственном образовании сквозных каналов на прежних условиях: $S_{0,1+3} = 19,2$ м² и $S_{0,2+3} = 9,6$ м². Тогда возможный теплообмен в этих условиях при перепаде температур в 2 °С соответственно составит: $q_{1,c} = 20,5 \cdot 2 \cdot 30 = 1230$ Вт; $q_{2,c} = 20,5 \cdot 2 \cdot 15 = 615$ Вт; $q_{3,c} = 26,4 \cdot 2 \cdot 19,2 = 1030$ Вт; $q_{4,c} = 26,4 \cdot 2 \cdot 9,6 = 510$ Вт.

Полученные значения величин теплообменов почти на 38 % больше для трехслойного теплообменника общей толщиной $h = 5$ см (рис. 6) по сравнению со сплошным такой же толщины (рис. 5). При этом необходимая масса пеноалюминия уменьшается с 12,5 до 7,5 кг.

В случае $t_k = -20$ °С для обеспечения достаточного «сухого» теплообмена необходим расчетный перепад температур в 3–4 °С, что также обеспечит почти 90%-ю эффективность.

Теперь необходимо определить размеры слоев 1 и 2, составляющих пластины, в направлении, перпендикулярном направлению потоков воздуха. В этом поперечном направлении теплообмен определяется величинами коэффициентов теплопроводности, длины пути теплопередачи, перепада температур и площадью поверхности теплопередачи. Принимая перепад температур $\Delta t = 2$ °С и путь теплопередачи $\Delta l = 2$ см, возможная теплопередача при наличии $N = 35$ полос:

$$q_{\perp 1} = \lambda \Delta t N h / \Delta l = 0,4 \cdot 2 \cdot 35 \cdot 70 \cdot 5 / 2 = 4900 \text{ Дж/с} = \\ = 17,7 \cdot 10^6 \text{ Дж/ч} \approx 4900 \text{ Вт};$$

$$q_{\perp 2} = 0,4 \cdot 2 \cdot 35 \cdot 70 \cdot 3 / 2 \approx 3000 \text{ Вт}.$$

При $N = 23$ и $\Delta l = 3$ см $q_{\perp 1} \approx 2160$ Вт и $q_{\perp 2} \approx 1300$ Вт.

Как видно из приведенных расчетов, даже при крайне жестких условиях теплообмена возможную ширину теплообменного слоя можно принять $\Delta l = 3$ см. Уменьшение толщины пластины $h_1 = h_2 = h_3$ до значения менее 1 см позволяет еще увеличить α . Однако это нерационально из-за недостаточной прочности и технологических проблем при изготовлении.

ВЫВОДЫ

1. Использование высокопористых теплопроводных материалов позволяет конструировать высокоэффективные тонкие (в несколько сантиметров) теплообменники.

2. Применение даже небольших (1 см) разрывов теплопроводных слоев высокопористых материалов для использования особенностей повышенного теплообмена начальных участков с протекающим флюидом существенно повысит энергоэффективность такого теплообменника.

3. Теплообменники «воздух – воздух» из вспененного высокотеплопроводного материала (медь, алюминий и т. п.) в основном не замерзают в кли-

матических условиях Республики Беларусь, особенно при использовании разрывов теплопроводных слоев высокопористых материалов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Справочник проектировщика. Внутренние санитарно-технические устройства: в 2 ч. / под ред. И. Г. Старовойра. М.: Стройиздат, 1975. Ч. 2: Вентиляция и кондиционирование воздуха. 512 с.
 2. Пехович, А. И. Расчеты теплового режима твердых тел / А. И. Пехович, В. М. Жидких. Л.: Энергия, Ленингр. отд-ние, 1976. 351 с.
 3. Способ изготовления теплообменника: пат. Респ. Беларусь № 14784 / С. Н. Осипов, В. М. Пилипенко. Оpubл. 30.10.2011.
 4. Способ интенсификации теплообмена: Евразийс. пат. № 018264 / С. Н. Осипов, В. М. Пилипенко. Оpubл. 30.06.2011.
 5. Исаченко, В. П. Теплопередача / В. П. Исаченко, В. А. Осипова, А. С. Сукомел. М.: Энергоиздат, 1981. 417 с.
 6. Способ интенсификации теплообмена и теплопередачи в рекуперативных теплопередающих устройствах за счет механизации каналов их трактов: пат. Рос. Федерации № 93025782 / В. П. Горда. Оpubл. 27.10.1996.
 7. Лыков, А. В. Теория сушки / А. В. Лыков. М.: Энергия, 1968. 472 с.
 8. Энциклопедический словарь / под ред. Б. А. Введенского. М.: Большая совет. энцикл., 1954. Т. 2. 720 с.
 9. Пехович, А. И. Расчеты теплового режима твердых тел / А. И. Пехович. Л.: Энергия, Ленингр. отд-ние, 1968. 304 с.
 10. Богословский, В. Н. Строительная теплофизика / В. Н. Богословский. М.: Высш. шк., 1982. 416 с.
- Поступила 03.01.2018 Подписана в печать 20.02.2018 Опубликована онлайн 27.07.2018

REFERENCES

1. Bogoslovskii V. N., Shepelev I. A., El'terman V. M., Barkalov B. V., Egiazarov A. G., Leskov E. A., Staroverov I. G. (ed.) (1975) *Directory of the Designer. Internal Sanitary-Technical Devices. Part 2: Ventilation and Air Conditioning*. Moscow, Stroiizdat Publ. 512 (in Russian).
2. Pekhovich A. I., Zhidkikh V. M. (1976) *Calculations of Thermal Regime of Solids*. Leningrad, Energiya Publ., Leningrad Branch. 351 (in Russian).
3. Osipov S. N., Pilipenko V. M. (2011) *A Method of Manufacturing a Heat Exchanger*. Patent of the Republic of Belarus No 14784 (in Russian).
4. Osipov S. N., Pilipenko V. M. (2011) *A Method of Heat Exchange Intensification*. Eurasia Patent No 018264 (in Russian).
5. Isachenko V. P., Osipova V. A., Sukomel A. S. (1981) *Heat Transfer*. Moscow, Energoizdat Publ. 417 (in Russian).
6. Gorda V. P. (1996) *Method of Intensification of Heat Exchange and Heat Transfer in Regenerative Heat Transfer Devices Due to Mechanization of Channels of their Circuits*. Patent of the Russian Federation No 93025782 (in Russian).
7. Lykov A. V. (1968) *Drying Theory*. Moscow, Energiya Publ. 472 (in Russian).
8. Vvedenskii B. A. (ed.) (1954) *Encyclopedic Dictionary. Vol. 2*. Moscow, Bol'shaya Sovetskaya Entsiklopediya Publ. 720 (in Russian).
9. Pekhovich A. I. (1968) *Calculations of Thermal Regime of Solids*. Leningrad, Energiya Publ., Leningrad Branch. 304 (in Russian).
10. Bogoslovskii V. N. (1982) *Heat Engineering*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 416 (in Russian).

Received: 3 January 2018

Accepted: 20 February 2018

Published online: 27 July 2018

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-359-371>

УДК 620.9-62-93

Региональная система газоснабжения с позиций системного анализа и закономерности ее функционирования

Д. Р. Мороз¹⁾, Н. В. Грунтович¹⁾

¹⁾Государственное предприятие «НИИ Белгипротопгаз» (Минск, Республика Беларусь)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. Изучение структуры и закономерностей функционирования региональных систем газоснабжения необходимо для решения ряда эксплуатационных задач, основными из которых являются: составление заявок планируемого объема поставок газа; разработка проектов развития и реконструкции систем газоснабжения и хранения газа; формирование действующих тарифов на газ для различных групп потребителей. Региональная система газоснабжения рассмотрена с позиций системного анализа и представлена как сложная динамическая система, состоящая из нескольких подсистем. Исследованы балансовая структура потребления газа в регионе за десятилетний период и закономерности суточного потребления газа в регионе в зависимости от среднесуточной температуры наружного воздуха за двухлетний период. Установлено, что наибольшую долю в суммарном потреблении газа составляют энергетический комплекс, промышленность и сельское хозяйство. Рассчитаны значения коэффициентов корреляции между температурой наружного воздуха и расходом газа по элементам балансовой структуры. Для суточных значений расхода газа на нужды населения и жилищно-коммунального хозяйства отмечается самый высокий коэффициент корреляции между исследуемыми признаками $R = (-0,98; -0,96)$. Анализ полей соответствия суточного потребления газа в регионе среднесуточной температуре на годовом интервале времени позволил выделить две характерные области: область работы системы отопления и область положительных температур (система отопления отключена). Для каждой из областей определены зависимости суточного расхода газа от температуры и влияние изменения температуры на изменение потребления газа. Установлено, что диапазон температур от 0 до 10 °C соответствует зоне неопределенного состояния региональной системы газоснабжения, так как в этой зоне перекрываются две области: область работы системы отопления и область положительных температур.

