

ВЕСТНИК



**ЮЖНО-УРАЛЬСКОГО
ГОСУДАРСТВЕННОГО
УНИВЕРСИТЕТА**

**2022
Т. 22, № 4**

ISSN 1990-8512 (Print)
ISSN 2409-1057 (Online)

СЕРИЯ

«ЭНЕРГЕТИКА»

Решением ВАК России включен в Перечень рецензируемых научных изданий

Учредитель – Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования «Южно-Уральский государственный университет (национальный исследовательский университет)»

Журнал освещает актуальные теоретические и практические проблемы энергетики и электротехники, результаты научно-исследовательских работ, передовой опыт, определяющий направление и развитие научных исследований, публикует материалы научных конференций и совещаний.

Основной целью журнала является консолидация сообщества ученых и практиков, способствование в формировании и развитии наиболее перспективных направлений исследовательской практики, представление информации о научных исследованиях и достижениях.

Редакционная коллегия:

Григорьев М.А., д.т.н., проф. (*главный редактор*)
(Челябинск)
Функ Т.А., к.т.н., доц. (*ответственный секретарь*)
(Челябинск)

Редакционный совет:

Аверьянов Ю.И., д.т.н., проф. (Челябинск)
Алюков С.В., д.т.н., доц. (Челябинск)
Беспалов В.Я., д.т.н., проф. (Москва)
Богданов А.В., д.т.н., доц. (Челябинск)
Бутырин П.А., д.т.н., проф., чл.-корр. РАН
(Москва)
Бухтояров В.Ф., д.т.н., проф. (Челябинск)
Валеев Р.Г., к.т.н., доц. (Челябинск)
Воронин С.Г., д.т.н., проф. (Челябинск)
Ганджа С.А., д.т.н., проф. (Челябинск)
Гладышев С.П., д.т.н., проф. (Дирборн, США)
Гордон Я., Ph.D. (Миссиссога, Канада)
Горожанкин А.Н., к.т.н., доц. (Челябинск)
Грунтович Над.В., д.т.н., проф. (Гомель,
Республика Беларусь)
Дзюба М.А., к.т.н., доц. (Челябинск)

Дудкин М.М., д.т.н., доц. (Челябинск)
Исмагилов Ф.Р., д.т.н., проф. (Уфа)
Карандаев А.С., д.т.н., проф. (Челябинск)
Кирпичникова И.М., д.т.н., проф.
Кодкин В.Л., д.т.н., проф. (Челябинск)
Козярук А.Е., д.т.н., проф. (Санкт-Петербург)
Колганов А.Р., д.т.н., проф. (Иваново)
Корнилов Г.П., д.т.н., проф. (Магнитогорск)
Кравчук И.Л., д.т.н., проф. (Челябинск)
Куликова Л.В., д.т.н., проф., чл.-корр. САН ВШ
(Барнаул)
Лятхер В.М., д.т.н., проф. (Кливленд, США)
Мешеряков В.Н., д.т.н., проф. (Липецк)
Осинцев К.В., к.т.н., доц. (Челябинск)
Пятибратов Г.Я., д.т.н., проф. (Новочеркасск)
Резник Л.Ф., Ph.D. (Ришон-ле-Цион, Израиль)
Сарваров А.С., д.т.н., проф. (Магнитогорск)
Сидоров А.И., д.т.н., проф. (Челябинск)
Тума И., д.т.н., проф. (Прага, Чешская Республика)
Торопов Е.В., д.т.н., проф. (Екатеринбург)
Фёдоров О.В., д.т.н., проф. (Нижний Новгород)
Хохлов Ю.И., д.т.н., проф. (Челябинск)
Шевырёв Ю.В., д.т.н., доц. (Москва)



BULLETIN

OF THE SOUTH URAL
STATE UNIVERSITY

SERIES

2022

Vol. 22, no. 4

“POWER ENGINEERING”

ISSN 1990-8512 (Print)
ISSN 2409-1057 (Online)

Vestnik Yuzhno-Ural'skogo Gosudarstvennogo Universiteta.
Seriya “Energetika”

South Ural State University

The journal covers urgent theoretical and practical problems of power engineering, results of research work, accumulated experience setting directions and development of scientific research in power engineering, publishes materials of scientific conferences and meetings, information on scientific work in higher educational institutions.

The main goal of the journal is consolidation of scientific and industrial communities, promotion and development of the most promising areas of research practice, presentation information on scientific research and achievements.

Editorial Board:

Grigorev M.A., Dr. of Sci. (Eng.), Prof. (*editor-in-chief*), South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Funk T.A., Cand. of Sci. (Eng.), Ass. Prof. (*executive secretary*), South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation

Editorial Council:

Aver'yanov Yu.I., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Aliukov S.V., Dr. of Sci. (Eng.), Ass. Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Bespalov V.Ya., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., Moscow Power Engineering Institute, Moscow, Russian Federation
Bogdanov A.V., Dr. of Sci. (Eng.), Ass. Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Butyrin P.A., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., Corresponding Member of the Russian Academy of Sciences, Moscow Power Engineering Institute, Moscow, Russian Federation
Bukhtoyarov V.F., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Valeev R.G., Cand. of Sci. (Eng.), Ass. Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Voronin S.G., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Gandzha S.A., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Gladyshev S.P., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., Michigan-Dearborn University, Dearborn, United States of America
Gordon Ya., Ph.D., HATCH, Mississauga, Ontario, Canada
Gorozhankin A.N., Cand. of Sci. (Eng.), Ass. Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Gruntovich Nad.V., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., Sukhoi State Technical University of Gomel, Gomel, Republic of Belarus
Dzyuba M.A., Cand. of Sci. (Eng.), Ass. Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Dudkin M.M., Dr. of Sci. (Eng.), Ass. Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Ismagilov F.R., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., Ufa State Aviation Technical University, Ufa, Russian Federation
Karandaev A.S., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Kirpichnikova I.M., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Kodkin V.L., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Kozyaruk A.E., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., National Mineral Resources University, Saint-Petersburg, Russian Federation
Kolganov A.R., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., Ivanovo Power Engineering Institute, Ivanovo, Russian Federation
Kornilov G.P., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russian Federation
Kravchuk I.L., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Kulikova L.V., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., Corresponding Member of the Siberian Academy of Sciences of the Higher School, Polzunov Altai State Technical University; Barnaul, Russian Federation
Lyatkher V.M., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., New Energitics Inc., Cleveland, United States of America
Meshcheryakov V.N., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., Lipetsk State Technical University, Lipetsk, Russian Federation
Osintsev K.V., Cand. of Sci. (Eng.), Ass. Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Pyatibratov G.Ya., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., Platov South-Russian State Polytechnic University (Novocherkassk Polytechnic Institute), Novocherkassk, Russian Federation
Reznik L., Ph.D., Payton Group International, Rishon LeZion, Israel;
Sarvarov A.S., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russian Federation
Sidorov A.I., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Tuma J., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., Charles University, Prague, Czech Republic
Toropov E.V., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., LLC Research and Production Company “UralTermoComplex”, Ekaterinburg, Russian Federation
Fedorov O.V., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., Nizhny Novgorod State Technical University, Nizhny Novgorod, Russian Federation
Khokhlov Yu.I., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation
Shevryev Yu.V., Dr. of Sci. (Eng.), Prof., National University of Science and Technology “MISIS” (MISIS), Moscow, Russian Federation

СОДЕРЖАНИЕ

Электроэнергетика

КОЛЕСНИКОВ И.Е., ГОРШКОВ К.Е., КОРЖОВ А.В. Математическая модель нагрева токопроводящей жилы силового кабеля для учета электротепловых процессов в цифровых двойниках кабельных линий	5
КАППЕС А.Д., ТЕПИКИН Я.Е., АПРОСИН К.И., ГАЙДАМАКИН Ф.Н. Исследование необходимости учета насыщенных параметров при моделировании генератора на основе данных СВИ	15

Электротехнические комплексы и системы

КАРАНДАЕВ А.С., ЛОГИНОВ Б.М., БОДРОВ Е.Г., ХРАМШИН В.Р., САМОДУРОВА М.Н. Наблюдатель упругого момента двухмассовой электромеханической системы	23
ВЕЧЕРКИН М.В., САРВАРОВ А.С., РОМАНОВА И.П., БОГАЧЕВА И.Ю., ОСКОЛКОВ С.В. Методика сравнения энергоэффективности способов регулирования производительности воздухоподдувной станции	34
ВОРОНИН С.Г., КЛИНАЧЕВ Н.В., КУЛЁВА Н.Ю., ЧЕРНЫШЕВ А.Д. Векторное управление электроприводом на основе вентильного двигателя с дискретной коммутацией обмотки	42
ХРЮКИН Д.Ю., ТУЛЕГЕНОВ Е.М., СЕМЕНОВА К.Д., КУШНАРЕВ В.А., СЫЧЕВ Д.А. Оптимизация электроприводов переменного тока промышленных механизмов	53
САВОСТЕЕНКО Н.В., МАКСИМОВ Н.М., БЛАГОВ М.С., ПОСАДНОВ А.Е. Разработка синхронной реактивной машины с высокими удельными показателями для промышленных электроприводов	60
ВАЛИУЛЛИН К.Р., ТУШЕВ С.И. Математическая модель нагрева асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором на основе эквивалентной тепловой схемы	67

Теплотехника

ГУБАРЕВ В.Я., АРЗАМАСЦЕВ А.Г., КАРТЕЛЬ А.Ю. Исследование режимов работы схем с детандер-генераторными агрегатами на когенерационных котельных с газопоршневыми двигателями внутреннего сгорания	77
---	----

CONTENTS

Electric power engineering

- KOLESNIKOV I.E., GORSHKOV K.E., KORZHOV A.V. A mathematical model of a power cable current-conducting core heating taking into account electrothermal processes in cable line digital twins 5
- KAPPES A.D., TEPIKIN Ya.E., APROSIN K.I., GAIDAMAKIN F.N. Importance of saturation usage for generator digital modeling based on PMU data 15

Electrotechnical complexes and systems

- KARANDAEV A.S., LOGINOV B.M., BODROV E.G., KHRAMSHIN V.R., SAMODUROVA M.N. Elastic torque observer of a two-mass electromechanical system 23
- VECHERKIN M.V., SARVAROV A.S., ROMANOVA I.P., BOGACHEVA I.Yu., OSKOLKOV S.V. Methodology for comparing the energy efficiency of methods for regulating the performance of a blower station 34
- VORONIN S.G., KLINACHEV N.V., KULEVA N.Yu., CHERNYSHEV A.D. Vector control of an electric drive based on a thyatron motor with discrete winding commutation 42
- KHRIUKIN D.Yu., TULEGENOV E.M., SEMENOVA K.D., KUSHNAREV V.A., SYCHEV D.A. Optimization of electric drives of industrial mechanisms 53
- SAVOSTEENKO N.V., MAKSIMOV N.M., BLAGOV M.S., POSADNOV A.E. Development of a synchronous reactive machine with high specific indicators for industrial electric drives 60
- VALIULLIN K.R., TUSHEV S.I. Mathematical model of heating an asynchronous motor with a squirrel-cage rotor based on an equivalent thermal circuit 67

Heat engineering

- GUBAREV V.Ya., ARZAMASTSEV A.G., KARTEL A.Yu. Investigation of operating modes of circuits with expander-generator units in cogeneration boilers with gas-piston internal combustion engines 77

Электроэнергетика

Electric power engineering

Научная статья

УДК 66.011

DOI: 10.14529/power220401

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ НАГРЕВА ТОКОПРОВОДЯЩЕЙ ЖИЛЫ СИЛОВОГО КАБЕЛЯ ДЛЯ УЧЕТА ЭЛЕКТРОТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В ЦИФРОВЫХ ДВОЙНИКАХ КАБЕЛЬНЫХ ЛИНИЙ

И.Е. Колесников, sp19kie877@susu.ru

К.Е. Горшков, gorshkovke@susu.ru

А.В. Коржов, korzhovav@susu.ru

Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия

Аннотация. В статье рассматриваются вопросы реализации диагностики и мониторинга состояния силовой части и изоляции высоковольтных кабельных линий в реальном времени с помощью цифровых двойников. Определены проблемы теплового учета и особенности моделирования электротепловых процессов нагрева в силовых кабелях. Предложена математическая электротепловая модель силового кабеля для цифрового двойника кабельной линии, основанная на разложении его динамического теплового сопротивления на сумму экспоненциальных составляющих, позволяющая реализовать расчет мгновенных значений температуры нагрева токопроводящей жилы кабеля в реальном времени при незначительных объемах вычислений на интервале дискретизации расчета. Приведены результаты расчета с помощью модели температуры нагрева одножильного силового кабеля при трехфазном коротком замыкании в сети.

Ключевые слова: цифровой двойник, кабельная линия, температура нагрева, математическая электротепловая модель, динамическое тепловое сопротивление

Благодарности: Работа выполнена при поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации, проект № FENU-2022-0010.

Для цитирования: Колесников И.Е., Горшков К.Е., Коржов А.В. Математическая модель нагрева токопроводящей жилы силового кабеля для учета электротепловых процессов в цифровых двойниках кабельных линий // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2022. Т. 22, № 4. С. 5–14. DOI: 10.14529/power220401

Original article

DOI: 10.14529/power220401

A MATHEMATICAL MODEL OF A POWER CABLE CURRENT-CONDUCTING CORE HEATING TAKING INTO ACCOUNT ELECTROTHERMAL PROCESSES IN CABLE LINE DIGITAL TWINS

I.E. Kolesnikov, sp19kie877@susu.ru

K.E. Gorshkov, gorshkovke@susu.ru

A.V. Korzhov, korzhovav@susu.ru

South Ural State University, Chelyabinsk, Russia

Abstract. This article deals with the implementation of diagnostics and monitoring of the current-conducting part and insulation state of high-voltage cable lines in real time using digital twins. The problems of thermal accounting and the features of modeling electrothermal heating processes in power cables are determined. A mathematical electrothermal model of a power cable for a cable line digital twin is proposed, based on the decomposition of its dynamic thermal resistance into the sum of exponential components, which makes it possible to calculate the instantaneous values of the heating temperature of a current-conducting cable core in real time with insignificant amounts of

© Колесников И.Е., Горшков К.Е., Коржов А.В., 2022

Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2022. Т. 22, № 4. С. 5–14
ISSN 1990-8512 (Print) ISSN 2409-1057 (Online)

calculations on the discretization interval of the calculation. The results of calculation using the heating temperature model for a single-core power cable with a three-phase short circuit in the network are presented.

Keywords: digital twin, cable line, heating temperature, mathematical electrothermal model, dynamic thermal resistance

Acknowledgments: The study was supported by the Ministry of Science and Higher Education of the Russian Federation, project no. FENU-2022-0010.

For citation: Kolesnikov I.E., Gorshkov K.E., Korzhov A.V. A mathematical model of a power cable current-conducting core heating taking into account electrothermal processes in cable line digital twins. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering*. 2022;22(4):5–14. (In Russ.) DOI: 10.14529/power220401

Введение

Благодаря стремительному развитию информационных технологий расширяются возможности по сбору, передаче и анализу больших массивов данных, в результате чего меняются способы управления технологическими процессами на более совершенные и эффективные. Одним из таких способов является применение «цифровых двойников». Цифровые двойники обеспечивают взаимодействие между физическими объектами и их виртуальными копиями, отражающими структуру, производительность, техническое состояние и характер рабочей миссии физического объекта. Сегодня свое применение цифровые двойники находят в самых разных отраслях производства: машиностроении, аэрокосмической отрасли, судостроении, нефтегазовой отрасли и т. д. [1].

Цифровой двойник – это компьютерная модель, которая полностью копирует поведение физического объекта и представляет собой глубоко интегрированное устройство, способное к моделированию, контролю, расчетам, регулировке состояния технологической системы и процесса, интеллектуальному восприятию и к интерактивному сотрудничеству [2–4]. Кроме этого, цифровой двойник реализует постоянный сбор данных, осуществляет виртуальную имитацию работы устройства и функционирует в течение всего его жизненного цикла [5, 6].

Цифровой двойник обычно состоит из трех основных компонентов: физического пространства, цифрового пространства и слоя обработки информации, соединяющего два пространства.

Слой обработки информации в двойнике оперирует значениями параметров физических объектов, получая их через различные датчики в режиме реального времени, что позволяет ему реализовывать взаимодействие между физическим и виртуальным пространством и создавать имитационную цифровую модель с реализацией динамического моделирования системы. Данная технология позволяет не только повысить точность анализа технического состояния оборудования, но и установить скрытые связи между различными параметрами и получить новые практические знания с использованием большого массива данных [7].

Технология цифровых двойников имеет преимущество перед обычными цифровыми моделя-

ми физических устройств, созданными сеточными методами и методами конечных элементов, так как являются адаптивными, способны к уточнению и перестроению в соответствии с данными мониторинга объекта. Следовательно, цифровой двойник, в отличие от обычных моделей, способен к непрерывному обучению, адаптации, решению задач диагностики и предсказанию отказов [8].

Цифровые двойники в электросетевом комплексе

В электрических сетях технология цифровых двойников соответствует внедряемым сегодня стандартам новых цифровых технологий. Важным элементом электросетевого комплекса являются линии электропередачи, обеспечивающие транспорт выработанных мощностей конечному потребителю. В крупных городах основу распределительных сетей составляют в первую очередь кабельные линии электропередачи, также они занимают часть линий и магистральных сетей. Развитие способов, методов и создание современной системы эксплуатационного контроля кабельных линий с реализацией возможности сигнализации о их недопустимом (предаврийном) состоянии является крайне важным вопросом, решение которого в дальнейшем снизит рост числа технологических нарушений, поможет обеспечить увеличение потребления электроэнергии, а также даст возможность увеличить срок службы силовых кабельных линий.

Отказ кабельной линии может быть вызван многими факторами, поэтому необходим постоянный мониторинг их технического состояния. Наиболее перспективным способом контроля состояния кабельных линий является неразрушающий контроль [9, 10]. Для реализации цифрового двойника кабельной линии необходим постоянный контроль сопротивления изоляции, уровня диэлектрических потерь, уровня частичных разрядов, величины переходного сопротивления наконечников концевых муфт и т. д.

Особое значение при эксплуатации кабельных линий имеет температурный режим, так как он определяет нагрузочную способность линии и напрямую влияет на процесс старения изоляции. При повышении температуры усиливаются химические реакции между изоляционными материалами, их

внутренними включениями, средой и влагой. Нагрев уменьшает нагрузочную способность кабельной линии и преждевременно старит изоляцию, что приводит к уменьшению ее срока службы, как результат, на практике допустимая нагрузка эксплуатируемых кабельных линий может существенно отличаться от расчетной [11].

Поэтому сохраняют свою актуальность задачи оценки текущего состояния кабельных линий путем применения современных методов диагностики и мониторинга, в том числе и путем разработки и внедрения технологии цифровых двойников.

Особенности теплового контроля кабельных линий

Источником тепловыделения в силовом кабеле как основном элементе кабельной линии является токопроводящая жила. Именно ее температура ограничивает нагрузочную способность высоковольтного кабеля. Прямое измерение температуры жилы кабеля в процессе эксплуатации технически сложно реализовать и на текущий момент не встречается на объектах электроэнергетики. Сетевые организации ведут тепловой мониторинг наиболее ответственных высоковольтных кабельных линий при помощи оптоволоконного модуля, который закладывается в конструкцию кабеля поверх медного экрана при его производстве.

Известно, что температура экрана может отличаться от температуры жилы кабеля на величину до 30 °С в установившемся режиме и выше ее – в переходных режимах [11]. Также стоит отметить, что мониторинг температуры оптоволоконном применяется только на магистральных кабельных линиях электропередачи высокого и сверхвысокого напряжения. В распределительных сетях классом напряжения 35 кВ и ниже такой способ применения не находит ввиду значительного увеличения стоимости километра кабеля, а также сложности ремонтных работ, например при монтаже кабельных муфт.

Оценка температуры нагрева жилы кабеля методами непрямого измерения требует применения математических моделей, описывающих тепловые процессы в кабеле, с последующей реализацией этих моделей в вычислительном устройстве цифрового двойника. Возможности такого устройства и его характеристики будут зависеть от сложности и адекватности заложенной модели. Так, если модель оперирует постоянными тепловыми сопротивлениями, обычно используемыми в расчетах установившихся режимов, то цифровой двойник не сможет реагировать на кратковременные изменения режимных параметров силового кабеля, фиксировать мгновенные изменения температуры нагрева токопроводящей жилы и, следовательно, своевременно реагировать на переходные процессы и термические скачки. В то же время если быстроедействие устройства является ключевым фак-

тором, то заложенная в нем модель должна фиксировать тепловые импульсы и изменение температуры на весьма малых временных интервалах.

Рассмотрим в качестве примера процесс нагрева одножильного кабеля при внешнем трехфазном коротком замыкании (КЗ). Известно, что количество теплоты, выделяющееся в проводнике за время t , определяется величиной и формой протекающего тока i . Для проводника с омическим сопротивлением R это

$$\Delta P(t) = \frac{1}{t} \int_0^t i^2(t) R dt. \quad (1)$$

При коротком замыкании удельное количество теплоты, приходящееся на единицу длины проводника, будет определяться выражением

$$\begin{aligned} \Delta P_R(t) &= \frac{1}{t} \int_0^t (i_n(t) + i_a(t))^2 dt = \\ &= \frac{1}{t} \int_0^t i_n^2(t) dt + 2 \frac{1}{t} \int_0^t i_n(t) i_a(t) dt + \frac{1}{t} \int_0^t i_a^2(t) dt = \\ &= \Delta P_n(t) + \Delta P_{na}(t) + \Delta P_a(t), \end{aligned}$$

где $i_n(t)$ и $i_a(t)$ – периодическая и аperiodическая составляющие тока КЗ.

Слагаемые $\Delta P_n(t)$, $\Delta P_{na}(t)$ и $\Delta P_a(t)$ определяют интенсивность и характер процесса нагрева. На рис. 1а демонстрируются кривые изменения этих составляющих во времени на интервале в несколько периодов с момента возникновения трехфазного КЗ для высоковольтного силового кабеля с алюминиевой жилой (значения даны на единицу длины). Кривые изменения суммарных тепловых потерь в жиле кабеля приведены на рис. 1б.

Из графиков рис. 1 видно, что составляющая $\Delta P_{na}(t)$ имеет периодический характер, и ее среднее значение на интервалах времени в несколько периодов стремится к нулю. Однако наличие этой составляющей существенно меняет форму кривой суммарного тепловыделения потерь в кабеле. Следовательно, если рассматривать тепловые процессы и оценивать изменения мгновенных значений тепловых потерь и температуры нагрева на малых интервалах времени, сравнимых с периодом основной частоты или равных нескольким периодам, то потребуется учесть влияние этой составляющей. Поэтому при учете нагрева кабеля в переходных режимах и при оценке допустимости мгновенных значений температуры нагрева и их воздействия на изоляцию кабеля следует оперировать мгновенными значениями протекающего тока и рассчитывать изменения тепловых параметров с малым интервалом дискретизации на порядок меньшим периода основной частоты.

При проектировании кабельных линий расчет допустимого рабочего тока нагрузки по условию его нагрева принято выполнять согласно методике,

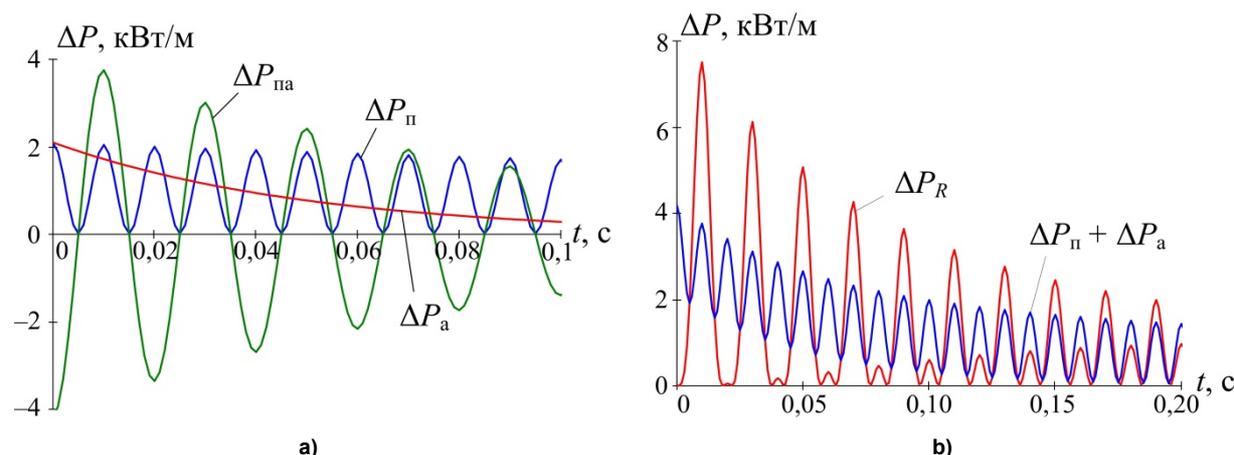


Рис. 1. Мгновенные значения составляющих тепловых потерь в силовом кабеле, возникающих при протекании тока короткого замыкания
Fig. 1. Instantaneous values of the components of heat losses in the power cable that occur when a short circuit current flow

описанной в ГОСТ Р МЭК 60287 [12, 13]. В основе методики лежит оценка теплового состояния и нагрузочной способности силового кабеля аналитическим способом, разработанным Нейером и МакГрафом [14]. Данный стандарт оперирует методами расчета установившихся тепловых режимов работы силовых кабелей, которые не подходят для анализа нагрева при интенсивных переходных процессах. При этом известно, что наибольшее отклонение температуры нагрева в кабельных линиях от установившегося значения может наблюдаться именно в переходных режимах [15]. Кроме этого, метод неприменим при нестандартной прокладке кабеля и оперирует упрощенными геометрическими моделями.

Для проведения тепловых расчетов в переходных режимах существует методика Ван Вормера, основанная на изменении тепловой схемы замещения силового кабеля. Данная методика легла в основу стандарта МЭК 60853 [16]. Основной ее недостаток – это невозможность учета зависимости теплофизических характеристик изоляции от температуры нагрева токопроводящей жилы, что приводит к значительной погрешности, которая возрастает вместе с классом напряжения и толщиной изоляции рассматриваемых высоковольтных кабелей.

Оценка нагрузочной способности кабельной линии в реальном времени может быть реализована с помощью метода конечных элементов, а также сеточных или ячеечных моделей, позволяющих детально учесть геометрические формы, конструкцию силового кабеля и способ его прокладки [17, 18]. Однако с уменьшением интервала дискретизации расчетов применение этих методов приводит к неоправданному увеличению числа операций и значительному снижению точности вычислений, что критично для вычислительных устройств и систем реального времени.

Поэтому сохраняет актуальность задача теплового расчета силового кабеля при создании цифрового двойника кабельной линии путем разработки электротепловой модели, позволяющей определять мгновенные значения температуры нагрева жилы и слоев изоляции в реальном времени с быстродействием, заведомо превышающим частоту изменения электрических потерь во всех возможных режимах его работы.

Электротепловая модель нагрева силового кабеля

Ниже рассмотрена математическая модель для расчета мгновенных значений температуры нагрева жилы кабеля в реальном времени при произвольном числе и форме тепловых импульсов. Работа модели основана на получении информации о мгновенных значениях тока в кабеле с датчика тока и о температуре нагрева внешней оболочки кабеля или внешнего слоя изоляции с датчика контроля температуры. Температура токопроводящей жилы внутри кабеля определяется математически путем расчета мгновенных значений тепловых потерь и приращений температур слоев кабеля над температурой внешней оболочки. Для этого модель оперирует переходным тепловым сопротивлением «жила – среда» $Z_{(th)cc-a}$. Данная величина рассматривается как функция от времени $Z_{(th)cc-a}(t)$, что позволяет представить тепловые процессы в кабеле как переходные процессы в электрической (электротепловой) схеме замещения, вызванные действием переменного тока кабеля. Вариант такой схемы замещения для одножильного кабеля показан на рис. 2.

На схеме замещения тепловые потери, выделяющиеся на поверхности жилы кабеля, обозначены величиной P_{cc} , а температура жилы кабеля и температура внешней среды у поверхности кабеля, фиксируемая внешним датчиком, как Θ_{cc} и Θ_a

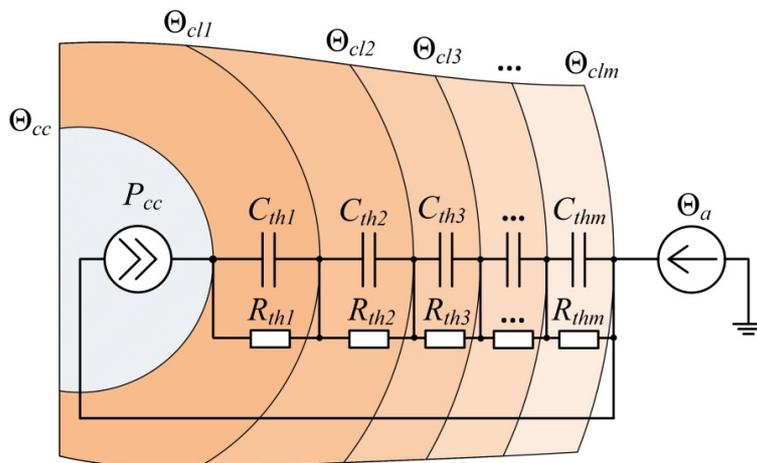


Рис. 2. Электротепловая схема замещения силового кабеля
Fig. 2. Electrothermal equivalent circuit of the power cable

соответственно. Динамическое тепловое сопротивление $Z_{(th)cc-a}$, обуславливающее разницу между этими температурами, представлено в виде электрической цепи, собранной из последовательно соединенных $R_{th}C_{th}$ -цепочек. Каждая цепочка образует условно тепловой слой кабеля, на поверхности которого температура одинакова в любой его точке. Поэтому температура жилы в такой схеме замещения будет определяться суммой приращений температур тепловых слоев кабеля над температурой Θ_a и может быть найдена в любой момент времени как

$$\Theta_{cc} = \Theta_a + \sum_k \Delta\Theta_{clk}, \quad (2)$$

где $\Delta\Theta_{clk}$ – приращение температуры k -го слоя над температурой $k-1$ -го соседнего слоя кабеля.

Для реализации расчета по формуле (2) для кабеля должна быть предварительно получена кривая динамического теплового сопротивления $Z_{(th)cc-a}(t)$ расчетным или опытным путем и затем представлена в виде суммы экспоненциальных зависимостей:

$$Z_{(th)cc-a}(t) = \sum_{k=1}^m R_{thk} \left(1 - e^{-\frac{t}{R_{thk}C_{thk}}} \right), \quad (3)$$

где m – количество слоев или участков кабеля; R_{thk} , C_{thk} – собственное тепловое сопротивление и внешняя тепловая проводимость k -го слоя соответственно.

Получение кривой $Z_{(th)cc-a}(t)$ следует рассматривать как отдельную самостоятельную задачу. В работе [15] показано, как эта кривая может быть получена лабораторным способом посредством установки калиброванных датчиков температуры на поверхности жилы и на внешней оболочке образца кабеля с последующим выполнением серии опытных замеров разницы температур при фиксированном импульсе тока. После этого искомая зависимость может быть найдена как

$$Z_{(th)cc-a}(t_i) = \frac{\Theta_{cc}(t_i) - \Theta_a(t_i)}{P_{cc}(t_i)}, \quad (4)$$

где t_i – момент времени, соответствующий i -му замеру.

Если обозначить шаг расчета в модели по времени как ΔT и подставить формулу (3) в формулу (2), то мгновенное значение температуры жилы кабеля в произвольный момент времени можно высчитать итерационно по выражениям:

$$\Theta_{cc}(T_i) = \Theta_a + \sum_{k=1}^m \Delta\Theta_{clk}(T_i); \quad (5)$$

$$\Delta\Theta_{clk}(T_i) = P_{cc}(T_i)R_{thk} - (P_{cc}(T_i)R_{thk} - \Delta\Theta_{clk}(T_{i-1}))e^{-\frac{T_i - T_{i-1} + \Delta T}{R_{thk}C_{thk}}}, \quad (6)$$

где $P_{cc}(T_i)$ – мгновенное значение тепловых потерь, посчитанное на текущей итерации; $\Delta\Theta_{clk}(T_{i-1})$ – приращение температуры k -го слоя, найденное на предыдущей итерации; T_i и T_{i-1} – расчетные моменты времени, соответствующие текущей и предыдущей итерациям расчета.

При выполнении расчетов по формулам (5) и (6) информацией, заново вычисляемой на новой итерации, будет значение тепловых потерь P_{cc} , а информацией, пересчитываемой по данным предыдущей итерации, – приращения температур $\Delta\Theta_{clk}$, количество которых всегда определяется числом слоев m . Это существенно минимизирует требования к оперативной памяти вычислительного устройства цифрового двойника, необходимой для вычисления текущего мгновенного значения температуры нагрева.

Точность расчетов по вышеприведенным формулам напрямую зависит от шага дискретизации расчета ΔT , который должен быть в разы меньше интервала периодичности изменения электрических потерь в кабеле и соответственно тока

кабеля. Кроме этого, на адекватность расчета будет влиять и точность, с которой была заранее получена кривая динамического теплового сопротивления $Z_{(th)cc-a}(t)$. Если она получена путем лабораторных замеров, как показано выше, то их временной интервал будет напрямую коррелировать с точностью расчетов температур нагрева в рассматриваемой модели. Интервал замеров не должен превышать интервал дискретизации расчетов в модели, что является определяющим фактором при оценке ее погрешностей.

Вторым фактором по важности следует называть точность, с которой выполнено разложение кривой теплового динамического сопротивления $Z_{(th)cc-a}(t)$ на сумму экспоненциальных составляющих. Разложение кривой может рассматриваться как типовая оптимизационная задача с целевой функцией вида

$$\sum_{i=1}^n \left[\sum_{k=1}^m R_{thk} \left(1 - e^{-\frac{t_i}{R_{thk} C_{thk}}} \right) - Z_{(th)cc-a}(t_i) \right]^2 \rightarrow \min,$$

где t_i – момент времени, соответствующий i -му замеру; n – число выполненных замеров.

В такой записи число слоев кабеля m – это варьируемый параметр, а критерий – минимальная погрешность разложения на сумму составляющих при выбранном способе оптимизации.

Реализация модели в среде LabView

Для апробации описанного выше подхода была разработана и реализована в среде LabView программа, рассчитывающая мгновенные значения температуры нагрева одножильного кабеля в переходных режимах.

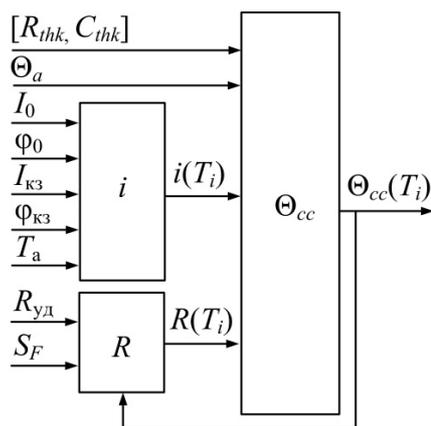


Рис. 3. Структурно-логическая схема реализованной модели
Fig. 3. Structural and logical scheme of the implemented model

Структурная схема реализованного в ней алгоритма показана на рис. 3 и включает в себя три основных вычислительных блока. Первый блок « i » рассчитывает мгновенные значения тока кабеля с учетом переходных процессов, возникающих при

внешних коротких замыканиях и коммутациях в сети (инициируются пользователем вручную). Второй блок « Θ_{cc} » реализует расчет электротепловых процессов и вычисляет мгновенные значения температуры нагрева жилы кабеля в реальном времени $\Theta_{cc}(T_i)$, при этом учитывается зависимость активного сопротивления жилы $R(T_i)$ от текущего значения температуры ее нагрева, для чего в программу введен третий блок « R ».

Исходными данными в программе выступают: площадь сечения токоведущей жилы кабеля S_F , мм²; удельное активное сопротивление $R_{уд}$, Ом·мм²/м; массив собственных тепловых сопротивлений и внешних тепловых проводимостей слоев кабеля $[R_{thk}, C_{thk}]$, заранее полученный из разложения кривой динамического теплового сопротивления на сумму экспонент; температура на поверхности кабеля Θ_a , °C; действующие значения периодической составляющей тока КЗ $I_{кз}$, А и тока предшествующего режима I_0 , А; углы мощности до замыкания φ_0 , эл. град и при КЗ $\varphi_{кз}$, эл. град; постоянная времени затухания аperiodической составляющей T_a , с.

Расчет в программе выполняется итерационно с фиксированным шагом по времени ΔT . Мгновенное значение тока, протекающего в кабеле, на каждой итерации расчета определяется по выражению

$$i(T_i) = i_n(T_i) + i_a(T_i), \quad (7)$$

где $i_n(T_i)$ и $i_a(T_i)$ – периодическая и аperiodическая составляющие тока в кабеле соответственно в момент времени T_i .

Периодическая составляющая вычисляется с учетом текущего режима работы кабеля по формуле

$$i_n(T_i) = I_m \sin\left(\omega T_i - \varphi \frac{\pi}{180}\right), \quad (8)$$

где

$$I_m = \begin{cases} \sqrt{2} I_0, & \text{в нормальном режиме;} \\ \sqrt{2} I_{кз}, & \text{при КЗ} \end{cases}$$

и

$$\varphi = \begin{cases} \varphi_0, & \text{в нормальном режиме;} \\ \varphi_{кз}, & \text{при КЗ.} \end{cases}$$

Величина $i_a(T_i)$ в момент возникновения коммутации в сети находится как разность $i(T_{i-1}) - i_n(T_i)$, на остальных итерациях ее величина определяется как

$$i_a(T_i) = i_a(T_{i-1}) e^{-\frac{\Delta T}{T_a}}. \quad (9)$$

Далее вычисляется мгновенное значение тепловых потерь, выделившихся в жиле на текущей итерации, для чего первоначально опреде-

ляется среднее значение квадрата тока по методу трапеции:

$$I_{AVG}(T_i) = \frac{i(T_i)^2 + i(T_{i-1})^2}{2}. \quad (10)$$

Отсюда удельные тепловые потери в кабеле на i -й итерации расчета составят

$$P_{cc}(T_i) = I_{AVG}(T_i) \cdot R(T_i). \quad (11)$$

Расчет завершается подстановкой найденной величины $P_{cc}(T_i)$ в формулу (6) с последующим нахождением мгновенных значений приращений температур каждого слоя $\Delta\Theta_{clk}(T_i)$ и температуры на поверхности жилы кабеля $\Theta_{cc}(T_i)$ по формуле (5).

На рис. 4 демонстрируются кривые осциллограмм мгновенных значений фазного тока кабеля, удельных тепловых потерь на единицу длины и температуры нагрева жилы, полученные в программе для алюминиевого одножильного кабеля при нескольких циклах внешнего трехфазного КЗ.

Короткое замыкание моделировалось при условиях $I_{кз} = 2$ кА, $\varphi_{кз} = 90$ эл. град, $T_a = 0,1$ с, параметры установившегося предшествующего режима задавались равными $I_0 = 200$ А, $\varphi_0 = 60$ эл. град при установившейся начальной температуре $\Theta_a = 20$ °С. Значения коэффициентов R_{thk} , C_{thk} рассчитывались путем разложения на составляющие заранее полученной опытной кривой $Z_{(th)cc-a}(t)$ в специализированной программе Zth-Approximation, разработанной на кафедре ЭССиСЭ ЮУрГУ [19].

На графиках рис. 4 видно, что на временных интервалах, когда по кабелю протекает ток КЗ, кривая температуры содержит видимые пульсации, обусловленные изменением формы кривой тепловых потерь, выделяющихся в токопроводящей жиле. При отключении КЗ и снижении тока кабеля температура жилы уменьшается не сразу, а с интервалом запаздывая, в начале которого она продолжает расти по инерции. Все это соответствует общепринятым представлениям о тепловых процессах, протекающих в изолированных проводниках, что позволяет сделать вывод о приме-

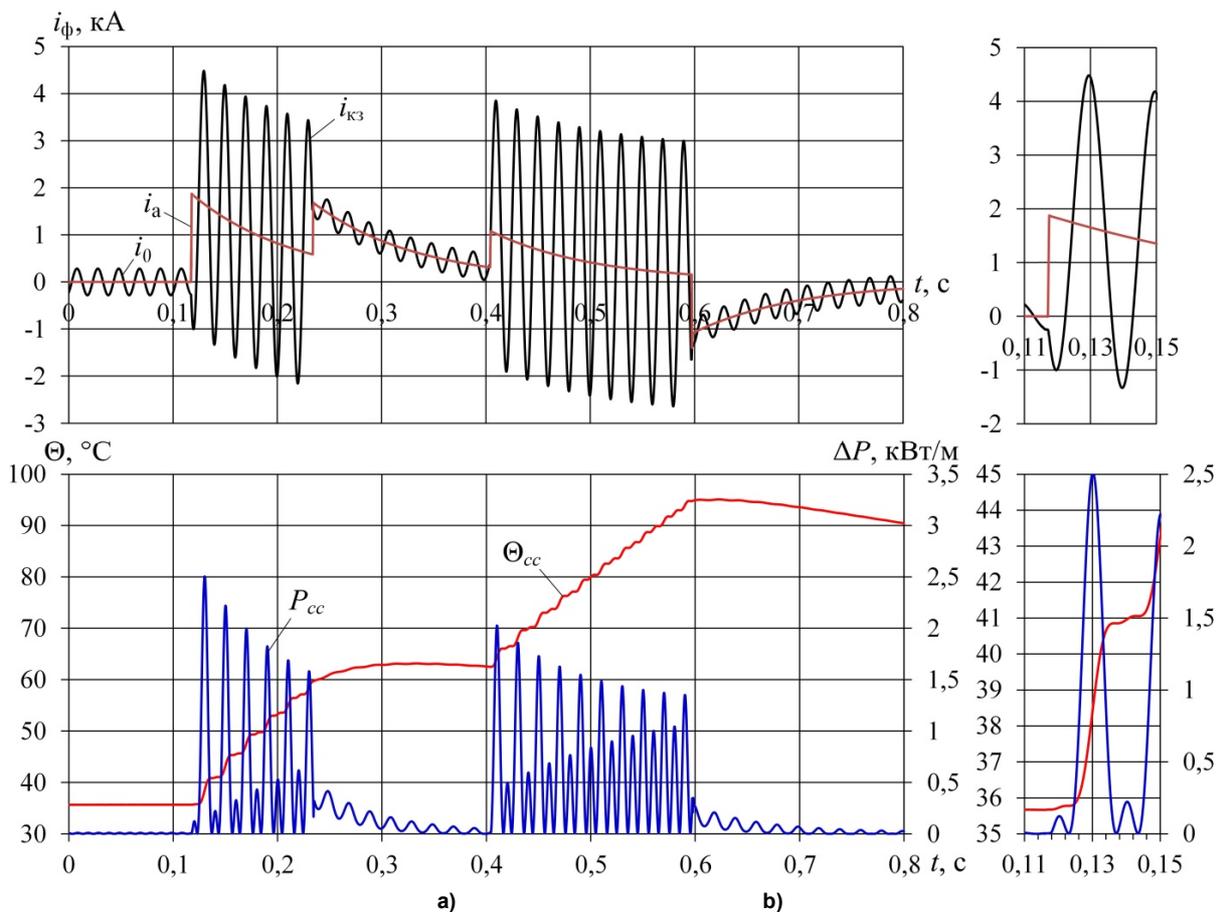


Рис. 4. Кривые фазного тока до замыкания i_0 , при КЗ $i_{кз}$, аperiodической составляющей i_a , тепловых потерь P_{cc} и температуры нагрева токопроводящей жилы Θ_{cc} , полученные в модели при циклическом нагреве одножильного кабеля током трехфазного КЗ: а – интервал 0...0,8 с; б – интервал 0,11...0,15 с

Fig. 4. Curves of the phase current before closing i_0 , at short circuit $i_{кз}$, aperiodic component i_a , heat losses P_{cc} and heating temperature of the conductive core Θ_{cc} , obtained in the model during cyclic heating of a single-core cable by a three-phase short circuit current: a – interval 0...0.8 s; b – interval 0.11...0.15 s

нимости рассмотренного подхода в целом как для моделирования электротеплового нагрева, так и для разработки цифровых двойников.

Полученные в программе кривые отражают процесс нагрева кабеля и его изоляции без учета изменения температуры окружающей среды Θ_a в месте его прокладки. Учет последнего в математической модели может быть выполнен разными способами: либо путем рассмотрения переходных тепловых сопротивлений элементов окружающей среды, либо путем размещения внешних датчиков температуры и получения необходимой информации с них в реальном времени.

Выводы

1. Рассмотрены вопросы разработки тепловой части цифрового двойника кабельной линии, показано, что для учета изменения температуры нагрева силового кабеля в цифровом двойнике с учетом переходных режимов и тепловых импульсов произвольной формы и длительности необходимо оперировать мгновенными значениями температуры нагрева токопроводящей жилы кабеля. Это позволит сознательно регулировать загрузку кабельных линий в реальном времени, предотвращать критическую перегрузку либо, наоборот, выявлять дополнительные возможности в тех случаях, когда применение традиционных подходов приводит к недоиспользованию скрытых резервов и тепловых запасов.

2. Существующие методы теплового расчета кабельных линий не всегда подходят для расчета переходных режимов их работы и различаются по точности, сложности и объему вычислений, которые необходимо выполнить в ходе итерационного расчета. Последнее является определяющим фактором для вычислительных устройств, реализующих функции цифрового двойника.

3. В связи с этим разработан вариант математической модели для расчета мгновенных значений температуры нагрева жилы кабеля на основе применения динамического теплового сопротивления «жила – среда» с предварительным его разложением на сумму экспоненциальных составляющих, отличающийся малым объемом вычислений на расчетном временном интервале, что позволит существенно снизить требования к вычислительному устройству цифрового двойника.

4. С помощью модели выполнен имитационный расчет теплового нагрева кабеля при трехфазном коротком замыкании и показана пригодность модели для дальнейшего применения при разработке и реализации элементов цифровых двойников.

В завершение отметим, что рассмотренный выше подход применим и к другим устройствам и элементам электрической сети, для которых необходима или целесообразна реализация теплового мониторинга в реальном времени методами непрямого измерения.

Список литературы

1. Царев М.В., Андреев Ю.С. Цифровые двойники в промышленности: история развития, классификация, технологии, сценарии использования // Известия высших учебных заведений. Приборостроение. 2021. № 64 (7). С. 517–531. DOI: 10.17586/0021-3454-2021-64-7-517-531
2. Uhlemann T. H.-J., Steinhilper C.L., Steinhilper R. The Digital Twin: Realizing the Cyber-Physical Production System for Industry 4.0 // Procedia CIRP. 2017. Vol. 61. P. 335–340. DOI: 10.1016/j.procir.2016.11.152
3. Boschert S., Rosen R. Digital Twin – The Simulation Aspect // Mechatronic Futures. Springer International Publishing. 2016. P. 59–74. DOI: 10.1007/978-3-319-32156-1_5
4. Tao F., Zhang J. Digital twin workshop: a new paradigm for future workshop // Computer Integrated Manufacturing Systems. 2017. Vol. 23. P. 1141–1153. DOI: 10.13196/j.cims.2017.01.001
5. Zheng Y., Yang S., Cheng H. An application framework of digital twin and its case study // Journal of Ambient Intelligence and Humanized Computing. 2018. Vol. 10. P. 1141–1153. DOI: 10.1007/s12652-018-0911-3
6. Bolton R.N. Customer experience challenges: bringing together digital, physical and social realms // Journal of Service Management. 2018. Vol. 29. P. 776–808. DOI: 10.1108/JOSM-04-2018-0113
7. Khalyasma A., Eroshenko S., Shatunova D. et al. Digital twin technology as an instrument for increasing electrical equipment reliability // 4th International Conference on Reliability Engineering (ICRE 2019). 2019. Vol. 836. P. 1–5. DOI: 10.1088/1757-899X/836/1/012005
8. Васильев А.Н., Тархов Д.А., Малыгина Г.Ф. Методы создания цифровых двойников на основе нейросетевого моделирования // Современные информационные технологии и ИТ-образование. 2018. Т. 14, № 3. С. 521–532. DOI: 10.25559/SITITO.14.201803.521-532
9. Pang B., Zhu B., Wang S., Li R. On-line monitoring method for long distance power cable // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. 2016. Vol. 23. P. 70–76. DOI: 10.1109/TDEI.2015.004995
10. Пономарев Н. В. Анализ методов диагностики состояния силовых высоковольтных кабельных линий // Вестник Кузбасского государственного технического университета. 2012. № 5 (93). С. 68–71.
11. Опыт применения термического анализа для изучения теплопроводности полимерных материалов для кабельных изделий / А.Н. Горобец, А.А. Крючков, В.Л. Овсиенко и др. // Кабели и провода. 2013. № 5 (342). С. 16–18.

12. ГОСТ Р МЭК 60287-1-3–2009. Кабели электрические. Расчет номинальной токовой нагрузки. Часть 1-3. Уравнения для расчета номинальной токовой нагрузки (100 % – коэффициент нагрузки) и расчет потерь. Распределение тока между одножильными кабелями, расположенными параллельно, и расчет потерь, обусловленных циркулирующими токами. М.: Стандартинформ, 2010. 20 с.
13. ГОСТ Р МЭК 60287-2-1–2009. Кабели электрические. Расчет номинальной токовой нагрузки. Часть 2-1. Тепловое сопротивление. Расчет теплового сопротивления. М.: Стандартинформ, 2010. 36 с.
14. Neher J.H., McGath M.H. The Calculation of the Temperature Rise and Load Capability of Cable Systems // *AIEE Transactions*. 1957. Vol. 76. P. 755–772. DOI: 10.1109/AIEEPAS.1957.4499653
15. Kolesnikov I.E., Korzhov A.V., Gorshkov K.E. A Digital Model for Evaluating the Thermal Behavior of Power Cable Couplings // *Proceedings 2020 Global Smart Industry Conference (GloSIC)*. 2020. P. 309–314. DOI: 10.1109/GloSIC50886.2020.9267881
16. Van Wormer F.C. An Improved Approximate Technique for Calculating Cable Temperature Transients // *Trans. Amer. Inst. Elect. Engrs*. 1955. Vol. 74, part 3. P. 277–280. DOI: 10.1109/AIEEPAS.1955.4499079
17. Расчет температурных полей и токовых нагрузок кабелей в ANSYS / Л.А. Ковригин, Н.А. Белкин, Р.А. Биянов и др. // *Кабель-news*. 2009. № 4. С. 91–95.
18. Построение модели цифрового двойника подземного электрического кабеля: тепловая часть задачи / Ю.Д. Кутумов, В.Е. Мизонов, А.И. Тихонов, Т.Ю. Шадрикова // *Вестник Ивановского государственного энергетического университета*. 2021. № 3. С. 59–65. DOI: 10.17588/2072-2672.2021.3.059-065
19. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2012617384. Zth-Approximation / К.Е. Горшков, М.Е. Гольдштейн. Заявл. 22.06.2012; зарег. 16.08.2012; опубл. 20.12.2012; Бюл. Роспатента RU ОБПБТ № 4 (81). С. 333.

References

1. Tsarev M.V., Andreev Yu. S. Digital twins in industry: development history, classification, technologies, use cases. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Priborostroenie = Journal of Instrument engineering*. 2021;7(64):517–531. (In Russ.) DOI: 10.17586/0021-3454-2021-64-7-517-531
2. Uhlemann T.H.-J., Steinhilper C.L., Steinhilper R. The Digital Twin: Realizing the Cyber-Physical Production System for Industry 4.0. *Procedia CIRP*. 2017;61:335–340. DOI: 10.1016/j.procir.2016.11.152
3. Boschert S., Rosen R. Digital Twin – The Simulation Aspect. In: *Mechatronic Futures*. Springer International Publishing; 2016. P. 59–74. DOI: 10.1007/978-3-319-32156-1_5
4. Tao F., Zhang J. Digital twin workshop: a new paradigm for future workshop. *Computer Integrated Manufacturing Systems*. 2017;23:1141–1153. DOI: 10.13196/j.cims.2017.01.001
5. Zheng Y., Yang S., Cheng H. An application framework of digital twin and its case study. *Journal of Ambient Intelligence and Humanized Computing*. 2018;10:1141–1153. DOI: 10.1007/s12652-018-0911-3
6. Bolton R.N. Customer experience challenges: bringing together digital, physical and social realms. *Journal of Service Management*. 2018;29:776–808. DOI: 10.1108/JOSM-04-2018-0113
7. Khalyasma A., Eroshenko S., Shatunova D. et al. Digital twin technology as an instrument for increasing electrical equipment reliability. In: *4th International Conference on Reliability Engineering (ICRE 2019)*. 2019;836:1–5. DOI: 10.1088/1757-899X/836/1/012005
8. Vasilyev A.N., Tarkhov D.A., Malykhina G.F. Methods of creating digital twins based on neural network modeling. *Sovremennye informacionnye tehnologii i IT-obrazovanie = Modern Information Technologies and IT-Education*. 2018;14(3):521–532. (In Russ.) DOI: 10.25559/SITITO.14.201803.521-532
9. Pang B., Zhu B., Wang S., Li R. On-line monitoring method for long distance power cable. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. 2016;23:70–76. DOI: 10.1109/TDEI.2015.004995
10. Ponomarev N.V. [Analysis of methods for diagnosing the state of power high-voltage cable lines]. *Bulletin of the Kuzbass state technical university*. 2012;5(93):68–71. (In Russ.)
11. Gorobec A.N., Kryuchkov A.A., Ovsienko V.L. et al. [Experience in using thermal analysis to study the thermal conductivity of polymeric materials for cable products]. *Cables and Wires*. 2013;5(342):16–18. (In Russ.)
12. *GOST R MEK 60287-1-3–2009*. Electric cables. Calculation of the current rating. Part 1-3. Current rating equations (100% load factor) and calculation of losses. Current sharing between parallel single-core cables and calculation of circulating current losses. Moscow: Standartinform Publ. 2010. 20 p. (In Russ.)
13. *GOST R MEK 60287-2-1–2009*. Electric cables. Calculation of the current rating. Part 2-1. Thermal resistance. Calculation of thermal resistance. Moscow, Standartinform Publ., 2010. 36 p. (In Russ.)
14. Neher J.H., McGath M.H. The Calculation of the Temperature Rise and Load Capability of Cable Systems. *AIEE Transactions*. 1957;76:755–772. DOI: 10.1109/AIEEPAS.1957.4499653
15. Kolesnikov I.E., Korzhov A.V., Gorshkov K.E. A Digital Model for Evaluating the Thermal Behavior of Power Cable Couplings. In: *Proceedings 2020 Global Smart Industry Conference (GloSIC)*; 2020. P. 309–314. DOI: 10.1109/GloSIC50886.2020.9267881

16. Van Wormer F.C. An Improved Approximate Technique for Calculating Cable Temperature Transients. *Trans. Amer. Inst. Elect. Engrs.* 1955;74(3):277–280. DOI: 10.1109/AIEEPAS.1955.4499079
17. Kovrigin L.A., Belkin N.A., Biyanov R.A. et al. [Calculation of temperature fields and current loads of cables in ANSYS]. *Kabel-news*. 2009;4:91–95. (In Russ.)
18. Kutumov Yu.D., Mizonov V.E., Tikhonov A.I., Shadrikova T.Yu. Development of digital twin model of underground electric cable: thermal part of the problem. *Vestnik of Ivanovo State Power Engineering University*. 2021;3:59–65. (In Russ.) DOI: 10.17588/2072-2672.2021.3.059-065
19. Gorshkov K.E., Gol'dshteyn M.E. *Zth-Approximation*. Certificate of state registration of the computer program, no. 2012617384; 2012. (In Russ.)

Информация об авторах

Колесников Иван Евгеньевич, аспирант кафедры электрических станций, сетей и систем электроснабжения, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; sp19kie877@susu.ru.

Горшков Константин Евгеньевич, канд. техн. наук, доц. кафедры электрических станций, сетей и систем электроснабжения, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; gorshkovke@susu.ru.

Коржов Антон Вениаминович, д-р техн. наук, доц., проф. кафедры электрических станций, сетей и систем электроснабжения, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; korzhovav@susu.ru.

Information about the authors

Ivan E. Kolesnikov, Postgraduate Student of the Department of Power Plants, Networks and Power Supply Systems, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; sp19kie877@susu.ru.

Konstantin E. Gorshkov, Cand. Sci. (Eng.), Ass. Prof. of the Department of Power Plants, Networks and Power Supply Systems, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; gorshkovke@susu.ru.

Anton V. Korzhov, Dr. Sci. (Eng.), Ass. Prof., Prof. of the Department of Power Plants, Networks and Power Supply Systems, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; korzhovav@susu.ru.

Статья поступила в редакцию 23.10.2022; одобрена после рецензирования 05.10.2022; принята к публикации 10.10.2022.

The article was submitted 23.10.2022; approved after review 05.10.2022; accepted for publication 10.10.2022.

ИССЛЕДОВАНИЕ НЕОБХОДИМОСТИ УЧЕТА НАСЫЩЕННЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ГЕНЕРАТОРА НА ОСНОВЕ ДАННЫХ СВИ

А.Д. Каппес^{1, 2}, kappesad@gmail.com
Я.Е. Тепикин^{3, 4}, Y.Tepikin@ya.ru
К.И. Апросин^{1, 2}, aprosin.ki@gmail.com
Ф.Н. Гайдамакин⁴, gfn@ap-soft.ru

¹ Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина, Екатеринбург, Россия

² ООО «Прософт-Системы», Екатеринбург, Россия

³ Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва, Россия

⁴ ООО «АльтероПауэр Софт», Екатеринбург, Россия

Аннотация. Статья посвящена исследованию влияния насыщения синхронной машины на параметры модели. Особое внимание уделено моделированию процесса насыщения в задаче моделирования генератора с помощью метода конечных элементов (МКЭ). Проанализированы закономерности распределения магнитной индукции по площади поперечного сечения генератора. В статье основное внимание уделяется моделированию реальных режимов в модели Парка – Горева путем воспроизведения режимов короткого замыкания и выделения энергорайона, в котором функционирует исследуемый генератор, на изолированную работу на основе синхронизированных векторных измерений (СВИ) с тремя наборами параметров – насыщенными, ненасыщенными и ненасыщенными параметрами с учетом характеристики холостого хода (XXX). Результаты моделирования сравнивались с аналогичными сигналами измерений на основе данных СВИ.

Ключевые слова: генератор, синхронизированные векторные измерения, насыщенные параметры, синхронная машина

Для цитирования: Исследование необходимости учета насыщенных параметров при моделировании генератора на основе данных СВИ / А.Д. Каппес, Я.Е. Тепикин, К.И. Апросин, Ф.Н. Гайдамакин // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2022. Т. 22, № 4. С. 15–22. DOI: 10.14529/power220402

Original article
DOI: 10.14529/power220402

IMPORTANCE OF SATURATION USAGE FOR GENERATOR DIGITAL MODELING BASED ON PMU DATA

A.D. Kappes^{1, 2}, kappesad@gmail.com
Ya.E. Tepikin^{3, 4}, Y.Tepikin@ya.ru
K.I. Aprosin^{1, 2}, aprosin.ki@gmail.com
F.N. Gaidamakin⁴, gfn@ap-soft.ru

¹ Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin, Ekaterinburg, Russia

² Prosoft-Systems LLC, Ekaterinburg, Russia

³ National Research University "MPEI", Moscow, Russia

⁴ AlteroPower Soft LLC, Ekaterinburg, Russia

Abstract. The article studies saturation influence of a synchronous machine on model parameters. Special attention was paid to saturation process simulation in generator modeling by means of the finite elements method (FEM). The study analysed patterns of magnetic induction distribution over the generator cross-sectional area. It also focuses on real mode simulation in Park's model by means of short-circuit operation, and islanding modes playback based on a phasor-measurement unit (PMU) date. Three sets of parameters were used – saturated, unsaturated and unsaturated

parameters, considering no-load characteristics (NLC). The simulation results were compared with similar measurement signals-based PMU data.

Keywords: generator, phasor measurements units, playback, saturated parameters, synchronous machine

For citation: Kappes A.D., Tepikin Y.E., Aprosini K.I., Gaidamakin F.N. Importance of saturation usage for generator digital modeling based on PMU data. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering.* 2022;22(4): 15–22. (In Russ.) DOI: 10.14529/power220402

Введение

Моделирование синхронных машин необходимо для выбора параметров первичного оборудования, расчета уставок релейной защиты и противоаварийной автоматики.

Традиционно синхронная машина моделируется с учетом системы уравнений Парка – Горева [1]. При этом существует множество различных версий моделей в зависимости от принимаемых допущений. Пакеты программ Rustab и Power Systems Transients часто используются в России для расчета режимов в действующих значениях, они представляют генератор как электродвижущую силу (ЭДС) и сопротивление. В вышеперечисленных программных пакетах имеется возможность ввода характеристик холостого хода (XXX) для пересчета индуктивных сопротивлений по осям d и q , после чего из полученных сопротивлений повторно инициализируется значение ЭДС для учета насыщения системы. Аналогичное использование XXX, как способа учета насыщенности системы используется и в расчетах по мгновенным значениям [2]. Но широкого применения использование XXX в задачах расчета синхронных машин в России на уровне требований и стандартов никогда не было, поэтому рекомендуется апробировать этот метод.

Для расчета токов короткого замыкания (КЗ) на Западе традиционно используют насыщенные параметры генератора [3]. Между тем в соответствии с российскими традициями ненасыщенные параметры до сих пор используются при построении модели схемы замещения генератора и расчете переходных процессов в электрических системах. На сегодняшний день вопросов по этому поводу не было.

Индуктивное сопротивление, используемое для расчетов синхронных машин, является величиной, представляющей величину магнитного потока на единицу намагничивающей силы, т. е. прямым образом зависит от того, по какому пути в данный момент замыкается магнитный поток, который динамически изменяется в процессе работы под воздействием внешних магнитных потоков и величины магнитной проводимости материала, которая также изменяется [4]. Влияние внешних магнитных потоков приводит к тому, что синхронное сопротивление переходит в сверхпереходное, которое затем становится переходным (рис. 1).

Несмотря на то, что предэксплуатационный запуск генератора проводится для выявления насыщенных параметров и что в программных комплексах есть XXX для пересчета параметров модели, по результатам валидации модели с ненасыщенными параметрами инженеры пришли к выводу, что этого достаточно.

Насыщенность системы определяется тем, какая в текущий момент магнитная проводимость контура магнитного поля. Синхронная машина может стать насыщенной в процессе, когда нарушен баланс между полем статора и ротора в ту или иную сторону. В первом случае это связано с режимами КЗ и асинхронного хода, а во втором – с режимами резкой значительной разгрузки.

На сегодняшний день в расчетах генератора недостаточно внимания уделяется учету насыщения генератора в процессе переходных процессов. Индуктивные сопротивления в насыщенном состоянии меньше, чем в ненасыщенном, на 10–20 %, в результате при использовании сопротивления, не соответствующего действительности, токи могут

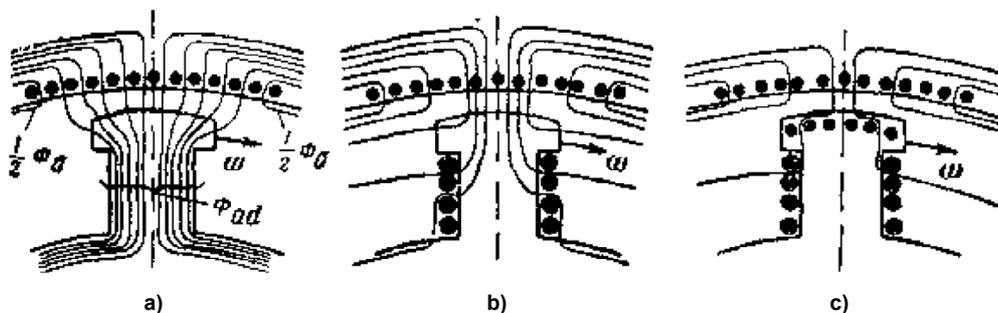


Рис. 1. Магнитные потоки в продольной оси ротора, определяющие синхронную реактивность (а), переходную реактивность (b) и сверхпереходную реактивность (c)

Fig. 1. Magnetic fluxes in the longitudinal axis of the rotor, determining synchronous reactivity (a), transient reactivity (b) and super-transient reactivity (c)

отличаться также на 10–20 %. О необходимости учета насыщения в задаче расчета синхронных машин ранее упоминалось в [5, 6]. Однако в России традиционно используется расчет по ненасыщаемым параметрам. Данные расчеты выполняются без учета ХХХ, независимо от режима работы генератора.

Целью данного исследования является описание и изучение насыщения в синхронной машине. Это явление исследуется с помощью моделирования различных режимов с использованием метода конечных элементов и модели Парка – Горева. Кроме того, гипотезы подтверждаются практическими результатами сравнения разницы между измеренными и имитационными сигналами тока, полученными при воспроизведении по данным синхронных векторных измерений с различными индуктивными сопротивлениями.

Моделирование

А. Описание процессов насыщения с использованием МКЭ

Для иллюстрации процесса насыщения стали статора использовалась модель генератора, описанная в [7]. Данная модель выполнена для генера-

тора ТВВ-320 российского производства. Магнитное поле рассчитывалось методом МКЭ. Электротехническая сталь имеет нелинейную зависимость $B(H)$ для статора и ротора. Кроме того, в реальном генераторе используется холоднокатаная сталь, которая является анизотропным материалом, ее магнитная проводимость вдоль одной оси больше, чем вдоль другой. Этот эффект необходимо учитывать, чтобы правильно выявить факт насыщения зубцовой зоны генератора. В модели анизотропность стали учитывается тем, что в зубце используется одна кривая намагничивания, описывающая магнитные свойства материала, а в остальной части статора – другая кривая намагничивания, соответствующая меньшей магнитной проводимости. Это допустимо в связи с тем, что магнитный поток в основном направлен вдоль зубца и поперек дна паза.

На рис. 2 показана кривая намагничивания стали статора по продольной оси, из которой состоит статор. По этой характеристике сталь считается насыщенной, когда магнитная индукция превышает 1,7 Тл.

На рис. 3 показано распределение магнитной индукции сначала в нормальном режиме, а затем в

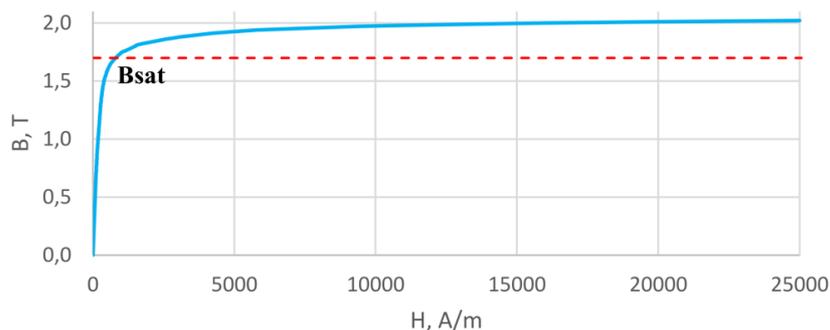


Рис. 2. Кривая намагничивания стали по прямой оси
Fig. 2. The magnetization curve of steel along a straight axis

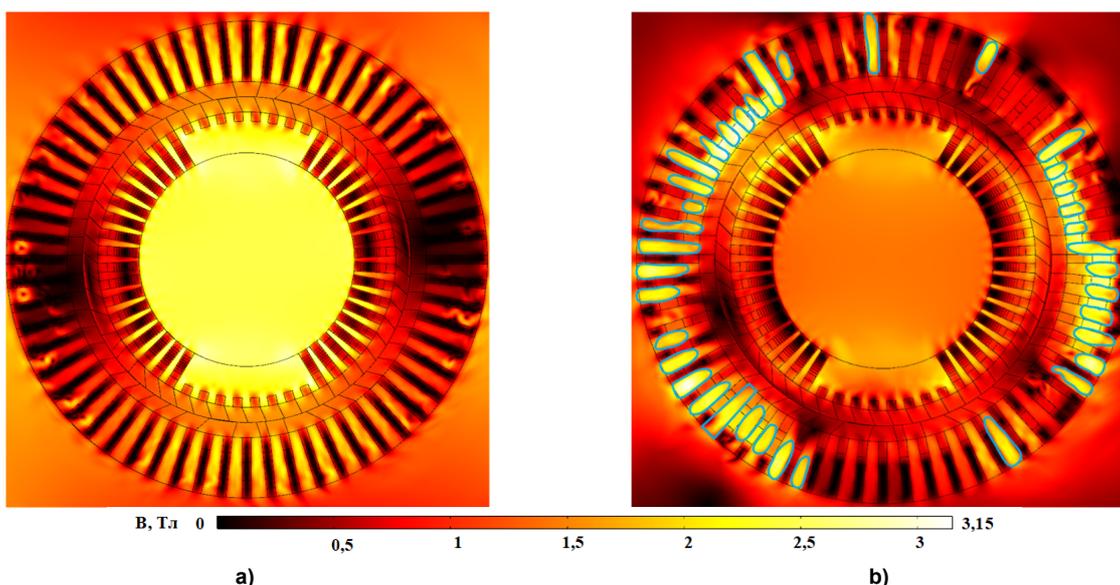


Рис. 3. Распределение магнитной индукции: нормальный режим (а), режим двухфазного КЗ (б)
Fig. 3. Magnetic induction distribution: normal mode (a), two-phase short circuit mode (b)

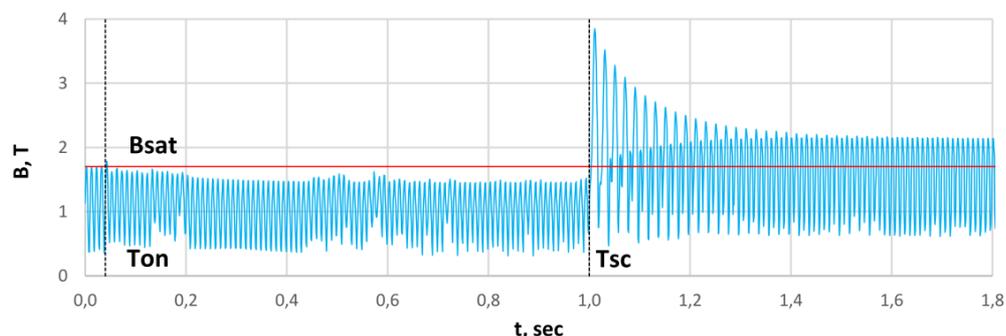


Рис. 4. График изменения магнитной индукции в зубце при КЗ
Fig. 4. Graph of changes in magnetic induction in the tooth at short circuit

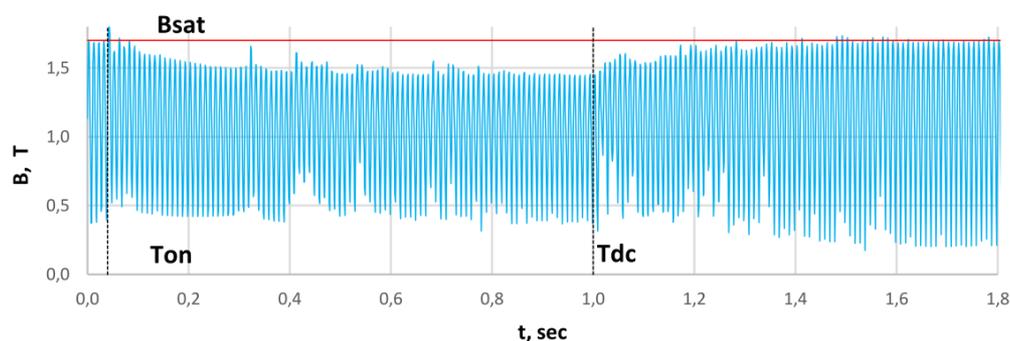


Рис. 5. График изменения магнитной индукции в зубце генератора при выделении энергорайона на изолированную работу
Fig. 5. Graph of changes in magnetic induction in the tooth of an electric generator when allocating an energy district for isolated operation

режиме двухфазного КЗ. Цветным градиентом отображается уровень магнитной индукции.

Видно, что насыщение стали имеет неравномерный характер при КЗ. Сталь насыщается вокруг пазов статора, в которых плотность магнитной индукции выше. В литературе это явление известно как размагничивающее действие реакции якоря [8]. Зоны зубцов статора, в которых магнитная индукция выше 1,7 Тл, выделены голубым цветом. В области вокруг пазов с высокой плотностью тока магнитное поле искажается и магнитная проводимость становится максимальной.

В результате неоднородность картины поля свидетельствует о неприемлемости использования параметров модели, полученных из экспериментов с нормальным режимом, описанных в [9].

На рис. 4 показано усредненное по площади зубца статора мгновенное значение магнитной индукции в режиме работы на холостом ходу до 0,04 с, затем генератор включается в сеть, а с 1 с обмотки статора фазы В и С замыкаются между собой. При этом ток статора резко возрастает, но ток возбуждения остается прежним, в результате чего увеличивается уровень магнитной индукции в зубцах и насыщает сталь. В этом случае большинство зубцов статора находится в состоянии насыщения, поэтому генератор будет характеризоваться насыщенными параметрами переходного и сверхпереходного сопротивления.

На рис. 5 показано усредненное по площади зубца статора мгновенное значение магнитной индукции в режиме работы на холостом ходу до 0,04 с, затем генератор включается в сеть и через 1 с отключается от системы. При этом ток статора резко уменьшается, а ток возбуждения остается прежним, в результате чего увеличивается уровень магнитной индукции в зубцах и сталь синхронной машины находится практически в насыщенном состоянии. Красным цветом на обоих графиках отмечен уровень 1,7 Тл, определяемый границей насыщения. В этом случае максимальные значения магнитной индукции незначительно превышают границу насыщения, поэтому генератор можно скорее считать ненасыщенным.

В. Сравнение моделей с учетом насыщения и без учета насыщения

Для сравнения качества моделей использовался аналогичный метод [10, 11]. Дело в том, что для воспроизведения событий в рамках исследуемой математической модели необходимо использовать данные СВИ, измеренные на реальном оборудовании (в нашем случае на генераторе). Парадигма воспроизведения представлена на рис. 6. Она предполагает воспроизведение амплитудных и частотных сигналов вектора напряжения с каждой фазы выводов статора, напряжения возбуждения и скорости вращения ротора.