Ключевые слова: балансовая структура системы газоснабжения, режим подачи газа, поле суточного потребления газа в зависимости от температуры, область работы системы отопления, область положительных температур, зона неопределенного состояния

Для цитирования: Мороз, Д. Р. Региональная система газоснабжения с позиций системного анализа и закономерности ее функционирования / Д. Р. Мороз, Н. В. Грунтович // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 4. С. 359–371. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-359-371>

Адрес для переписки

Мороз Денис Равильевич
Государственное предприятие
«НИИ Белгипротопгаз»
пер. Домашевский, 11а,
220036, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 202-81-39
frostden@list.ru

Address for correspondence

Moroz Denis R.
State Enterprise
“Research Institute “Belgiprotogaz”
11a Domashevskij lane,
220036, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 202-81-39
frostden@list.ru

Regional Gas Supply System Considered from the Standpoint of System Analysis and Regularities of its Functioning

D. R. Moroz¹⁾, N. V. Hruntovich¹⁾

¹⁾State Enterprise "Research Institute "Belgiprotogaz" (Minsk, Republic of Belarus)

Abstract. Investigation of the structure and the functional patterns of the regional gas supply systems is necessary for addressing a number of operational tasks, the main ones being the following: preparing requisitions for the planned volume of gas deliveries, project design for development and reconstruction of gas supply systems and gas storage facilities, developing of functional gas tariffs for different groups of customers. The regional gas supply system is considered from the standpoint of system analysis and presented as a complex dynamic system consisting of several subsystems. The balance structure of gas consumption in the region for the ten-year period and the patterns of daily gas consumption in the region depending on the average daily outdoor temperature for the two-year period have been studied. It is discovered that the power economy, industry and agriculture account for the largest share in the total gas consumption. The values of correlation coefficients between the outdoor air temperature and gas flow rate according to the elements of the balance structure are calculated. For the daily values of gas consumption for the needs of the population and housing-and-communal services, the highest correlation coefficient between the studied characteristics R is noted = $(-0,98(-0,96))$. Analysis of the matching fields of daily gas consumption in the region to the daily average temperature over a given one-year timeframe made it possible to identify two key areas, viz.: the area of operation of the heating system and the area of positive temperatures (the heating system is off). For each of the areas, the dependences of the daily gas flow rate on the temperature and the effect of temperature changes on the gas consumption alteration were determined. It was found out that the temperature range from 0 to 10 °C corresponds to the zone of uncertain state of the regional gas supply system, since two areas overlap in this zone, viz.: the area of operation of the heating system and the area of positive temperatures.

Keywords: balance structure of gas supply system, gas supply modes, field of daily gas consumption depending on temperature, heating system functioning area, positive temperature area, zone of an uncertain state

For citation: Moroz D. R., Hruntovich N. V. (2018) Regional Gas Supply System Considered from the Standpoint of System Analysis and Regularities of its Functioning. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (4) 359–371. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-359-371> (in Russian)

Введение

Структура топливно-энергетического комплекса Республики Беларусь представлена системами газоснабжения, снабжения нефтью и нефтепродуктами, системой производства электрической, тепловой энергии и их транспортировкой конечным потребителям. Региональные системы газоснабжения (РСГС), входящие в газоснабжающий комплекс страны, являются сложными технологическими системами, обеспечивающими устойчивое функционирование всех отраслей хозяйствования. Вопросам функционирования и развития РСГС посвящены современные публикации российских и зарубежных ученых [1–7]. Мотивацией к изучению структуры и закономерностей функционирования РСГС и системы газоснабжения республики в целом являются такие задачи, как [7, 8]: составление заявок

планируемого объема поставок газа; разработка проектов развития и реконструкции систем газоснабжения и хранения газа; формирование действующих тарифов на газ для различных групп потребителей при учете рентабельности их производств.

Системный подход в энергетике

Использование системного подхода применительно к энергетике было заложено в 60-е гг. прошлого столетия академиком Л. А. Мелентьевым [9] и развито в трудах его учеников и последователей [1–3]. Системный подход, или комплексность исследований, предполагает всестороннее рассмотрение изучаемой системы с учетом ее внешних и внутренних связей, всех возможных целей, критериев управления, разнообразных ограничений и последствий от принимаемых решений [9].

Согласно классификации А. Л. Мелентьева, главные системы энергетики (в том числе система газоснабжения) принадлежат к большим человеко-машинным системам особого класса, обладающим такими признаками, как [9]:

- 1) тесная взаимозависимость развития всей совокупности систем энергетики;
- 2) материальность связей основных элементов систем (для системы газоснабжения – это трубопроводная связь);
- 3) непрерывность, а часто и неразрывность процессов производства, транспортировки и потребления ресурсов;
- 4) сложность целенаправленного равновесного движения систем, определяемого не только взаимосвязью процессов, но и требованиями надежного функционирования и развития.

Смысл и содержание системного подхода, предложенного Л. А. Мелентьевым, конкретизируется путем выделения таких четырех компонент, как [9]:

- изучение и учет внешних связей рассматриваемой системы;
- иерархическое представление о внутренней структуре сложных объектов и процессах управления ими;
- учет неопределенностей, обусловленных неполнотой исходной информации, многокритериальностью и другими факторами;
- применение математических методов и ЭВМ.

Системные исследования в энергетике могут быть представлены тремя большими областями, каждая из которых включает по несколько направлений [9]. Первая область – это теоретические основы системных исследований в энергетике. Главные направления исследований в данной области: закономерности и тенденции развития систем энергетики; свойства больших систем энергетики; совершенствование методов системного анализа; проблемы информации и автоматизированные системы управления. Вторая область объединяет направления научных исследований, связанные

с управлением развитием и функционированием систем энергетики. Третья область – это комплексные проблемы энергетики. Очевидно, что первая область призвана обеспечить научную базу и разработку общих принципов и методов для других направлений. Нельзя управлять системой без знаний общих закономерностей ее функционирования.

Следует сразу выделить два наиболее важных свойства системы [1, 2]. Одно из них характеризует качество системы как объекта исследования – это эмерджентность, а второе – инерционность системы (один из принципов развития). Эмерджентность – одна из форм проявления диалектического закона перехода количественных изменений в качественные [6]. О том, что объединение элементов создает новое качество, человечество знало давно, еще со времен Аристотеля. Чем проще система, чем из меньшего числа элементов и связей она состоит, тем меньше проявляет она системное качество; и чем сложнее система, тем более непохожим является ее системный эффект по сравнению со свойствами каждого элемента. Принцип инерции системы – способность системы изменять свой потенциал через некоторое время после начала воздействия на нее со стороны внутренней или внешней среды, а завершение изменений в системе будет происходить также через какое-то время после окончания воздействия. Очень важно знать факторы, влияющие на инерционность системы.

Региональная система газоснабжения с позиций системного анализа

Газовый комплекс страны – сложная техническая система, состоящая из систем более низкого уровня, обеспечивающих его функционирование на различных уровнях всего технологического процесса газоснабжения (рис. 1). Система магистральных газопроводов в общем виде может быть представлена подсистемами: головные сооружения, компрессорные станции; газораспределительные станции (ГРС), подземные хранилища газа, линейные сооружения. Каждая из подсистем имеет свои конечные элементы, количество которых может измеряться десятками тысяч. Еще более сложными по количеству конечных элементов являются региональные газораспределительные системы, состоящие из трех основных подсистем: линейной части (газовая сеть); подсистемы распределения и регулирования; подсистемы хранения газа (рис. 1). Причем сразу следует отметить многоуровневость региональной системы, определяющейся входящими в нее газопроводами высокого, среднего и низкого давления, общая протяженность которых для рассматриваемой региональной системы достигает 8980 км. Подсистема распределения и регулирования объединяет газорегуляторные пункты, газорегуляторные установки, шкафные газорегуляторные пункты, домовые регуляторы. Количественные показатели структурных элементов каждой из подсистем, входящих в структуру региональной системы газоснабжения, представлены на рис. 1.

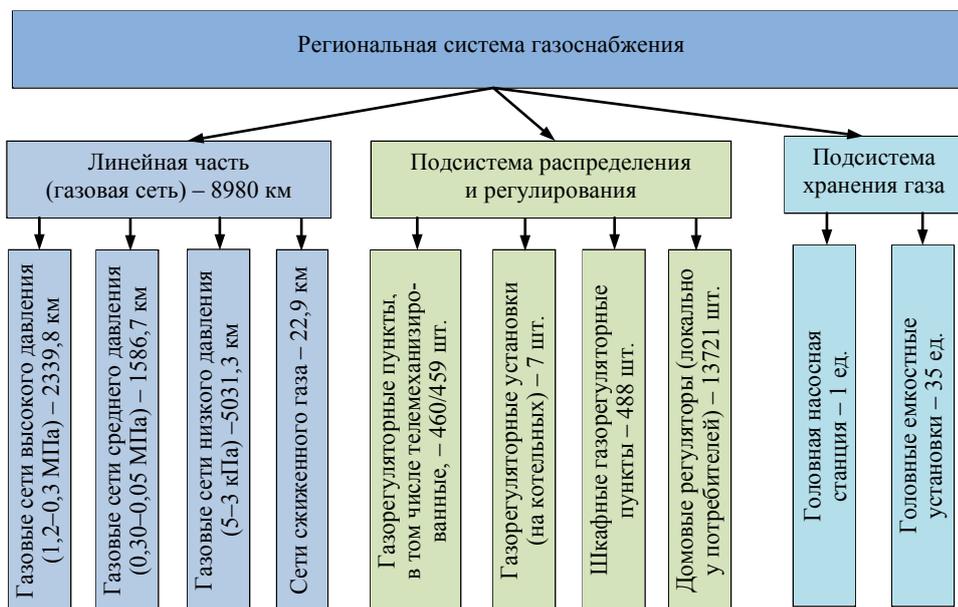


Рис. 1. Подсистемы, формирующие региональную систему газоснабжения

Fig. 1. Sub-systems forming a regional gas supply system

Анализ любой системы может быть проведен на основе ее морфологического, информационного и функционального описаний.

Морфологическое описание отражает структуру, основные элементы и связи системы и является базой для проведения последующего функционального описания (анализа). Структура, как материальное строение реальных иерархических систем, зависит от уровня и аспекта исследования системы. Л. А. Мелентьевым предложено условно различать три аспекта структур: производственную, балансовую и системную [9].

Производственная структура изучает внутренние и внешние связи в энергетике, балансовая – распределение потенциальной энергии, заключенной в подведенных энергетических ресурсах по видам энергопроизводящих и энергопотребляющих установок или по отраслям хозяйствования. Системная структура изучает энергетику как иерархию больших систем.

Применительно к задаче регионального прогнозирования расхода газа необходимо рассматривать балансовую структуру, которая позволяет представить распределение газа по конечным потребителям. Для исследуемой системы регионального газоснабжения балансовая структура может быть представлена следующими структурными элементами: энергетикой, промышленностью и сельским хозяйством, жилищно-коммунальным хозяйством (ЖКХ), населением, собственными нуждами, потерями (рис. 2). Конечное использование энергии (природного газа) – это продукция отраслей хозяйствования и оказание услуг населению.