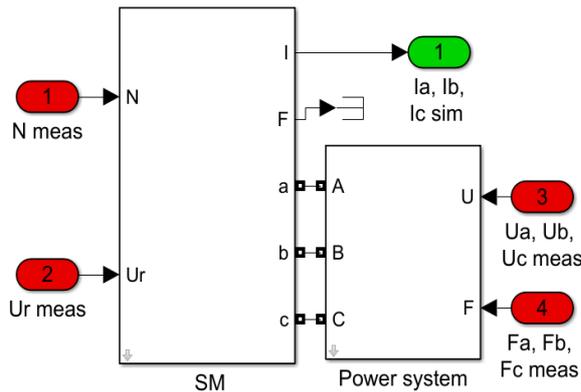


Рис. 6. UF(N,Ur) – воспроизведение
Fig. 6. UF(N,Ur) – playback

Регистрировались сигналы текущих векторов, затем экспертно и численно оценивалось качество модели с помощью функции наименьших квадратов (SSE):

$$SSE = \sum_{i=0}^C (S_i^{meas}(t) - S_i^{sim}(t))^2, \quad (1)$$

где C – номер образца; S_i^{meas} , S_i^{sim} – измеренные и смоделированные сигналы модели в момент времени t .

Для использования этой функции важным примечанием является то, что измеренные и смоделированные сигналы должны иметь один и тот же шаг расчета данных. «Нагрузка» (ток) статора в этой парадигме определяется разницей между ЭДС ротора и вектором напряжения статора.

Объектом исследования был генератор производства BRUSH типа DG185ZL-04. В технической документации, предоставленной производителем, приведены ненасыщенные, насыщенные сопротивления генератора и XXX (раздел V). Программное обеспечение MATLAB Simulink использовалось в качестве основы для воспроизведения событий. Использовался стандартный блок Synchronous Machine PU, основанный на уравнениях Парка – Горева. В этом блоке учитываются:

- переходные процессы в цепях возбуждения и демпфирования;
- потери на трение;
- XXX.

Этого достаточно, чтобы оценить влияние насыщения на моделирование переходных процессов.

Для определения правильных параметров в условиях различных возмущений были проверены три набора параметров генератора:

- 1) генератор с насыщенными параметрами (Sat);
- 2) генератор с ненасыщенными параметрами (Uns);
- 3) генератор с ненасыщенными параметрами и XXX (UnsNLC).

Для проверки параметров были выбраны два события: режим с выделением энергорайона, в

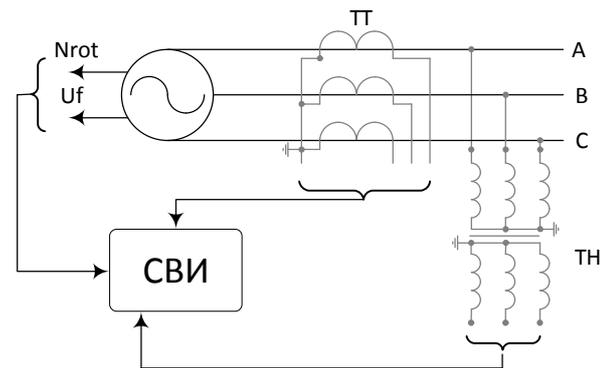


Рис. 7. Схема подключения измерительных приборов
Fig. 7. Measuring tools wiring diagram

котором функционирует исследуемый генератор, на изолированную работу и режимом КЗ. СВИ регистрировал данные этих событий с помощью ряда сигналов: напряжения возбуждения, частоты вращения ротора, частоты напряжения и тока каждой фазы, частоты напряжения каждой фазы. На рис. 7 представлена схема подключения измерительных приборов.

В работе использовались измерения с гарантированной, соответствующей предельной погрешности точностью УСВИ класса М [12]. События выбраны с учетом влияния погрешностей измерения трансформаторов тока (ТТ) и напряжения (ТН). Из условий применения на генераторе ТТ типа ТКБ-10-5 10 кВ 2500/1 и диапазона допустимых токов СВИ класса М в статических условиях $2I_{nom}$ один из основных критериев определяется максимальным значением тока статора, т. е. 5 кА. Номинальное напряжение ТН по номинальному напряжению генератора ограничено от $0,2U_{nom}$ до $1,2U_{nom}$.

Было экспертно установлено, что в доаварийных режимах генератор не был в насыщении, а частота сети соответствовала номинальной, поэтому для всех наборов параметров синхронные сопротивления одинаковы и соответствуют ненасыщенным.

Результаты

В результате моделирования были получены графики $I(t)$ и $U(t)$ в о. е., определяющие поведение генератора при выделении энергорайона на изолированную работу, что показано на рис. 8, и КЗ, что показано на рис. 9. Стоит отметить, что в первом случае просадка напряжения и увеличение тока статора генератора определяется возникновением существенного дефицита мощности в изолированной энергосистеме, во втором – характерными для КЗ электромагнитным переходным процессом. В первом случае модель показала наилучшие результаты с ненасыщенными параметрами, во втором – с насыщенными. Заметим, что из-за значи-

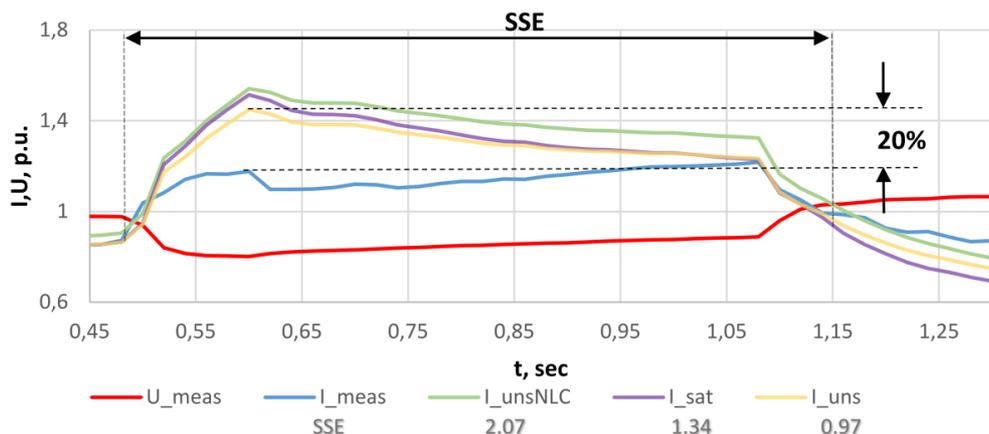


Рис. 8. График изменения тока и напряжения статора в результате выделения энергорайона на изолированную работу
Fig. 8. Graph of changes in the current and voltage of the stator as a result of the allocation of the energy district for isolated operation

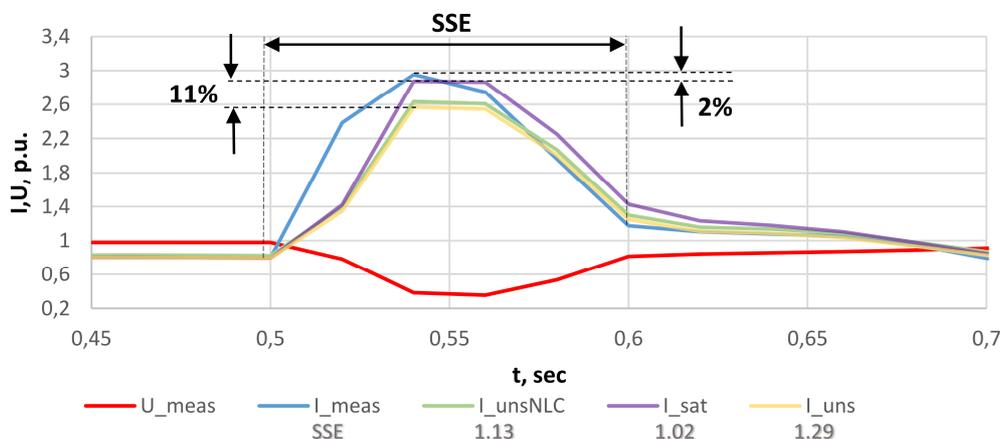


Рис. 9. График изменения тока и напряжения статора в результате удаленного КЗ
Fig. 9. Graph of stator current and voltage changes as a result of remote short circuit

тельной погрешности «наилучшего» случая в 20 % для выделения энергорайона на изолированную работу необходимо идентифицировать параметры модели и сравнивать их с другими параметрами. Значения SSE, которые определяются как разница между смоделированным и измеренным сигналом, показаны на рис. 8 и 9.

На рис. 8 и 9 используются следующие обозначения: U_{meas} – измеренное напряжение статора; I_{meas} – измеренный ток статора; I_{unsNLC} – смоделированный с помощью ненасыщенных параметров и XXX ток статора; I_{sat} – смоделированный ток статора с использованием насыщенных параметров; I_{uns} – смоделированный ток статора с использованием ненасыщенных параметров.

Приемлемые результаты были получены во втором случае. Стоит обратить внимание на то, что минимальную SSE имела модель с насыщенными параметрами. Это означает, что генератор насыщается в режиме КЗ.

Важно отметить, что модель с ненасыщенными параметрами и XXX, к сожалению, не стала универсально точной как для событий, так и для

всего уровня насыщения. Этот вопрос требует дополнительного изучения с помощью процедуры проверки XXX, а также алгоритма пересчета сопротивления.

Выводы

В работе было произведено исследование процессов насыщения в турбогенераторах, дано их численное и графическое описание. С помощью модели МКЭ показано, что в условиях переходных процессов вследствие КЗ или на холостом ходу стальной синхронной машины может уходить в насыщение.

Модель Парка – Горева имеет ограничения из-за принятых при ее разработке допущений и ее дискретности, т. е. при моделировании генератора можно использовать шесть вариантов схемы замещения: синхронные, переходные и сверхпереходные, которые могут быть насыщенными и ненасыщенными. Поэтому выбор между насыщенным и ненасыщенным параметрами для каждого генератора является индивидуальным. Чтобы сделать вывод о необходимости использования на-

сыщенных параметров при удаленных КЗ, необходимы дальнейшие исследования с помощью анализа больших данных СВИ.

По результатам сравнения моделей с насыщенным и ненасыщенным параметрами при коротком замыкании (см. рис. 9) видно, что разница между сигналами модели с использованием насыщенных параметров по сравнению с ненасыщенными параметрами определяется уменьшением максимума тока на 11 % в первый момент КЗ, т. е. является значительным.

Судя по экспериментальным данным и замерам, полученным с СВИ, можно утверждать, что при близких КЗ стоит использовать насыщенные параметры генератора для получения более точных результатов по сравнению с моделью с ненасыщенными параметрами и моделью с ненасыщенными параметрами с использованием ХХХ, независимо от страны и производителя генератора.

Использование же насыщенных параметров при ХХ, форсировке возбуждения или изменении нагрузки (выделении на изолированную работу) не рекомендуется, но при расчетах и сопоставлении результатов с замерами параметров генератора стоит учитывать, что насыщение могло произойти в зависимости от величины остаточной намагниченности из предыдущего режима и соотношения поля ротора и статора.

Модель Парка – Горева для моделирования генератора в масштабах энергосистемы на сегодняшний день – самый оптимальный вариант. Модель генератора с использованием МКЭ трудозатратна и требует больших вычислительных мощностей.

В дальнейшем планируется разработать модель генератора с использованием метода конечных разностей FDTD на принципе Yee-алгоритма. Такой способ расчета позволит моделировать генератор аналогично МКЭ, но при этом расчет можно сделать с использованием параллельных вычислений.

Проведенные эксперименты с помощью модели МКЭ показали, что резкое увеличение тока статора приводит к насыщению стали синхронной машины. Несимметричные режимы приводят к неравномерному распределению магнитной индукции. Это говорит о том, что из-за использования симметричных режимов при испытаниях КЗ и ХХ для определения параметров схемы замещения имеет значительную погрешность при расчете несимметричных режимов. Для получения более точных параметров схемы замещения предлагается использовать метод частотного анализа для идентификации индуктивностей генератора.

Приложение: Параметры синхронной машины

Общие параметры:

$$\begin{aligned} S_n &= 27,7 \text{ МВА} & U_n &= 10,5 \text{ кВ} & f_n &= 50 \text{ Гц} \\ T'_q &= 1,15 \text{ с} & T''_d &= 0,04 \text{ с} & T''_q &= 0,04 \text{ с} \\ X_l &= 0,33 & R_s &= 0,01 \end{aligned}$$

Ненасыщенные параметры:

$$\begin{aligned} X_{di} &= 2,47 & X''_{di} &= 0,33 & X''_{di} &= 0,21 \\ X_{qi} &= 1,26 & X''_{qi} &= 0,5 \end{aligned}$$

Насыщенные параметры:

$$\begin{aligned} X_{di} &= 2,13 & X'_{di} &= 0,27 & X''_{di} &= 0,19 \\ X_{qi} &= 1,09 & X''_{qi} &= 0,33 \end{aligned}$$

Список литературы

1. Kundur P. Power System Stability and Control. New York: McGraw-Hill, 1994. 94 p.
2. Development and Validation of a Comprehensive Synchronous Machine Model for a Real-Time Environment / A.B. Dehkordi, P. Neti, A.M. Gole, T.L. Maguire // IEEE Transactions on Energy Conversion. 2010. Vol. 25, no. 1. P. 34–48. DOI: 10.1109/tec.2009.2038530
3. IEEE Recommended Practice for Conducting Short-Circuit Studies and Analysis of Industrial and Commercial Power Systems // IEEE Std. 3002.3-2018. 2019. DOI: 10.1109/ieeestd.2019.8672198
4. Ульянов С.А. Электромагнитные переходные процессы в электрических системах. М.: Энергия, 1970. 519 с.
5. Газизова О.В., Соколов А.П., Малафеев А.В. К вопросу учета насыщения в математической модели промышленного генератора для расчета переходных режимов в системе электроснабжения сложной конфигурации // Электротехнические системы и комплексы. 2018. № 1 (38). С. 40–47. DOI: 10.18503/2311-8318-2018-1(38)-40-47
6. Levi E. Saturation Modelling in D-Q Axis Models of Salient Pole Synchronous Machines // IEEE Transactions on Energy Conversion. 1999. Vol. 14, iss. 1. P. 44–50. DOI: 10.1109/60.749146
7. Хуторецкий Г.М., Токов М.И., Толвинская Е.В. Проектирование турбогенераторов. Л.: Энергоатомиздат, 1987. 66 с.
8. Вольдек А.И. Электрические машины. Ленинград: Энергия, 1974. 839 с.
9. Каппес А.Д., Апросин К.И. Исследование процессов в синхронных генераторах при внутренних коротких замыканиях // Электричество. 2020. № 9. С. 45–53. DOI: 10.24160/0013-5380-2020-9-45-53
10. Turbine-Generating Unit Model Automatic Verification Tool Design Based On PMU Data / Y.E. Tepikin, F.N. Gaidamakin, E.I. Satsuk, D.M. Dubinin // 2021 4th International Youth Scientific and Technical Conference on Relay Protection and Automation (RPA). 2021. P. 1–11. DOI: 10.1109/RPA53216.2021.9628871

11. Model Validation Using Phasor Measurement Unit Data / A. Silverstein, E. Andersen, F. Tuffner, D. Kosterev // NASPI Technical Report. 2015.
12. СТО 59012820.29.020.011-2016. Релейная защита и автоматика. Устройства синхронизированных векторных измерений. Нормы и требования. Стандарт АО «СО ЭЭС». М., 2016.

References

1. Kundur P. *Power System Stability and Control*. New York: McGraw-Hill; 1994. 94 p.
2. Dehkordi A.B., Neti P., Gole A.M., Maguire T.L. Development and Validation of a Comprehensive Synchronous Machine Model for a Real-Time Environment. *IEEE Transactions on Energy Conversion*. 2010;25(1):34–48. DOI: 10.1109/tec.2009.2038530
3. IEEE Recommended Practice for Conducting Short-Circuit Studies and Analysis of Industrial and Commercial Power Systems. *IEEE Std. 3002.3-2018*. 2019. DOI: 10.1109/ieeestd.2019.8672198
4. Ulyanov S. A. *Elektromagnitnyye perekhodnyye protsessy v elektricheskikh sistemakh* [Electromagnetic Transients Processes in Electrical Systems]. Moscow: Energiya Publ.; 1970. 519 p. (In Russ.)
5. Gazizova O.V., Sokolov A.P., Malafeev A.V. Saturation in the mathematical model industrial generator for calculation of transition mode in the power complex configuration. *Elektrotekhnicheskie sistemy i komplekсы* [Electrical Systems and Complexes]. 2018;1(38):40–47. (In Russ.) DOI: 10.18503/2311-8318-2018-1(38)-40-47
6. Levi E. Saturation Modelling in D-Q Axis Models of Salient Pole Synchronous Machines. *IEEE Transactions on Energy Conversion*. 1999;14(1):44–50. DOI: 10.1109/60.749146
7. Khutoretskiy G.M., Tokov M.I., Tolvinskaya E.V. *Proyektirovaniye turbogeneratorov* [Turbogenerators Design]. Leningrad: Energoatomizdat Publ.; 1987. 66 p. (In Russ.)
8. Voldek A.I. *Elektricheskiye mashiny* [Electrical machines]. Leningrad: Energiya Publ.; 1974. 839 p. (In Russ.)
9. Kappes A.D., Aprosin K.I. Studying the processes triggered in synchronous generators by internal short circuit faults. *Electrichestvo* [Electricity]. 2020;9:45–53. (In Russ.) DOI: 10.24160/0013-5380-2020-9-45-53
10. Tepikin Y. E., Gaidamakin F. N., Satsuk E. I., Dubinin D. M. Turbine-Generating Unit Model Automatic Verification Tool Design Based on PMU Data. In: *2021 4th International Youth Scientific and Technical Conference on Relay Protection and Automation (RPA)*. 2021. P. 1–11. DOI: 10.1109/RPA53216.2021.9628871
11. Silverstein A., Andersen E., Tuffner F., Kosterev D. Model Validation Using Phasor Measurement Unit Data. *NASPI Technical Report*. 2015.
12. СТО 59012820.29.020.011-2016. *Releynaya zashchita i avtomatika. Ustroystva sinkhronizirovannykh vektornykh izmereniy. Normy i trebovaniya. Standart AO "SO EES"* [STO 59012820.29.020.011-2016. Relay protection and automation. Phasor measurement units. Norms and requirements. Standard of JSC "SO UES"]. Moscow; 2016.

Информация об авторах

Каппес Александр Дмитриевич, аспирант 4-го курса, Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина, Екатеринбург, Россия; инженер-исследователь, ООО «Прософт-Системы», Екатеринбург, Россия; kappesad@gmail.com.

Тепикин Ярослав Евгеньевич, аспирант 2-го курса, Национальный исследовательский университет «МЭИ», Москва, Россия; аналитик-исследователь, ООО «АльтероПауэр Софт», Екатеринбург, Россия; Y.Tepikin@ya.ru.

Апросин Константин Игоревич, старший преподаватель, Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина, Екатеринбург, Россия; старший инженер-исследователь, ООО «Прософт-Системы», Екатеринбург, Россия; aprosin.ki@gmail.com.

Гайдамакин Фёдор Николаевич, генеральный директор, ООО «АльтероПауэр Софт», Екатеринбург, Россия; gfn@ap-soft.ru.

Information about the authors

Alexander D. Kappes, 4th year Postgraduate Student, Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin, Ekaterinburg, Russia; research engineer, Prosoft-Systems LLC, Ekaterinburg, Russia; kappesad@gmail.com.

Yaroslav E. Tepikin, 2nd year Postgraduate Student, National Research University "MPEI", Moscow, Russia; research analyst, AlteroPower Soft LLC, Ekaterinburg, Russia; Y.Tepikin@ya.ru.

Konstantin I. Aprosin, Senior Lecturer, Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin, Ekaterinburg, Russia; Senior Research Engineer, Prosoft-Systems LLC, Ekaterinburg, Russia; aprosin.ki@gmail.com.

Fedor N. Gaidamakin, General Director, AlteroPower Soft LLC, Ekaterinburg, Russia; gfn@ap-soft.ru.

Статья поступила в редакцию 14.06.2022; одобрена после рецензирования 10.11.2022; принята к публикации 10.11.2022.

The article was submitted 14.06.2022; approved after review 10.11.2022; accepted for publication 10.11.2022.

Электротехнические комплексы и системы Electrotechnical complexes and systems

Научная статья
УДК 621.311 + 621.34.001
DOI: 10.14529/power220403

НАБЛЮДАТЕЛЬ УПРУГОГО МОМЕНТА ДВУХМАССОВОЙ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ*

А.С. Карандаев¹, askaran@mail.ru
Б.М. Логинов¹, lb18@yandex.ru
Е.Г. Бодров², bodrov.evgeniy@konar.ru
В.Р. Храмшин³, hvrnmg@gmail.com
М.Н. Самодурова¹, samodurovamn@susu.ru

¹ Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия

² АО «КОНАР», Челябинск, Россия

³ Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова,
Магнитогорск, Россия

Аннотация. Для снижения аварийности и повышения ресурса электромеханических систем с ударным изменением нагрузки необходим мониторинг упругих моментов в механических передачах. Эта задача является актуальной для главных линий клетей станов горячей прокатки. Внедрение систем мониторинга на базе физических измерительных устройств является неэффективным в связи с их сложностью и низкой эксплуатационной надежностью. В качестве альтернативы предлагается относительно простой наблюдатель упругого момента, представляющий собой фрагмент программного обеспечения промышленного контроллера. Представлена структура наблюдателя, показаны его преимущества по сравнению с известными аналогами. На примере электромеханических систем клетки толстолистового стана 5000 доказана адекватность измеренных и восстановленных сигналов упругого момента. Обоснован квазиэкспериментальный анализ аварийных режимов, позволяющий выполнять обработку сигналов, сохраненных в виде массивов данных. На основе такого подхода дана оценка динамических моментов в аварийном режиме останова клетки с металлом в валках. Подчеркнута целесообразность создания системы онлайн-мониторинга перегрузок шпинделей и методики расчета их ресурса.

Ключевые слова: прокатный стан, электромеханическая система, ударная нагрузка, упругий момент, квазиэкспериментальный анализ, наблюдатель, разработка, исследование, внедрение

Благодарности: Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации в рамках субсидии на финансовое обеспечение выполнения государственного задания (фундаментальное научное исследование), договор № FENU-2020-0020 (2020071ГЗ).

Для цитирования: Наблюдатель упругого момента двухмассовой электромеханической системы / А.С. Карандаев, Б.М. Логинов, Е.Г. Бодров и др. // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2022. Т. 22, № 4. С. 23–33. DOI: 10.14529/power220403

* Публикуется в порядке дискуссии.

ELASTIC TORQUE OBSERVER OF A TWO-MASS ELECTROMECHANICAL SYSTEM*

A.S. Karandaev¹, askaran@mail.ru

B.M. Loginov¹, lb18@yandex.ru

E.G. Bodrov², bodrov.evgeniy@konar.ru

V.R. Khramshin³, hvrmgn@gmail.com

M.N. Samodurova¹, samodurovamn@susu.ru

¹ South Ural State University, Chelyabinsk, Russia

² JSC "KONAR", Chelyabinsk, Russia

³ Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia

Abstract. To reduce the accident rate and increase the service life of electromechanical systems with shock load changes, the monitoring of elastic moments in mechanical gears is necessary. This task is relevant for the main lines of stands of hot rolling mills. The implementation of monitoring systems based on physical measuring devices is inefficient due to their complexity and low operational reliability. As an alternative, a relatively simple elastic moment observer is proposed, which is a fragment of an industrial controller software. The structure of the observer is presented and its advantages in comparison with known analogues are shown. The adequacy of the measured and reconstructed elastic moment signals is proved using the example of electromechanical systems of the stand of the thick-sheet mill 5000. A quasi-experimental analysis of emergency modes is substantiated, which allows the processing of signals stored in the form of data arrays. Based on this approach, an assessment of the dynamic moments in the emergency shutdown mode of the crate with metal in the rolls is given. The expediency of creating an online monitoring system for overloads of spindles and methods for calculating their resource is emphasized.

Keywords: rolling mill, electromechanical system, shock load, elastic moment, quasi-experimental analysis, observer

Acknowledgments: Research was funded by the Ministry of Science and Higher Education of the Russian Federation under a subsidy for a government-funded basic research project, Contract No. FENU-2020-0020 (2020071GZ).

For citation: Karandaev A.S., Loginov B.M., Bodrov E.G., Khramshin V.R., Samodurova M.N. Elastic torque observer of a two-mass electromechanical system. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering.* 2022;22(4):23–33. (In Russ.) DOI: 10.14529/power220403

* Published in order of discussion.

Введение

Анализ поломок механического оборудования клетей прокатных станов показывает, что наиболее вероятными причинами поломок являются разовые либо накопленные циклы перегрузок по крутильному моменту [1, 2]. Прокатные клетки работают в режиме периодически повторяющихся ударных нагрузок, обусловленных захватом раската (промежуточного продукта между заготовкой и готовым прокатом) валками. Поэтому целесообразно использовать параметры переходных процессов в диагностических целях.

Высокой информативностью обладает упругий момент в линии привода. Однако системы прямого измерения упругого момента на основе физических датчиков сложны в изготовлении и в агрессивной среде стана горячей прокатки имеют низкий эксплуатационный ресурс. Это подтверждает опыт эксплуатации (недолгий) системы измерения упругой деформации MANNER TG28TE, изготовленной фирмой Manner (Германия), которая была смонтирована на стане 5000 ПАО «Маг-

нитогорский металлургический комбинат» в 2011 г. В настоящее время на стане эксплуатируется система измерения упругого момента фирмы SMS group. Она также не является надежным устройством. Причинами низкой долговечности являются тяжелые условия эксплуатации и плановые замены шпинделей, после которых возникают сложности с повторной установкой измерительных (токосъемных) устройств. Положительным результатом внедрения этой системы является то, что она обеспечила возможность проверки адекватности сигналов, поступающих от разработанного наблюдателя упругого момента на шпинделе (информация о наблюдателе и пример его применения для анализа аварийного режима приводится ниже).

Альтернативой прямому измерению упругого момента является его вычисление (восстановление) с помощью наблюдателей, по сути, цифровых теней физической системы [3]. Согласно определению, данному в [4], «наблюдатель состояния – это модель, подключенная параллельно объекту управления и получающая непрерывную информа-

цию об изменениях регулирующего воздействия и регулируемой координаты». Разработка наблюдателей параметров двух- и трехмассовых электромеханических систем, которые обеспечивают восстановление момента вала и скорости неприводной массы по параметрам электропривода, является актуальной задачей. В отечественной практике ее решением занимаются представители научной школы Ивановского государственного энергетического университета под руководством профессоров А.Р. Колганова и С.К. Лебедева [5, 6]. В числе зарубежных публикаций, посвященных данной проблематике, следует выделить статьи [7–9].

Разработке цифрового наблюдателя упругого момента двухмассовой электромеханической системы посвящены авторские публикации [10–12]. Рассмотрен наблюдатель упругого момента приводного вала (шпинделя) и скорости валка клетки толстолистного стана. Представлены результаты его опытно-промышленных испытаний в электроприводах клетки стана 5000. В работах [11, 12] представлены результаты исследований системы автоматического регулирования упругого момента, разработанной на основе этого наблюдателя. Представление главной линии прокатной клетки с индивидуальным электроприводом в виде двухмассовой системы с упругим валом и зазором в шпиндельных соединениях обосновано в [13]. В этой же статье рассмотрена методика экспериментального определения параметров двухмассовой системы.

Недостатком этой разработки, безусловно, заслуживающей внимания, является то, что восстановление упругого момента выполняется путем дифференцирования сигнала разности измеренной скорости двигателя и вычисленной скорости второй массы двухмассовой системы. Как известно,

операция дифференцирования снижает помехозащищенность и тем самым отрицательно влияет на достоверность восстанавливаемого сигнала. Стремление исключить данную процедуру и максимально упростить восстановление упругого момента привело к разработке более простого цифрового наблюдателя, который рассматривается ниже. Как и в предыдущих случаях, исследование выполняется на примере электропривода горизонтальной клетки стана 5000.

Разработка наблюдателя упругого момента двухмассовой системы

Структура наблюдателя. Двухмассовая система «электропривод – валок» может быть представлена в виде замкнутой двухконтурной структуры, представленной на рис. 1. Параметры модели, рассчитанные по упомянутой методике [13], представлены в табл. 1. На схеме обозначены: T_m – постоянная времени контура момента; ω_1, ω_2 – скорости первой и второй масс. Расшифровка остальных параметров приведена в табл. 1.

Для представленной структуры справедлива система дифференциальных уравнений, обоснованная в [10]:

$$\frac{dM_1}{dt} = -\frac{1}{T_m} M_1 + \frac{1}{T_m K_{OM}} M_{1ref};$$

$$\frac{d\omega_1}{dt} = \frac{1}{J_1} M_1 - \frac{1}{J_1} M_{12};$$

$$\frac{dM_{12}}{dt} = C_{12} \omega_1 - C_{12} \omega_2 + \frac{\beta}{J_1} M_1 - \beta \frac{J_1 + J_2}{J_1 J_2} M_{12} + \frac{\beta}{J_2} M_c;$$

$$\frac{d\omega_2}{dt} = \frac{1}{J_2} M_{12} - \frac{1}{J_2} M_c.$$

При разработке учитывается, что момент, обусловленный трением, незначителен, соответственно блок 7 может быть исключен из схемы. Принимается, что для этой структуры нагрузка

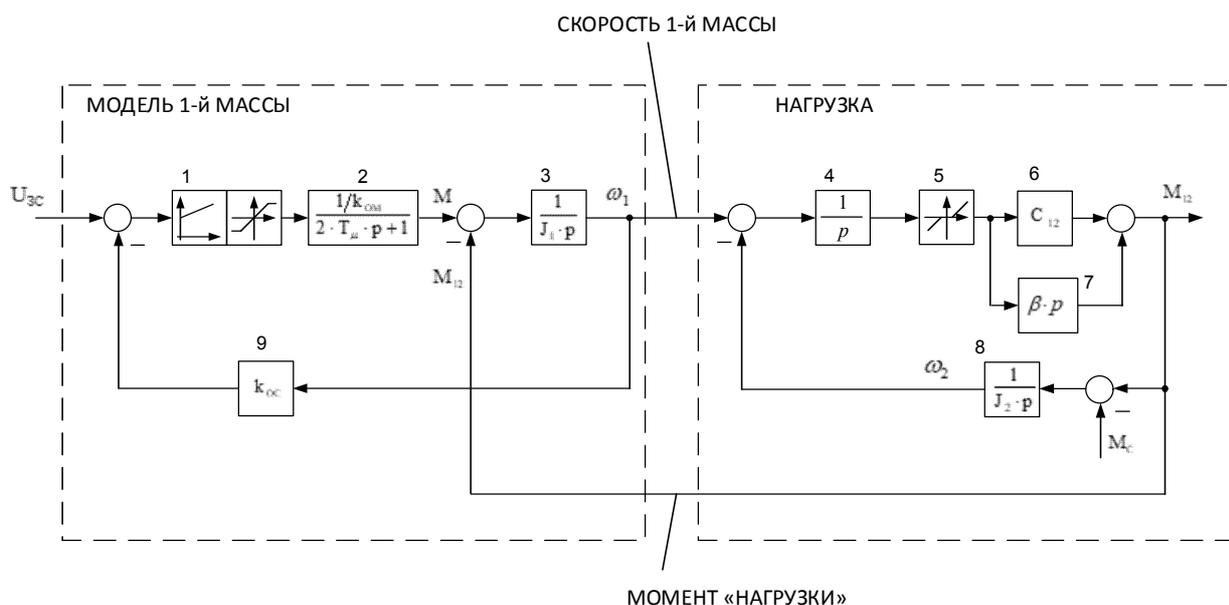


Рис. 1. Структура модели, поясняющая разработку наблюдателя
Fig. 1. The structure of the model explaining the development of the observer

Таблица 1

Параметры модели двухмассовой системы клетки стана 5000
Parameters of the model of the two-mass system of the mill 5000 crate

Table 1

Параметр	Обозначение	Размерность	Значение
Момент инерции первой движущейся массы (двигателя)	J_1	кг·м ²	125 000
Момент инерции второй движущейся массы (валка)	J_2	кг·м ²	114 571
Жесткость упругой связи	C_{12}	Н·м/рад.	5 934 842
Собственная частота упругих колебаний	ω_{12}	рад/с	9,96
Ускорение электропривода	ε_0	рад/с ²	1–3
Зазор в передаче (блок 5)	δ	град.	1–3
Средний упругий момент	M_{12}	МН·м	1,9
Коэффициент демпфирования (типа, вязкое трение)	β	–	2,817
Декремент затухания	ξ	–	0,172
Коэффициент усиления регулятора скорости (блок 1 на рис. 1)	k_{pc}	–	19,5
Постоянная времени регулятора скорости	T_{pc}	с	0,0041

представляет собой «черный ящик». Ее воздействие на модель 1-й массы передается через упругий момент шпинделя. Идея заключается в том, что при этих условиях можно реализовать наблюдатель упругого момента аналогично наблюдателю нагрузки одномассовой системы. Для этого может быть применена схема без вычисления производных скорости. Структура разработанного наблюдателя представлена на рис. 2а.

Для расчета момента нагрузки используется специальный регулятор компенсации рассогласования скоростей (далее – регулятор автонстройки). Выполнена его автоматическая настройка по методу Циглера – Николса [14]. В базовой публикации [15] упомянуто, что «настройка конечного цикла Циглера – Николса или настройка с обратной связью широко известна как довольно точный эвристический метод для определения оптималь-

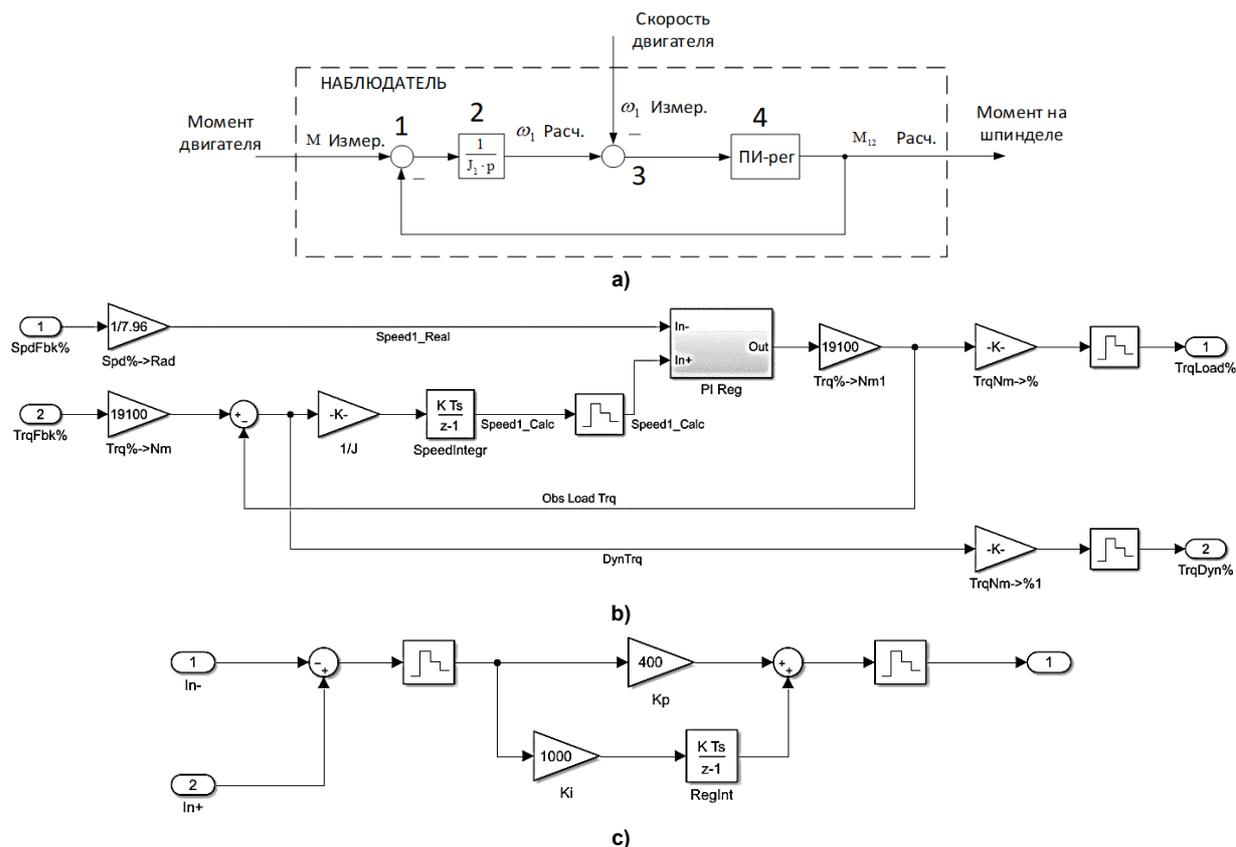


Рис. 2. Схема наблюдателя (а), ее реализация в MATLAB Simulink (b) и дискретная модель ПИ-регулятора автонстройки (с)
Fig. 2. Observer diagram (a), its implementation in MATLAB Simulink (b) and a discrete model of the PI auto-tuning controller (c)

Параметры наблюдателя упругого момента

Таблица 2

Parameters of the torque observer

Table 2

Параметр	Значение	Ед. измерения
Номинальная скорость двигателя	7,96	рад/с
Номинальный момент двигателя	1 910 000	Н·м
Момент инерции двигателя	1 250 000	Н·м ²
Коэффициент П-части регулятора автонастройки	400	–
Коэффициент И-части регулятора автонастройки	1000	–

ных настроек ПИД- и ПИ-регуляторов для широкого круга распространенных промышленных процессов». Методика автонастройки регуляторов на микроконтроллере изложена в [16]. Параметры регулятора приведены в табл. 2.