Рис. 2. Укрупненная балансовая структура регионального потребления газа

Fig. 2. Aggregative balance structure of regional gas consumption

Следует обратить внимание, что потребление газа энергетикой – это лишь промежуточная ступень для производства и распределения преобразованных видов энергии (пар и горячая вода, электроэнергия) для четырех структурных элементов – промышленности и сельского хозяйства, ЖКХ, населения, собственных нужд.

Для описания РСГС сформирована информационная база данных, содержащая сведения показателей режимов подачи газа: суточные, месячные, квартальные, годовые объемы поставки газа по региональным элементам структуры за 2010–2015 гг. и сведения о температуре наружного воздуха. Однако требуются поиск и обоснование дополнительных факторов, которые позволят учесть индивидуальные особенности потребления газа каждым структурным элементом его балансовой структуры. Вес каждого структурного элемента в общем объеме потребления газа по региону за 2006–2015 гг. показан на рис. 3 [10]. Как видно из рис. 3, наибольший вес в структуре потребления газа занимает энергетика: от 47 до 64 % от общего потребления газа за различные годы. Причем устойчивое снижение веса энергетика начинается с 2010 г., что обусловлено, скорее всего, вводом на предприятиях собственных генерирующих мощностей. Вторым по значимости структурным элементом являются промышленность и сельское хозяйство. Доля данного структурного элемента в общем годовом объеме потребляемого газа – от 20 до 32 %. Что касается таких структурных элементов, как ЖКХ и население, то намечается тенденция к незначительному росту их доли в региональной структуре потребления газа из-за ввода жилья и газификации, их доля достигает 7 % (население) и 14 % (ЖКХ).

Интерес представляет также анализ динамики доли промышленного потребления газа в зависимости от суммарного значения в течение года (рис. 4). Начиная с 2012 г. в летний период (май – октябрь) наблюдается рост доли промышленности в общем объеме потребления – с 20 до 50 % (2013–2015 гг.). Это может быть обусловлено появлением в регионе крупного потребителя газа с технологическими нуждами.

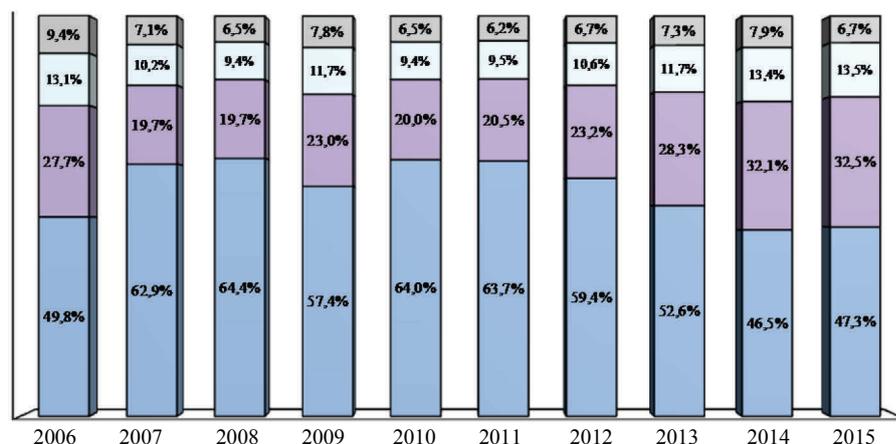


Рис. 3. Динамика региональной структуры расхода газа за 2006–2015 гг.:

- – энергетика; ■ – промышленность и сельское хозяйство; ■ – население;
- – ЖКХ, собственные нужды, потери

Fig. 3. Dynamics of regional structure of gas consumption for 2006–2015:

- – power engineering; ■ – industry and agriculture; ■ – population;
- – housing-and-communal services, own needs, losses

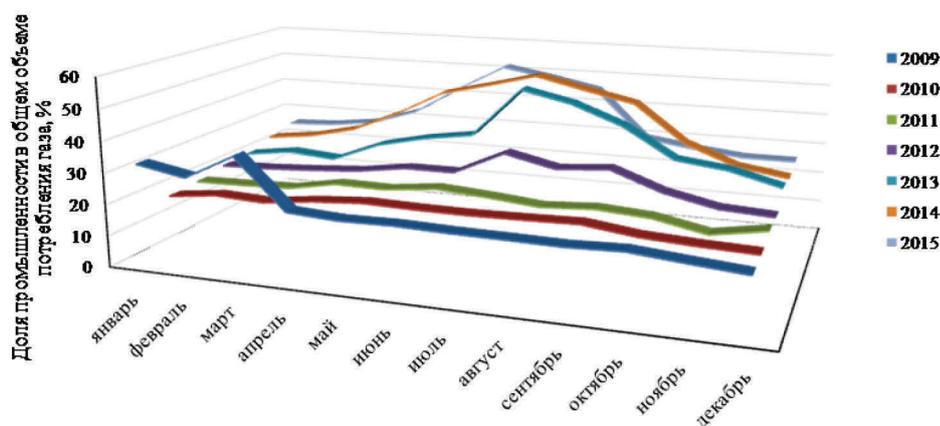


Рис. 4. Динамика доли промышленного потребления газа от суммарного значения за 2009–2015 гг.

Fig. 4. Dynamics of the share of industrial gas consumption in the total value for 2009–2015

Влияние температуры наружного воздуха на формирование режимов системы газоснабжения

Очевидно, что основной фактор, влияющий на потребление газа в регионе, – это в первую очередь температура наружного воздуха.

Парные значения коэффициента корреляции между температурой наружного воздуха и расходом газа по элементам балансовой структуры представлены в табл. 1. Как видно из табл. 1, по расходу газа на нужды населения и ЖКХ установлен самый высокий коэффициент корреляции

между исследуемыми признаками ($R_{t-n} = -0,98$; $R_{t-жкх} = -0,96$), отрицательное значение которого указывает, что с ростом температуры наружного воздуха потребление газа снижается, и наоборот. Полностью отсутствует связь между потерями и температурой наружного воздуха. Если посмотреть на суммарное потребление газа по региону, то связь с температурой достаточно высокая. Температура наружного воздуха является общим фактором, который должен включаться в модель для прогнозирования расхода газа на перспективу.

Таблица 1

Период, год	Коэффициент корреляции R между расходом газа за месяц $W_{мес}$ и температурой наружного воздуха T по элементам балансовой структуры						
	Суммарное потребление газа по региону	Энергетика	Население	Собственные нужды	Потери	ЖКХ	Промышленность и сельское хозяйство
2009–2015	-0,85	-0,60	-0,98	-0,85	0,17	-0,96	-0,85
2014	-0,97	-0,97	-0,99	-0,93	0,37	-0,96	-0,90
2015	-0,97	-0,98	-0,98	-0,91	0,58	-0,98	-0,86

Еще есть один важный момент: в зависимости от времени упреждения прогноза модель может трансформироваться от простейшего вида, например линейного тренда (для краткосрочного прогнозирования – от одного месяца до года), до многофакторных моделей, учитывающих как внутренние, так и внешние факторы (средне- и долгосрочные прогнозы). В соответствии с принятой классификацией оперативный прогноз имеет период упреждения до одного месяца, краткосрочный – от одного месяца до года, среднесрочный – от года до пяти лет, долгосрочный – от пяти до 15–20 лет, дальнесрочный – более этого периода. Для краткосрочного прогнозирования расхода газа упрощение вида модели становится возможным благодаря такому свойству системы, как инерционность [6].

Рассмотрим закономерности суточного формирования потребления газа в регионе в зависимости от среднесуточной температуры наружного воздуха за 2014–2015 гг.

Поле соответствия суточного потребления газа в регионе среднесуточной температуре на годовом интервале времени за 2014 и 2015 гг. представлено на рис. 5. Следует обратить внимание на четкое расслоение точек поля суточного расхода газа на две области и в 2014, и в 2015 гг. [8].

Первая область включает суточное потребление газа от 5000 до 14300 тыс. м³ (2014 г.) или от 5000 до 12000 тыс. м³ (2015 г.) и характеризуется диапазоном среднесуточной температуры наружного воздуха от плюс 13,0 до минус 17,7 °С (2014 г.) или от плюс 13 до минус 15 °С (2015 г.). Это область работы системы отопления. Вторая область включает суточное потребление газа до 5000 тыс. м³ и характеризуется положительным диапазоном среднесуточной температуры наружного воздуха (от 5 до 27 °С). Назовем ее областью положительных температур.

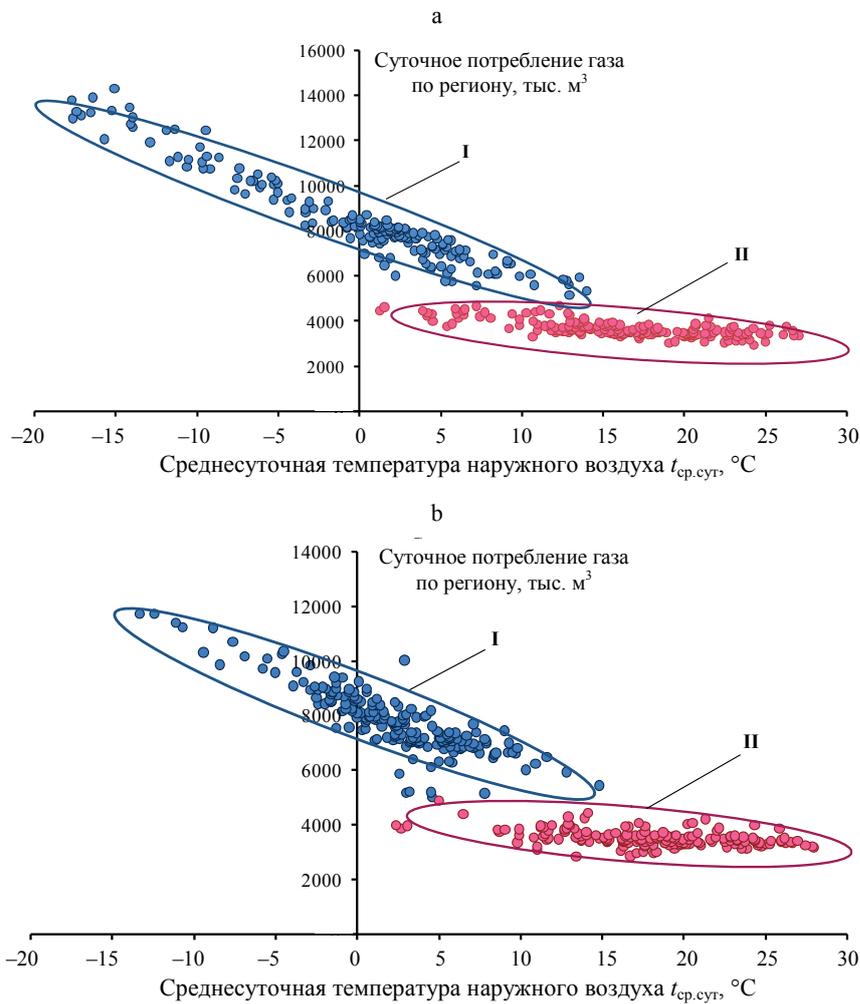


Рис. 5. Поле соответствия суточного потребления газа в регионе среднесуточной температуре на годовом интервале времени за 2014 г. (а) и 2015 г. (б):
I – область работы системы отопления; II – область положительных температур (система отопления отключена)