Этот регулятор «вычисляет» момент нагрузки первой массы и стремится «привести в ноль» разницу между измеренной и расчетной скоростями. Динамический момент в модели рассчитывается как разница между полным моментом двигателя, полученным из САР преобразователя частоты, и моментом нагрузки, полученным наблюдателем. Затем динамический момент интегрируется с коэффициентом ($1/J_1$), таким образом вычисляется скорость 1-й массы.

На рис. 2b приведена структура наблюдателя в MATLAB Simulink. Она составлена по системе дифференциальных уравнений, приведенной выше. Регулятор автонастройки (рис. 2с) представляет собой обычный ПИ-регулятор и должен обладать достаточным быстродействием для минимизации ошибок расчета. Как видно, в структуре наблюдателя операция дифференцирования заменена процедурой интегрирования, что повышает помехозащищенность сигнала. Это является преимуществом по сравнению с известными техническими решениями. Вторым преимуществом является простота настройки. Недостатком, по сравнению с разработкой [10, 12], является то, что не восстанавливается сигнал скорости второй массы. Такой сигнал может быть необходим при разработке замкнутой системы регулирования упругого момента [11]. Однако такая задача в представленной публикации не рассматривается. Выделение сигнала скорости может быть выполнено в ходе дальнейших исследований.

Следует отметить, что в рассмотренном случае выполнена виртуальная настройка наблюдателя, при которой после отработки в MATLAB Simulink алгоритм наблюдателя был импортирован в программное обеспечение (ПО) промышленного контроллера. В результате осуществлен виртуальный ввод наблюдателя в работу. Для электроприводов исследуемого стана такой подход является обоснованным и достаточным. С целью обобщения результатов и рекомендаций по использованию наблюдателя на других объектах, целесообразно представить методику расчета параметров

регулятора автонастройки. Однако этот материал достаточно объемный, поэтому может быть изложен в отдельной публикации.

Экспериментальные исследования

Программная структура наблюдателя, выполняющая вычисления для одного электропривода, приведена на рис. 3а. Она соответствует схеме, показанной на рис. 2а, и включает в себя последовательно соединенные блоки вычитания, интегратора расчетной скорости (CtrFull), вычитания сигнала расчетной скорости из сигнала измеренной скорости и ПИ-регулятора (CtrCTPi). На рис. 3b показана структура (бит) ограничения нагрузки по моменту для аварийных случаев. Установлены пороговые значения: 6500 кН·м – для предупреждения и 8000 кН·м – для торможения быстрым остановом.

Проверка адекватности вычисления упругого момента. При оценке адекватности восстанавливаемых величин, поступающих от наблюдателя, предложен подход, согласно которому осуществляется импорт сигналов скорости и момента двигателя в модель наблюдателя (см. рис. 2b). Они могут быть измерены заранее и сохранены в виде массивов либо подаваться на входы наблюдателя в онлайн-режиме. Здесь используются предварительно записанные сигналы, импортированные в MATLAB из информационно-измерительной системы IBA PDA. Такой подход получил название «квазиэкспериментального», в отличие от экспериментального анализа, когда сигналы поступают в виртуальную систему непосредственно после измерения. В [17] отмечается, что «этот подход обеспечивает баланс между преимуществами для практиков и методологической строгостью. Хотя эта процедура делает исследование неполным контролируемым экспериментом, часто удается сохранить характеристики квазиэксперимента». Данный термин также используется в публикациях [18–20].

Проверка адекватности выполняется на примере анализа динамических режимов. Предлагается методика, согласно которой выполняются следующие действия.

1. Данные, сохраненные в виде массивов, импортируются в MATLAB, где подаются на вход дискретной модели.

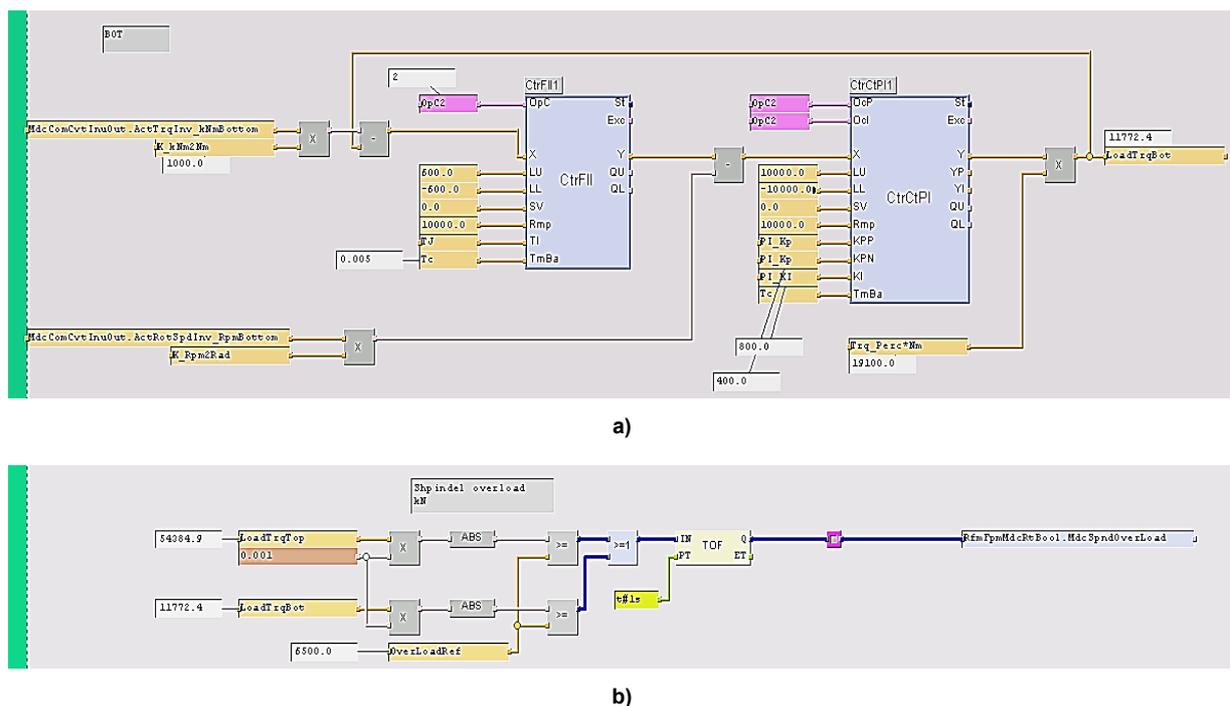


Рис. 3. Экранные формы ПО контроллера управления, реализующие алгоритмы наблюдателя (a) и ограничения нагрузки по моменту в аварийных режимах (b)
Fig. 3. On-screen forms of the control controller software implementing observer algorithms (a) and load limits in emergency modes (b)

2. Выполняется моделирование процессов, ранее зафиксированных на осциллограммах.

3. Выполняется сопоставление осциллограмм с расчетными зависимостями методом их совмещения либо методом сравнения координат в характерных точках.

4. Для оценки достоверности могут быть применены методы статистической обработки результатов (здесь не приводятся).

Динамические режимы электропривода.

На рис. 4а представлены осциллограммы последовательных ускорения и замедления электропривода. Этот режим является наиболее информативным с точки зрения оценки адекватности наблюдателя, так как проявляются нелинейные свойства объекта, обусловленные наличием зазоров в шпиндельных соединениях. В режиме разгона происходит гарантированное замыкание зазора, в режиме торможения – его размыкание. На рис. 4б представлены аналогичные осциллограммы, зафиксированные в режиме ударного приложения нагрузки при входе металла в клеть. Момент двигателя $M_{дв}$ (окно 2) сразу после захвата достигает уровня ограничения 240 % номинального значения.

Зависимости моментов на шпинделе – измеренного системой PDA $M_{ш(измер)}$ и восстановленного наблюдателем $M_{ш(восст)}$ – на рис. 4а, б полностью совпадают. Кривая $M_{ш(восст)}$ момента с наблюдателя находится на фоне кривой $M_{ш(измер)}$ момента, поступающего от физической измерительной систе-

мы, поэтому в черно-белой печати становится незаметной. Это позволяет сделать вывод, что, несмотря на влияние нелинейности, обусловленной зазором, восстановление сигнала наблюдателем обеспечивается с абсолютной точностью.

Нелинейные свойства электромеханической системы с зазором не могут быть описаны аналитически. Однако представленные осциллограммы позволяют утверждать, что предложенный принцип обработки измеренных сигналов при правильной настройке регулятора автонастройки позволяет максимально приблизить восстановленные сигналы к физическим. При этом автоматически обеспечивается учет нелинейных свойств объекта. Необходимости в проведении сравнительного анализа процессов с использованием математических методов нет, так как кривые переходных процессов абсолютно совпадают.

Сделанные выводы подтверждены результатами исследований различных режимов электроприводов клетки. Проведен уникальный анализ динамических моментов, возникающих на шпинделях в аварийных режимах, в том числе сопровождающихся поломками оборудования. Возможность таких исследований обеспечена применением предложенного квазиэкспериментального подхода. Следует отметить, что подобные исследования в литературных источниках не встречаются. В качестве примера ниже представлен краткий анализ аварийной ситуации.

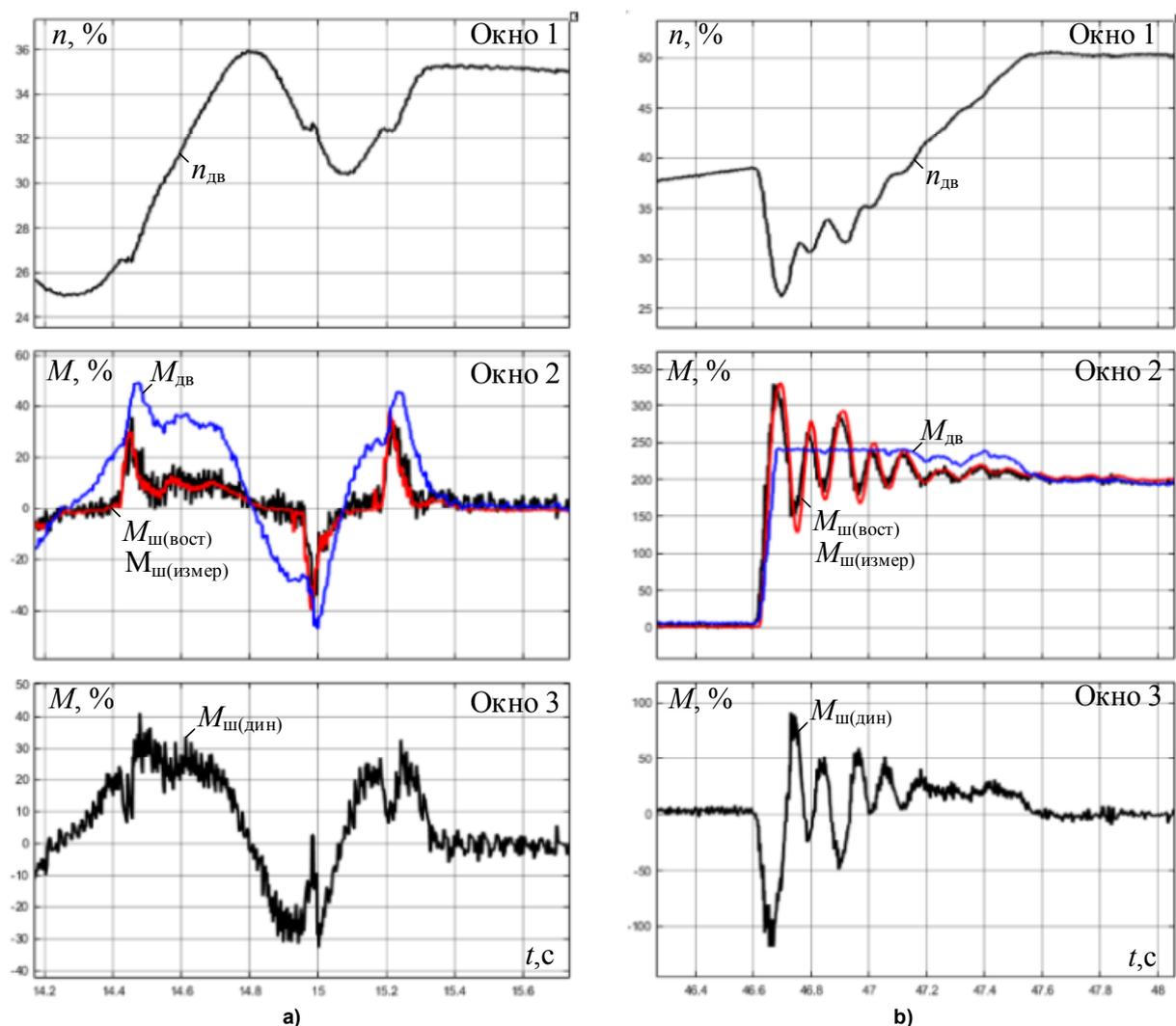


Рис. 4. Осциллограммы при последовательном ускорении и замедлении электропривода (а) и в режиме захвата металла валками (б): $n_{дв}$ – скорость двигателя, % номинальной; $M_{дв}$ – момент двигателя; $M_{ш(измер)}$ – момент на шпинделе от датчика; $M_{ш(восст)}$ – момент с наблюдателя; $M_{ш(дин)}$ – динамический момент с наблюдателя
Fig. 4. Oscillograms with sequential acceleration and deceleration of the electric drive (a) and in the mode of metal capture by rolls (b): $n_{дв}$ – motor speed, % nominal; $M_{дв}$ – motor torque; $M_{ш(измер)}$ – torque on the spindle from the sensor; $M_{ш(восст)}$ – torque from the observer; $M_{ш(дин)}$ – dynamic moment from the observer

Анализ аварийного отключения во время прокатки. Рассматривается случай аварийного отключения электроприводов во время прокатки, вызвавшего останов клетки с металлом в валках. В этом конкретном случае не произошло поломок валков либо элементов шпиндельных соединений, поэтому анализ динамических нагрузок носит информативный характер. Полученная информация может быть использована при настройке системы аварийного торможения двигателей. Осциллограммы, полученные в данном режиме, представлены на рис. 5. В результате аварии скорости $n_{НГП}$, $n_{ВГП}$ (окно 1) и моменты $M_{НГП}$, $M_{ВГП}$ (окно 2) двигателей снизились до нулевых значений с небольшой разницей во времени. Индекс «ВГП» означает принадлежность сигнала к главному электроприводу верхнего валка, индекс «НГП» – к электроприводу нижнего валка.

Поставлена задача оценки упругого момента на шпинделях для этого режима. С этой целью предварительно записанные сигналы в виде цифровых массивов импортированы в модель наблюдателя (см. рис. 2b). Расчетные временные зависимости, полученные при обработке массивов, представлены на рис. 6. Видно, что этот режим является аварийным с точки зрения динамических нагрузок на шпинделях (окна 2, 3). Амплитудные значения моментов, восстановленных с помощью наблюдателя $M_{шВmax}$, $M_{шНmax}$, на обоих шпинделях превышают установившийся момент прокатки ($M_{СТ} = 200 \%$) более чем в 3,7 раза и достигают 750 % номинального момента двигателя, равного 1,91 МН·м.

Главными проблемами, возникающими при предотвращении аварийных режимов, являются своевременная фиксация начала аварии и форми-

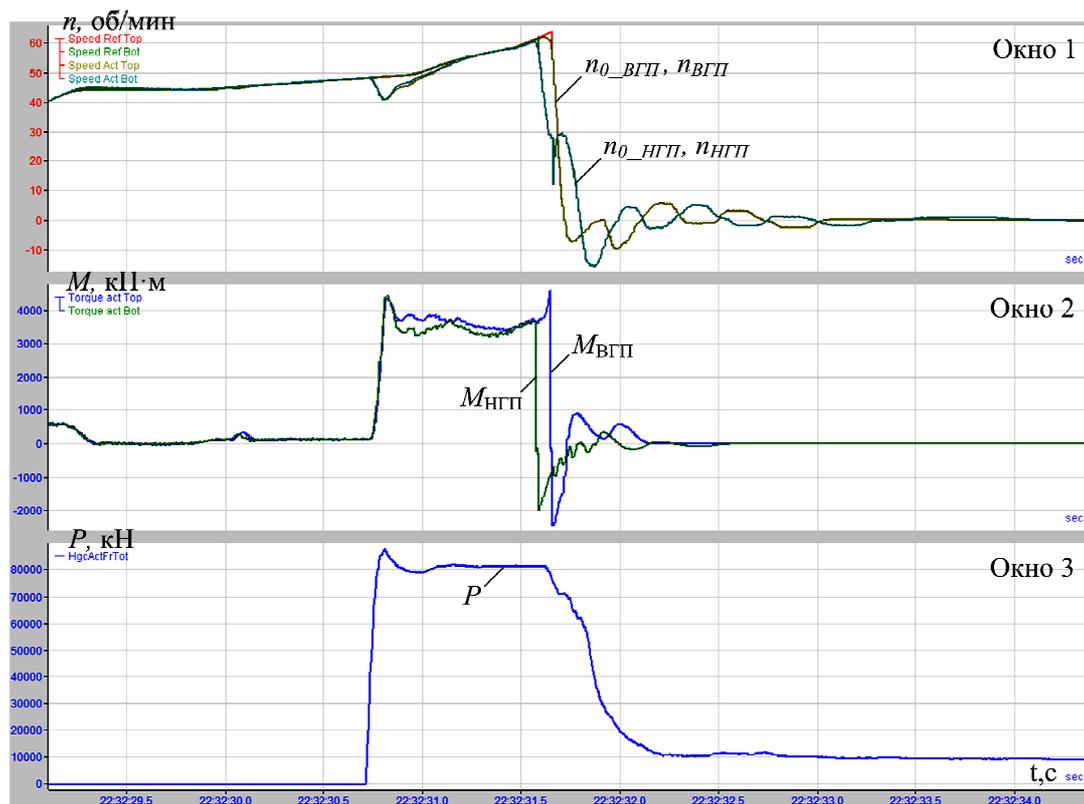


Рис. 5. Осциллограммы при аварийном отключении электроприводов во время прокатки:
окно 1 – заданные и фактические скорости ВГП и НГП; окно 2 – моменты двигателей; окно 3 – усилие прокатки
Fig. 5. Oscillograms in case of emergency shutdown of electric drives during rolling:
window 1 – set and actual speeds of ВГП and НГП; window 2 – motor moments; window 3 – rolling force

рование сигнала на быстрый останов электроприводов. Также необходимо экстренное информирование оператора о подобных ситуациях, что обеспечит его своевременную реакцию на развитие аварии. В этом случае произойдет потеря заготовки, однако это позволит избежать поломок механического оборудования (также с потерей заготовки).

Обсуждение результатов и выводы

В настоящее время разработанный наблюдатель внедрен и находится в режиме опытно-промышленной эксплуатации на стане 5000. По сравнению с «контактными» измерительными системами он обладает следующими преимуществами:

- простотой и высокой надежностью;
- отсутствием необходимости какого-либо обслуживания;
- практически не имеет стоимости, так как является фрагментом программного обеспечения.

Поскольку нагрузка электропривода (см. рис. 1) представлена в виде «черного ящика», он может быть применен как в одномассовой, так и в двух- и трехмассовых системах. Принцип виртуальной настройки регулятора в этих случаях не изменяется.

Полученные сигналы упругих моментов на шпинделях не предназначены для использования в системах регулирования электроприводов. Их основное назначение – информация об амплитудах

упругого момента в динамических режимах. Также наблюдатель позволяет осуществлять контроль предаварийных ситуаций с целью предотвращения аварий, а в случае их возникновения – выполнять анализ причин и последствий.

Информацию о динамических моментах на шпинделе следует сохранять в специальной информационной базе, при этом амплитудные значения, многократно превышающие заданный порог, следует выводить в специальном окне на монитор оператора. Это позволит избежать последовательного повторения динамических ударов, приводящих к усталостным разрушениям.

Для полноценной реализации возможностей наблюдателя целесообразно разработать и внедрить на стане:

- 1) систему мониторинга перегрузок шпинделей, обеспечивающую фиксацию и подсчет перегрузок по моменту, превышающих заданные пороговые значения;
- 2) методику расчета ресурса шпинделей по результатам подсчета перегрузок и оценки их амплитуд;
- 3) способы ограничения динамических нагрузок.

Необходимо представить методику расчета параметров регулятора автонастройки. Это позволит рассчитывать и внедрять наблюдатель на дру-

гих прокатных станах. Также следует решить вопрос с восстановлением скорости неуправляемой массы – валка.

Решение перечисленных задач позволит трансформировать разработанный наблюдатель

в систему онлайн-мониторинга технического состояния шпинделей. На ее основе будет внедрен комплекс разработок, направленных на предупреждение аварий и минимизацию их последствий.

Список литературы

1. Анализ причин аварий оборудования листопрокатных станов и меры по их предупреждению / А.Ф. Кирсанов, В.Ф. Кузурман, Б.Н. Виноградов и др. М.: Ин-т «Черметинформация», 1985. 36 с.
2. Мюллер В. Обзор повреждений в приводах прокатных станов // Черные металлы. 1996. № 25–26. С. 9–14.
3. Концептуальные направления создания цифровых двойников электротехнических систем агрегатов прокатного производства / А.А. Радионов, А.С. Карандаев, Б.М. Логинов, О.А. Гасиярова // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. 2021. Т. 64, № 1. С. 54–68. DOI: 10.17213/0136-3360-2021-1-54-68
4. Калачев Ю.Н. Наблюдатели состояния в векторном электроприводе. М.: ЭФО, 2015. 61 с.
5. Колганов А.Р., Лебедев С.К., Гнездов Н.Е. Электромеханотронные системы. Современные методы управления, реализации и применения: учеб. пособие. М.; Вологда: Инфра-Инженерия, 2019. 256 с.
6. Колганов А.Р., Лебедев С.К., Гнездов Н.Е. Современные методы управления в электромеханотронных системах. Разработка, реализация, применение. Иваново: Ивановский гос. энергетический ун-т им. В.И. Ленина, 2012. 256 с.
7. Szabat K., Orłowska-Kowalska T., Dybkowski M. Indirect adaptive control of induction motor drive system with an elastic coupling // IEEE Trans. Ind. Electron. 2009. Vol. 56, no. 10. P. 4038–4042. DOI: 10.1109/TIE.2009.2022514
8. Szabat K., Orłowska-Kowalska T. Control of the Drive System With Stiff and Elastic Couplings Using Adaptive Neuro-Fuzzy Approach // IEEE Transactions on Industrial Electronics. 2007. Vol. 54, no. 1. P. 228–240. DOI: 10.1109/TIE.2006.888787
9. Muszynski R., Deskur J. Damping of Torsional Vibrations in High-Dynamic Industrial Drives // IEEE Transactions on Industrial Electronics. 2010. Vol. 57, no. 2. P. 544–552. DOI: 10.1109/TIE.2009.2036034
10. Разработка цифрового наблюдателя упругого момента электрохимической системы клетки прокатного стана / А.А. Радионов, Р.В. Гасияров, Б.М. Логинов и др. // Электротехнические системы и комплексы. 2021. № 2 (51). С. 19–29. DOI: 10.18503/2311-8318-2021-2(51)-19-29
11. Регулирование координат электрохимической системы прокатного стана на основе наблюдателя упругого момента / А.А. Радионов, В.Р. Гасияров, Е.А. Гартлиб и др. // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2021. Т. 21, № 2. С. 115–129. DOI: 10.14529/power210212
12. Development of an Automatic Elastic Torque Control System Based on a Two-Mass Electric Drive Coordinate Observer / A.A. Radionov, A.S. Karandaev, V.R. Gasiyarov et al. // Machines. 2021, Vol. 9. P. 305. DOI: 10.3390/machines9120305
13. Экспериментальное определение параметров двухмассовой электрохимической системы прокатного стана / А.С. Карандаев, А.А. Радионов, Б.М. Логинов и др. // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. 2021. Т. 64, № 3. С. 24–35. DOI: 10.17213/0136-3360-2021-3-24-35
14. Hang C.C., Åström K.J., Ho W.K. Refinements of the Ziegler–Nichols tuning formula // IEE Proceedings D (Control Theory and Applications). 1991. Vol. 138, iss. 2. P. 111–118. DOI: 10.1049/ip-d.1991.0015
15. Ziegler J.G., Nichols N.B. Optimum settings for automatic controllers // Trans. ASME. 1942. Vol. 65. P. 759–765. URL: http://davidr.no/iiav3017/papers/Ziegler_Nichols_%201942.pdf.
16. Настройка ПИД-регулятора. Метод Циглера – Никольса. URL: <https://microtechnics.ru/nastrojka-pid-regulyatora-metod-cziglera-nikolsa/>.
17. Laitenberger O., Rombach D. (Quasi-)Experimental Studies in Industrial Settings // Lecture Notes on Empirical Software Engineering. 2003. P. 167–227. DOI: 10.1142/9789812795588_0005
18. O’Hara J.M. A Quasi-Experimental Model of Complex Human-Machine System Validation // Cognition, Technology & Work. 1999. Vol. 1 (1). P. 37–46. DOI: 10.1007/s101110050009
19. Kampenes V.B., Dybå T., Hannay J.E., Sjøberg D.I.K. A systematic review of quasi-experiments in software engineering // Information and Software Technology. 2009. Vol. 51 (1). P. 71–82. DOI: 10.1016/j.infsof.2008.04.006
20. Wang L., Freeman C., Rogers E. Experimental Evaluation of Automatic Tuning of PID Controllers for an Electro-Mechanical System // IFAC-PapersOnLine. 2017. Vol. 50 (1). P. 3063–3068. DOI: 10.1016/j.ifacol.2017.08.676

References

1. Kirsanov A.F., Kuzerman V.F., Vinogradov B.N. et al. *Analiz prichin avariya oborudovaniya listoprokatnykh stanov i mery po ikh preduprezhdeniyu* [Analysis of the Causes of Equipment Accidents in Plate Mills and Measures to Prevent Them]. Moscow: Institute “Chermetinformatsiya”; 1985. 36 p. (In Russ.)
2. Muller W. [Overview of damage in rolling mill drives]. *Stahl und eisen*. 1996; 25–26:9–14. (In Russ.)
3. Radionov A.A., Karandayev A.S., Loginov B.M., Gasiyarova O.A. Conceptual directions of creating digital twins for electrotechnical systems of rolling mill facilities. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Elektromekhanika = Russian electromechanics*. 2021;64(1):54–68. (In Russ.) DOI:10.17213/0136-3360-2021-1-54-68
4. Kalachev Yu.N. *Nablyudateli sostoyaniya v vektornom elektroprivode* [State observers in vector electric drive]. Moscow: EFO; 2015. 61 p. (In Russ.)
5. Kolganov A.R., Lebedev S.K., Gnezdov N.E. *Elektromekhanotronnyye sistemy. Sovremennyye metody upravleniya, realizatsii i primeneniya: uchebnoye posobiye* [Electromechanotronic systems. Modern methods of control, implementation and application: textbook]. Moscow, Vologda: Infra-Inzheneriya; 2019. 256 p. (In Russ.)
6. Kolganov A.R., Lebedev S.K., Gnezdov N.E. *Sovremennyye metody upravleniya v elektromekhanotronnykh sistemakh. Razrabotka, realizatsiya, primeneniye* [Modern control methods in electromechanotronic systems. Development, realization, application]. Ivanovo: Ivanovo State Power Engineering University; 2012. 256 p. (In Russ.)
7. Szabat K., Orłowska-Kowalska T., Dybkowski M. Indirect adaptive control of induction motor drive system with an elastic coupling. *IEEE Trans. Ind. Electron.* 2009;56(10):4038–4042. DOI: 10.1109/TIE.2009.2022514
8. Szabat K., Orłowska-Kowalska T. Control of the Drive System With Stiff and Elastic Couplings Using Adaptive Neuro-Fuzzy Approach. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. 2007;54(1):228–240. DOI: 10.1109/TIE.2006.888787
9. Muszynski R., Deskur J. Damping of Torsional Vibrations in High-Dynamic Industrial Drives. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. 2010;57(2):544–552. DOI: 10.1109/TIE.2009.2036034
10. Radionov A.A., Gasiyarov R.V., Loginov B.M., Gartlib E.A., Gasiyarova O.A. Digital controller for elastic modulus of an electromechanical system of a rolling mill stand. *Elektrotekhnicheskie sistemy i komplekсы* [Electrical systems and complexes]. 2021;2(51):19–29. (In Russ.) DOI: 10.18503/2311-8318-2021-2(51)-19-29
11. Radionov A.A., Gasiyarov V.R., Gartlieb E.A., Loginov B.M., Odintsov K.E. Regulating the Coordinates of the Electromechanical System of the Rolling Mill Based on the Elastic Torque Observer. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering*. 2021;21(2):115–129. (In Russ.) DOI: 10.14529/power210212
12. Radionov A.A., Karandaev A.S., Gasiyarov V.R., Loginov B.M., Gartlib E.A. Development of an Automatic Elastic Torque Control System Based on a Two-Mass Electric Drive Coordinate Observer. *Machines*. 2021;9:305. DOI: 10.3390/machines9120305
13. Karandaev A.S., Radionov A.A., Loginov B.M., Gasiyarova O.A., Gartlieb E.A., Khrumshin V.R. Experimental parametrization of the dual-mass electromechanical system of a rolling mill. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Elektromekhanika = Russian electromechanics*. 2021;64(3):24–35. (In Russ.) DOI: 10.17213/0136-3360-2021-3-24-35
14. Hang C.C., Åström K.J., Ho W.K. Refinements of the Ziegler–Nichols tuning formula. *IEE Proceedings D (Control Theory and Applications)*. 1991;138(2):111–118. DOI: 10.1049/ip-d.1991.0015
15. Ziegler J.G., Nichols N.B. Optimum settings for automatic controllers. *Trans. ASME*. 1942;65:759–765. Available at: http://davidr.no/iiav3017/papers/Ziegler_Nichols_%201942.pdf.
16. *Nastroyka PID-regulyatora. Metod Tsiglera – Nikol’sa* [Setting up a PID controller. Ziegler–Nichols method]. (In Russ.) Available at: <https://microtechnics.ru/nastrojka-pid-regulyatora-metod-cziglera-nikolsa/>.
17. Laitenberger O., Rombach D. (Quasi-)Experimental Studies in Industrial Settings. In: *Lecture Notes on Empirical Software Engineering*; 2003. P. 167–227. DOI: 10.1142/9789812795588_0005
18. O’Hara J.M. A Quasi-Experimental Model of Complex Human-Machine System Validation. *Cognition, Technology & Work*. 1999;1(1):37–46. DOI: 10.1007/s101110050009
19. Kampenes V.B., Dybå T., Hannay J.E., Sjøberg D.I.K. A systematic review of quasi-experiments in software engineering. *Information and Software Technology*. 2009;51(1):71–82. DOI: 10.1016/j.infsof.2008.04.006
20. Wang L., Freeman C., Rogers E. Experimental Evaluation of Automatic Tuning of PID Controllers for an Electro-Mechanical System. *IFAC-PapersOnLine*. 2017;50(1):3063–3068. DOI: 10.1016/j.ifacol.2017.08.676

Информация об авторах

Карандаев Александр Сергеевич, д-р техн. наук, проф., главный научный сотрудник, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; askaran@mail.ru.

Логинов Борис Михайлович, канд. техн. наук, магистрант, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; lb18@yandex.ru.

Бодров Евгений Геннадьевич, технический директор, АО «КОНАР», Челябинск, Россия; bodrov.evgeniy@konar.ru.

Храмшин Вадим Рифатович, д-р техн. наук, проф., директор Института энергетики и автоматизированных систем, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия; hvrmgn@gmail.com.

Самодурова Марина Николаевна, д-р техн. наук, доц., заведующий кафедрой информационно-измерительной техники, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; samodurovamn@susu.ru.

Information about the authors

Alexander A. Karandaev, Dr. Sci. (Eng.), Prof., Chief Researcher, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; askaran@mail.ru.

Boris M. Loginov, Cand. Sci. (Eng.), Master's Student, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; lb18@yandex.ru.

Evgeny G. Bodrov, Technical Director, JSC "KONAR", Chelyabinsk, Russia; bodrov.evgeniy@konar.ru.

Vadim R. Khramshin, Doctor of Technical Sciences, Professor, Director of the Institute of Energy and Automated Systems, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia; e-mail: hvrmgn@gmail.com

Marina N. Samodurova, Dr. Sci. (Eng.), Prof., Head of the Department of Information and Measuring Technology, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; samodurovamn@susu.ru.

Статья поступила в редакцию 23.08.2022; одобрена после рецензирования 15.09.2022; принята к публикации 28.10.2022.

The article was submitted 23.08.2022; approved after review 15.09.2022; accepted for publication 28.10.2022.

МЕТОДИКА СРАВНЕНИЯ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТИ СПОСОБОВ РЕГУЛИРОВАНИЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ВОЗДУХОДУВНОЙ СТАНЦИИ

М.В. Вечеркин, vecherkin@inbox.ru
А.С. Сарваров, anvar@magtu.ru
И.П. Романова, romanova.irina.01@mail.ru
И.Ю. Богачева, bogachevirina@yandex.ru
С.В. Осолков, osolkov.sv@mail.ru

Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова,
Магнитогорск, Россия

Аннотация. Представлена методика сравнения энергетической эффективности различных способов регулирования суммарной производительности воздуходувной станции. Показаны основные принципы электрического моделирования сетей воздуховодов для математического описания их свойств и характеристик. Приведены результаты сравнения энергоэффективности способов регулирования для одиночного вентилятора и группы из пяти вентиляторов, работающих на общую магистраль. Получен вывод о высокой энергоэффективности сочетания старт-стопного регулирования с плавным регулированием с помощью осевых направляющих аппаратов для воздуходувной станции из пяти вентиляторов в сравнении с одновременным частотным регулированием пяти вентиляторов.

Ключевые слова: вентилятор, воздуходувная станция, асинхронный электропривод, регулирование, энергоэффективность, осевой направляющий аппарат, электрическое моделирование

Для цитирования: Методика сравнения энергоэффективности способов регулирования производительности воздуходувной станции / М.В. Вечеркин, А.С. Сарваров, И.П. Романова и др. // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2022. Т. 22, № 4. С. 34–41. DOI: 10.14529/power220404

Original article
DOI: 10.14529/power220404

METHODOLOGY FOR COMPARING THE ENERGY EFFICIENCY OF METHODS FOR REGULATING THE PERFORMANCE OF A BLOWER STATION

M.V. Vecherkin, vecherkin@inbox.ru
A.S. Sarvarov, anvar@magtu.ru
I.P. Romanova, romanova.irina.01@mail.ru
I.Yu. Bogacheva, bogachevirina@yandex.ru
S.V. Oskolkov, osolkov.sv@mail.ru

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia

Abstract. This article presents a method for comparing the energy efficiency of different methods of regulating the total productivity of a blower station. The basic principles for the electrical modeling of duct networks are shown for a mathematical description of their properties. The results of a comparison of the energy efficiency of regulating methods for a single fan and a group of five fans operating on a common line are presented. There is higher energy efficiency combining start-stop control with stepless control using axial guide vanes for a five-fan blower station compared to the simultaneous frequency control of five fans.

Keywords: fan, blower station, asynchronous electric drive, regulation, energy efficiency, axial guide van, electrical modelling

For citation: Vecherkin M.V., Sarvarov A.S., Romanova I.P., Bogacheva I.Yu., Oskolkov S.V. Methodology for comparing the energy efficiency of methods for regulating the performance of a blower station. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering*. 2022;22(4):34–41. (In Russ.) DOI: 10.14529/power220404

Актуальность проблемы и постановка задачи

Воздуходувные станции представляют собой группу вентиляторов, параллельно работающих на общую магистраль в целях обеспечения воздухом различных технологических объектов.

В большинстве случаев вентиляторы оснащены высоковольтными асинхронными электроприводами. Такие приводы изначально проектируются как нерегулируемые, что не позволяет изменять производительность вентиляторов по потребностям производства. Это приводит к перерасходу электроэнергии, которая в некоторых случаях может достигать 30 % [1].

Снижение неоправданного расхода электроэнергии возможно при регулировании производительности вентиляторов в зависимости от потребностей производства. Рассмотрим вентиляторную станцию с пятью вентиляторными агрегатами, работающими на общую магистраль, и обеспечивающую воздухом трех однотипных потребителей (рис. 1) [2].