Fig. 5. The field of correspondence of daily gas consumption in the region to the average daily temperature in the annual time interval for 2014 (a) and 2015 (b):
I – heating system functioning area; II – positive temperatures area (the heating system is off)

Во второй области суточный расход газа изменяется незначительно на всем диапазоне температуры, а если учесть, что на данном диапазоне температур отсутствует отопительная составляющая расхода газа, то можно с уверенностью сказать, что этот расход формируют промышленные потребители (технологический расход газа) и нужды горячего водоснабжения (в меньшей степени). Для первой области следует отметить обратно пропорциональный температуре рост потребления газа. Причем первая область располагается в поле как положительных, так и отрицательных среднесуточных температур, поскольку отопление включается, если в течение

пяти дней подряд среднесуточная температура была ниже 8 °С. Наибольшая плотность точек потребления газа в первой области находится в температурном диапазоне от минус 5 до плюс 8 °С. Фактически потребление газа в первой области представляет собой его сумму на технологию, отопление, горячее водоснабжение. Таким образом, появление излома в поле суточного потребления газа в диапазоне температур от 0 до 10 °С связано с появлением отопительной составляющей. Диапазон температур от 0 до 10 °С соответствует зоне неопределенного состояния газоснабжающей системы, что является одним из признаков сложной технической системы. Соответственно, любые попытки описать суточное потребление газа лишь одним уравнением на всем диапазоне температур не позволят прогнозировать потребление газа с погрешностью до 5 %.

Однофакторные уравнения зависимости потребления газа от температуры по двум основным областям представлены в табл. 2. Сравним полученные зависимости суточного потребления газа от температуры для первой и второй областей (табл. 2).

Таблица 2

Год	Область работы системы отопления (от плюс 13 до минус 17,7 °С)	Область положительных температур (система отопления отключена) (от 5 до 27 °С)
2014	$W_{\text{газ}} = -276,1t_{\text{ср.сут}} + 8421$ тыс. м ³ , $R^2 = 0,925$	$W_{\text{газ}} = -45,17t_{\text{ср.сут}} + 4431$ тыс. м ³ , $R^2 = 0,497$
2015	$W_{\text{газ}} = -232,1t_{\text{ср.сут}} + 8326$ тыс. м ³ , $R^2 = 0,749$	$W_{\text{газ}} = -25,35t_{\text{ср.сут}} + 4011$ тыс. м ³ , $R^2 = 0,192$

В области положительных температур (система отопления отключена) изменение температуры на 1 °С приводит к изменению среднесуточного расхода газа на 68,1 тыс. м³ в 2014 г. и на 79,8 тыс. м³ в 2015 г. (табл. 3). В то же время для области работы системы отопления потребление газа увеличивается при снижении температуры на 1 °С до 406,6 тыс. м³ в 2014 г. и до 238,3 тыс. м³ в 2015 г. Такая разница в чувствительности расхода газа в 2014 г. объясняется более холодной зимой. В летний период потребление газа формируют бытовые потребители (газовые плиты), технологические нужды производств, а также технологические сельскохозяйственные установки (зерносушилки, заготовка кормов).

В области работы системы отопления увеличивается не только «крутизна» характеристики, но и ее смещение относительно суточного потребления области положительных температур. Практически в два раза повышается свободный член в уравнении потребления газа. Он составляет 8400 против 4400 тыс. м³ для области положительных температур. Оценка линейных коэффициентов эластичности моделей показала, что для модели области системы отопления в 2014 г. в среднем увеличение температуры на 1 % приводит к уменьшению расхода газа на 0,22 %, а для области положительных температур – на 0,07 %.

Совмещение областей работы системы отопления за 2014–2015 гг. (без учета суток неопределенного состояния системы) представлено на рис. 6.

Таблица 3

Область, период	Изменение среднесуточной температуры $\Delta t_{\text{ср.сут}}$, °C, в периоде	Среднесуточный расход газа в области, тыс. м ³		Изменение суточного расхода газа $\Delta W = W_{\text{max}} - W_{\text{min}}$, тыс. м ³	Изменение расхода газа, тыс. м ³ , при изменении температуры на 1 °C
		W_{max}	W_{min}		
Область работы системы отопления, 2014 г.	18,0	14304,7	6986,7	7318,0	406,6
Область положительных температур (система отопления отключена), 2014 г.	26,0	4718,3	2948,7	1769,6	68,1
Область работы системы отопления, 2015 г.	28,1	11707,6	5012,4	6695,2	238,3
Область положительных температур (система отопления отключена), 2015 г.	25,3	4898,5	2880,8	2017,7	79,8

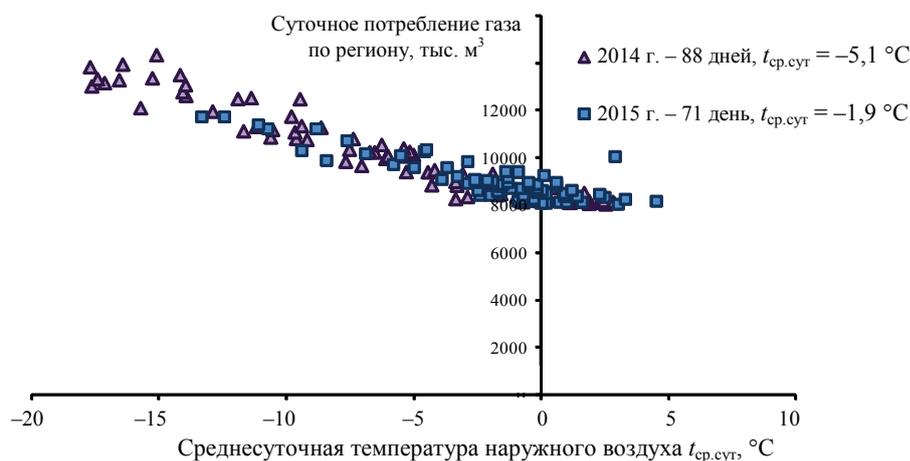


Рис. 6. Совмещение областей работы системы отопления (без учета суток неопределенного состояния региональной системы газоснабжения)

Fig. 6. Combining the areas of the heating system functioning (disregarding the time of day of the uncertain state of the regional gas supply system)

Как видно из рис. 6, область работы системы отопления более вытянута в 2014 г. в сторону низкой ($-17,7$ °C) среднесуточной температуры и объединяет 88 дней. В 2015 г. область работы системы отопления не доходит до -15 °C, а основное скопление точек ограничивается диапазоном от -5 до $+5$ °C и объединяет 71 день (более теплая зима).

Совмещение областей положительных среднесуточных температур (без учета суток неопределенного состояния РСГС) представлено на рис. 7.

Как видно из рис. 7, при одинаковом количестве дней $n = 156$ среднесуточная температура выборки в 2015 г. оказалась незначительно выше, чем в 2014 г., и составила $18,3$ °C. Но если в 2014 г. значение свободного члена в уравнении расхода газа было 4431 тыс. м³, то в 2015-м оно составило 4011 тыс. м³, что может быть обусловлено только экономическими факторами.

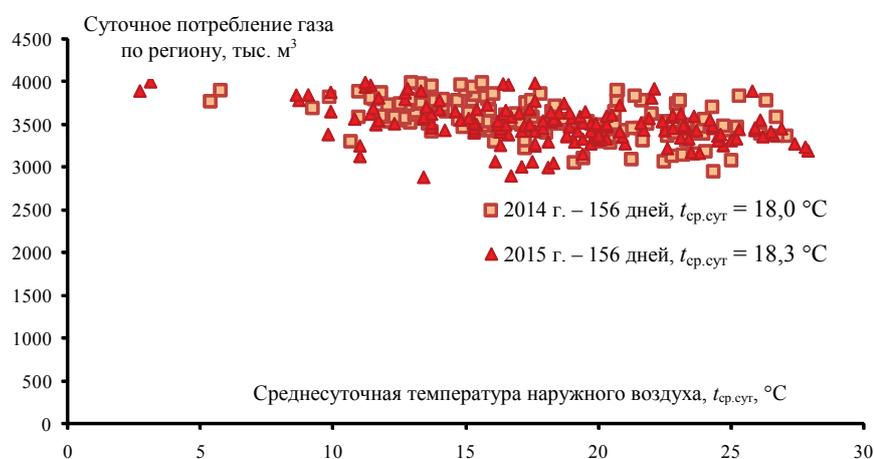


Рис. 7. Совмещение областей положительных среднесуточных температур (без учета суток неопределенного состояния региональной системы газоснабжения)

Fig. 7. Combining the positive daily temperature areas (disregarding the day of the uncertain state of the regional gas supply system)

ВЫВОДЫ

1. Региональная система газоснабжения рассмотрена как многоуровневая сложная технологическая система, объединяющая три подсистемы: линейную часть, распределение и регулирование, хранение газа.

2. Сформирована балансовая структура региональной системы газоснабжения (по потреблению газа) и показаны общие закономерности ее формирования, включая отдельные входящие в ее состав структурные элементы: промышленность и сельское хозяйство, жилищно-коммунальное хозяйство, население, собственные нужды.

3. На основе сформированной базы данных, содержащей сведения по показателям режимов подачи газа (суточные, месячные, квартальные, годовые) по элементам балансовой структуры региональной системы газоснабжения за 2010–2015 гг. и сведения о температуре наружного воздуха, проведены исследования влияния среднесуточной температуры на потребление газа в регионе.

4. Предложено на поле соответствия суточного потребления газа среднесуточной температуре на годовом интервале времени выделить две основные области: работы системы отопления и положительных среднесуточных температур (система отопления отключена). Эти области имеют различные законы изменения суточного потребления газа и частично перекрываются в диапазоне температур от 0 до 10 °C (зона неопределенного состояния региональной системы газоснабжения).

ЛИТЕРАТУРА

1. Системные исследования в энергетике: ретроспектива научных направлений СЭИ – ИСЭМ / ред. Н. И. Воропай. Новосибирск: Наука, 2010. 686 с.
2. Илькевич, Н. И. Многоуровневое моделирование развития систем газоснабжения / Н. И. Илькевич, Т. В. Дзюбина, Ж. В. Калинина. Новосибирск: Наука, 2014. 217 с.
3. Моделирование равновесия потоков стоимости спроса и предложения на природный газ / Н. И. Илькевич [и др.] // Трубопроводные системы энергетики: методические и прикладные проблемы математического моделирования. Новосибирск: Наука, 2015. С. 318–331.

4. Шевченко, М. В. Разработка частных моделей организации мониторинга системы регионального газоснабжения / М. В. Шевченко // Технологический аудит и резервы производства. 2015. Т. 6, № 2 (26). С. 40–46.
5. Галустов, Г. Г. Математическое моделирование и прогнозирование в технических системах / Г. Г. Галустов, С. П. Бровченко, С. Н. Мелешкин. Таганрог: Изд-во ТТИ ЮФУ, 2008. 30 с.
6. Перегудов, Ф. И. Введение в системный анализ / Ф. И. Перегудов, Ф. П. Тарасенко. М.: Высш. шк., 1989. 367 с.
7. Прогноз потребления газа – основа принятия рациональных решений по структуре и технологическим параметрам при проектировании и реконструкции системы газоснабжения / Р. А. Кантиюков [и др.] // Электронный научный журнал «Нефтегазовое дело». 2015. № 1. С. 201–221. Режим доступа: http://ogbus.ru/issues/1_2015/ogbus_1_2015_p201-221_KantyukovRA_ru.pdf.
8. Грунтович, Н. В. О необходимости изучения структуры и закономерностей функционирования региональных систем газоснабжения / Н. В. Грунтович, Д. Р. Мороз, В. Е. Шалоник // Энергетическая стратегия. 2017. № 1. С. 42–46.
9. Мелентьев, Л. А. Избранные труды. Методология системных исследований в энергетике / Л. А. Мелентьев. М.: Наука, 1995. 289 с.
10. Мороз, Д. Р. Разработка моделей потребления газа по структурным элементам региональной системы газоснабжения / Д. Р. Мороз, А. А. Капанский // Энергосбережение и эффективность в технических системах: материалы IV Междунар. науч.-техн. конф. студ., молод. ученых и спец. Тамбов: Тамбов. госуд. техн. ун-т, 2017. С. 416–418.

Поступила 19.02.2018 Подписана в печать 26.03.2018 Опубликовано онлайн 27.07.2018

REFERENCES

1. Voropay N. I. (ed.) (2010) *System Research in the Energy Sector: Retrospective of Scientific Directions of the SEI – MESI*. Novosibirsk, Nauka Publ. 686 (in Russian).
2. Ilkevich N., Dzyubina T., Kalinina Zh. (2014) *Multilevel Modeling of the Development of Gas Supply Systems*. Novosibirsk, Nauka Publ. 217 (in Russian).
3. Ilkevich N., Dzyubina T., Kalinina Zh., Okuneva S. (2015) Simulation of the Equilibrium of the Flows of the Cost of Supply and Demand on Natural Gas. *Pipeline Systems of Power Engineering: Methodical and Applied Problems of Mathematical Modeling*. Novosibirsk, Nauka Publ., 318–331 (in Russian).
4. Shevchenko M. (2015) Development of Specific Models for Monitoring the Regional Gas Supply System. *Tekhnologicheskii Audit i Rezervy Proizvodstva = Technology Audit and Production Reserves*, 6 (2), 40–46 (in Russian).
5. Galustov G., Brovchenko S., Meleshkin S. (2008) *Mathematical Modeling and Forecasting in Technical Systems: Educational*. Taganrog, Publishing house Taganrog Technological Institute of Southern Federal University. 30 (in Russian).
6. Peregudov F., Tarasenko F. (1989) *Introduction to System Analysis*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 367. (in Russian).
7. Kantyukov R., Sukharev M., Meshalkin V., Gimranov R., Popov A., Ryzhenkov I. (2015) Forecast Gas Consumption – the Basis for Making Rational Decisions on the Structure and Technological Parameters in the Design and Reconstruction of the Gas Supply System. *Neftegazovoe Delo = Oil and Gas Business*, (1). 201–221. Available at: http://ogbus.ru/issues/1_2015/ogbus_1_2015_p201-221_KantyukovRA_ru.pdf (in Russian).
8. Gruntovich N., Moroz D., Shaloni V. (2017) About Necessity of Study the Structure and Regularities of the Functioning of Regional Gas Supply Systems. *Energeticheskaya Strategiya = Energy Strategy*, (1) 42–46 (in Russian).
9. Melentiev L. (1995) *Selected Works. Methodology of System Researches in Power Engineering*. Moscow, Nauka Publ. 289 (in Russian).
10. Moroz D., Kapanskii A. (2017) Development of Models of Gas Consumption by Structural Elements of the Regional Gas Supply System Energy Saving and Efficiency in Technical Systems. *Energoberezhnie i Effektivnost' v Tekhnicheskikh Sistemakh: Materialy IV Mezhdunar. Nauch.-Tekhn. Konf. Stud., Molod. Uchenykh i Spets.* [Materials of the IV International Scientific and Technical Conference of Students, Young Scientists and Specialists]. Tambov, Tambov State Technical University, 416–418 (in Russian).

Received: 19 February 2018

Accepted: 26 March 2018

Published online: 27 July 2018

<https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-372-380>

УДК 621.433.144

Способы улучшения обработки воды и повышения энергетических характеристик теплового насоса типа «вода – воздух»¹

Л. Р. Джунусова¹, С. К. Абильдинова¹, М. Б. Алиярова¹, С. В. Чичерин²,
Т. Ж. Джунусов³

¹Алматинский университет энергетики и связи (Алматы, Республика Казахстан),

²Омский государственный университет путей сообщения (Омск, Российская Федерация),

³Алматинский технологический университет (Алматы, Республика Казахстан)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. Выполнено научно-теоретическое обоснование энергетических характеристик теплового насоса, напрямую зависящих от качества подготовленной воды, для надежной и бесперебойной работы испарителя теплового насоса и компрессора. На основе экспериментальных данных рассчитаны энергетические показатели теплового насоса. Рассмотрен способ комбинированной технологии работы теплового насоса типа «вода – воздух», эффективность которой основана на предварительном улучшении качества умягченной воды с помощью мембранной ультрафильтрационной установки. Такое решение позволило уменьшить нагрузку на фильтры и исключить использование химических реагентов, применяемых в классических схемах водоподогревательных установок. В целях усовершенствования работы компрессора теплового насоса предложен метод, основанный на изменении скорости вращения вала с помощью электронных микропроцессорных устройств. Для регулирования производительности компрессора использован частотный преобразователь, обладающий широким диапазоном изменения частоты переменного тока. Исследованы интервалы изменения частоты переменного тока, соответствующие энергоэффективным значениям коэффициента преобразования энергии теплового насоса. Полученные в ходе экспериментов и определенные расчетным путем значения коэффициента преобразования энергии теплового насоса согласуются между собой в пределах погрешностей эксперимента с регулированием производительности компрессора. Предложенная экспериментальная установка позволила определить зависимость основных характеристик блока теплонасосной установки от числа оборотов компрессора и найти эффективный диапазон его регулирования (50–180 %). Разработка усовершенствованных технологий для очистки природных вод в условиях повышенных антропогенных нагрузок на природные источники воды является приоритетной среди фундаментальных и прикладных исследований в области водоподготовки.

Ключевые слова: теплоснабжение, надежность, эффективность, тепловой насос, опреснение, ультрафильтрационная установка, компрессор, конденсатор, испаритель, частотный преобразователь, фреон, грунтовая вода, мембрана

Для цитирования: Способы улучшения обработки воды и повышения энергетических характеристик теплового насоса типа «вода – воздух» / Л. Р. Джунусова [и др.] // *Энергетика. Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ*. 2018. Т. 61, № 4. С. 372–380. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-372-380>

Адрес для переписки

Джунусова Ляззат Рысхановна
Алматинский университет
энергетики и связи
ул. Байтурсынова, 126,
050013, г. Алматы, Республика Казахстан
Тел.: +375 727 292-03-03
l_dzhunusova@mail.ru

Address for correspondence

Junussova Lyazzat R.
Almaty University
of Power Engineering and Telecommunications
126 Baitursynov str.,
050013, Almaty, Republic of Kazakhstan
Tel.: +375 727 292-03-03
l_dzhunusova@mail.ru

¹ Работа выполнена при финансовой поддержке стипендии Правительства Российской Федерации (приказ Минобрнауки от 29.08.2017 № 860).