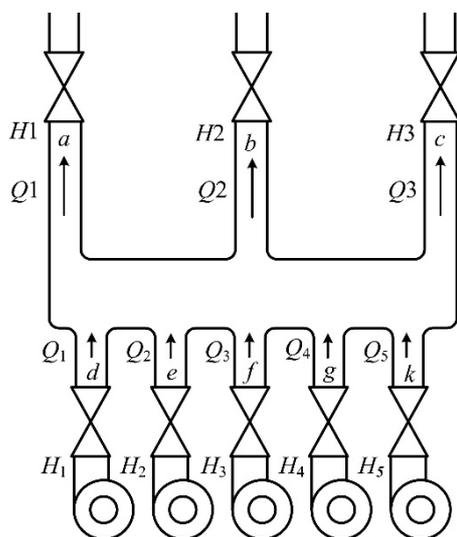


Рис. 1. Структура вентиляторной станции
Fig. 1. Structure of the fan station

Каждый вентилятор создает соответствующее давление H_1-H_5 и обеспечивает производительность Q_1-Q_5 . Из общей магистрали воздух распределяется по потребителям, каждый из которых имеет возможность индивидуального регулирования расхода воздуха вентилями. Перед вентилями каждого потребителя создаются давления $H1-H3$, значения которых должны обеспечивать функционирование каждого потребителя независимо от других. Таким образом, воздуходувная станция должна обеспечивать производительность в соответствии с требуемым суммарным расходом, а также создавать давление перед потребителями не менее установленных допустимых значений.

В общем случае возможны следующие способы регулирования суммарной производительности воздуходувной станции:

- 1) изменение сопротивления сети с помощью запорной арматуры на стороне нагнетания вентилятора – дросселирование;
- 2) изменение скорости вращения вентиляторов – частотное регулирование;
- 3) изменение числа работающих вентиляторов – старт-стопное регулирование;
- 4) изменение угла поворота лопаток осевого направляющего аппарата (ОНА) вентиляторов;
- 5) сочетания двух различных способов – комбинированное регулирование.

Перечисленные способы регулирования неравнозначны между собой как по энергетической эффективности, так и по материальным затратам, требуемым для их реализации.

Наиболее энергоэффективным способом считается частотное регулирование вентиляторов. Для его реализации необходимо оснащение электроприводов вентиляторов преобразователями частоты (ПЧ). Однако высокая стоимость мощных высоковольтных ПЧ препятствует их широкому применению. Для вентиляторных станций в большинстве случаев срок окупаемости высоковольтных ПЧ превышает срок их службы [1].

Дросселирование является стандартным средством регулирования расхода воздуха для каждого отдельного потребителя. Однако при дросселировании вентиляторов этот способ имеет низкую энергоэффективность, что подтверждается многочисленными теоретическими и экспериментальными исследованиями [1, 3, 4].

Изменение угла поворота ОНА является, по сути, дросселированием на стороне всасывания воздуха в вентилятор. При этом лопатки ОНА подкручивают поток воздуха, что обеспечивает лучшие регулировочные характеристики в сравнении с дросселированием на стороне нагнетания. Для автоматического регулирования производительности вентилятора необходимо оснащение ОНА исполнительными механизмами, обеспечивающими как угловое перемещение лопаток, так и контроль угла их поворота.

Старт-стопное регулирование позволяет изменять суммарную производительность ступенчато за счет изменения количества работающих вентиляторов. Реализация такого способа требует использования пусковых устройств, минимизирующих негативные последствия пусковых процессов мощных асинхронных двигателей [5].

Комбинированное регулирование может быть реализовано сочетанием различных способов: частотного и ОНА, старт-стопного и дросселирования и т. д.

Проблемой является выбор того или иного способа в каждом конкретном случае с учетом особенностей технологического объекта. В большинстве случаев экспериментальный путь выбора способа регулирования невозможен. Эту проблему рационально решать теоретически, на основе ис-

следований математической модели, описывающей работу вентиляторов и сети воздухопроводов.

Исследования

Для сравнения энергоэффективности регулирования вентиляторов можно выделить два основных подхода: графический метод и метод электрического моделирования.

Графический метод подробно разработан для одиночных вентиляторов [1, 3, 6]. Он позволяет по техническим характеристикам вентилятора и известным параметрам сети определить любую из необходимых для сравнительного анализа величин. Такими величинами являются: давление H и производительность Q каждого вентилятора; механическая мощность P на валу двигателя; коэффициент полезного действия η вентилятора. Достоинством графического метода является наглядность. Существенным недостатком метода является сложность его реализации применительно к группе из нескольких вентиляторов [3].

Метод электрического моделирования основан на аналогии физических процессов протекания электрического тока в разветвленных цепях и движения воздуха в сетях воздухопроводов. При этом различные участки вентиляционной сети представляются в виде эквивалентных электрических элементов [7]. Это позволяет представлять сколь угодно сложную сеть воздухопроводов в виде электрической схемы замещения и воспользоваться для ее анализа уравнениями, сходными по форме с законами Кирхгофа.

В работе за основу взят метод электрического моделирования. Основные принципы электрического моделирования вентиляционных сетей изложены в специальной литературе [8]. Производительность вентилятора или расход воздуха Q является эквивалентом электрического тока, давление H – эквивалентом напряжения, аэродинамическое сопротивление сети R – эквивалентом электрического сопротивления. В основе метода лежат два очевидных условия: баланс расходов в узлах и баланс потерь давления по замкнутым контурам. Эти условия для сети без противодействия в общем виде записываются так:

$$\begin{cases} \sum_{i=1}^n Q_i = 0; \\ \sum_{j=1}^m H_j = \sum_{k=1}^l R_k Q_i^2, \end{cases} \quad (1)$$

где Q_i – расход воздуха через участок сети; R_i – аэродинамическое сопротивление участка; H_j – давление, создаваемое вентилятором в замкнутом контуре; n – количество узлов в схеме; m – количество вентиляторов, действующих в замкнутом контуре; l – количество участков с потерями давления в контуре.

Отличием уравнений (1) от законов Кирхгофа является то, что во втором уравнении расход Q (эквивалент тока) входит во второй степени.

На основании сказанного выше сеть воздухопроводов на рис. 1 можно представить эквивалентной схемой замещения рис. 2. Резисторы на схеме моделируют аэродинамические сопротивления участков сети, переменные резисторы – вентили, источники напряжения – вентиляторы.

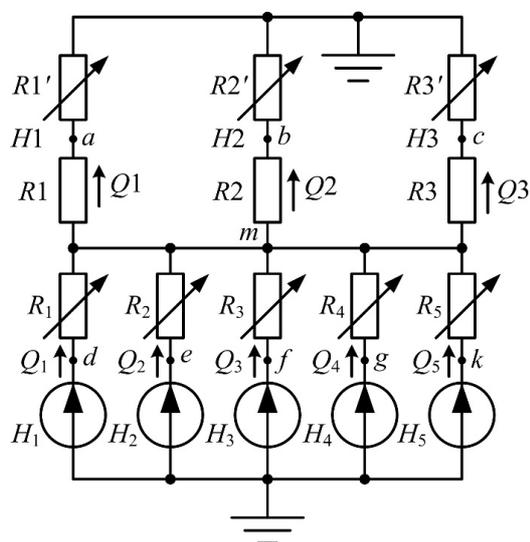


Рис. 2. Электрическая схема замещения воздуходувной станции
Fig. 2. Electrical replacement circuit of the blower station

Эквивалентной схеме замещения на рис. 2 соответствует система уравнений, составленная согласно условиям (1):

$$\begin{cases} Q_1 + Q_2 + Q_3 + Q_4 + Q_5 = Q_1 + Q_2 + Q_3; \\ Q_1^2 R_1 - Q_2^2 R_2 = H_1 - H_2; \\ Q_2^2 R_2 - Q_3^2 R_3 = H_2 - H_3; \\ Q_3^2 R_3 - Q_4^2 R_4 = H_3 - H_4; \\ Q_4^2 R_4 - Q_5^2 R_5 = H_4 - H_5; \\ Q_1^2 R_1 + Q_1^2 R_1 = H_1 - H_1; \\ Q_2^2 R_2 + Q_1^2 R_1 = H_1 - H_2; \\ Q_3^2 R_3 + Q_4^2 R_4 = H_4 - H_3; \\ Q_1^2 R_1 + Q_5^2 R_5 = H_5 - H_1; \\ Q_2^2 R_2 - Q_3^2 R_3 = H_3 - H_2. \end{cases} \quad (2)$$

В реальных сетях часто известны давления воздуха в отдельных участках, которые определяются по показаниям приборов. Обычно контролируют давления перед вентилями в точках a , b и c (см. рис. 1), что необходимо для функционирования систем учета и автоматического управления. Поэтому в системе уравнений (2) падение давления на вентилях заменены соответствующими значениями давления перед вентилями H_1 , H_2 , H_3 .

Приведенная система (2) не может быть решена в общем виде. Для реализации численных методов расчета необходимо задать значения рас-

хода воздуха потребителями Q_1, Q_2, Q_3 , аэродинамические сопротивления всех участков сети R_1, R_2, R_3, R_4, R_5 , давления перед вентилями каждого потребителя H_1, H_2, H_3 . Неизвестными величинами являются производительности Q_1-Q_5 и давления H_1-H_5 каждого вентилятора.

Система нелинейных уравнений (2) имеет множество решений, большинство которых являются неприемлемыми. Такими являются, например, решения с отрицательными значениями производительности вентиляторов или расхода воздуха потребителями. Для исключения подобных решений необходимо задать условие равенства производительностей вентиляторов:

$$Q_1 = Q_2 = Q_3 = Q_4 = Q_5. \quad (3)$$

Задание этого условия обеспечивает единственное решение системы (2), соответствующее одинаковым положительным значениям производительности всех вентиляторов. Кроме этого, условие (3) облегчает поиск оптимальных, по критерию минимума энергопотребления, режимов работы вентиляторов.

Производительность и давление вентилятора являются главными параметрами, определяющими режим его работы. С помощью аэродинамических характеристик можно определить все основные энергетические параметры вентилятора: полезную мощность, механическую мощность на валу двигателя, КПД вентилятора.

Аэродинамические характеристики представляют собой графические зависимости давления от производительности, механической мощности на валу вентилятора от производительности и КПД вентилятора от производительности [9]. Эти характеристики с достаточной для инженерных расчетов точностью могут быть аппроксимированы функциями [4]:

$$H = a_1 Q^2 + b_1 \omega Q + c_1 \omega^2; \quad (4)$$

$$P = a_2 \omega Q^2 + b_2 \omega^2 Q + c_2 \omega^3; \quad (5)$$

$$\eta = \frac{QH}{P} = \frac{a_1 Q^3 + b_1 \omega Q^2 + c_1 \omega^2 Q}{a_2 \omega Q^2 + b_2 \omega^2 Q + c_2 \omega^3}, \quad (6)$$

где H – полное давление вентилятора; Q – производительность; P – мощность на валу; ω – скорость двигателя; $a_1, b_1, c_1, a_2, b_2, c_2$ – коэффициенты, зависящие от угла поворота лопаток ОНА.

Для получения функций, дающих возможность анализа для всех способов регулирования, необходимо учесть зависимость коэффициентов $a_1, b_1, c_1, a_2, b_2, c_2$ от угла поворота лопаток ОНА. Эти зависимости могут быть представлены в виде аналитических функций или средствами сплайн-интерполяции данных [10].

Таким образом, система уравнений (2) совместно с условием (3) и аппроксимирующими выражениями (4)–(6) представляют собой математическую модель, позволяющую анализировать различные режимы работы воздухоудвнющей станции в

широком диапазоне изменения производительности при различных способах регулирования.

Результаты

На основе представленной математической модели создана методика сравнения энергоэффективности способов регулирования. Сущность методики заключается в следующем.

1. По чертежам сети воздухоудвнющей станции создается эквивалентная электрическая схема замещения. По справочным данным определяются параметры каждого элемента схемы.

2. Составляется система уравнений, описывающая электрическую схему замещения, согласно правилам (1).

3. По известным аэродинамическим характеристикам вентиляторов определяются коэффициенты полиномов (4)–(6) и их зависимость от их угла поворота лопаток ОНА: $a_1(a), b_1(a), c_1(a), a_2(a), b_2(a), c_2(a)$.

4. Задаются значения расхода воздуха каждого потребителя Q_1, Q_2, Q_3 и соответствующие им давления H_1, H_2, H_3 , исходя из реальных потребностей технологического объекта.

5. Находится решение системы уравнений (2) численными методами. Неизвестными в системе являются давления H_1-H_5 и производительности Q_1-Q_5 , которые определяют рабочие точки вентиляторов на расходно-напорных характеристиках.

6. Рассчитываются соответствующие рабочим точкам параметры регуляторов для различных способов регулирования производительности:

а) аэродинамическое сопротивление дроссельной заслонки (при номинальной скорости вентилятора и открытом ОНА);

б) скорость вращения вентилятора (при открытой дроссельной заслонке и открытом ОНА) как положительный корень уравнения (4)

$$\omega = \frac{-b_1 Q + \sqrt{(b_1 Q)^2 - 4c_1(a_1 Q^2 - H)}}{2c_1};$$

в) угол поворота лопаток ОНА (при номинальной скорости вентилятора и открытой дроссельной заслонке).

7. По известным рабочим точкам вентиляторов и параметрам регуляторов рассчитываются потребляемая мощность (5) и КПД (6) для каждого способа регулирования производительности.

8. Пункты 4–7 повторяются для различных значений расхода воздуха потребителями.

9. По результатам расчетов строятся следующие зависимости:

а) графики зависимости суммарной мощности, потребляемой воздухоудвнющей станцией, от суммарного расхода воздуха потребителями;

б) графики зависимости КПД от производительности для каждого вентилятора.

10. Производится сравнительный анализ потребляемой мощности и КПД для рабочих режи-

мов вентиляторов, делается вывод о преимуществе того или иного способа регулирования с точки зрения энергоэффективности, оцениваются границы допустимых диапазонов производительности вентиляторов. Границы диапазонов определяются значением минимально допустимого КПД, который для вентиляторов равен

$$\eta_{\min} = 0,9\eta_{\max}, \quad (7)$$

где η_{\max} – максимальный КПД вентилятора, соответствующий номинальной производительности.

Рассмотрим возможности данной методики применительно к работе одиночного вентилятора на сеть без противодавления с неизменными параметрами. Вентилятор имеет высоковольтный асинхронный электропривод с номинальной мощностью 800 кВт и аэродинамические характеристики, типичные для центробежных вентиляторов [8]. На рис. 3 в относительных единицах приведены расчетные зависимости потребляемой мощности (рис. 3а) и КПД вентилятора (рис. 3б) при различных способах его регулирования (P – мощность, потребляемая вентиляторной установкой для создания производительности Q ; P_n – мощность, соответствующая номинальной производительности Q_n). График для частотного регулирования представлен с учетом типового значения КПД частотного преобразователя, равного 0,95.

Расчетные зависимости на рис. 3 показывают, что для одиночного вентилятора частотное регулирование имеет преимущество перед другими способами в широком диапазоне производительности. Эти результаты совпадают с многочисленными теоретическими и экспериментальными ис-

следованиями, что подтверждает работоспособность методики.

Частотное регулирование и регулирование ОНА сравнимы по энергоэффективности при небольшом диапазоне регулирования вблизи номинальных значений производительности. При этом достоинством частотного регулирования является постоянство КПД вентилятора во всем рабочем диапазоне производительности (см. рис. 3а). Дросселирование слабо влияет на КПД вентилятора (см. рис. 3б), однако существенно проигрывает другим способам по потребляемой мощности.

Однако результаты, полученные для одиночного вентилятора, не могут быть обобщены на случаи параллельной работы группы вентиляторов на общую магистраль. На рис. 4 представлены графики для частотного регулирования пяти вентиляторов и комбинированного регулирования за счет изменения количества работающих вентиляторов в сочетании с регулированием ОНА. Графики построены для случая одновременного регулирования вентиляторов при соблюдении условия (3).

Из графиков видно, что при одновременном регулировании пяти вентиляторов частотное регулирование не имеет преимущества перед регулированием ОНА по потребляемой мощности. Преимущество регулирования ОНА возрастает при комбинированном регулировании при малых значениях суммарной производительности. Выключение части вентиляторов приводит как к снижению потребляемой мощности (рис. 4а), так и к увеличению КПД работающих вентиляторов (рис. 4б).

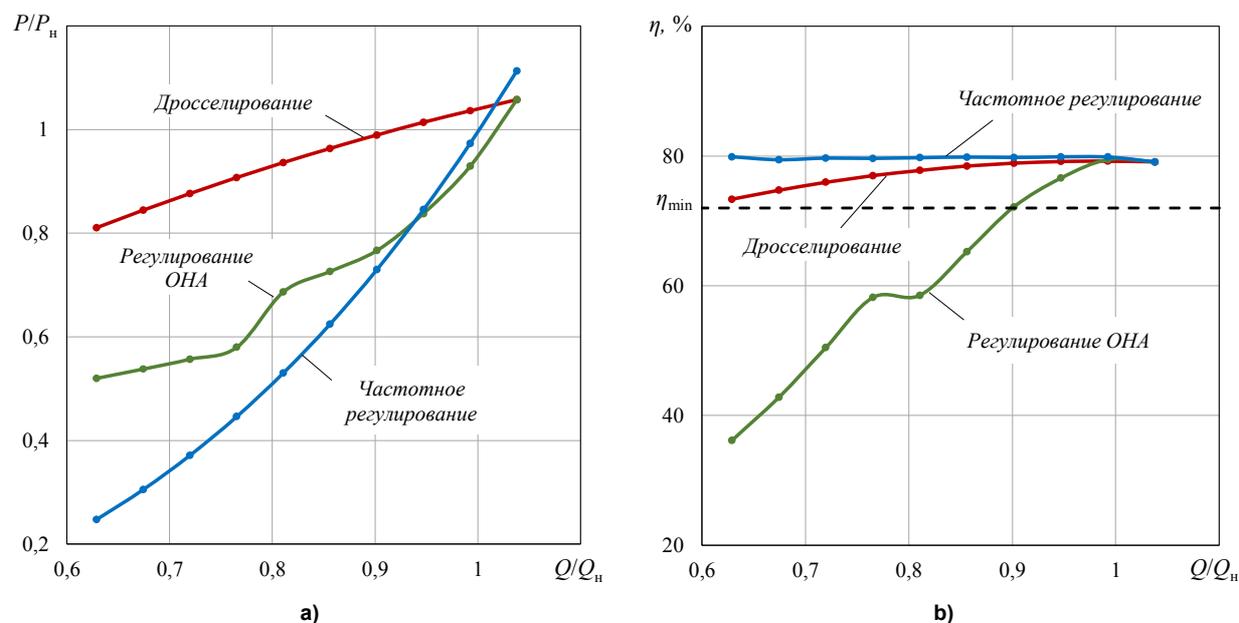


Рис. 3. Расчетные энергетические характеристики при работе одиночного вентилятора: а – относительная мощность вентилятора от относительной производительности; б – КПД вентилятора от относительной производительности
Fig. 3. Calculated energy characteristics during operation of a single fan: a – relative fan power from relative productivity; b – fan efficiency from relative performance

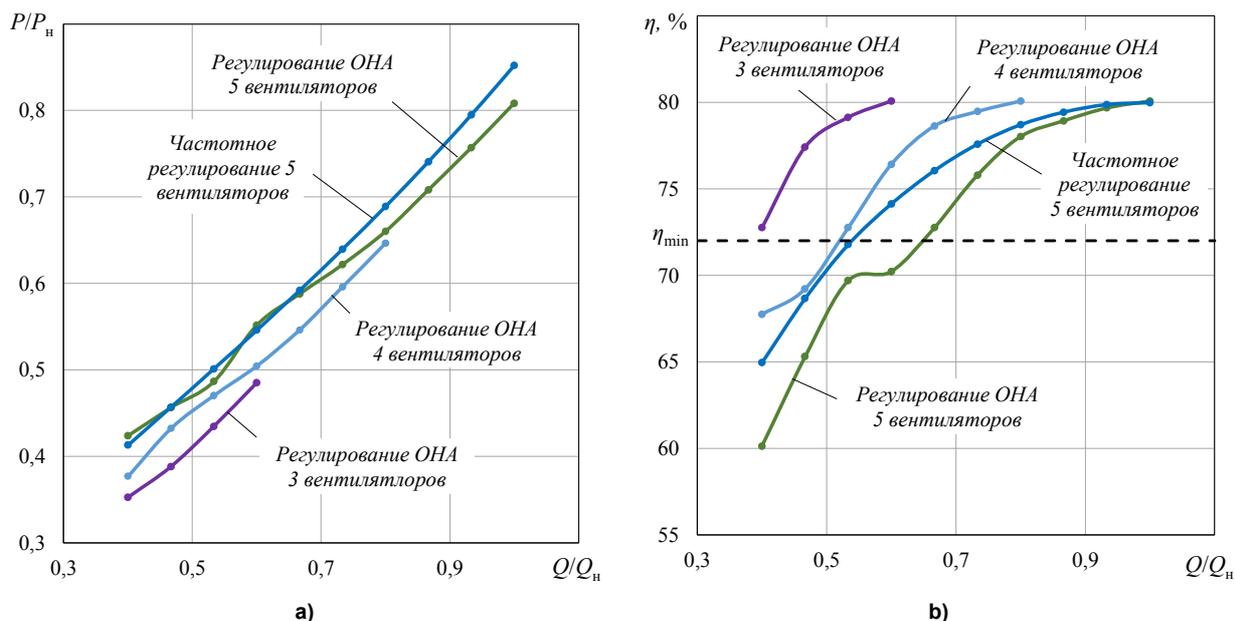


Рис. 4. Расчетные энергетические характеристики при работе группы вентиляторов: а – относительная суммарная мощность воздуходувной станции от относительной суммарной производительности; б – КПД одного вентилятора от относительной производительности одного вентилятора

Fig. 4. Calculated energy characteristics during the operation of a group of fans: а – the relative total power of the blower station from the relative total capacity; б – the efficiency of one fan from the relative performance of one fan

Выводы

Метод электрического моделирования является эффективным средством анализа вентиляционных сетей. Математическая модель, построенная на основе эквивалентной электрической модели и математическом описании вентиляторов, является мощным инструментом для поиска энергоэффективных режимов работы воздуходушных станций.

Приведенная методика моделирования позволяет решать широкий спектр задач, связанных с работой вентиляторов в разветвленных сетях: анализ энергоэффективности различных способов производительности; выбор вентиляторов для сети с заданными параметрами; определение значений давления и расхода в отдельных участках; оптимизация работы вентиляционной сети [11] и т. д.

Примеры применения методики показывают, что сложившиеся представления о преимуществе частотного регулирования асинхронных электроприводов не всегда верны для группы параллельно работающих вентиляторов. Для рассмотренного случая частотное регулирование проигрывает в энергоэффективности комбинированному способу регулирования. Данный вывод не является общим для всех воздуходушных станций. Для каждого случая необходим анализ математической модели с учетом всех значимых свойств исследуемого объекта [12].

Представленная методика может быть адаптирована и для других энергоемких технологических объектов: компрессорных, газодувных [13] и насосных станций с учетом особенностей данных объектов.

Список литературы

1. Лезнов Б.С. Энергосбережение и регулируемый привод в насосных и воздуходушных установках. М.: Энергоатомиздат, 2006. 360 с.
2. Вечеркин М.В., Сарваров А.С. Исследование способов регулирования производительности вентиляторной станции ЛПЦ-10 ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. 2006. № 4. С. 63–67.
3. Вахвахов Г.Г. Работа вентиляторов в сети. М.: Стройиздат, 1975. 101 с.
4. Онищенко Г.Б., Юньков М.Г. Электропривод турбомеханизмов. М.: Энергия, 1972. 240 с.
5. Вечеркин М.В., Сарваров А.С., Макаров А.В. Методика расчета частоты плавных пусков инерционных асинхронных электроприводов // Вестник Ивановского государственного энергетического университета. 2018. № 1. С. 59–64. DOI: 10.17588/2072-2672.2018.1.059-064
6. Вахвахов Г.Г. Энергосбережение и надежность вентиляторных установок. М.: Стройиздат, 1989. 176 с.
7. Гликман Б.Ф. Математические модели пневмогидравлических систем. М.: Наука, 1986. 368 с.

8. Абрамов Ф.А., Фролов Н.А. Электрическое моделирование вентиляционных сетей угольных шахт. М.: Углетехиздат, 1957. 135 с.
9. Соломахова Т.С., Чебышева К.В. Центробежные вентиляторы. Аэродинамические схемы и характеристики: справ. М.: Машиностроение, 1980. 176 с.
10. Свечко М.В., Питолин В. Е. Метод сплайн-аппроксимации и интерполяции графических характеристик сложных энергетических объектов в расчетных моделях // Вестник Полоцкого государственного университета. Серия С. Фундаментальные науки. 2007. № 3. С. 85–89.
11. Himla J.W. Optimized fan control in variable air volume HVAC systems using static pressure resets: strategy selection and savings analysis. Texas A&M university, 2009. 70 p.
12. Крупников А.В., Ванышов А.Д., Январев И.А. Определение энергоэффективности установок воздушного охлаждения на базе аппаратов с различным числом вентиляторов // Омский научный вестник. 2010. № 3 (93). С. 173–176.
13. Kryachuk V.M., Vecherkin M.V., Shpon'ko A.A. Diagnostics of gas blowers at OJSC "Magnitogorsk Iron and Steel Works" coke plant // Coke and Chemistry. 2011. Vol. 54, no. 12. P. 484–488. DOI: 10.3103/S1068364X11120052

References

1. Leznov B.S. *Energoberezhenie i reguliruemyy privod v nasosnykh i vozdukhoduvnykh ustanovkakh* [Energy saving and variable drive in pump and blower installations]. Moscow: Energoatomizdat Publ.; 2006. 360 p. (In Russ.)
2. Vecherkin M.V., Sarvarov A.S. [Study of methods to regulate the productivity of the fan station of Sheet Rolling Mill No. 10 of OJSC "Magnitogorsk Iron and Steel Works"]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Elektromekhanika = Russian electromechanics*. 2006;(4):63–67. (In Russ.)
3. Vakhvakhov G.G. *Rabota ventilyatorov v seti* [Operation of the fans in the network]. Moscow: Stroyizdat Publ.; 1975. 101 p. (In Russ.)
4. Onishchenko G.B., Yun'kov M.G. *Elektroprivod turbomekhanizmov* [Turbomachinery electric drive]. Moscow: Energiya Publ.; 1972. 240 p. (In Russ.)
5. Vecherkin M.V., Sarvarov A.S., Makarov A.V. A procedure of calculating the permissible number of soft starts for induction electric drives with a high moment of inertia. *Vestnik of Ivanovo State Power Engineering University*. 2018;1:59–64. (In Russ.) DOI: 10.17588/2072-2672.2018.1.059-064
6. Vakhvakhov G.G. *Energoberezheniye i nadezhnost' ventilyatornykh ustanovok* [Energy saving and reliability of fan systems]. Moscow: Stroyizdat Publ.; 1989. 176 p. (In Russ.)
7. Glikman B.F. *Matematicheskiye modeli pnevmogidravlicheskiykh sistem* [Mathematical models of pneumohydraulic systems]. Moscow: Nauka Publ.; 1986. 368 p. (In Russ.)
8. Abramov F.A., Frolov N.A. *Elektricheskoye modelirovaniye ventilyatsionnykh setey ugol'nykh shakht* [Electrical modeling of ventilation networks in coal mines]. Moscow: Ugletekhizdat Publ.; 1957. 135 p. (In Russ.)
9. Solomakhova T.S., Chebysheva K.V. *Tsentrobezhnyye ventilyatory. Aerodinamicheskiye skhemy i kharakteri-stiki: spravochnik* [Centrifugal fans. Aerodynamic diagrams and characteristics: Handbook]. Moscow: Mashinostroyeniye Publ.; 1980. 176 p. (In Russ.)
10. Svechko M.V., Pitolin V.E. [The spline approximation and graphic parameter interpolation method for complex power facilities in computing models]. *Vestnik Polotskogo gosudarstvennogo universiteta. Seriya C. Fundamental'nye nauki*. 2007;(3):85–89. (In Russ.)
11. Himla J.W. *Optimized fan control in variable air volume HVAC systems using static pressure resets: strategy selection and savings analysis*. Texas A&M university; 2009. 70 p.
12. Krupnikov A.V., Vanyashov A.D., Yanvaryov I.A. Analysis of efficiency of air coolers on the basis of units with various number of fans. *Omskiy nauchnyy vestnik* [Omsk Scientific Bulletin]. 2010;3(93):173–176. (In Russ.)
13. Kryachuk V.M., Vecherkin M.V., Shpon'ko A.A. Diagnostics of gas blowers at OJSC "Magnitogorsk Iron and Steel Works" coke plant. *Coke and Chemistry*. 2011;54(12):484–488. DOI: 10.3103/S1068364X11120052

Информация об авторах

Вечеркин Максим Викторович, канд. техн. наук, доц. кафедры физики, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия; vecherkin@inbox.ru.

Сарваров Анвар Сабулханович, д-р техн. наук, проф. кафедры автоматизированного электропривода и мехатроники, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия; anvar@magtu.ru.

Романова Ирина Павловна, студент кафедры информатики и информационной безопасности, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия; romanova.irina.01@mail.ru.

Богачева Ирина Юрьевна, старший преподаватель кафедры физики, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия; bogachevirina@yandex.ru.

Осколков Сергей Васильевич, старший преподаватель кафедры теплотехнических и энергетических систем, Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова, Магнитогорск, Россия; oskolkov.sv@mail.ru.

Information about the authors

Maxim V. Vecherkin, Cand. Sci. (Eng.), Ass. Prof. of the Department of Physics, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia; vecherkin@inbox.ru.

Anvar S. Sarvarov, Dr. Sci. (Eng.), Prof. of the Department of Automated Electric Drive and Mechatronics, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia; anvar@magtu.ru.

Irina P. Romanova, Student of the Department of Informatics and Information Security, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia; romanova.irina.01@mail.ru.

Irina Yu. Bogacheva, Senior Lecturer, Department of Physics, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia; bogachevirina@yandex.ru.

Sergey V. Oskolkov, Senior Lecturer of the Department of Heat Engineering and Energy Systems, Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk, Russia; oskolkov.sv@mail.ru.

Статья поступила в редакцию 27.07.2022; одобрена после рецензирования 20.08.2022; принята к публикации 10.09.2022.

The article was submitted 27.07.2022; approved after review 20.08.2022; accepted for publication 10.09.2022.

ВЕКТОРНОЕ УПРАВЛЕНИЕ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ НА ОСНОВЕ ВЕНТИЛЬНОГО ДВИГАТЕЛЯ С ДИСКРЕТНОЙ КОММУТАЦИЕЙ ОБМОТКИ

С.Г. Воронин, voroninsg@susu.ru

Н.В. Клиначев, klinachevnn@susu.ru

Н.Ю. Кулёва, kulevani@susu.ru

А.Д. Чернышев, chernishevad@susu.ru

Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия

Аннотация. В статье рассматривается возможность реализации фазового векторного управления (ФВУ) синхронным двигателем с постоянными магнитами в режиме ВД. Рассмотрены характеристики ФВУ при трёх способах дискретной коммутации трёхфазной обмотки: шеститактная 120- и 180-градусная и двенадцатитактная – 150-градусная. Проводится сравнительная оценка эффективности ФВУ с точки зрения расширения диапазона реализуемых механических координат и по энергетическим показателям как при различных способах дискретной коммутации, так и по отношению к синусоидальному питанию. Показано, что по энергетическим показателям наиболее выигрышным оказывается 120-градусная коммутация. Однако при ней значения максимально достижимых скоростей и моментов слабо зависят от угла коммутации θ , поэтому рекомендуется работа при постоянном $\theta = 0$, соответствующим значению КПД, близкому к максимальному в широком диапазоне скоростей. При 180-градусной коммутации ФВУ позволяет регулировать как максимальную скорость, так и максимальный момент. Однако при небольших значениях относительной индуктивности обмотки, под которой понимается отношение индуктивного сопротивления к активному, такой способ регулирования неэффективен из-за низкого КПД и уступает по этому показателю как 120-градусной коммутации, так и случаю синусоидального питания. По мере увеличения относительной индуктивности разница между случаем синусоидального питания и 180-градусной коммутацией уменьшается. Применение 150-градусной коммутации позволяет, с одной стороны, повысить КПД, сохраняя возможность регулирования координат, с другой стороны, уменьшает пульсации момента двигателя, расширяя возможную область применения привода.

Ключевые слова: синхронный двигатель с постоянными магнитами, вентильный двигатель, фазовое векторное управление, дискретная коммутация, механическая характеристика, электромагнитный КПД, пульсации момента, угол коммутации

Благодарности: Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 22-29-20124, <https://rscf.ru/project/22-29-20124/>.

Для цитирования: Векторное управление электроприводом на основе вентильного двигателя с дискретной коммутацией обмотки / С.Г. Воронин, Н.В. Клиначев, Н.Ю. Кулёва, А.Д. Чернышев // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2022. Т. 22, № 4. С. 42–52. DOI: 10.14529/power220405

Original article
DOI: 10.14529/power220405

VECTOR CONTROL OF AN ELECTRIC DRIVE BASED ON A THYRATRON MOTOR WITH DISCRETE WINDING COMMUTATION

S.G. Voronin, voroninsg@susu.ru

N.V. Klinachev, klinachevnn@susu.ru

N.Yu. Kuleva, kulevani@susu.ru

A.D. Chernyshev, chernishevad@susu.ru

South Ural State University, Chelyabinsk, Russia

Abstract. The article considers the possibility of implementing phase vector control (FVU) of a synchronous motor with permanent magnets in the thyatron motor mode. The characteristics of the FVU with three methods of discrete commutation of the three-phase winding are considered: six-stroke 120- and 180-degree and twelve-stroke 150-degree. A comparative assessment of the efficiency of the PVF is carried out in terms of expanding the range of implemented mechanical coordinates and energy indicators, both with different methods of discrete switching and with respect to sinusoidal power supply. It is shown that 120-degree switching is the most advantageous in terms of energy indicators.

However, with it, the values of the maximum achievable speeds and moments weakly depend on the angle of commutation θ , therefore, operation is recommended at a constant $\theta = 0$, corresponding to the efficiency value close to the maximum in a wide range of speeds. With 180-degree commutation, the FVU allows you to adjust both the maximum speed and the maximum torque. However, with small values of the relative inductance of the winding, which refers to the ratio of inductive resistance to active, this method of regulation is ineffective due to low efficiency and is inferior in this indicator to both 120-degree commutation and the case of sinusoidal power supply. As the relative inductance increases, the difference between the case of sinusoidal power supply and 180-degree switching decreases. The use of 150-degree commutation allows, on the one hand, to increase efficiency while maintaining the ability to adjust coordinates, on the other hand, reduces the pulsation of the motor torque, expanding the possible scope of the drive.

Keywords: synchronous motor with permanent magnets, thyatron motor, discrete switching, phase vector control, mechanical characteristic, electromagnetic efficiency, commutation angle

Acknowledgments: The research was carried out at the expense of a grant from the Russian Science Foundation, <https://rscf.ru/project/22-29-20124/>.

For citation: Voronin S.G., Klinachev N.V., Kuleva N.Yu., Chernyshev A.D. Vector control of an electric drive based on a thyatron motor with discrete winding commutation. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering*. 2022;22(4): 42–52. (In Russ.) DOI: 10.14529/power220405

Введение

При использовании электроприводов на основе синхронных двигателей с постоянными магнитами (СДПМ), реализующих векторное управление, как правило, используется принцип регулирования составляющих токов по осям вращающегося намагниченного ротора [1–3]. Применение такого принципа позволяет строить электропривод на основе хорошо отработанных, чаще всего импортных контроллеров. При этом обеспечиваются хорошие энергетические показатели привода и практически отсутствуют пульсации момента двигателя. В процессе управления приводом предполагается наличие синусоидальности потокосцеплений поля ротора со статорными обмотками, на основе чего применяются стандартные преобразования фазовых токов от неподвижной трёхфазной системы координат к вращающейся двухфазной и, наоборот, от вращающейся к неподвижной. Очевидно, что наличие несинусоидальности потокосцеплений приведёт к ошибке преобразования. Кроме того, сам принцип предполагает формирование синусоидальных фазных напряжений, что ведёт к необходимости повышения частоты ШИМ управления силовыми ключами преобразователя, к которому подключена обмотка статора. Особенно это важно при наличии большого числа полюсов или высокой скорости вращения двигателя.

Между тем имеется ряд общепромышленных электроприводов, такие как приводы насосов, вентиляторов, транспортёров, тяговые приводы летательных аппаратов и т. д., где умеренные пульсации момента допустимы [4, 5]. В таких приводах не имеет смысла использовать относительно сложные алгоритмы с синусоидальным напряжением и классическим векторным управлением, а возможно применение дискретной коммутации обмотки двигателя, а может быть использован принцип фазового векторного управления (ФВУ), когда регулируется угол между первой гармоникой напряжения и ЭДС двигателя (угол коммутации θ) [6]. При реализации такого принципа отпа-

дает необходимость многократного преобразования токов и возможно использование двигателей с несинусоидальной формой ЭДС. Последнее обстоятельство весьма важно, так как СДПМ чаще всего имеют несинусоидальную форму ЭДС.