The Means to Improve Water Treatment and to Enhance Power Engineering Performance of the Water Source Heat Pump

L. R. Junussova¹⁾, S. K. Abildinova¹⁾, M. B. Aliyarova¹⁾, S. V. Chicherin²⁾,
T. Ja. Junussov³⁾

¹⁾Almaty University of Power Engineering and Telecommunications (Almaty, Republic of Kazakhstan),

²⁾Omsk State Transport University (Omsk, Russian Federation),

³⁾Almaty Technological University (Almaty, Republic of Kazakhstan)

Abstract. The subject matter of the paper is related to scientific-and-theoretical basis of power engineering characteristics of heat pump directly depending on the quality of treated water for reliable and uninterrupted operation of heat pump evaporator and compressor. On the basis of experimental data, energy parameters of the heat pump are calculated. The method of the combined technology of the heat pump “water – air” operation is considered, the efficiency of which is based on the preliminary improvement of the quality of water softened with the use of a membrane ultrafiltration unit. This solution made it possible to reduce the load on the filters and to exclude the use of chemical reagents used in the classical schemes of water heating facilities. In order to improve the operation of the heat pump compressor, a method based on altering the speed of rotation of the shaft by means of electronic microprocessor devices has been proposed. To regulate the compressor performance, a frequency converter with a wide range of alternating current frequency is used. The intervals of alteration of frequency of the alternating current corresponding to energy-efficient values of coefficient of transformation of energy of the heat pump are investigated. The values of the energy conversion coefficient of the heat pump obtained in the course of experiments and determined by calculation are consistent within the experimental errors with the regulation of the compressor performance. The suggested experimental device made it possible to determine the dependence of the main characteristics of the unit of the heat pump unit on the number of revolutions of the compressor and to find out an effective range of its control (50–180 %). The development of advanced technologies for natural water treatment under conditions of increased anthropogenic loads on natural water sources is a priority one among the fundamental and applied research in the field of water treatment.

Keywords: district heating, reliability, efficiency, heat pump, desalination, ultrafiltration unit, compressor, condenser, evaporator, frequency converter, freon, underground water, membrane

For citation: Junussova L. R., Abildinova S. K., Aliyarova M. B., Chicherin S. V., Junussov T. Ja. (2018) The Means to Improve Water Treatment and to Enhance Power Engineering Performance of the Water Source Heat Pump. *Energetika. Proc. CIS Higher Educ. Inst. and Power Eng. Assoc.* 61 (4) 372–380. <https://doi.org/10.21122/1029-7448-2018-61-4-372-380> (in Russian)

Введение

Чаще всего исследования в области теплонасосных установок (ТНУ) направлены на конфигурирование вновь вводимых в строй систем [1–5] или на выполнение с точки зрения существующих преимущественно в странах Европы (Скандинавии) мощностей [6, 7] в условиях неравномерного суточного [8] или изменяющегося в течение года [9] теплового потребления и нестабильной рыночной и политической конъюнктуры [10, 11]. Приняты также и менее масштабные объекты исследования. Способы улучшения качества исходной воды, в частности опреснения, рассмотре-

ны в [12–14]. Однако делается это с целью изменения химического состава (обессоливания) – как основного технологического процесса, происходящего за счет энергии, получаемой от теплового насоса без использования его для нужд теплоснабжения. Энергетических характеристик теплового насоса касается также большое число работ [15–22], но, например, азиатские ученые [23] снимают показатели только на испытательных стендах, где установлено оборудование, которое не распространено в России и странах СНГ, или используют очень специфическое оборудование [24]. А российские ученые [25] привязываются к определенному виду хладагента: изобутану (R600a) и н-пентану (R601).

Спецификой русскоязычных публикаций часто является ведомственная ориентация научных исследований, как в [26, 27]. В связи с этим авторы настоящей работы сделали попытку расширить область применения разработок, изложенных ниже. Продолжение исследования возможно путем мониторинга надежности и контроля герметичности контуров, актуального для теплового насоса [28, 29], так же как и для любого другого оборудования цепочки «источник теплоснабжения – тепловая сеть – потребитель» [30]. Наряду с оценкой состояния, Н. Ю. Сапрыкина и П. В. Яковлев [31] задают другое перспективное направление для дальнейших исследований, а именно – изучение влияния теплового насоса на источник теплоты для него.

Таким образом, немногие из перечисленных работ решают научные задачи на реально действующих типовых теплонасосных установках, а большинство из них не касаются вопросов подготовки исходной воды. Авторами статьи поставлена цель научно обосновать энергетические характеристики теплового насоса на реально действующей модели.

Методы и алгоритмы решения

Система тепловых насосов с водой в качестве нижнего источника рекламируется как наиболее эффективная с точки зрения эксплуатационных расходов на отопление [2, 23]. В качестве низкопотенциального источника теплоты для теплового насоса чаще всего используют грунтовую воду, в которой содержится много железа. Это делает важной предварительную подготовку воды, которая может выполняться с применением ультрафильтрационных методов. Ультрафильтрация – это процесс мембранного разделения жидких смесей под действием давления 0,3–0,8 МПа, основанный на различии молекулярных масс или молекулярных размеров компонентов разделяемой смеси. Для ультрафильтрации использовали рулонный элемент с ультрафильтрационными мембранами на основе ацетата целлюлозы, обладающими более высокой удельной производительностью, гидрофильными свойствами, менее подверженными адсорбционному загрязнению органическими веществами и позволяющими в полной степени осуществить предварительную очистку воды (рис. 1).

В ультрафильтрационном модуле УФУ производится предварительное умягчение воды. Блок предварительной обработки воды с таким модулем

позволяет тепловому насосу работать с более высокой производительностью. При работе на осветленной воде капитальные затраты на сооружение теплонасосной установки сокращаются [19]. Одновременно можно получить более высокое качество очищенной воды. Как показало исследование, ультрафильтрационный блок эффективно задерживает взвешенные вещества и самые мелкие частицы коллоидного железа за счет размера мембранных пор $d = 30\text{--}1000 \text{ \AA}$; при рабочем давлении $0,2\text{--}1,0 \text{ МПа}$ удаляются частицы размером до $0,005 \text{ мкм}$ [32].

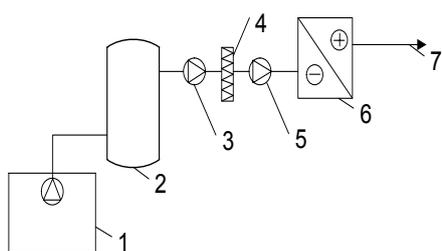


Рис. 1. Технологическая блок-схема водоподготовительной установки:
1 – заборная скважина; 2 – бак-аккумулятор;
3, 5 – центробежный насос;
4 – ультрафильтрационный модуль;
6 – тепловой насос; 7 – линия поставки тепловой энергии потребителям

Fig. 1. The technological diagram of water treatment device: 1 – intake well; 2 – tank;
3, 5 – centrifugal pump; 4 – ultrafiltration unit; 6 – heat pump;
7 – line of delivery of thermal energy to consumers

С другой стороны, компрессор – важная и самая дорогая часть теплового насоса [15]. Именно он обеспечивает реализацию термодинамического цикла и потребляет основное количество электроэнергии. Без его совершенствования невозможно добиться существенного повышения эффективности и надежности работы теплонасоса, использовать в качестве рабочих тел экологически безопасные фреоны [15, 19, 25]. Большое значение для потребителя имеет и снижение уровня его шумового воздействия.

Самым распространенным типом компрессора в настоящее время является поршневой, а происходящие в нем процессы изучены достаточно подробно [18]. Эксергетический анализ пароконденсационных ТНУ с поршневыми компрессорами также показывает, что наибольшие потери эксергии имеют место в компрессоре (около 20 % от подведенной к установке эксергии) [19].

Регулирование производительности компрессоров чаще всего осуществляется ступенчато, путем их периодического пуска и останова, однако это приводит к сокращению сроков их службы и не позволяет в полной мере использовать энергосберегающий потенциал тепловых насосов вследствие их работы в нерасчетных переходных режимах [3]. Наиболее прогрессивным в настоящее время способом регулирования производительности компрессора является изменение скорости вращения вала с помощью электронных микропроцессорных устройств [1].

Авторами статьи проведено экспериментальное исследование энергетических характеристик теплонасосной установки типа «вода – воздух» с применением частотного преобразователя для регулирования производительности компрессора. Для проведения эксперимента к поршневому компрессору теплового насоса был подключен частотный преобразователь Siemensmicromaster 420 с диапазоном измерения частоты переменного

тока 0–650 Гц, рассчитанный на номинальную мощность 2,2 кВт, и счетчик электроэнергии ВФМ 136.

Грунтовая вода после блока предварительной очистки центробежным насосом подается в испаритель теплового насоса. Измеренные энергетические характеристики кругового процесса в ТНУ позволили определить энергетические параметры ее работы, представленные на графиках рис. 2, 3.

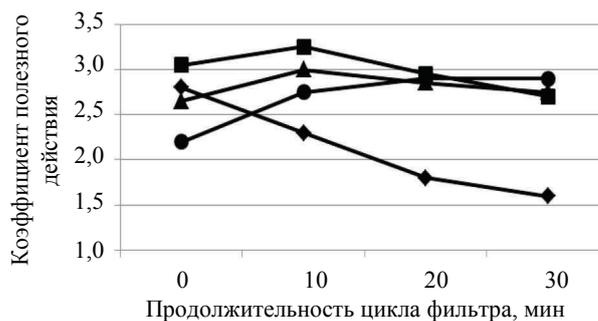


Рис. 2. Определение оптимальной продолжительности обратной промывки ультрафильтрационного блока УФУ:

—■— 40; —◆— 30; —▲— 20; —●— 10

Fig. 2. Determination of back flushing time optimal duration of the ultrafiltration unit of “UFU”: —■— 40; —◆— 30; —▲— 20; —●— 10

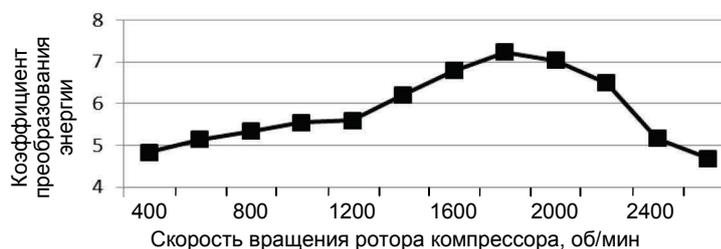


Рис. 3. Зависимость коэффициента преобразования энергии от числа оборотов компрессора

Fig. 3. Energy conversion dependency on the number of revolutions of the compressor

Энергетическая эффективность теплового насоса характеризуется коэффициентом преобразования энергии (КПЭ):

$$\mu = \frac{Q_{\text{п}}}{N_{\text{км}}},$$

где $Q_{\text{п}}$ – произведенная теплота; $N_{\text{км}}$ – мощность в тепловом эквиваленте, или механическая энергия, затраченная на привод компрессора.