Постановка задачи исследования

В [7] показано, что при ($\theta = 0$) и определённом сочетании параметров по энергетическим показателям электродвигатель с дискретной коммутацией может даже превосходить двигатель с синусоидальным питанием. Однако особенности ФВУ для такого электропривода, как это сделано, например, в [6] для случая синусоидального питания, до последнего времени исследованы слабо. Задача настоящей статьи – более подробное рассмотрение особенностей регулирования СДПМ с дискретной коммутацией при использовании ФВУ с целью расширения реализуемого диапазона механических координат – скорости и момента, сравнение их с такими же характеристиками двигателей при синусоидальном питании, оценка энергетических показателей при различных способах коммутации. При этом диапазон регулирования механических координат будем оценивать максимальным моментом, который может развить двигатель при номинальном напряжении и заданной скорости, а также максимальной скоростью, которой может достигнуть двигатель, при номинальном напряжении и заданном моменте, без учёта ограничений по тепловым параметрам. Предполагается также оценить возможные пульсации момента двигателя.

Математическое описание статических характеристик электродвигателей

Для математического описания случая синусоидального питания, как и в [7], воспользуемся известными из теории синхронных машин с неявно выраженными полюсами уравнениями для токов и моментов [8], которые в относительных единицах имеют вид:

$$i_d = \frac{\xi v \cos \theta - \sin \theta - \xi v}{(\xi v)^2 + 1}, \quad (1)$$

$$i_q = \frac{\cos \theta - \xi v \sin \theta - v}{(\xi v)^2 + 1}. \quad (2)$$

Здесь $v = \frac{E_m}{U_m}$ – относительная ЭДС; $\xi = \frac{l\omega_6}{r}$ – относительная индуктивность фазовой обмотки. В качестве базового тока взята амплитуда пускового тока $I_m = \frac{U_m}{r}$, r – активное сопротивление фазной обмотки; l – индуктивность фазной обмотки с учётом взаимоиндуктивности с другими фазами; U_m , $E_m = \psi_m \omega$ – амплитуда напряжения и ЭДС соответственно; θ – угол сдвига между векторами напряжения и ЭДС; ω – скорость вращения ротора в электрических координатах; ψ_m – модуль потокосцепления фазной обмотки с полем ротора, $\omega_6 = U_m / \psi_m$.

Относительная электромагнитная мощность двигателя определяется выражением

$$P_3 = i_q v. \quad (3a)$$

Относительный электромагнитный момент определим из соотношения

$$\mu = i_q. \quad (4a)$$

Потребляемую мощность определим из соотношения

$$P = \sqrt{i_d^2 + i_q^2}. \quad (5a)$$

В качестве базового момента взято $M_6 = \frac{3}{2} I_m \psi_m$, а в качестве базовой мощности $P_6 = \frac{3}{2} \frac{U_m^2}{r}$.

Под электромагнитным КПД принято понимать отношение электромагнитной мощности к потребляемой, поэтому его будем считать по выражению

$$\eta_3 = \frac{P_3}{P}. \quad (6)$$

При дискретной коммутации относительно простыми аналитическими соотношениями характеристики могут быть описаны только для частного случая нулевой индуктивности [9]. В частности, для 180-градусной коммутации в относительных единицах имеем:

$$\mu = k_1 \cos \theta - v; \quad (4б)$$

$$P = (1 - k_1 v \cos \theta). \quad (5б)$$

Соответственно для 120-градусной коммутации:

$$\mu = k_1 \cos \theta - \frac{1}{2} v (1 + k_2 \cos 2\theta); \quad (4в)$$

$$P = (1 - k_1 v \cos \theta). \quad (5в)$$

Здесь $k_1 = 3/\pi$, $k_2 = \frac{3\sqrt{3}}{2\pi}$.

В качестве базовых значений момента и скорости принято [7]:

– для 180-градусной коммутации

$$M_6 = \frac{U_n}{2r} \cdot \frac{3}{2} \psi_m; \quad \omega_6 = \frac{2}{3} \cdot \frac{U_n}{\psi_m};$$

– для 120-градусной коммутации

$$M_6 = \frac{U_n}{2r} \cdot \sqrt{3} \psi_m; \quad \omega_6 = \frac{U_n}{\sqrt{3} \psi_m}.$$

Базовая мощность определяется по выражению

$$P_6 = M_6 \omega_6.$$

Исследование энергетических показателей и возможности увеличения максимального момента привода при нулевой индуктивности двигателя

Случай нулевой индуктивности обмотки практически не существует и имеет скорее теоретическое значение, так как позволяет в общем виде получить наглядное представление о виде рабочих и энергетических характеристик двигателя при стремлении индуктивности к нулю. Поэтому математическая модель в виде уравнений (1)–(5) может быть использована для приближённой оценки вида характеристик при $\xi \approx 0$, а также для оценки адекватности результатов, полученных с более сложных цифровых моделей [7, 10–12].

Рассмотрим зависимости изменения максимального момента и КПД от угла θ при нулевой индуктивности для всех способов питания двигателя. Для синусоидального питания эти зависимости легко получить из выражений (3а)–(5а), принимая в них $\xi \approx 0$ [13, 14]. Для дискретной коммутации необходимо воспользоваться теми же уравнениями с индексами (б) и (в). При этом необходимо учитывать, что амплитуда переменного напряжения при питании двигателя от мостового инвертора не может превышать значения $U_m = \frac{U_n}{\sqrt{3}}$.

В качестве объекта исследования возьмём двигатель со следующими параметрами: $U = 24$ В, $R = 1$ Ом, потокосцепление на полюс $\psi_p = 0,04$, число пар полюсов $p = 5$, поэтому полное потокосцепление фазной обмотки с потоком магнитов $\psi_m = 0,2$. Индуктивность обмотки номинальная $L = 3$ мГн, но, как отмечалось, в данном случае мы примем её равной нулю.

Результаты расчётов зависимостей относительного значения максимального момента от угла коммутации представлены на рис. 1. Для этого и всех последующих рисунков индексом а) обозначен случай синусоидального питания, индексом б) – 180-градусная коммутация, индексом в) – 120-градусная коммутация.

Полученные кривые показывают, что вид зависимостей $\mu = f(\theta)$ при 180-градусной дискретной коммутации и синусоидальном питании практически совпадает и момент с увеличением угла θ уменьшается (рис. 1а, б). При 120-градусной коммутации с увеличением скорости вращения момент меньше зависит от угла коммутации и с увеличением этого угла может даже увеличиваться (рис. 1с).

Результаты расчёта КПД по выражению (6) представлены на рис. 2. Полученные кривые показывают одинаково сильное уменьшение КПД с увеличением угла θ при синусоидальном питании и дискретной 180-градусной коммутации (рис. 2а, б). При 120-градусной коммутации уменьшение КПД при небольших изменениях угла θ меньше (рис. 2с), однако увеличение момента на высокой скорости

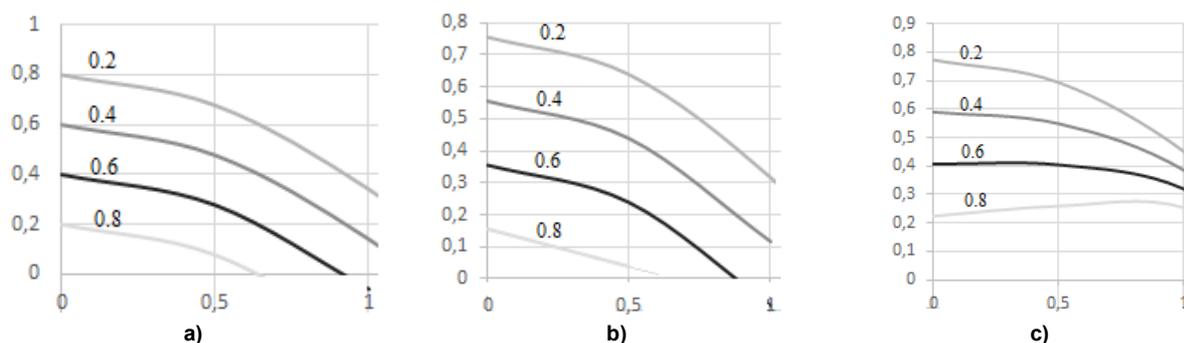


Рис. 1. Зависимость относительного значения максимального момента от угла θ при нулевой индуктивности
Fig. 1. Dependence of the relative value of the maximum moment on the angle θ at zero inductance

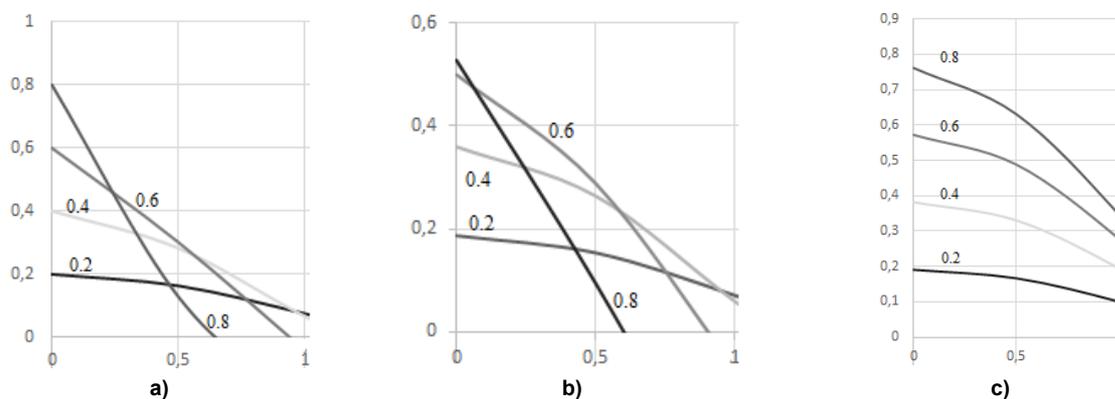


Рис. 2. Зависимость КПД от угла θ при нулевой индуктивности
Fig. 2. Dependence of the efficiency on the angle θ at zero inductance

происходит при больших углах, когда КПД становится низким. Это обстоятельство позволяет заключить, что при нулевой индуктивности обмотки регулирование максимального момента путём изменения угла θ оказывается неэффективным с точки зрения энергетических показателей привода.

Исследование энергетических показателей и регулировочных характеристик привода при ненулевой индуктивности обмотки

Начнём со случая регулирования максимального момента. Как уже отмечалось, в этом случае при дискретной коммутации получить простые наглядные аналитические соотношения для момента и мощностей с учётом угла коммутации сложно. Поэтому мы воспользуемся результатами расчёта электромагнитных процессов на цифровой модели. Для этого используем модель, кратко описанную в [7, 14, 15]. Результаты расчётов будем сравнивать с зависимостями, полученными по уравнениям (1)–(6) для случая синусоидального питания [16–18]. Чтобы оценить влияние индуктивности фазной обмотки на характеристики привода, расчёт будем вести для трёх значений индуктивности двигателя – номинальное значение $L = 3 \text{ мГн}$, значение в десять раз меньше номинального ($L = 0,3 \text{ мГн}$) и в десять раз больше номинального ($L = 30 \text{ мГн}$). Этим значениям индук-

тивности в уравнениях тока (1) и (2) соответствуют значения $\xi = 0,04$; 0,4 и 4,0. Результаты расчёта для $\xi = 0,04$ представлены на рис. 3 и 4, для $\xi = 0,4$ – на рис. 5 и 6, для $\xi = 4$ – на рис. 7 и 8 соответственно.

Сравнение зависимостей, представленных на рис. 1 и 2, с рис. 3 и 4 показывает приближённое качественное и количественное совпадение характеристик, полученных по аналитическим соотношениям при нулевой индуктивности и на цифровых моделях при малой индуктивности. Следовательно, мы можем считать, что используемые цифровые модели с достаточной степенью точности позволяют рассчитать зависимости максимального момента и КПД от угла θ при дискретной коммутации.

Далее будем сравнивать результаты расчёта для синусоидального питания и двух способов дискретной коммутации. Начнём со сравнения моментных характеристик, это рис. 3, 5 и 7. Можно сразу отметить, что 120-градусная коммутация по моментным характеристикам (рисунки с индексом с)) качественно отличается от случаев синусоидального питания и 180-градусной коммутации (рисунки с индексами а) и б)). В частности, при 120-градусной коммутации зависимость максимального момента от угла θ для больших индуктивностей и скоростей вращения деформируется

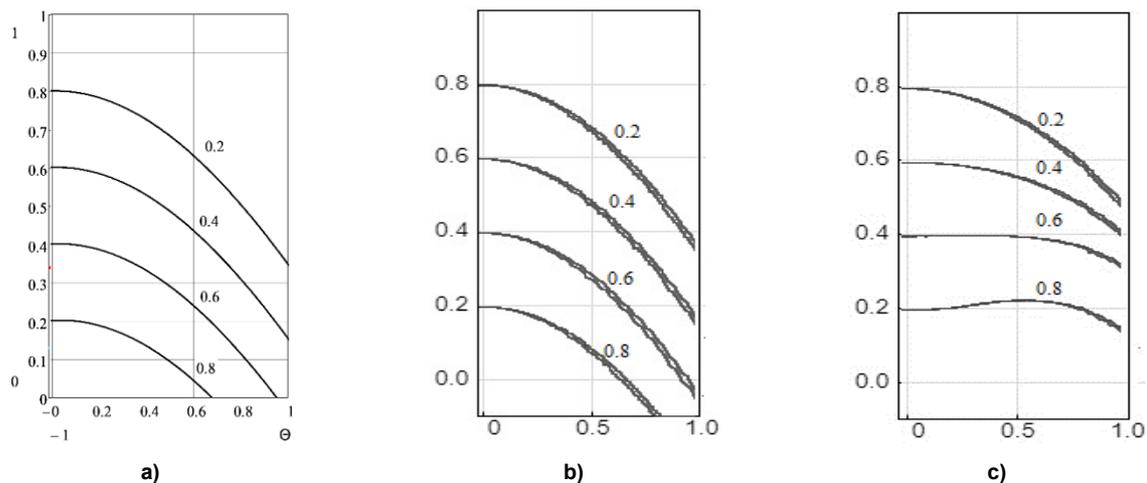


Рис. 3. Зависимость относительного значения максимального момента от угла θ при $\xi = 0,04$
Fig. 3. Dependence of the relative value of the maximum moment on the angle θ at $\xi = 0.04$

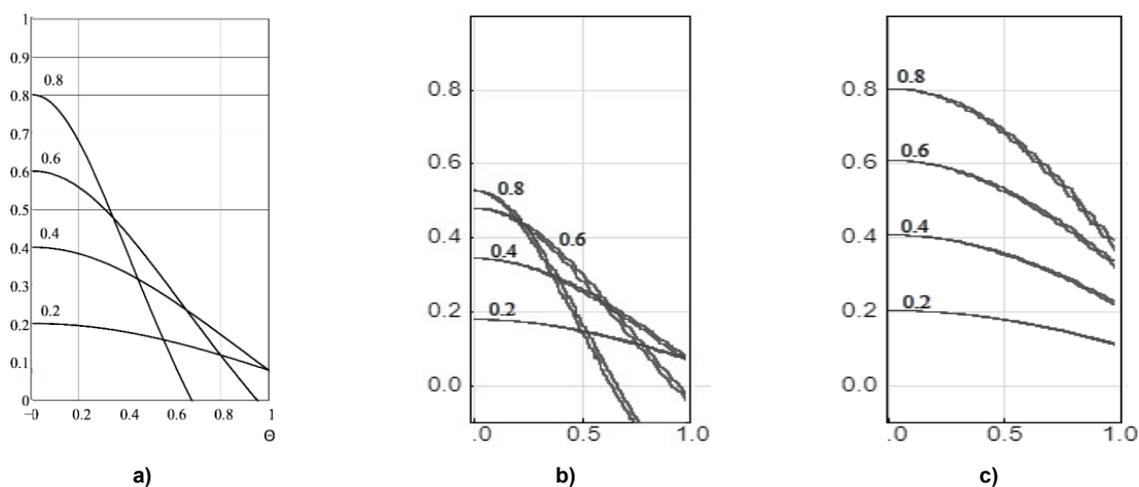


Рис. 4. Зависимость КПД от угла θ при $\xi = 0,04$
Fig. 4. Dependence of the efficiency on the angle θ at $\xi = 0.04$

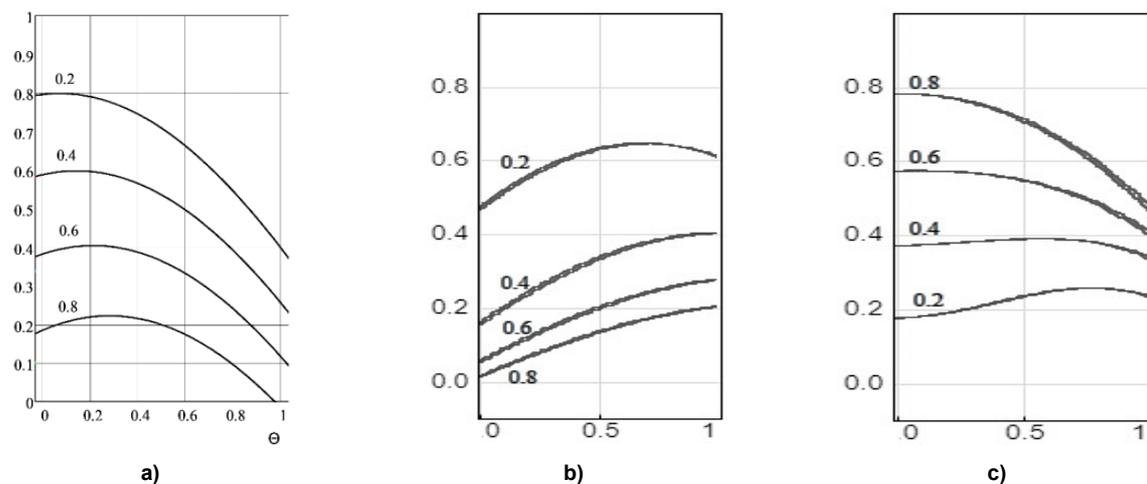


Рис. 5. Зависимость относительного значения максимального момента от угла θ при $\xi = 0,4$
Fig. 5. Dependence of the relative value of the maximum moment on the angle θ at $\xi = 0.4$

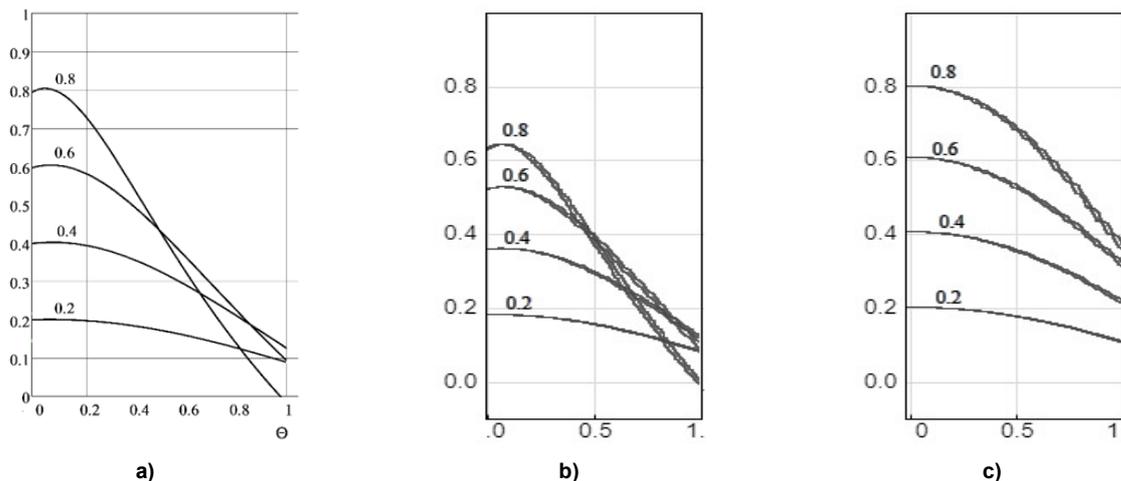


Рис. 6. Зависимость КПД от угла θ при $\xi = 0,4$
Fig. 6. Dependence of the efficiency on the angle θ at $\xi = 0.4$

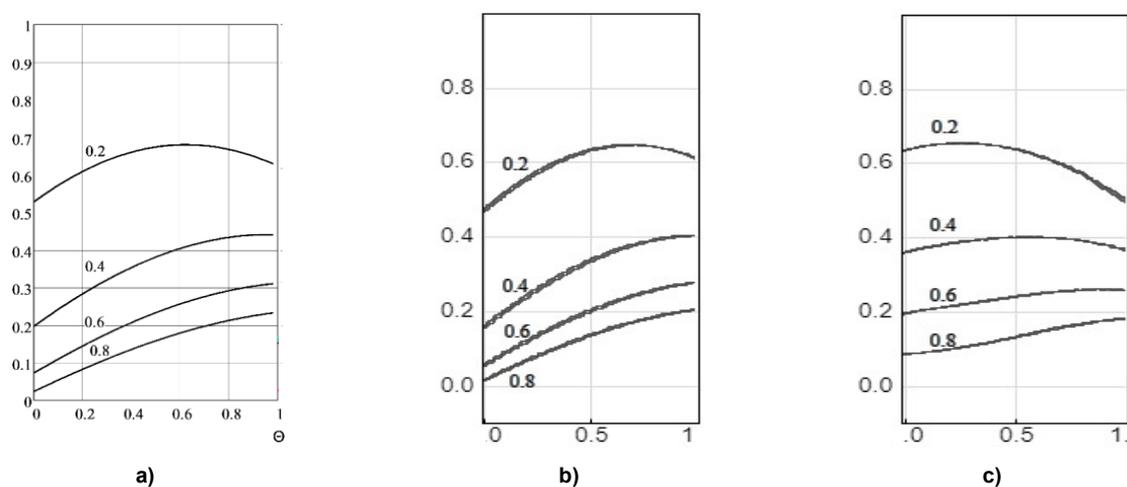


Рис. 7. Зависимость относительного значения максимального момента от угла θ при $\xi = 4,0$
Fig. 7. Dependence of the relative value of the maximum moment on the angle θ at $\xi = 4.0$

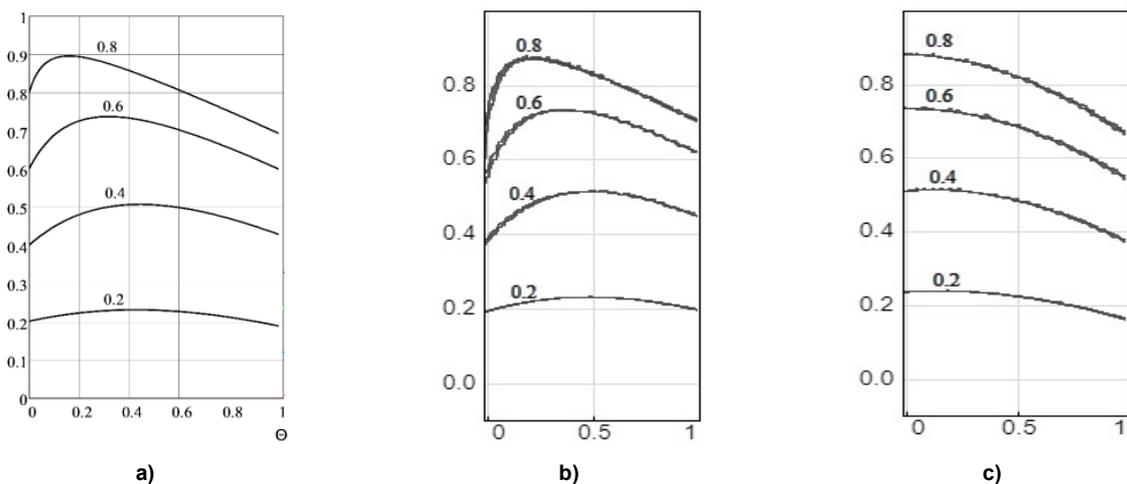


Рис. 8. Зависимость КПД от угла θ при $\xi = 4,0$
Fig. 8. Dependence of the efficiency on the angle θ at $\xi = 4.0$

и теряет вид синусоиды, характерный для двух первых случаев. На ней появляется область слабого изменения максимального момента от угла, а наибольшее его значение незначительно превосходит момент при $\theta = 0$ и сдвинут в область углов, при которых КПД низок (рис. 3с, 5с, 7с). При этом величина КПД оказывается выше, чем при синусоидальном питании и тем более при 180-градусной коммутации. В то же время, как следует из рис. 4с, 6с, 8с, КПД и при $\theta = 0$ равен или близок к максимальному в широком диапазоне индуктивностей и скоростей. Отсюда следует вывод, что при 120-градусной коммутации имеет смысл работать при неизменном значении угла $\theta = 0$ во всём диапазоне регулирования скорости привода.

Для 180-градусной коммутации угол, соответствующий максимальному моменту (рис. 3б, 5б, 7б), такой же, как и при синусоидальном питании. Аналитически он определяется по выражению [6]

$$\theta_m = \arctg \xi v.$$

Значение угла θ , соответствующее максимальному КПД, для случая 180-градусной коммутации совпадает с тем же углом при синусоидальном питании (рис. 4, 6, 8 с индексами а) и б)) и определяется по выражению [6]

$$\theta_\eta = \arctg v \xi - \arcsin \frac{v \xi}{\sqrt{1+(v \xi)^2}}.$$

Однако, как следует из тех же рисунков, по КПД 180-градусная коммутация при малых значениях индуктивности ($\xi < 4$) уступает как 120-градусной коммутации, так и синусоидальному питанию.

Мы промоделировали только два случая дискретной коммутации – 180- и 120-градусную. Как известно [9], возможна ещё 150-градусная коммутация, и следует ожидать, что её характеристики должны находиться между характеристиками первых двух, т. е. она будет уступать 120-градусной коммутации по энергетическим показателям, но превосходить по ним 180-градусную коммутацию, а возможный диапазон регулирования механических координат у неё увеличится по сравнению с первой. Покажем это на примере регулирования максимальной скорости привода. В [6, 19] показана возможность такого регулирования при синусоидальном питании. Расчёт зависимости максимальной скорости и КПД привода при заданном моменте от угла θ был проведён на той же модели, что и модель для расчёта максимального момента. Результаты расчёта представлены на рис. 9–12, где индексами а), б) и с) обозначены кривые при 120-, 180- и 150-градусной коммутации соответственно. Анализ этих рисунков позволяет отметить следующее.

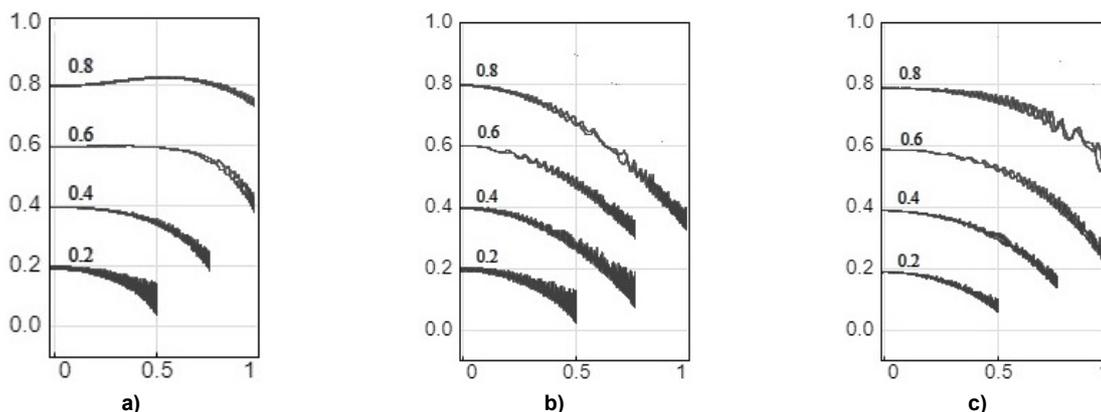


Рис. 9. Зависимость максимальной относительной скорости от угла θ при $\xi = 0,04$
Fig. 9. Dependence of the relative value of the maximum speed on the angle θ at $\xi = 0.04$

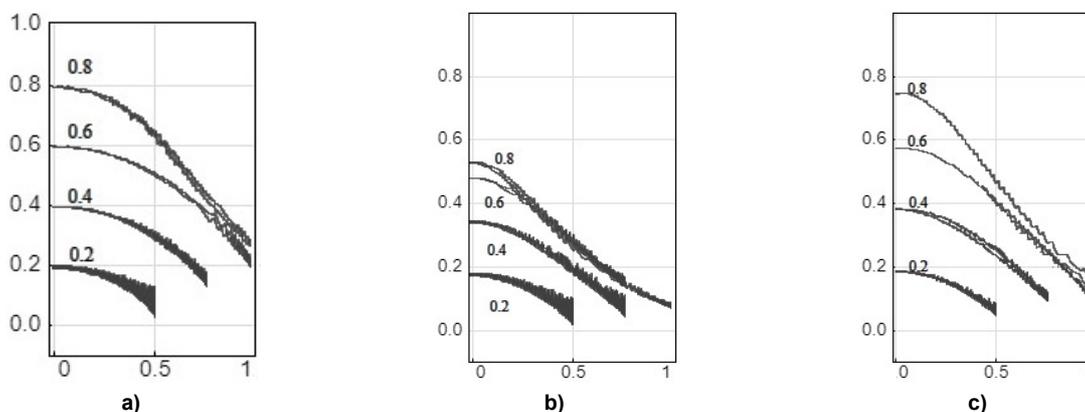


Рис. 10. Зависимость КПД от угла θ при $\xi = 0,04$
Fig. 10. Dependence of the efficiency on the angle θ at $\xi = 0.04$

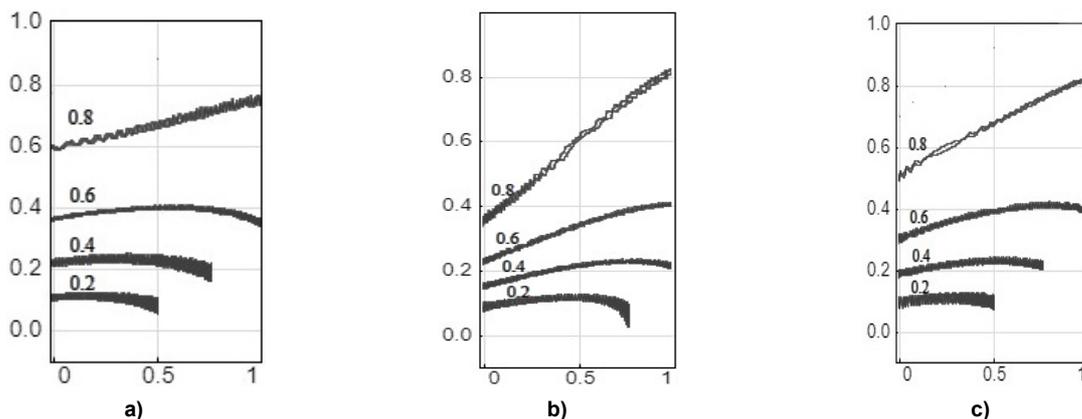


Рис. 11. Зависимость максимальной относительной скорости от угла θ при $\xi = 4$
Fig. 11. Dependence of the relative value of the maximum speed on the angle θ at $\xi = 4$

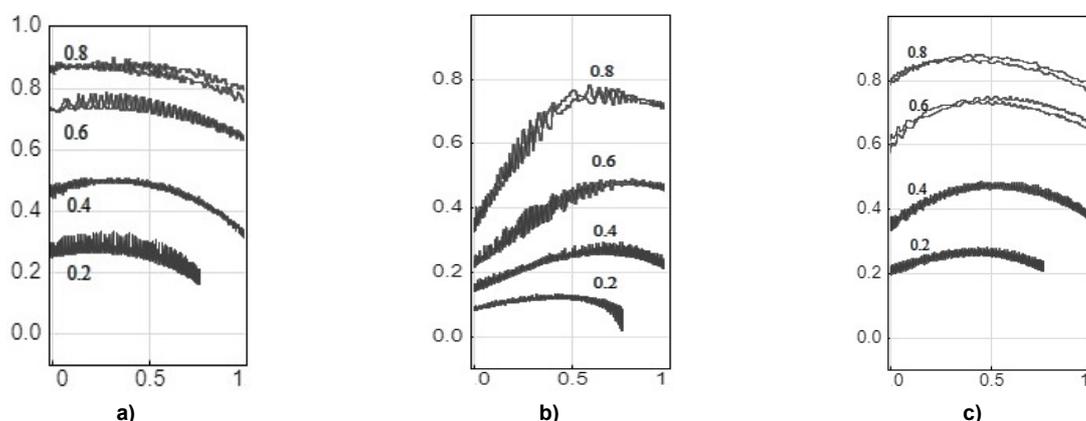


Рис. 12. Зависимость КПД от угла θ при $\xi = 4$
Fig. 12. Dependence of the efficiency on the angle θ at $\xi = 4$

При малой относительной индуктивности и 120-градусной коммутации максимальная скорость практически не зависит от θ , а максимум КПД имеем при $\theta = 0$ (рис. 9а, 10а). Следовательно, для этого случая наиболее эффективна работа при $\theta = 0$.

При малой индуктивности и 180-градусной коммутации угол, соответствующий максимальной скорости, которую может развить привод при заданном моменте, так же, как и при синусоидальном питании, может быть описан приближённым выражением [6]:

$$\theta_{\omega_{\max}} \cong v\xi(1 - \mu). \quad (7)$$

Такое совпадение можно объяснить тем, что при 180-градусной коммутации действующее значение первой гармоники фазного напряжения составляет 0,955 от его полного действующего значения и двигатель с точки зрения регулирования координат ведёт себя как классический синхронный, уступая ему только в энергетике. Однако при этом двигатель имеет низкий КПД (рис. 9б, 10б), поэтому использование 180-градусной коммутации при низкой относительной индуктивности неадекватно.

При малой индуктивности и 150-градусной

коммутации максимальная скорость при заданном моменте также практически не зависит от угла θ , но при этом КПД оказывается существенно выше, чем при 180-градусной коммутации (рис. 9с, 10с), т. е. по своим свойствам этот способ коммутации занимает промежуточное положение между двумя предыдущими.

Увеличение относительной индуктивности ($\xi > 4$) при 120-градусной коммутации даёт некоторое увеличение максимальной скорости при изменении θ (рис. 11а, 12а). Однако это изменение настолько незначительно, что не имеет смысла усложнять схему привода.

При увеличении относительной индуктивности для 180- и 150-градусной коммутации свойства привода приближаются к случаю синусоидального питания, т. е. появляется возможность регулирования максимальной скорости изменением θ , сохраняя достаточно большое значение КПД (рис. 11б, с, рис. 12б, с). В этом случае так же, как и при синусоидальном питании, угол, соответствующий максимальной скорости при заданном моменте, может быть описан приближённым выражением (7).

Исследование пульсаций момента привода в режиме ФВУ

Характер изменения электромагнитного момента СДПМ на межкоммутационном интервале (МКИ) при дискретной коммутации и ненулевой индуктивности обмотки можно получить на той же модели, которую мы использовали выше. Однако для качественной оценки пульсаций момента воспользуемся упрощенными уравнениями для случая нулевой индуктивности [7], в соответствии с которыми изменение момента на МКИ определяется уравнением

$$\mu(\varphi) = (1 - v \cos(\varphi - \theta)) \cos(\varphi - \theta),$$

где $\varphi \in (-\pi/6, +\pi/6)$.

В [7] были проведены исследования пульсаций момента на МКИ для случая нейтральной коммутации ($\theta = 0$) с учётом и без учёта индуктивности. Там показано, что даже в этом случае пульсации могут достигать десяти и более процентов. В режиме ФВУ угол θ становится отличным от нуля и, как видно из приведённого выше уравнения, пульсации увеличиваются и становятся ступенчатыми, так как момент в начале МКИ ($\varphi = -\pi/6$) и в конце МКИ ($\varphi = +\pi/6$) будут сильно отличаться. Наличие индуктивности если и сгладит пульсации, то незначительно. Уменьшение пульсаций момента может дать применение 150-градусной коммутации, так как она предполагает двенадцатитактное переключение обмотки и уменьшение вдвое диапазона изменения угла φ в последнем уравнении.

Заключение

1. Дискретная 120-градусная коммутация превосходит как случай синусоидального питания, так и 180-градусную коммутацию по КПД при всех значениях относительной индуктивности. Однако изменение угла θ в этом случае даёт слабый эффект

с точки зрения как регулирования момента, так и регулирования скорости. Следовательно, при 120-градусной коммутации нецелесообразно использовать режим ФВУ, а проще и достаточно эффективно работать при нейтральной коммутации ($\theta = 0$).

2. Дискретная 180-градусная коммутация в общем случае по энергетическим показателям проигрывает как случаю синусоидального питания, так и 120-градусной коммутации. Однако при больших значениях относительной индуктивности разница между синусоидальным питанием и 180-градусной коммутацией в режиме ФВУ как по виду регулировочных характеристик, так и по КПД нивелируется и при $\xi > 3 \dots 4$ режим ФВУ для неё может быть эффективно использован.

3. Пульсации момента являются основным недостатком дискретной коммутации в режиме ФВУ, их наличие должно учитываться в первую очередь при выборе способа управления приводом с учётом специфики его применения. Для уменьшения пульсаций момента целесообразно использование 150-градусной коммутации, которая и по энергетическим показателям выигрывает по сравнению со 180-градусной коммутацией.

4. Приведённые выводы справедливы до тех пор, пока для описания электромагнитных процессов в двигателе справедливы уравнения (1)–(5), т. е. пока электрические и магнитные цепи можно считать линейными, а индуктивности и активное сопротивление обмоток постоянными. Такая ситуация сохраняется, пока момент двигателя не превышает номинальный [20]. При этом относительная индуктивность обмотки увеличивается с ростом мощности двигателя. Максимальное её значение ($\xi = 4$), для которого приведены результаты моделирования, характерно для двигателей мощностью несколько десятков кВт. Этим диапазоном мощностей и ограничено исследование.

Список литературы

1. Виноградов А.Б. Векторное управление электроприводами переменного тока. Иваново: Изд-во Иванов. гос. энергет. ун-та им. В.И. Ленина, 2008. 298 с.
2. Калачев Ю.Н. Векторное регулирование (заметки практика): метод. пособие. М.: ЭФО, 2013. 63 с.
3. Усольцев А.А. Векторное управление асинхронными двигателями: учеб. пособие по дисциплинам электромехан. цикла. СПб., 2002. 43 с.
4. Бербиренков И.А., Лохнин В.В. Тяговые двигатели на постоянных магнитах в электроприводе электроавтомобиля // Известия Томского политехнического университета. 2011. № 4 (318). С. 148–150.
5. Громышева А.Д., Овчинников И.Е., Егоров А.В. Управление скоростью и моментом вентильного двигателя в приводе транспортного средств // Научно-технический вестник СПбГУ ИТМО. 2011. № 3 (73). С. 43–52.
6. Воронин С.Г., Курносков Д.А. Регулирование механических координат вентильного электропривода методом векторного управления // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2015. Т. 15, № 3. С. 52–58. DOI: 10.14529/power150307
7. Лифанов В.А., Воронин С.Г. Анализ энергетических показателей бесконтактных двигателей постоянного тока // Исследование автоматизированных электроприводов, электрических машин и вентильных преобразователей: сб. науч. тр. ЧПИ. Челябинск: ЧПИ, 1973. № 124. С. 4–9.
8. Сравнительная оценка способов питания СДПМ в режиме вентильного двигателя / С.Г. Воронин, Д.А. Курносков, Н.В. Клиначев, Н.Ю. Кулёва // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2022. Т. 22, № 3. С. 52–61. DOI: 10.14529/power220306

9. Воронин С.Г., Лифанов В.А., Шумихин Б.Г. Исследование пульсаций момента тихоходных бесконтактных двигателей постоянного тока с дискретным датчиком положения ротора // *Электричество*. 1977. № 10. С. 54–58.
10. Микропроцессорная система прямого управления моментом электроприводов на базе синхронного двигателя с постоянными магнитами / А. Рефки, А.С. Каракулов, Ю.Н. Деметьев, С.Н. Кладиев // *Известия высших учебных заведений. Электромеханика*. 2011. № 6. С. 62–66.
11. Сизякин А., Румянцев М. Управление вентильными электродвигателями на базе системы iMotion компании International Rectifier // *Силовая электроника*. 2012. Т. 2, № 35. С. 38–43.
12. Campbell-Kelly M., Croarken M., Flood R.G. *The History of Mathematical Tables from Sumer to Spreadsheets*. Oxford: Oxford University Press, 2003.
13. Современные типы синхронных двигателей переменного тока с постоянными магнитами на роторе и способы управления ими / А.С. Поздеев, В.М. Казакбаев, В.А. Прахт, В.А. Дмитриевский // *Энерго- и ресурсосбережение*. 2015. Т. 1. С. 188–192.
14. Левкин Д. Векторное управление двигателем // *Инженерные решения* [Электронный ресурс]. URL: <http://engineering-solutions.ru/motorcontrol/vector>.
15. Синхронный двигатель с постоянными магнитами // *Инженерные решения* [Электронный ресурс]. URL: <http://engineering-solutions.ru/motorcontrol/pmsm>.
16. Сравнительный анализ векторного управления и прямого управления моментом синхронного электродвигателя с постоянными магнитами / А. Рефки, А.С. Каракулов, Ю.Н. Деметьев, С.Н. Кладиев // *Известия Томского политехнического университета*. 2011. Т. 319, № 4. С. 93–99.
17. Paulus D., Stamper J.-F., Kennel R. Sensorless control of synchronous machines based on direct estimation of the speed and position in polar coordinates of the stator current // *IEEE Transaction on Power Electronics*. 2013. No. 28 (5). P. 2503–2513. DOI: 10.1109/TPEL.2012.2211384
18. Воронин С.Г., Курносков Д.А., Кульмухаметова А.С. Векторное управление синхронными двигателями на постоянных магнитах // *Электротехника*. 2013. № 84 (10). С. 581–585.
19. Kurnosov D., Voronin S. Analysis of the phase control of synchronous electric motor with permanent magnets // 2017 International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM); 2017. P. 1–4. DOI: 10.1109/ICIEAM.2017.8076309
20. Voronin S.G., Sogrin A.I., Kurnosov D.A., Klinachev N.V., Kuleva N.I. Digital models for describing working processes and valve drive characteristics // *Proceedings – 2018 global smart industry conference, GLOSIC 2018*; 2018. P. 351–356.

References

1. Vinogradov A.B. *Vektornoye upravleniye elektroprivodami peremennogo toka* [Vector control of AC electric drives]. Ivanovo: Ivanovo State Power Engineering University named after V.I. Lenin; 2008. 298 p. (In Russ.)
2. Kalachev Yu.N. *Vektornoye regulirovaniye (zametki praktika): metod. posobiye* [Vector regulation (notes of practice). Methodical manual]. Moscow: EFO; 2013. 63 p. (In Russ.)
3. Usoltsev A.A. *Vektornoye upravleniye asinkhronnymi dvigatelyami: ucheb. posobiye po distsiplinam elektromekhan. tsikla* [Vector control of asynchronous motors. Methodical manual of the electromechanical cycle]. St. Petersburg; 2002. 43 p. (In Russ.)
4. Berbirenkov, I.A., Lokhnin V.V. [Traction motors on permanent magnets in the electric drive of an electric vehicle]. *Bulletin of the Tomsk polytechnic university*. 2011;4(318):148–150 (In Russ.)
5. Gromysheva A.D., Ovchinnikov I.E., Egorov A.V. Speed and torque control of gate motor in vehicle drive gear. *Scientific and Technical Bulletin of St. Petersburg State University of Information Technologies, Mechanics and Optics*. 2011;3(73):43–52. (In Russ.)
6. Voronin S.G., Kurnosov D.A. Regulation of Mechanical Coordinates of the Switching Control Synchronous Motor by Method of Vector Control. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering*. 2015;15(3):52–58. (In Russ.) DOI: 10.14529/power150307
7. Lifanov V.A., Voronin S.G. [Analysis of energy indicators of contactless DC motors]. In: *Research of automated electric drives, electrical machines and valve converters: a collection of scientific papers of the ChPI*. Chelyabinsk: ChPI; 1973. No. 124. P. 4–9. (In Russ.)
8. Voronin S.G., Kurnosov D.A., Klinachev N.V., Kuleva N.Yu. Comparative evaluation of the methods of powering the PMSM in a thyatron motor mode. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering*. 2022;22(3):52–61. (In Russ.) DOI: 10.14529/power220306
9. Voronin S.G., Lifanov V.A., Shumikhin B.G. [Investigation of moment pulsations of low-speed contactless DC motors with a specific rotor position sensor]. *Elektrichestvo*. 1977;(10):54–58. (In Russ.)
10. Refki A., Karakulov A.S., Dementiev Yu.N., Kladiev S.N. [Microprocessor system of direct torque control of electric drives based on a synchronous motor with permanent magnets]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Elektromekhanika = Russian electromechanics*. 2011;(6):62–66. (In Russ.)

11. Sizyakin A., Rummyantsev M. [Control of valve electric motors based on the iMotion system of the international rectifier company]. *Power electronics*. 2012; 2(35):38–43. (In Russ.)
12. Campbell-Kelly M., Croarken M., Flood R.G. *The History of Mathematical Tables from Sumer to Spreadsheets*. Oxford: Oxford University Press; 2003.
13. Pozdeev A.S., Kazakbayev V.M., Prakht V.A., Dmitrievsky V.A. [Modern types of synchronous AC motors with permanent magnets on the rotor and methods of controlling them]. In: *Energo- i resursoberezhniye* [Energy and resource conservation]; 2015. Vol. 1. P. 188–192. (In Russ.)
14. Levkin D. Vector control of motor. *Engineering Solutions* [Electronic resource]. Available at: <http://engineering-solutions.ru/motorcontrol/vector>.
15. Levkin D. Permanent magnet synchronous motor. *Engineering Solutions* [Electronic resource]. Available at: <http://engineering-solutions.ru/engine-management/pmsm>.
16. Refki. A., Karakulov A.S., Dementiev Yu.N., Kladiyev S.N. [Comparative analysis of vector control and direct torque control of a synchronous electric motor with permanent magnets them]. *Bulletin of the Tomsk polytechnic university*. 2011;319(4):93–99. (In Russ.)
17. Paulus D., Stamper J.-F., Kennel R. Sensorless control of synchronous machines based on direct estimation of the speed and position in polar coordinates of the stator current. *IEEE Transaction on Power Electronics*. 2013;28(5):2503–2513. DOI: 10.1109/TPEL.2012.2211384
18. Voronin S.G., Kurnosov D.A., Kulmukhametova A.S. Vector control of permanent-magnet synchronous motors. *Russian Electrical Engineering*. 2013;84(10):581–585. DOI: 10.3103/S106837121310012X
19. Kurnosov D., Voronin S. Analysis of the phase control of synchronous electric motor with permanent magnets. In: *2017 International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM)*; 2017. P. 1–4. DOI: 10.1109/ICIEAM.2017.8076309
20. Voronin S.G., Sogrin A.I., Kurnosov D.A., Klinachev N.V., Kuleva N.I. Digital models for describing working processes and valve drive characteristics. In: *Proceedings – 2018 global smart industry conference, GLOSIC 2018*; 2018. P. 351–356.

Информация об авторах

Воронин Сергей Григорьевич, д-р техн. наук, проф., старший научный сотрудник Управления научной и инновационной деятельности, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; voroninsg@susu.ru.

Клиначев Николай Васильевич, канд. техн. наук, доц., преподаватель кафедры летательных аппаратов, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; klinachevnn@susu.ru.

Кулёва Надежда Юрьевна, младший научный сотрудник Управления научной и инновационной деятельности, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; kulevani@susu.ru.

Чернышев Алексей Дмитриевич, инженер-исследователь Управления научной и инновационной деятельности, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; chernishevad@susu.ru.

Information about the authors

Sergey G. Voronin, Dr. Sci. (Eng.), Prof., Senior Researcher of the Department of Scientific Innovation, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; voroninsg@susu.ru.

Nikolay V. Klinachev, Cand. Sci. (Eng.), Ass. Prof., Lecturer of the Department of Aircraft, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; klinachevnn@susu.ru.

Nadezhda Yu. Kuleva, Junior Researcher of the Department of Scientific Innovation, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; kulevani@susu.ru.

Alexey D. Chernyshev, Research Engineer of the Department of Scientific Innovation, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; chernishevad@susu.ru.

Статья поступила в редакцию 21.04.2022; одобрена после рецензирования 05.05.2022; принята к публикации 05.05.2022.

The article was submitted 21.04.2022; approved after review 05.05.2022; accepted for publication 05.05.2022.

ОПТИМИЗАЦИЯ ЭЛЕКТРОПРИВОДОВ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА ПРОМЫШЛЕННЫХ МЕХАНИЗМОВ

Д.Ю. Хрюкин, khriukindi@susu.ru, <https://orcid.org/0000-0001-7854-4989>
Е.М. Тулегенов, erlan.tulegenov2017@yandex.ru
К.Д. Семенова, volbergskd@gmail.com
В.А. Кушнарев, a55538a@yandex.ru
Д.А. Сычев, sychevda@susu.ru

Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия

Аннотация. В статье рассматриваются проблемы оптимизации при проектировании комплекта электропривода переменного тока мощностью до 1 МВт. Необходимость оптимизации при проектировании электроприводов обусловлена технико-экономическими показателями при долгосрочной эксплуатации электропривода. Основной проблемой оптимизации электроприводов переменного тока является сложность математического описания электродвигатель-преобразователь частоты. Представлена обобщенная математическая модель электроприводов переменного тока, в которой нелинейная часть преобразователя частоты представлена аperiodическим звеном с постоянной времени T_i , звеном чистого запаздывания с постоянной времени τ и переключающей функцией Ψ_{ni} , которые являются аппроксимирующими для передаточной функции полупроводникового преобразователя. Такая математическая модель позволяет синтезировать силовые цепи и систему управления i -фазного преобразователя. Оптимизация электромеханического преобразователя рассмотрена с применением метода конечных элементов.

Ключевые слова: метод конечных элементов, электропривод переменного тока, математическая модель электропривода, синхронный реактивный двигатель

Благодарности: Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 22-29-20145, <https://rscf.ru/project/22-29-20145/>.

Для цитирования: Оптимизация электроприводов переменного тока промышленных механизмов / Д.Ю. Хрюкин, Е.М. Тулегенов, К.Д. Семенова и др. // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2022. Т. 22, № 4. С. 53–59. DOI: 10.14529/power220406

Original article
DOI: 10.14529/power220406

OPTIMIZATION OF ELECTRIC DRIVES OF INDUSTRIAL MECHANISMS

D.Yu. Khriukin, khriukindi@susu.ru, <https://orcid.org/0000-0001-7854-4989>
E.M. Tulegenov, erlan.tulegenov2017@yandex.ru
K.D. Semenova, volbergskd@gmail.com
V.A. Kushnarev, a55538a@yandex.ru
D.A. Sychev, sychevda@susu.ru

South Ural State University, Chelyabinsk, Russia

Abstract. This article discusses optimization problems in the design of an AC electric drive kit with a capacity of up to 1 MW. The need for optimization in the design of the electric drive is due to the technical and economic indicators of the long-term operation of the electric drive. The main problem of optimizing the AC electric drive is the complexity of the mathematical description of the frequency converter electric motor. A generalized mathematical model of AC electric drives is presented, in which the nonlinear part of the frequency converter is represented by an aperiodic link with a time constant T_i , a pure delay link with a time constant τ and a switching function Ψ_{ni} , which are approximating a semiconductor converter for the transfer function. Such a mathematical model makes it possible to synthesize power

circuits and an *i*-beam converter control system. The optimization of an electromechanical converter using the finite element method is considered.

Keywords: finite element method, current circuit electric drive, electric drive mathematical model, synchronous reluctance motor

Acknowledgments: The study was supported by the Russian Science Foundation grant No. 22-29-20145, <https://rscf.ru/project/22-29-20145/>.

For citation: Khriukin D.Yu., Tulegenov E.M., Semenova K.D., Kushnarev V.A., Sychev D.A. Optimization of electric drives of industrial mechanisms. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering.* 2022;22(4): 53–59. (In Russ.) DOI: 10.14529/power220406

Введение

Повышение энергоэффективности и надежности электротехнического оборудования, а конкретно комплекса электромеханического и электрического преобразователей, считается вопросом решенным. Анализ работ отечественных и зарубежных авторов, а также результаты научно-технической деятельности электротехнических компаний показали, что наиболее частым является решение, при котором задачи улучшения качественных характеристик электропривода выполняются путем оптимизации современных систем электроприводов переменного с питанием от трехфазных источников с синусоидальной формой тока. Такие научно-технические решения повсеместно внедрены в отечественной и западной промышленности на всех ответственных технологических механизмах. Альтернативное решение повышения качества характеристик работы электропривода – разработка и проектирование специальных электромеханических преобразователей для приводов относительно небольшой мощности (до 1 МВт), однако здесь проблема оптимизации решается только с позиции электромеханического преобразователя без учета теории и принципов построения новой структуры импульсных источников энергии. Существуют многочисленные работы российских и зарубежных ученых, посвященные исследованиям общей теории электромеханического преобразования энергии, а также теории вентильных полупроводниковых преобразователей частоты. В рамках поставленной задачи многовекторной оптимизации комплекта регулируемого электропривода необходимо акцентировать внимание на трех ключевых аспектах современных исследований в области основ теории современных регулируемых электроприводов переменного тока.

Начиная с конца 1970-х гг. началось создание основ теории электрических машин нетрадиционных конструкций, таких как шаговые электродвигатели, вентильно-индукторные, реактивные и другие [1, 2]. Однако целенаправленных работ вплоть до начала 2000-х гг. не проводилось по причине слаборазвитой полупроводниковой техники. Вопрос оставался открытым на концептуальном уровне (синергетической парадигмы о возможности достижения улучшенных массогабаритных показателей с существенно улучшенными

показателями, которые могли быть достигнуты при отказе от синусоидальных законов управления, выбора другого числа фаз). В последние годы интерес к теории этих электромеханических преобразователей восстановился. Показано, что улучшение энергетических показателей возможно за счет изменения законов управления переменными электромеханического преобразователя [3, 4].

В то же время в части работ обращается внимание на возможность улучшения удельных показателей электромеханических преобразователей за счет выбора наилучших геометрических параметров электрических машин. Установлено, что наилучшие показатели в электромеханических преобразователях могут быть достигнуты только как при оптимизации геометрических параметров электродвигателя, так и за счет выбора оптимальных законов управления [5, 6].

Оптимизацией конфигурации полупроводниковых преобразователей начали заниматься с самого начала их появления, основные публикации по оптимизации преобразователей частоты приходятся лишь на последние 20 лет [7]. Однако при создании общей теории полупроводниковых преобразователей частоты редко используются статистические данные, которые можно получить на реальных объектах, для уточнения реальных энергетических показателей преобразователей частоты.

Третий аспект, на который будет обращено внимание в данной работе, связан с созданием математических моделей с параллельными расчетами на суперкомпьютерных кластерах. На сегодня можно назвать ряд удачных работ, в которых решена задача устойчивого распараллеливания расчетов по критериям устойчивого расчета и минимума расчетного времени. Однако практически нет информации о возможности распараллеливания расчетов, в которых одновременно используются метод конечных элементов для решения дифференциальных уравнений систем с распределенными параметрами и расчет переходных процессов численными методами обычных дифференциальных уравнений. Практически неизвестны работы, в которых проводилось бы совокупное рассмотрение общей теории электромеханического преобразования энергии в теории вентильных преобразователей частоты, которая позволит в комплексе выполнить оптимизационные процедуры.

**Обобщенная математическая модель
электроприводов переменного тока**

Исследования влияния изменения геометрических параметров с целью улучшения характеристик регулируемого электропривода переменного тока невозможно проводить без детализированного описания электромагнитных процессов в его системе. Как правило, для машин традиционных конструкций (асинхронные электроприводы, синхронные электроприводы с неявнополюсным ротором) математическое описание этих процессов обычно ограничивается кривой намагничивания. Кривая намагничивания приемлема для описания электромагнитных процессов классического электродвигателя в рабочем диапазоне, при выходе привода за рабочий диапазон возникает перераспределение магнитных полей. В режимах перегрузки отсутствие учета характера перераспределения магнитных полей приводит к существенным расхождениям расчетных и экспериментальных кривых не только в динамике, но и в установившихся режимах работы [8]. Таким образом, для классических электромеханических преобразователей, работающих в режимах перегрузки, а также для электромеханических преобразователей нестандартной конструкции необходим обязательный учет распределённого характера параметров магнитной системы, что невозможно без знания подробной картины распределения магнитного поля в активных частях электромеханического преобразователя.

Исходя из вышесказанного, можно сделать вывод, что задача синтеза обобщённой модели комплекта электропривода (электромеханического преобразователя и полупроводникового преобразователя) переменного тока, учитывающая распределённый характер магнитной системы, является актуальной.

Большинство математических моделей, описывающих состояние системы электропривода, выполняются с сосредоточенными параметрами. Авторами этих моделей зачастую не рассматривается допустимость принимаемых упрощений в полной мере.

Ранее была предложена обобщённая математическая модель электропривода переменного тока, электромеханический преобразователь которой имеет произвольную конструкцию магнитной цепи [8]. Здесь параметры полупроводникового преобразователя аппроксимированы непрерывными динамическими звеньями в диапазоне частот от $0,5\omega_0$ до ω_0 . Параметры электромеханического преобразователя являются распределёнными. Построение математического описания основывается на критерии минимума расчетного времени, а алгоритм параллельного вычисления обобщен для электроприводов переменного тока. Модель построена с учетом особенностей распределения магнитного потока в электромеханическом преобразователе при упрощенном подходе к описанию полупроводникового преобразователя. Обобщенная математическая модель (рис. 1) выполнена в виде структурной схемы для удобства сопостав-

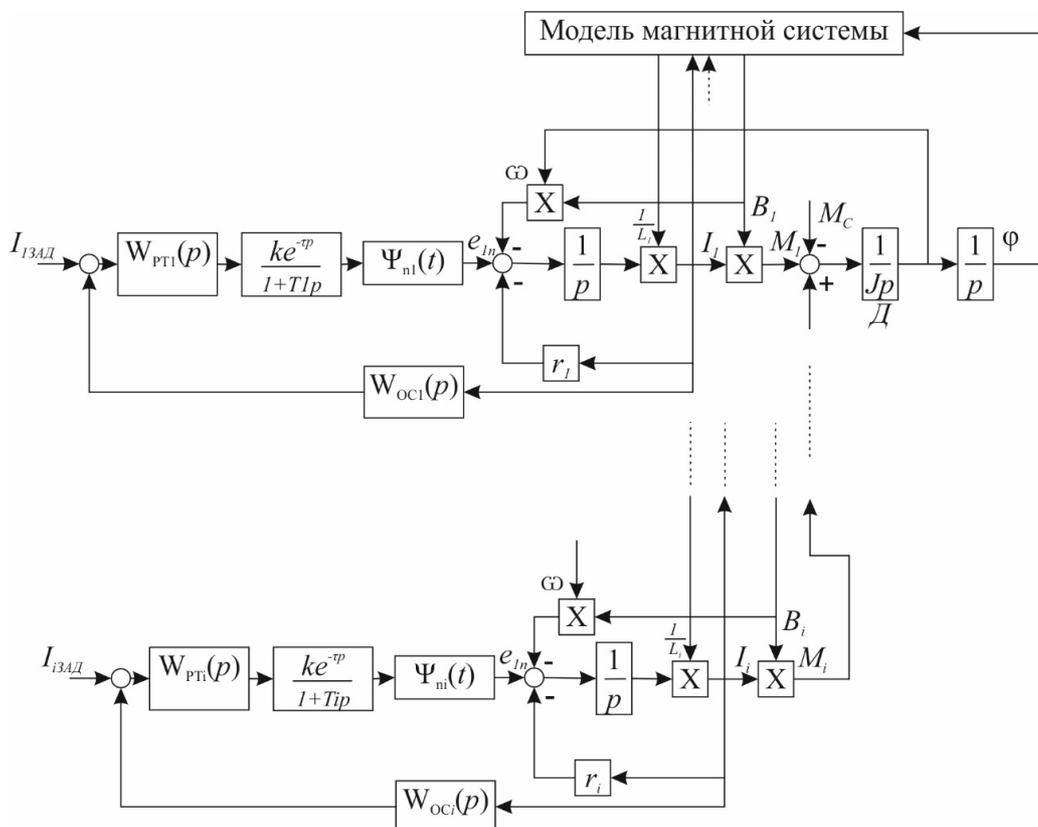


Рис. 1. Обобщенная модель электропривода переменного тока
Fig. 1. Generalized model of electric current drive

ления возможностей электроприводов переменного тока различных типов и состоит из двух блоков.

Система дифференциальных уравнений в полных производных, которая описывает уравнения баланса напряжения в обмотках статора, а также уравнения Лагранжа для вращающихся тел, реализована в первом блоке. Параметры системы L_1, L_2, \dots, L_i являются выходными для блока «Модель магнитной системы двигателя», обозначение которых является индуктивностями обмоток для математического описания электрической машины с сосредоточенными параметрами. В действительности значения этих параметров зависят от текущего электромагнитного состояния системы [8].

Апериодическое звено с постоянной времени T_i , звено чистого запаздывания с постоянной времени τ и переключающая функция Ψ_{ni} являются аппроксимирующими для передаточной функции полупроводникового преобразователя.

В общем случае регулируемый электропривод переменного тока может быть представлен i -фазной системой. Обычно электроприводы переменного тока выполняются на базе 3-фазных систем, однако электроприводы большой мощности и реактивные синхронные электроприводы могут иметь конфигурацию от пяти и более фаз. Последовательное корректирующее устройство $W_{PTi}(p)$ также необходимо для настройки контуров регулирования фазных токов, где на вход системы подаются задания на i токов. Питание электромеханического преобразователя в рассматриваемой модели принято от источников тока, при разомкнутых контурах регулирования фазных токов схема питания преобразуется в преобразователь ЭДС [9, 10].

Пространственная математическая модель электромеханического преобразователя

Необходимо отметить важность алгоритмов оптимизации геометрии электрических двигателей на этапе проектирования. Это позволяет подобрать оптимальное отношение размеров ширины, длины и глубины пазов статора, подобрать лучшее конструктивное решение формы ротора в зависимости от выбираемого параметра: электромагнитного момента, скорости, тока. В программном пакете Ansys реализован дополнительный программный модуль Optimetrics. Данный модуль позволяет путем перебора параметров автоматизировать процесс расчета геометрии электрической машины, задавая область данной оптимизации. Система успешно используется в программе Ansys Maxwell. В программе реализуются метод логического нелинейного программирования, прямого поиска, квазиньютоновский метод и т. д.

Одним из распространенных методов оптимизации является параметрический анализ, позволяющий варьировать пользовательский параметр в определенной области данных. В этом случае можно определить оптимальное отношение варьируемого параметра к электромагнитному параметру машины. В качестве примера можно представить оптимизацию спинки статора в зависимости от электромагнитного момента (рис. 2).

Следующим этапом выступает оптимизация толщины вставок в роторе типа TLA. Для этого необходимо воспользоваться оптимизированным расчетом программы Ansys Optimetrics. Это позволит подобрать толщину пластин таким образом, что на валу двигателя будет наводиться максимальный электромагнитный момент. Результаты оптимизации можно видеть на рис. 3.

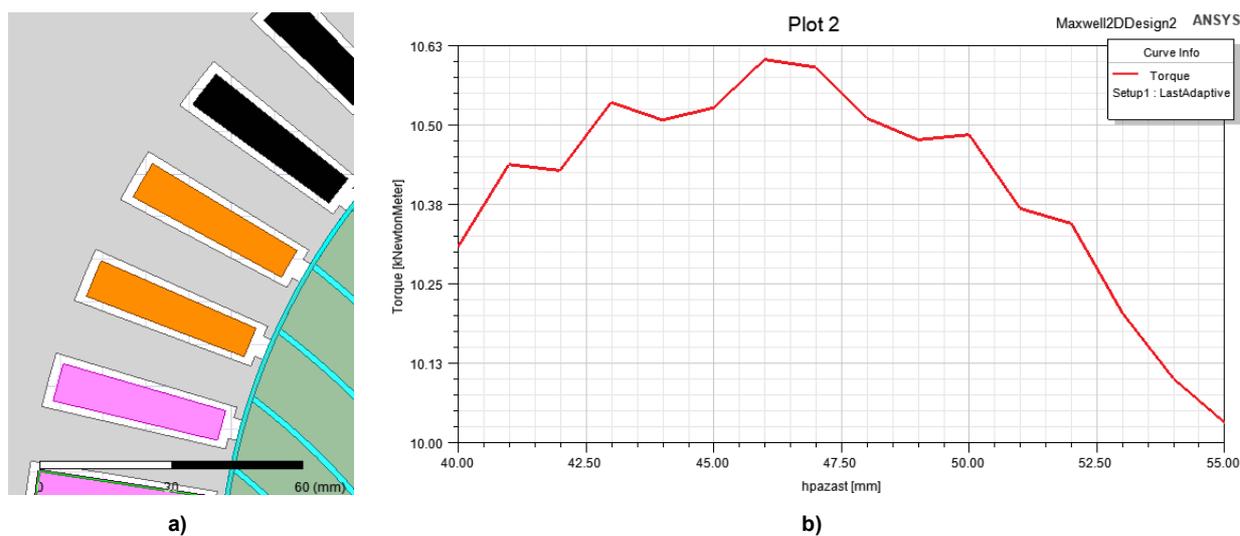


Рис. 2. Оптимизация толщины спинки статора: а – разрез статора СМ; б – зависимость крутящего момента от толщины спинки статора
Fig. 2. Optimization of the thickness of the stator back: а – the stator section CM; б – the dependence of the torque on the thickness of the stator back

Setup Optimization

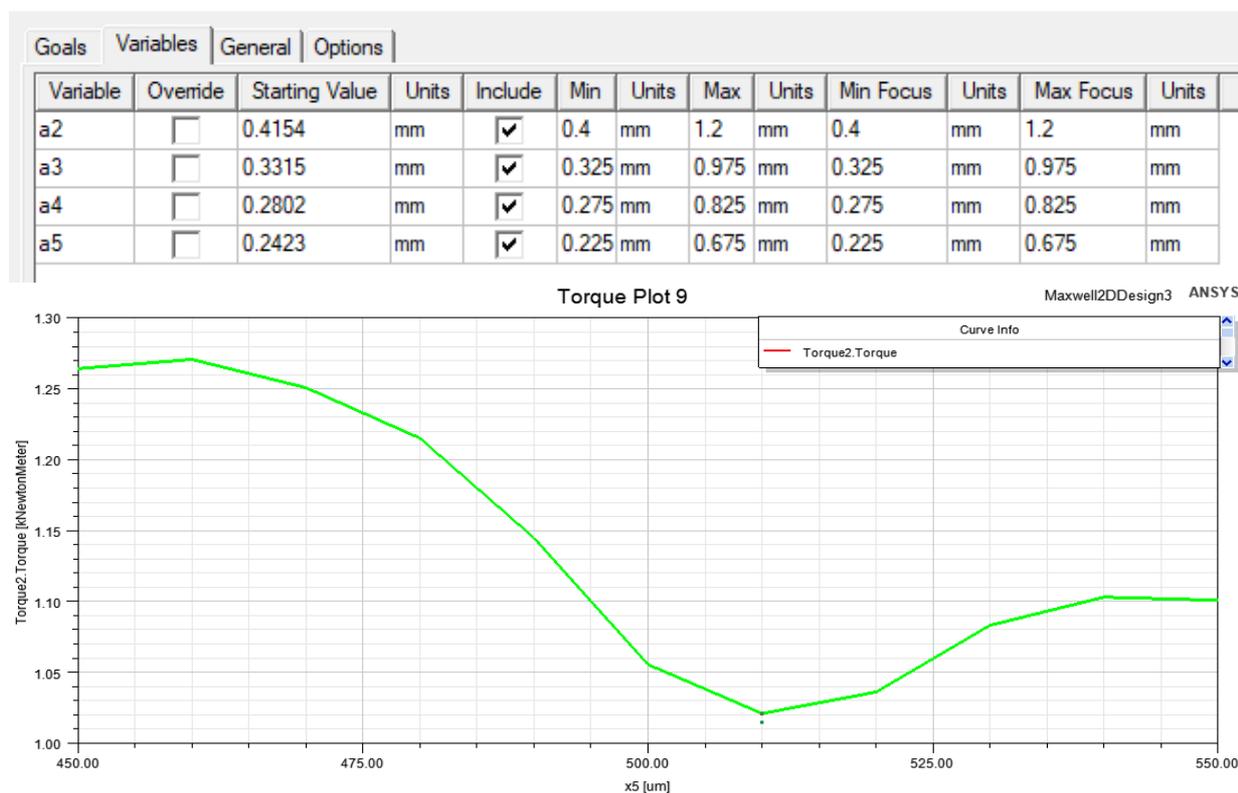


Рис. 3. Зависимость крутящего момента от толщины немагнитных вставок в роторе типа TLA
Fig. 3. The dependence of the torque on the thickness of non-magnetic inserts in the rotor type TLA

Таким образом, при оптимизации геометрических параметров электродвигателя большой мощности до 1 МВт (1...10 кН·м крутящего момента) с применением пространственной модели методом конечных элементов позволяет достигнуть дополнительные 5 % крутящего момента при изменении толщины спинки статора и до 25 % при изменении толщины немагнитных вставок в роторе типа TLA.

Заключение

Проектирование электропривода – сложная многовариантная задача. При её решении приходится учитывать большое количество факторов. Пример расчета электропривода на базе синхронного реактивного двигателя позволил определить правильную геометрию статора, произвести выбор статорной обмотки, которая впоследствии должна выдерживать различные значения тока при нагрузке двигателя свыше номинальных параметров. Необходимым параметром энергоэффективной работы двигателя также является форма питающего напряжения и количество фаз в обмотке статора, для синхронных реактивных машин наилучшим вариантом является прямоугольная или трапециевидальная форма напряжения, что является преимуществом при питании от частотного преобразователя.

Результаты оптимизации комплекса «полупроводниковый преобразователь – двигатель» для широкого класса систем электроприводов по мощ-

ности и типам электрических машин показывают, что в диапазоне мощности до 1 МВт пространственная модель электродвигателя позволяет оптимизировать геометрию электрической машины по критерию максимального крутящего момента с увеличением последнего до 25 %. Новизна предлагаемых результатов заключается в более широком и системном подходе, когда оптимизация электромеханических систем выполняется не только для новых и специальных машин, причем в достаточно частом случае фрагментарного характера. Предлагаемый подход позволяет сделать первую оценку эффекта от оптимизации и может быть обоснованием более детальных научно-исследовательских и опытно-конструкторских работ для конкретного случая.

В некоторых случаях ожидаемый эффект может достигать 30 %. Такой синергетический эффект может быть пояснен на самом простейшем примере, когда выполняется оптимизация классического синхронного реактивного двигателя с простым (несоставным) ротором. При переходе к системе электропривода и реализации закона управления полупроводниковым преобразователем частоты в функции положения ротора удается не заботиться о статической устойчивости системы и реализовывать режим управления, при котором угол нагрузки может быть максимальным, при этом связанный с ним электромагнитный момент также оказывается максимальным.

Список литературы

1. Magureanu R., Vasile N. Magnetic field and steady-state parameters of flux barrier reluctance synchronous motors // *Revue roumaine de sciences techniques. Serie electrotechnique et energetique*. 1979. Vol. 24, no. 3. P. 465–477.
2. Lipo T.A. Performance calculations of a reluctance motor drive by dq harmonic balance // *IEEE Trans Ind Appl*. 1979. Vol. IA-15, no. 1. P. 25–35. DOI: 10.1109/TIA.1979.4503609
3. Du Z.S., Lipo T.A. Design of an improved dual-stator ferrite magnet vernier machine to replace an industrial rare-earth ipm machine // *IEEE Trans Energy Convers*. 2019. Vol. 34, no. 4. P. 2062–2069. DOI: 10.1109/TEC.2019.2931496
4. Modular stator flux and torque control of multi-three-phase induction motor drives / S. Rubino, I.R. Bojoi, F. Mandrile, E. Armando // *IEEE Trans Ind Appl*. 2020. Vol. 56, no. 6. P. 6507–6525. DOI: 10.1109/TIA.2020.3022338
5. Synchronous reluctance machine geometry optimisation through a genetic algorithm based technique / M. Ruba, F. Jurca, L. Czumbil et al. // *IET Electr Power Appl*. 2018. Vol. 12, no. 3. P. 431–438. DOI: 10.1049/iet-epa.2017.0455
6. Salazar L.D., Ziogas P.D. A single-ended SMR converter topology with optimized switching characteristics // *IEEE Trans Power Electron [Internet]*. 1989. Vol. 4, no. 1. P. 53–63. DOI: 10.1109/63.21872
7. Wang X., Palka R., Wardach M. Nonlinear digital simulation models of switched reluctance motor drive // *Energies*. 2020. Vol. 13, no. 24. P. 6715. DOI: 10.3390/en13246715
8. Григорьев М.А. Синхронный реактивный электропривод с независимым управлением по каналу возбуждения и предельными характеристиками по быстродействию и перегрузочным способностям: специальность 05.09.03 «Электротехнические комплексы и системы»: дис. ... д-ра техн. наук. Челябинск, 2013. 325 с.
9. Усынин Ю. С., Григорьев М. А. Тепловая модель электрической машины прокатного стана // *Электротехника*. 2022. № 2. С. 12–16. DOI: 10.53891/00135860_2022_2_12
10. Белоусов Е.В., Григорьев М.А., Хрюкин Д.Ю. Электропривод системы верхнего привода буровой установки // *Электротехника*. 2022. № 2. С. 17–21. DOI: 10.53891/00135860_2022_2_17

References

1. Magureanu R., Vasile N. Magnetic field and steady-state parameters of flux barrier reluctance synchronous motors. *Revue roumaine de sciences techniques. Serie electrotechnique et energetique*. 1979;24(3):465–477.
2. Lipo T.A. Performance calculations of a reluctance motor drive by dq harmonic balance. *IEEE Trans Ind Appl*. 1979;IA-15(1):25–35. DOI: 10.1109/TIA.1979.4503609
3. Du Z.S., Lipo T.A. Design of an improved dual-stator ferrite magnet vernier machine to replace an industrial rare-earth ipm machine. *IEEE Trans Energy Convers* 2019;34(4):2062–2069. DOI: 10.1109/TEC.2019.2931496
4. Rubino S., Bojoi I.R., Mandrile F., Armando E. Modular stator flux and torque control of multi-three-phase induction motor drives. *IEEE Trans Ind Appl*. 2020;56(6):6507–6525. DOI: 10.1109/TIA.2020.3022338
5. Ruba M., Jurca F., Czumbil L., Micu D.D., Martis C., Polycarpou A., Rizzo R. Synchronous reluctance machine geometry optimisation through a genetic algorithm based technique. *IET Electr Power Appl*. 2018;12(3):431–438. DOI: 10.1049/iet-epa.2017.0455
6. Salazar L.D., Ziogas P.D. A single-ended SMR converter topology with optimized switching characteristics. *IEEE Trans Power Electron [Internet]*. 1989;4(1):53–63. DOI: 10.1109/63.21872
7. Wang X., Palka R., Wardach M. Nonlinear digital simulation models of switched reluctance motor drive. *Energies*. 2020;13(24). DOI: 10.3390/en13246715
8. Grigoriev M.A. *Sinkhronnyy reaktivnyy elektroprivod s nezavisimym upravleniyem po kanalu vozbuzhdeniya i predel'nyimi kharakteristikami po bystrodeystviyu i peregruzochnym sposobnostyam: dis. d-ra tekhn. nauk* [Synchronous reluctance electric drive with independent control over the excitation channel and limiting characteristics in terms of speed and overload capacity. Doct. sci. diss.]. Chelyabinsk, 2013. 325 p. (In Russ.)
9. Usynin Y.S., Grigoriev M.A. A Thermal Model of an Electric Rolling-Mill Machine. *Russ. Electr. Engin.* 2022;93(2):71–75. DOI: 10.3103/S1068371222020146
10. Belousov E.V., Grigorev M.A., Khryukin D.Y. An Electric Drive for a Drilling-Rig Top-Drive System. *Russ. Electr. Engin.* 2022;93(2):76–80. DOI: 10.3103/S1068371222020031

Информация об авторах

Хрюкин Дмитрий Юрьевич, аспирант, кафедра электропривода, мехатроники и электромеханики, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; dmitry.khriukin@yandex.ru.