Результаты исследований

Результаты экспериментального исследования показателей качества умягченной воды представлены на рис. 2.

По итогам экспериментов на рис. 3 построены зависимости коэффициента преобразования энергии от числа оборотов компрессора, что указывает на эффективное значение КПЭ в диапазоне $\mu = 5,55-7,23$ при $n = 1400-2150$ об/мин.

ВЫВОДЫ

1. Предложена усовершенствованная схема подготовки исходной воды для теплового насоса на основе комбинирования мембранной ультрафильтрации и технологии умягчения воды. Такое решение позволило уменьшить нагрузку на фильтры и исключить использование химических реагентов, применяемых в классических схемах водоподготовительных установок. Полученные в ходе экспериментов и определенные расчетным путем значения коэффициента преобразования энергии теплового насоса согласуются между собой в пределах погрешностей эксперимента с регулированием производительности компрессора.

2. Разработанная экспериментальная установка позволила определить зависимость основных характеристик блока теплонасосной установки от числа оборотов компрессора и найти эффективный диапазон его регулирования (50–180 %). Полученные результаты позволяют спроектировать водоподготовительную установку с использованием теплонасосных установок с системами качественного регулирования, которые обеспечат более глубокое регулирование мощности и температурных режимов, лучшее согласование с изменяющимися параметрами источников теплоты систем теплоснабжения и окружающей среды, а также высокую экономичность в процессе эксплуатации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Krishnamoorthy, S. Efficiency Optimization of a Variable-Capacity/Variable-Blower-Speed Residential Heat-Pump System with Ductwork / S. Krishnamoorthy, M. Modera, C. Harrington // *Energy and Buildings*. 2017. Vol. 150. P. 294–306. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2017.05.066>.
2. Study on Optimization of Underground Water Source Heat Pump / Z. Kang [et al.] // *Procedia Engineering*. 2017. Vol. 205. P. 1691–1697. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.353>.
3. Многотемпературный тепловой насос с каскадным включением компрессоров / М. Л. Шит [и др.] // *Проблемы региональной энергетики*. 2017. Т. 34, № 2. С. 90–97.
4. Optimal Operation, Configuration and Sizing of Generation and Storage Technologies for Residential Heat Pump Systems in the Spotlight of Self-Consumption of Photovoltaic Electricity / T. Beck [et al.] // *Applied Energy*. 2017. Vol. 188. P. 604–619. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2016.12.041>.
5. Design of Serially Connected District Heating Heat Pumps Utilising a Geothermal Heat Source / J. K. Jensen [et al.] // *Energy*. 2017. Vol. 137. P. 865–877. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2017.03.164>.
6. Heat Roadmap Europe: Large-Scale Electric Heat Pumps in District Heating Systems / A. David [et al.] // *Energies*. 2017. Vol. 10, No 4. P. 1–18. <https://doi.org/10.3390/en10040578>.
7. Large Heat Pumps in Swedish District Heating Systems / H. Averfalk [et al.] // *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2017. Vol. 79. P. 1275–1284. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2017.05.135>.
8. Simulation, Implementation and Monitoring of Heat Pump Load Shifting Using a Predictive Controller / J. Allison [et al.] // *Energy Conversion and Management*. 2017. Vol. 150. P. 890–903. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2017.04.093>.
9. Чичерин, С. В. Методика планирования нагрузок системы централизованного теплоснабжения / С. В. Чичерин, С. В. Глухов // *Градостроительство и архитектура*. 2017. Т. 7, № 3. С. 129–136. <https://doi.org/10.17673/Vestnik.2017.03.22>.

10. Тепловые насосы для ТЭЦ и теплофикационных ПГУ: «территория заблуждений» и направления развития / В. Е. Михайлов [и др.] // Энергетик. 2017. № 3. С. 7–12.
11. Чичерин, С. В. О вопросах реконструкции систем теплоснабжения в городах России и стран СНГ / С. В. Чичерин // БСТ: Бюллетень строительной техники. 2017. Т. 997, № 9. С. 34–35.
12. Janghorban Esfahani, I. Evaluation and Optimization of a Multi-Effect Evaporation-Absorption Heat Pump Desalination Based Conventional and Advanced Exergy and Exergoeconomic Analyses / I. Janghorban Esfahani, S. Lee, C. Yoo // Desalination. 2015. Vol. 359. P. 92–107. <https://doi.org/10.1016/j.desal.2014.12.030>.
13. Comparative Assessment of Different Categories of Absorption Heat Transformers in Water Desalination Process / K. Parham [et al.] // Desalination. 2016. Vol. 396. P. 17–29. <https://doi.org/10.1016/j.desal.2016.05.031>.
14. Stormwater Management by Microfiltration and Ultrafiltration Treatment / A. D. Ortega Sandoval [et al.] // Journal of Water Process Engineering. 2017. <https://doi.org/10.1016/j.jwpe.2017.07.018>.
15. Šarevski, M. N. Thermal Characteristics of High-Temperature R718 Heat Pumps with Turbo Compressor Thermal Vapor Recompression / M. N. Šarevski, V. N. Šarevski // Applied Thermal Engineering. 2017. Vol. 117. P. 355–365. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.02.035>.
16. Шит, М. Л. Система автоматической стабилизации давления перед испарителями в многофункциональном тепловом насосе / М. Л. Шит, А. А. Журавлев // Проблемы региональной энергетики. 2017. Т. 33, № 1. С. 93–99.
17. Leonzio, G. Mathematical Model of Absorption and Hybrid Heat Pump / G. Leonzio // Chinese Journal of Chemical Engineering. 2017. Vol. 25, No 10. P. 1492–1504. <https://doi.org/10.1016/j.cjche.2017.06.015>.
18. Experimental Study of Enhancing Heating Performance of the Air-Source Heat Pump by Using a Novel Heat Recovery Device Designed for Reusing the Energy of the Compressor Shell / B. Huang [et al.] // Energy Conversion and Management. 2017. Vol. 138. P. 38–44. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2017.01.061>.
19. Ганеев, Р. Ш. Компьютерное исследование эксергетического коэффициента полезного действия контура теплового насоса с аппроксимацией термодинамических свойств фреона R407C / Р. Ш. Ганеев, Э. Н. Самигуллина, Р. Ф. Маннанова // Вестник Московского энергетического института. 2017. № 1. С. 6–12.
20. A Comprehensive Approach to Find the Performance Map of a Heat Pump Using Experiment and Soft Computing Methods / M. H. Moradi [et al.] // Energy Conversion and Management. 2017. Vol. 153. P. 224–242. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2017.09.070>.
21. Techno-Economic Analysis of Air Source Heat Pump Applied for Space Heating in Northern China / Q. Zhang [et al.] // Applied Energy. 2017. Vol. 207. P. 533–542. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2017.06.083>.
22. A High-Efficient Centrifugal Heat Pump with Industrial Waste Heat Recovery for District Heating / B. Hu [et al.] // Applied Thermal Engineering. 2017. Vol. 125. P. 359–365. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.07.030>.
23. Amoabeng, K. O. A Study on the Performance Characteristics of a Testing Facility for a Water-to-Water Heat Pump / K. O. Amoabeng, K. H. Lee, J. M. Choi // International Journal of Refrigeration. 2018. Vol. 86. P. 113–126. <https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2017.11.013>.
24. Numerical Study on the Optimal Design of Injection-Hole Geometries of a Twin Rotary Compressor in a Liquid Injection Heat Pump / Y. Jeon [et al.] // Applied Thermal Engineering. 2017. Vol. 113. P. 1178–1188. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.11.115>.
25. Математическая модель теплового расчета конденсаторов тепловых насосов, использующих в качестве рабочих агентов неазеотропные смеси предельных углеводородов / А. П. Усачев [и др.] // Научно-технические проблемы совершенствования и развития систем газоснабжения. 2017. Т. 1, № 1. С. 123–128.
26. Коваленко, Н. В. Тепловые насосы для отопления железнодорожных объектов / Н. В. Коваленко, Е. Н. Пирогов, В. А. Семеновых // Путь и путевое хозяйство. 2017. № 6. С. 32–35.
27. Чичерин, С. В. Наружная коррозия как основная причина повреждаемости тепловых сетей и способы защиты от нее / С. В. Чичерин // Вестник Московского энергетического института. 2017. № 4. С. 50–54. <https://doi.org/10.24160/1993-6982-2017-4-50-54>.
28. Low-Cost Control System Built upon Consumer-Based Electronics for Supervisory Control of a Gas-Operated Heat Pump. Part 2 / R. Wetherington [et al.] // ASHRAE Transactions. 2017. Vol. 123. P. 72–79.

29. Monitoring of Gas Driven Absorption Heat Pumps and Comparing Energy Efficiency on Primary Energy / M. Fumagalli [et al.] // *Renewable Energy*. 2017. Vol. 110. P. 115–125. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2016.12.058>.
30. Чичерин, С. В. Анализ проектных решений, связанных с расположением измерительных пунктов системы оперативного дистанционного контроля / С. В. Чичерин // *Автоматизация и ИТ в энергетике*. 2017. № 12. С. 12–15.
31. Saprykina, N. Yu. Investigation of the Formation of the Temperature Field of Soil during the Operation Geothermal Heat Pumps under the Influence of Groundwaters / N. Yu. Saprykina, P. V. Yakovlev // *Russian Journal of Building Construction and Architecture*. 2017. Vol. 36, No 4. P. 58–69.
32. Джунусова, Л.Р. Улучшение качества обессоленной воды на комбинированной ВПУ котельных / Л. Р. Джунусова // *Альтернативная энергетика и экология (ISJAE)*. 2016. № 23. С. 167–176. <https://doi.org/10.15518/isjaee.2015.23.02>.

Поступила 03.01.2018 Подписана в печать 20.03.2018 Опубликовано онлайн 27.07.2018

REFERENCES

1. Krishnamoorthy S., Modera M., Harrington C. (2017) Efficiency Optimization of a Variable-Capacity/Variable-Blower-Speed Residential Heat-Pump System with Ductwork. *Energy and Buildings*, 150, 294–306. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2017.05.066>.
2. Kang Z., Zhou X., Zhao Y., Wang R., Wang X. (2017) Study on Optimization of Underground Water Source Heat Pump. *Procedia Engineering*, 205, 1691–1697. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.10.353>.
3. Shit M. L., Starikov A. V., Zhuravlev A. A., Timchenko D. V. (2017) Multi-Temperature Heat Pump with Cascade Compressor Connection. *Problemy Regional'noi Energetiki* [Problems of the Regional Energetics], 34 (2), 90–97 (in Russian).
4. Beck T., Kondziella H., Huard G., Bruckner T. (2017) Optimal Operation, Configuration and Sizing of Generation and Storage Technologies for Residential Heat Pump Systems in the Spotlight of Self-Consumption of Photovoltaic Electricity. *Applied Energy*, 88, 604–619. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2016.12.041>.
5. Jensen J. K., Ommen T., Markussen W. B., Elmegaard B. (2017) Design of Serially Connected District Heating Heat Pumps Utilising a Geothermal Heat Source. *Energy*, 137, 865–877 <https://doi.org/10.1016/j.energy.2017.03.164>.
6. David A., Mathiesen B. V., Averbalk H., Werner S., Lund H. (2017) Heat Roadmap Europe: Large-Scale Electric Heat Pumps in District Heating Systems. *Energies*, 10 (4), 1–18. <https://doi.org/10.3390/en10040578>.
7. Averbalk H., Ingvarsson P., Persson U., Gong M., Werner S. (2017) Large Heat Pumps in Swedish District Heating Systems. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 79, 1275–1284. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2017.05.135>.
8. Allison J., Cowie A., Galloway S., Hand J., Kelly N. J., Stephen B. (2017) Simulation, Implementation and Monitoring of Heat Pump Load Shifting Using a Predictive Controller. *Energy Conversion and Management*, 150, 890–903. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2017.04.093>.
9. Chicherin S. V., Glukhov S. V. (2017) Centralized Heat Supply System and Techniques of Planning its Loads. *Gradostroitel'stvo i Arkhitektura* [Urban Construction and Architecture], 7, (3), 129–136 (in Russian). <https://doi.org/10.17673/vestnik.2017.03.22>.
10. Mikhailov V. E., Vertkin M. A., Kolpakov S. P., Kruglikov P. A., Sukhorukov Yu. G. (2017) Heat Pumps for CHP Plants: “the Areas of the Misconceptions” and Further Development. *Energetik* [Energetik], (3), 7–12 (in Russian).
11. Chicherin S. V. (2017) On the Problems of Reconstruction of Systems of Heat Supply in the Cities of Russia and CIS Countries. *BST – Byulleten' Stroitel'noi Tekhniki* [BST – Bulletin of Construction Equipment], 997 (9), 34–35 (in Russian).
12. Janghorban Esfahani I., Lee S., Yoo C. (2015) Evaluation and Optimization of a Multi-Effect Evaporation-Absorption Heat Pump Desalination Based Conventional and Advanced Exergy and Exergoeconomic Analyses. *Desalination*, 359, 92–107. <https://doi.org/10.1016/j.desal.2014.12.030>.
13. Parham K., Khamooshi M., Daneshvar S., Assadi M., Yari M. (2016) Comparative Assessment of Different Categories of Absorption Heat Transformers in Water Desalination Process. *Desalination*, 396, 17–29. <https://doi.org/10.1016/j.desal.2016.05.031>.
14. Ortega Sandoval A. D., Vandr e Barbosa Bri ao, Vera Maria Cartana Fernandes, Augusto Hemkemeier, Maria Tereza Friedrich (2017) Stormwater Management by Microfiltration and Ultrafiltration Treatment. *Journal of Water Process Engineering*. <https://doi.org/10.1016/j.jwpe.2017.07.018>.

15. Šarevski M. N., Šarevski V. N. (2017) Thermal Characteristics of High-Temperature R718 Heat Pumps with Turbo Compressor Thermal Vapor Recompression. *Applied Thermal Engineering*, 117, 355–365. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.02.035>.
16. Shit M. L., Zhuravlev A. A. (2017) Automatic Pressure Stabilization in Front of the Evaporators in the Multifunctional Heat Pump. *Problemy Regional'noi Energetiki* [Problems of Regional Power Engineering], 33 (1), 93–99 (in Russian).
17. Leonzio G. (2017) Mathematical Model of Absorption and Hybrid Heat Pump. *Chinese Journal of Chemical Engineering*, 25 (10), 1492–1504. <https://doi.org/10.1016/j.cjche.2017.06.015>.
18. Huang Bi, Jian Q., Luo L., Zhao J. (2017) Experimental Study of Enhancing Heating Performance of the Air-Source Heat Pump by Using a Novel Heat Recovery Device Designed for Reusing the Energy of the Compressor Shell. *Energy Conversion and Management*, 138, 38–44. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2017.01.061>.
19. Ganeev R. Sh., Samigullina E. N., Mannanova R. F. (2017) Computer Study of the Exergy Efficiency of the Heat Pump Circuit with Approximation of Thermodynamic Properties of Freon R407C. *Vestnik Moskovskogo Energeticheskogo Instituta = MPEI Vestnik*, (1), 6–12 (in Russian).
20. Moradi M. H., Sohani A., Zabihigivi M., Wirbser H. (2017) A Comprehensive Approach to Find the Performance Map of a Heat Pump Using Experiment and Soft Computing Methods. *Energy Conversion and Management*, 153, 224–242. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2017.09.070>.
21. Zhang Q., Zhang L., Nie J., Li Y. (2017) Techno-Economic Analysis of Air Source Heat Pump Applied for Space Heating in Northern China. *Applied Energy*, 207, 533–542. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2017.06.083>.
22. Hu B., Liu H., Wang R.Z., Li H., Zhang Z., Wang S. (2017) A High-Efficient Centrifugal Heat Pump with Industrial Waste Heat Recovery for District Heating. *Applied Thermal Engineering*, 125, 359–365. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.07.030>.
23. Amoabeng K. O., Lee K. H., Choi J. M. A. (2018) Study on the Performance Characteristics of a Testing Facility for a Water-to-Water Heat Pump. *International Journal of Refrigeration*, 86, 113–126. <https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2017.11.013>.
24. Jeon Y., Sang Hun Lee, Kim W., Jung J., Kim Y. (2017) Numerical Study on the Optimal Design of Injection-Hole Geometries of a Twin Rotary Compressor in a Liquid Injection Heat Pump. *Applied Thermal Engineering*, 113, 1178–1188. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.11.115>.
25. Usachev A. P., Rulev A. V., Usacheva E. Yu., Somov N. O. (2017) Mathematical Model of Heat Calculation of Heat Pump Condensers Using Non-Azeotropic Mixtures of Saturated Hydrocarbons as Working Agents. *Nauchno-Tekhnicheskie Problemy Sovershenstvovaniya i Razvitiya Sistem Gazoenergostabzheniya* [Scientific and Technical Problems of Improvement and Development of Gas and Energy Supply Systems], 1 (1), 123–128 (in Russian).
26. Kovalenko N., Pirogov E., Semenovih V. (2017) Heat Pumps for Heating Rail Services. *Put' i Putevoe Khozyaistvo = Railway Track and Facilities*, 6, 32–35 (in Russian).
27. Chicherin S. V. (2017) External Corrosion as the Main Factor Causing Damage to Heat Supply Networks and Methods to Protect Against it. *Vestnik MEI*, (4), 50–54 (in Russian). <https://doi.org/10.24160/1993-6982-2017-4-50-54>.
28. Wetherington R., Abu-Heiba A., Mahderekal I., Vineyard E. (2017) Low-Cost Control System Built upon Consumer-Based Electronics for Supervisory Control of a Gas-Operated Heat Pump. Part 2. *ASHRAE Transactions*, 123, 72–79.
29. Fumagalli M., Sivieri A., Aprile M., Motta M., Zanchi M. (2017) Monitoring of Gas Driven Absorption Heat Pumps and Comparing Energy Efficiency on Primary Energy. *Renewable Energy*, 110, 115–125. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2016.12.058>.
30. Chicherin S. V. (2017) The Analysis of Design Solutions Associated with the Location of Measuring Points of the Operational Remote Control System. *Avtomatizatsiya i IT v Energetike* [Automation and IT in Power Engineering], (12), 12–15 (in Russian).
31. Saprykina N. Yu., Yakovlev P. V. (2017) Investigation of the Formation of the Temperature Field of Soil during the Operation Geothermal Heat Pumps under the Influence of Groundwaters. *Russian Journal of Building Construction and Architecture*, 36 (4), 58–69.
32. Junussova L. R. (2016) Improving the Quality of Desalinated Water with Combined Water Treatment Plant Boiler. *Alternative Energy and Ecology (ISJAEE)*, 23, 167–176 (in Russian). <https://doi.org/10.15518/isjaee.2015.23.021>.