Тулегенов Ерлан Муратович, аспирант, кафедра электропривода, мехатроники и электромеханики, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; erlan.tulegenov2017@yandex.ru.

Семенова Ксения Дмитриевна, аспирант, кафедра электропривода, мехатроники и электромеханики, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; volbergskd@gmail.com.

Кушнарев Виктор Александрович, студент, кафедра техники, технологий и строительства, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; a55538a@yandex.ru.

Сычев Дмитрий Александрович, канд. техн. наук, доц., кафедра электропривода, мехатроники и электромеханики, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; sychevda@susu.ru.

Information about the authors

Dmitry Yu. Khriukin, Postgraduate Student, Department of Electric Drive and Mechatronics, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; dmitry.khriukin@yandex.ru.

Erlan M. Tulegenov, Postgraduate Student, Department of Electric Drive and Mechatronics, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; erlan.tulegenov2017@yandex.ru.

Kseniya D. Semenova, Postgraduate Student, Department of Electric Drive and Mechatronics, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; volbergskd@gmail.com.

Victor A. Kushnarev, Bachelor Student, Department of Engineering, Technology and Construction, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; a55538a@yandex.ru.

Dmitry A. Sychev, Cand. Sci. (Eng.), Ass. Prof., Department of Electric Drive, Mechatronics and Electromechanics, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; sychevda@susu.ru.

Статья поступила в редакцию 15.09.2022; одобрена после рецензирования 30.09.2022; принята к публикации 30.09.2022.

The article was submitted 15.09.2022; approved after review 30.09.2022; accepted for publication 30.09.2022.

РАЗРАБОТКА СИНХРОННОЙ РЕАКТИВНОЙ МАШИНЫ С ВЫСОКИМИ УДЕЛЬНЫМИ ПОКАЗАТЕЛЯМИ ДЛЯ ПРОМЫШЛЕННЫХ ЭЛЕКТРОПРИВОДОВ

Н.В. Савостеенко, savosteenkonv@susu.ru

Н.М. Максимов, maximovnm@susu.ru

М.С. Благов, mblagov@mail.ru

А.Е. Посаднов, alexander.posadnov51@mail.ru

Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия

Аннотация. Использование энергоэффективного электропривода затрагивает различные сферы производства. Актуальность этого с каждым годом растет, замена старого оборудования на современное – это вопрос времени и темпа модернизации. Так, в промышленном производстве кораблестроения стоит вопрос о модернизации гребных установок путем использования электропривода с высокими удельными показателями. К данной энергетической установке предъявляются весьма жесткие условия: достаточно высокий коэффициент полезного действия и высокая мощность при сравнительно малых массогабаритных показателях. Таким образом, выбор пал на использование синхронного реактивного двигателя с использованием высокотемпературных сверхпроводников. Для поддержания сверхпроводящего состояния ВТСП элементов необходима криогенная установка. Учитывая режимы работы и эксплуатации грузовых судов и ледоколов, установка должна быть простой, а материал для охлаждения должен быть доступным. В этом случае хорошими качествами обладает жидкий азот (77 К), так как для его создания необходим только доступ к воздуху из окружающей среды. Элементы ВТСП, на которых спроектирован СРД, должны переходить в сверхпроводящее состояние при температуре кипения жидкого азота. Данная конструкция электропривода позволит не только уменьшить массогабариты гребной установки (система ГЭУ «Азипод»), но и сохранить перегрузочную способность, обеспечив надежную работу привода на всем промежутке времени и режимах эксплуатации судна.

Ключевые слова: синхронная реактивная машина, гребной привод, сверхпроводник, энергоэффективный электропривод

Благодарности: Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 22-29-20145, <https://rscf.ru/project/22-29-20145/>.

Для цитирования: Разработка синхронной реактивной машины с высокими удельными показателями для промышленных электроприводов / Н.В. Савостеенко, Н.М. Максимов, М.С. Благов, А.Е. Посаднов // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2022. Т. 22, № 4. С. 60–66. DOI: 10.14529/power220407

Original article
DOI: 10.14529/power220407

DEVELOPMENT OF A SYNCHRONOUS REACTIVE MACHINE WITH HIGH SPECIFIC INDICATORS FOR INDUSTRIAL ELECTRIC DRIVES

N.V. Savosteenko, savosteenkonv@susu.ru

N.M. Maksimov, maximovnm@susu.ru

M.S. Blagov, m.blagov@momentum.ru

A.E. Posadnov, alexander.posadnov51@mail.ru

South Ural State University, Chelyabinsk, Russia

Abstract. The use of an energy efficient electric drive affects various areas of production. The relevance is growing every year, thus replacing old equipment with modern is a matter of time and pace of modernization. So in the industrial production of shipbuilding, there is a question of modernizing propulsion plants by using an electric drive with high specific performance. Very tough conditions are imposed on this power plant: a fairly high efficiency and high power, with relatively small weight and size indicators. Thus, the choice fell on the use of a synchronous reluctance motor using high-temperature superconductors. To maintain the superconducting state of HTSC elements, a cryogenic facility is required. With the conditions of operation and operation of cargo ships and icebreakers, the installation should

be simple, and the material for cooling should be available. In this case, liquid nitrogen (77 K) has good qualities, because to create it, only access to air from the environment is necessary. The HTSC elements on which the SRM is designed must pass into the superconducting state at the boiling point of liquid nitrogen. This design of the electric drive will allow not only to reduce the weight and dimensions of the propulsion unit (the Azipod power plant system), but also to maintain the overload capacity, ensuring reliable operation of the drive over the entire period of time and modes of operation of the vessel.

Keywords: synchronous reluctance machine, propeller drive, superconductor, energy efficient electric drive

Acknowledgments: The study was supported by the Russian Science Foundation grant No. 22-29-20145, <https://rscf.ru/project/22-29-20145/>.

For citation: Savosteenko N.V., Maksimov N.M., Blagov M.S., Posadnov A.E. Development of a synchronous reactive machine with high specific indicators for industrial electric drives. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering*. 2022;22(4):60–66. (In Russ.) DOI: 10.14529/power220407

Введение

С каждым годом спрос на энергоэффективный привод растет. Это обуславливается не только экологическими нормами, но и сложным технологическим процессом, включающим в себя модернизацию и совершенствование оборудования. Также необходимо отметить, что при использовании энергоэффективного оборудования увеличивается и производительность всего технологического процесса. Так, в работе [1] рассмотрено использование многоуровневого преобразователя частоты для обеспечения бесперебойной работы объектов, относящихся к категории критически важных. В результате выявлено повышение надежности работоспособности электромеханического преобразователя в случае выхода из строя одной фазной обмотки. Следующим примером использования энергоэффективного привода является использование синхронного реактивного двигателя с независимым возбуждением в промышленном электрическом тракторе ДЭТ-400 [2]. Выбор представленной электрической машины обусловлен особенностью конструкции. На роторе отсутствуют обмотка и постоянные магниты, что позволяет повысить в несколько раз перегрузочную способность машины. СРМНВ имеет многофазную статорную обмотку, позволяющую увеличить надежность работы двигателя в случае отказа одной из фаз. Ввиду наличия многофазной статорной обмотки снижаются пульсации электромаг-

нитного момента. Таким образом, исследования и разработка энергоэффективных приводов и энергоустановок являются достаточно востребованным направлением.

Главным фактором использования энергоэффективного электропривода являются массогабаритные показатели. Для определения оптимальной конструкции электрического двигателя необходимо воспользоваться несколькими этапами аппарата математической статистики. Так, для примера, факторный анализ включает в себя регрессионный анализ и оценку достоверности на основании критерия Стьюдента, что позволяет объяснить влияние особенностей конструктивного исполнения электромеханических преобразователей. На базе представленного на рис. 1 объема данных можно описать зависимость номинальных параметров мощности и момента двигателя.

Электропривод в гребных установках

Главным исполнительным механизмом у любого судна является судовая движитель, служащий для движения судна с заданной скоростью. В качестве гидроэнергетической установки гребной установки используется два типа исполнения: ГЭУ «Азипод» и ГЭУ с применением винторулевой колонки. И если мощность второго вариант ГЭУ ограничена механической прочностью ввиду наличия большого количества механических передач, то вариант ГЭУ «Азипод» данной проблемы

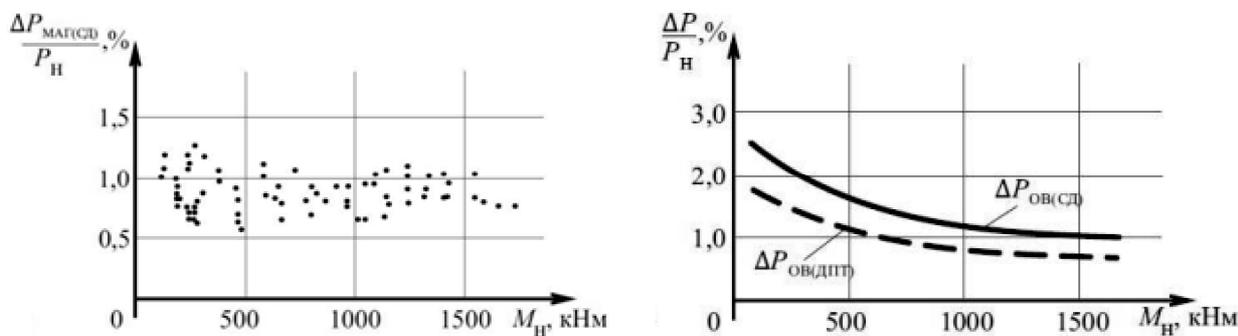


Рис. 1. Совокупность технических данных относительных магнитных потерь электрических машин в зависимости от номинального момента

Fig. 1. The totality of technical data of relative magnetic losses of electrical machines depending on the rated torque

не имеет [3]. Особенность данного ГЭУ заключается в размещении в герметичной гондоле приводного гребного электродвигателя, напрямую соединенного с гребным винтом. Таким образом, система «Азипод» позволяет обеспечить высокую маневренность судна. Однако при необходимости увеличения мощности приводного двигателя прямопропорционально увеличивается число приводных гондол с движетелями, либо мощность самого электродвигателя. Последний вариант может привести к высоким нагрузкам на движетельный модуль судна ввиду больших нагрузок в процессе эксплуатации судна и, как следствие, к преждевременной или даже аварийной поломке модуля.

Таким образом, главная задача модернизации гребного электропривода заключается в увеличении его мощности с учетом сохранения или уменьшения массогабаритных параметров.

Выбор электродвигателя

Особенность работы гребного электродвигателя заключается в его механической характеристике. Она основывается на рабочих характеристиках, снимаемых при номинальной осадке судна и движении в спокойной воде, а также швартовой, при которой момент сопротивления винта достигает максимума. К этому добавляется частый реверс судна. Однако данный реверс резко отличается от реверса гребного двигателя.

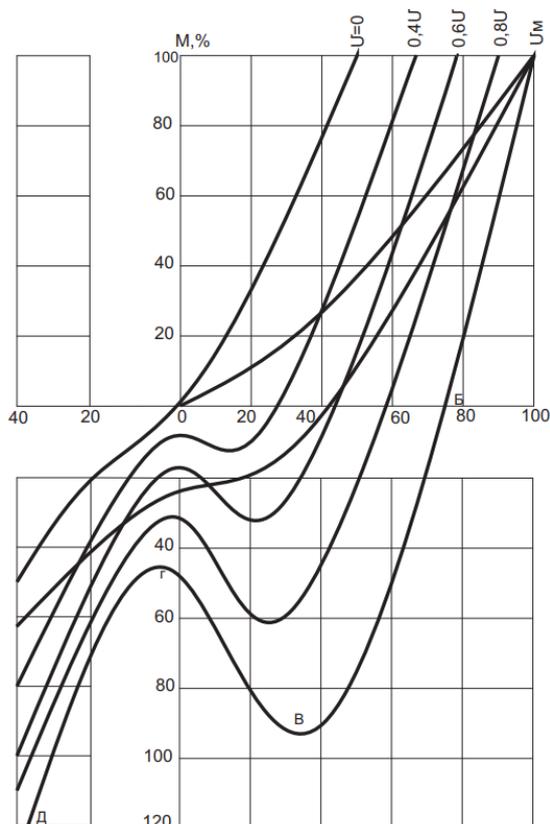


Рис. 2. Нагрузочная характеристика гребной установки
Fig. 2. Load characteristics of the propulsion plant

На рис. 2 представлена нагрузочная характеристика работы гребного привода в зависимости от режима работы. Так, кривая 3 показывает: чтобы достичь уменьшения скорости судна, необходимо остановить гребной винт и удержать его в неподвижном состоянии. При этом на него воздействуют силы, стремящиеся привести винт в движение (встречное течение, инерционный ход судна). В этот момент приводной двигатель должен выдерживать переменный момент на всем промежутке останова судна.

Таким образом, работа электродвигателя гребного привода считается тяжелой. В случае режима работы ледокола нагрузочная диаграмма представляет собой переменную характеристику: частый реверс, остановки, заклинивания винта. Соответственно, выбор электрического двигателя производится более тщательно – привод должен иметь высокую перегрузочную способность.

С представленными задачами эффективно может справиться синхронный реактивный двигатель. Очевидными преимуществами являются простая конструкция, отсутствие на роторе обмотки возбуждения и постоянных магнитов, что позволяет повысить надежность двигателя. Преимущества «холодного» ротора представляют собой возможность работы с моментом на валу 1 : 10, при этом сохраняя высокие динамические показатели, без обязательного охлаждения. Перегрузочная способность представленного вида двигателей выше, чем у асинхронного двигателя или двигателя постоянного тока. Также необходимо отметить простую конструкцию статора СРД. Статор представляет собой точную копию статора асинхронного двигателя, что во много раз упрощает конструкцию двигателя, а также его эксплуатацию [4].

Судить о работе синхронной реактивной машины можно из представленных ниже формул:

$$\Psi_d = L_d i_d + L_{\mu d} L_D;$$

$$\Psi_q = L_q i_q + L_{\mu q} L_Q;$$

$$T_B = \frac{3p(\Psi_d i_q - \Psi_q i_d)}{2}.$$

При создании обмоткой статора магнитного поля возникает момент двигателя. Его вектор направлен так, чтобы в каждый промежуток времени сопротивление магнитного поля в роторе было минимально. Таким образом, он воздействует на ротор электродвигателя, вследствие чего возникает момент вращения. Значение момента прямо зависит от разницы продольной и поперечной индуктивности ротора – чем она больше, тем выше амплитуда момента.

Использование ВТСП-элементов

Использование энергоэффективного привода не решает в полном объеме проблему массогабаритных показателей. Этот вопрос можно решить с помощью использования электропривода, спроектированного с помощью сверхпроводниковых

элементов. Явным преимуществом данного двигателя является высокая выходная мощность при малых массогабаритных показателях, высокий коэффициент мощности и КПД. Недостатком является система охлаждения, необходимая для корректной работы сверхпроводников. Необходимо отметить, что для различных сверхпроводящих материалов требуется разная температура охлаждения. В случае использования электропривода на ВТСП-элементах на ледоходе исполнение криогенной установки должно быть простое, т. е. в качестве охлаждающего вещества должен выступать жидкий азот (77 К), так как для его создания не требуется дополнительных установок и резервуаров с жидким гелием, водородом или неонем. Для создания жидкого азота требуется доступ к воздуху из окружающей среды. Таким образом, при проектировании электропривода на ВТСП-элементах могут выступать материалы на основе иттриевых керамик (YBCO) и композитных висмутовых керамик (BSCCO), имеющие хорошие электромагнитные свойства при охлаждении жидким азотом [5].

Существует несколько типов конструктивного исполнения ВТСП-элементов в электродвигателе. Основными из них являются:

- электрические двигатели с ВТСП-элементами в обмотках статора;
- электрические двигатели с ВТСП-элементами в обмотках ротора.

Применение ВТСП-элементов в статорной обмотке позволит повысить токовую нагрузку, уменьшить потери в статорной обмотке и индуктивных сопротивлений, а также повысить коэффициент полезного действия машины. Первый случай исполнения электропривода неактуален, так как в синхронной реактивной машине отсутствует обмотка на роторе [6].

Таким образом, для дальнейших исследований необходимо спроектировать синхронный реактивный двигатель с использованием высокотемпературных сверхпроводников в пазах статора с охлаждением статора жидким азотом.

Моделирование электродвигателя

Создание опытной модели синхронной реактивной машины с высокотемпературными сверхпроводящими элементами необходимо для изуче-

ния электромагнитных явлений, протекающих в железе, а также изучить угловые характеристики машины, дать оценку целесообразности использования ВТСП-элементов.

Исследование будет проводиться для двух систем ГЭУ:

- «Азипод»;
- винторулевая колонка.

Особенности работы каждой из ГЭУ рассмотрены выше. Из-за конструктивной особенности следует учесть, что гребной привод ГЭУ «Азипод» соединен напрямую с гребным винтом, а у ГЭУ с ВРК соединение осуществляется при помощи комплекса редукторов. Таким образом, необходимо разработать два вида машин, одна будет построена на 4 полюсах, чтобы иметь высокую номинальную скорость вращения, и вторая 8-полюсная машина, чтобы иметь сравнительно низкую частоту вращения, но при этом иметь высокий момент на валу двигателя.

Создание и расчет синхронной реактивной машины производится в программной среде математического моделирования Ansys Maxwell. Преимуществом данной программы является расчет электромагнитных процессов с помощью метода конечных элементов. Статор электрической машины выполнен, как в асинхронном электрическом двигателе. Для этого использован асинхронный двигатель типа D423-1250LC6 (см. таблицу).

Исследование СРМ будет проводиться с различными видами роторов. Как отмечалось ранее, в зависимости от конструкции и исполнения ротора зависят механические, электромеханические и угловые характеристики машины.

Задачи проведения математического проектирования и исследования математических моделей:

- исследование математических моделей без изменения конструкции и размеров статора, а также снятие угловых характеристик при подаче постоянного значения тока на обмотки статора;
- исследование проводится при различных конструкциях ротора СРМ.

Рассмотрим работу СРМ с 4-полюсным и 8-полюсным аксиальным ротором с ВТСП элементами. Сама машина и ее конструкция изображена на рис. 3. Угловые характеристики представлены на рис. 4, 5.

Параметры асинхронного двигателя D423-1250LC6
D423-1250LC6 asynchronous motor parameters

Параметр	D423-1250LC6
Номинальное напряжение, В	660
Номинальная мощность, кВт	1250
Номинальная частота, Гц	50
Номинальный ток, А	1335
Номинальный момент, кНм	12
Максимальный момент, кНм	36
Номинальная частота вращения, об/мин	992

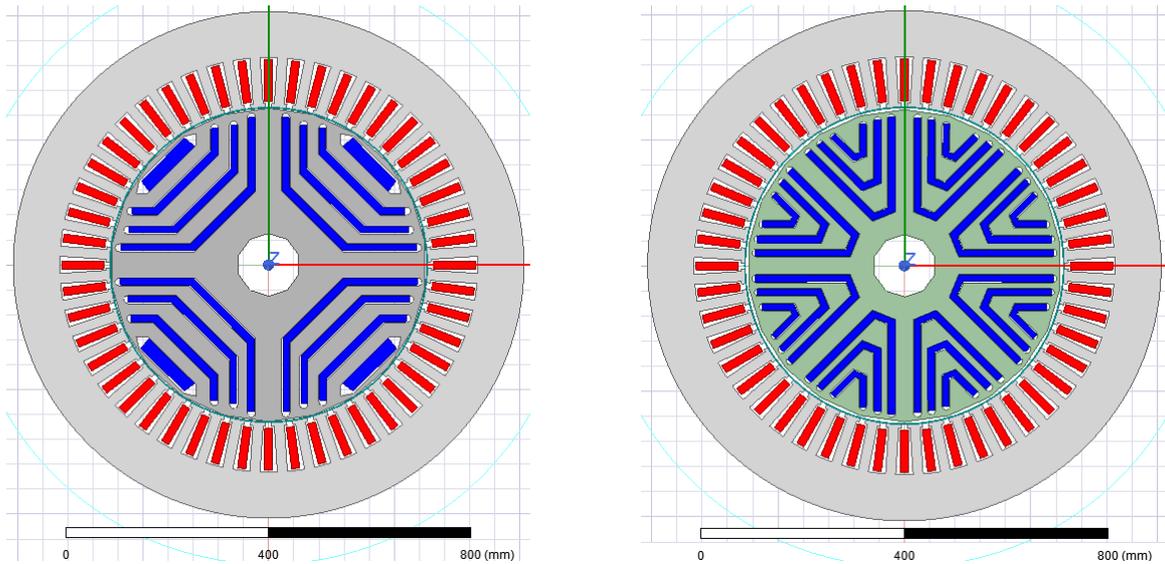


Рис. 3. CPM с 4-полюсным и 8-полюсным аксиальным ротором с ВТСП-элементами
Fig. 3. SRM with 4-pole and 8-pole axial rotor with HTS elements

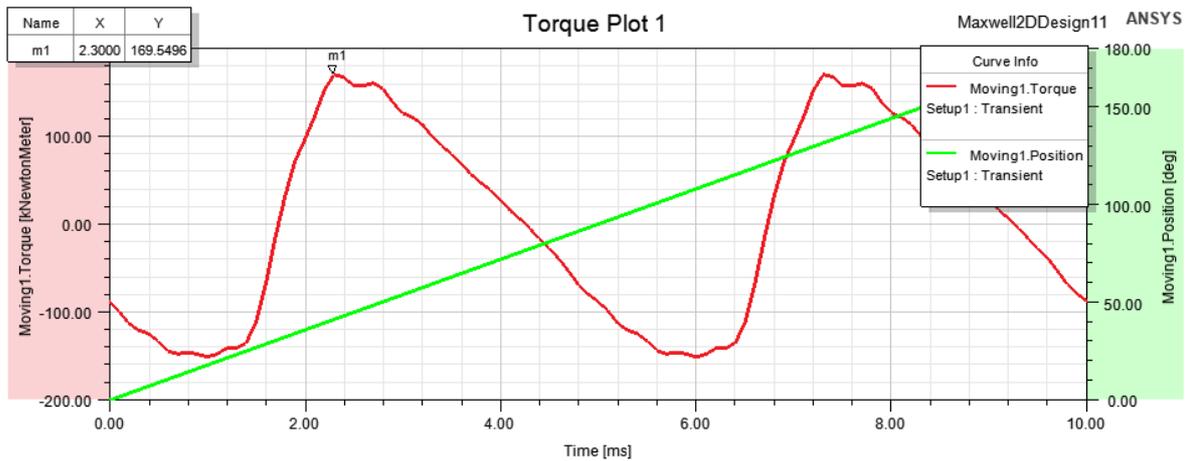


Рис. 4. Угловая характеристика машины с 4-полюсным ротором с ВТСП-элементами
Fig. 4. Angular characteristic of a machine with a 4-pole explicit rotor with HTS elements

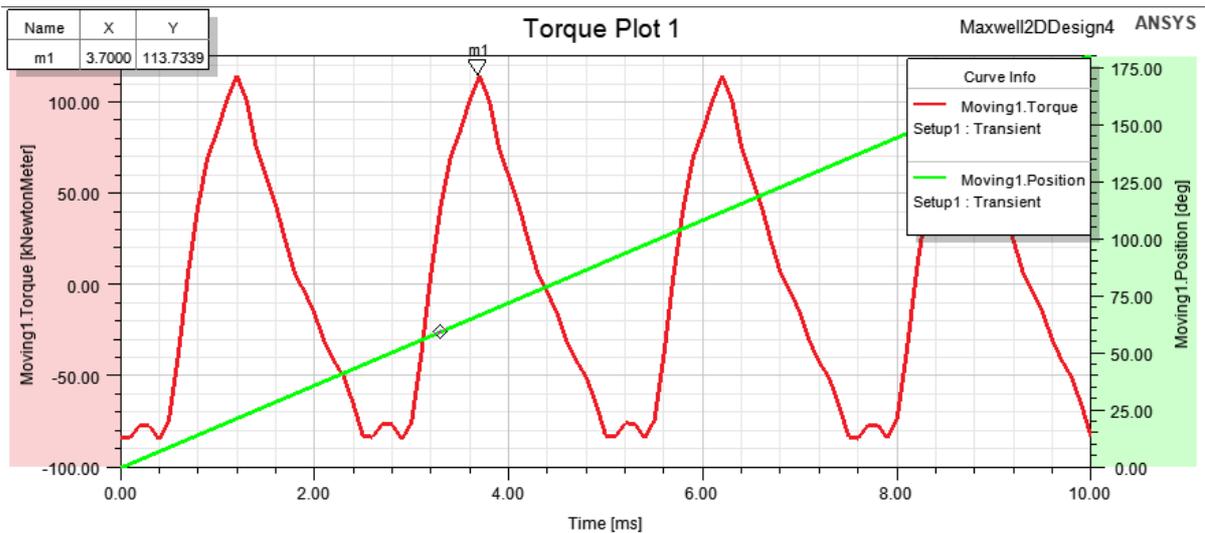


Рис. 5. Угловая характеристика машины 8-полюсным аксиальным ротором с ВТСП-элементами
Fig. 5. Angular response of the machine with an 8-pole axial rotor with HTS elements

Максимальное значение развиваемого машиной момента на 40° положения ротора от начала движения вращения составляет 169,5 кНм (см. рис. 4).

Максимальное значение развиваемого машиной момента на 73° положения ротора от начала движения вращения составляет 113,7 кНм (см. рис. 5).

Заключение

В результате проведенных исследований и полученных данных сделаны следующие выводы по использованию синхронной реактивной машины на базе ВТСП-элементов.

- Лучшие энергетические показатели продемонстрировала синхронная реактивная машина с аксиальным ротором с высокотемпературными вставками в обоих случаях использования: в 4-полюсной и в 8-полюсной машине.

- Для реализации синхронной реактивной машины на базе ВТСП-элементов необходимо наличие постоянного притока охлаждающей жидкости к электроприводу. Если использовать ГЭУ системы «Азипод», появляется большая возможность уменьшить массогабаритные размеры конструкции гондолы гребного привода. Однако необходимо отметить, что при этом теряется маневренность системы в целом.

- Применяя в качестве ГЭУ систему на базе винторулевой колонки, можно также выиграть в случае массогабаритных показателей в сторону уменьшения пространства машинного отделения. Стоит отметить, маневренность судна сохраняется, так как ничего не ограничивает вращения винта на 360° . Однако, как говорилось выше, ГЭУ с ВТК имеют ограниченную выходную мощность ввиду наличия механического редуктора.

Список литературы

1. Самосейко В.Ф., Гельвер Ф.А., Белоусов И.В. Перспективы использования реактивных электрических машин в электроприводе // Труды IX международной (XX Всероссийской) конференции по автоматизированному электроприводе АЭП-2016. 2016. С. 359–363.
2. Горожанкин А.Н. Выбор геометрии ротора синхронной реактивной машины для электроприводов стана холодной прокатки труб // Электротехника. 2020. № 5. С. 2–7.
3. Преобразователь частоты для гребного электродвигателя / Г.М. Мустафа, С.В. Волков, А.М. Ершов и др. // Электротехника. 2014. № 1. С. 46–53.
4. Журавлев А.М., Григорьев М.А. Электromагнитный расчет электрических машин для объектов нефтегазового комплекса // Электротехника. 2020. № 5. С. 25–29.
5. Перспективы применения сверхпроводниковых устройств на борту полностью электрического самолета с гибридной силовой установкой / К.Л. Ковалев, В.Т. Пенкин, Н.С. Иванов и др. // Электричество. 2018. № 10. С. 45–53. DOI: 10.24160/0013-5380-2018-10-45-53
6. Грызлов А.А., Курнаев А.В., Григорьев М.А. Новые подходы к разработке электрических машин для современных регулируемых электроприводов переменного тока // Электротехника. 2020. № 7. С. 46–51.

References

1. Samoseiko V.F., Gelver F.A., Belousov I.V. Prospects for the use of reactive electrical machines in the electric drive. In: *Proceedings of the IX International (XX All-Russian) Conference on the automated electric drive AEP-2016*. 2016. P. 359–363. (In Russ.)
2. Gorozhankin A.N. The Choice of the Rotor Geometry of Synchronous Reluctance Machines for Electric Drives for Cold-Rolling Tube Mills. *Russ. Electr. Engin.* 2020;91:293–297. DOI: 10.3103/S1068371220050041
3. Mustafa G.M., Volkov S.V., Ershov A.M., Sennov Y.M., Minaev G.M. A frequency converter for a propelling electric motor. *Russ. Electr. Engin.* 2014;85(1):45–52. DOI: 10.3103/S106837121401009X
4. Zhuravlev A.M., Grigor'ev M.A. An Electromagnetic Design of Electric Machines for Oil and Gas Facilities. *Russ. Electr. Engin.* 2020;91:312–331. DOI: 10.3103/S1068371220050132
5. Kovalev K.L., Penkin V.T., Ivanov N.S. et al. Prospects for the use of superconducting devices on board an all-electric aircraft with a hybrid power plant. *Elektrichestvo*. 2018;10:45–53. (In Russ.) DOI: 10.24160/0013-5380-2018-10-45-53
6. Gryzlov A.A., Grigorev M.A., Kurnaev A.V. New Approaches to Designing of Electrical Machines for Modern Controlled AC Electric Drives. *Russ. Electr. Engin.* 2020;91:452–456. DOI: 10.3103/S106837122007007X

Информация об авторах

Савостеенко Никита Вадимович, старший преподаватель, кафедра электропривода, мехатроники и электромеханики, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; savosteenkonv@susu.ru.

Максимов Никита Максимович, аспирант, кафедра электропривода, мехатроники и электромеханики, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; maximovnm@susu.ru.

Благов Михаил Сергеевич, аспирант, кафедра электропривода, мехатроники и электромеханики, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; mblagov@mail.ru.

Посаднов Александр Евгеньевич, бакалавр, кафедра электропривода, мехатроники и электромеханики, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; alexander.posadnov51@mail.ru.

Information about the authors

Nikita V. Savosteenko, Senior Lecturer, Department of Electric Drive and Mechatronics, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; savosteenkonv@susu.ru.

Nikita M. Maksimov, Postgraduate Student, Department of Electric Drive and Mechatronics, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; maximovnm@susu.ru.

Mikhail S. Blagov, Postgraduate Student, Department of Electric Drive and Mechatronics, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; mblagov@mail.ru.

Alexander E. Posadnov, Bachelor, Department of Electric Drive and Mechatronics, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; alexander.posadnov51@mail.ru.

Статья поступила в редакцию 10.08.2022; одобрена после рецензирования 30.08.2022; принята к публикации 30.08.2022.

The article was submitted 10.08.2022; approved after review 30.08.2022; accepted for publication 30.08.2022.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ НАГРЕВА АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ С КОРОТКОЗАМКНУТЫМ РОТОРОМ НА ОСНОВЕ ЭКВИВАЛЕНТНОЙ ТЕПЛОВОЙ СХЕМЫ

К.Р. Валиуллин, valiullinkamil91@gmail.com

С.И. Тушев, s_tushev@inbox.ru

Оренбургский государственный университет, Оренбург, Россия

Аннотация. Наибольшая доля отказов асинхронных двигателей в промышленности связана с перегревом изоляции статорной обмотки в результате неправильной эксплуатации оборудования. В данной работе применены методы математического моделирования тепловых процессов асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором для оценки теплового состояния элементов конструкции электродвигателя. Моделирование основано на методе эквивалентных тепловых схем для стационарного нагрева. За основу взята математическая модель, состоящая из 10 основных узлов электрической машины. В работе поставлена задача экспериментальным путем проверить адекватность предложенной математической модели и дать оценку возможности ее применения для диагностики состояния электродвигателя путем измерения тока статора без использования встроенных датчиков. Результаты моделирования были проверены экспериментальным путем с использованием тепловизионного оборудования. По результатам сравнения математической модели и экспериментальных данных сделан вывод о возможности применения предложенной модели для исследования тепловых режимов асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором.

Ключевые слова: математическое моделирование, нагрев, эквивалентная тепловая схема, асинхронный двигатель

Для цитирования: Валиуллин К.Р., Тушев С.И. Математическая модель нагрева асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором на основе эквивалентной тепловой схемы // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2022. Т. 22, № 4. С. 67–76. DOI: 10.14529/power220408

Original article
DOI: 10.14529/power220408

MATHEMATICAL MODEL OF HEATING AN ASYNCHRONOUS MOTOR WITH A SQUIRREL-CAGE ROTOR BASED ON AN EQUIVALENT THERMAL CIRCUIT

K.R. Valiullin, valiullinkamil91@gmail.com

S.I. Tushev, s_tushev@inbox.ru

Orenburg State University, Orenburg, Russia

Abstract. The largest share of failures of asynchronous motors in industry is associated with overheating of the stator winding insulation as a result of improper operation of the equipment. In this paper, methods of mathematical modeling of thermal processes of an asynchronous motor with a squirrel-cage rotor are applied to assess the thermal state of the elements of the electric motor design. The simulation is based on the method of equivalent thermal circuits for stationary heating. The mathematical model consisting of 10 main units of the electric machine is taken as a basis. The aim of the paper is to experimentally test the adequacy of the proposed mathematical model and evaluate the possibility of its application for diagnosing the state of the electric motor by measuring the stator current without using built-in sensors. The simulation results were verified experimentally using thermal imaging equipment. Based on the results of comparing the mathematical model and experimental data, it was concluded that the proposed model can be used to study the thermal regimes of an asynchronous motor with a squirrel-cage rotor.

Keywords: mathematical modeling, heating, equivalent thermal circuit, asynchronous motor

For citation: Valiullin K.R., Tushev S.I. Mathematical model of heating an asynchronous motor with a squirrel-cage rotor based on an equivalent thermal circuit. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering.* 2022;22(4): 67–76. (In Russ.) DOI: 10.14529/power220408

Введение

Асинхронные двигатели с короткозамкнутым ротором являются наиболее распространенным типом электрических машин в электроприводе промышленных и технологических установок [1]. Основная доля отказов электродвигателей связана с выходом из строя изоляции статорной обмотки [2–4], вызванной ее перегревом в результате неправильной эксплуатации. В связи с этим возникает необходимость адекватной оценки температуры обмоток электродвигателя для оценки срока службы двигателя и его энергетических показателей. Анализ литературы позволяет сделать вывод о наличии большого количества разработанных методов оценки температуры, основанных как на прямых методах, так и на косвенных, с применением математического моделирования [5–7]. Наиболее распространенным способом расчета является метод эквивалентной тепловой схемы [8, 9], который позволяет оценить температуру n -го узла электрической машины в заданный момент времени при неизменной нагрузке на валу двигателя. В данном случае сложность модели определяется количеством узлов [10, 11] с большим количеством входных параметров.

Тепловые модели, представленные в [3] и [7] состоят из большого количества узлов, что значительно усложняет процесс моделирования, а также требует большое количество входных данных, таких как геометрические параметры магнитной и электрической цепи машины, большинство которых получить возможно только на стадии проектирования. Из этого возникает необходимость упрощения математической модели с сохранением ее адекватности. Для расчета температуры при изменяющейся нагрузке применяют нестационарные модели нагрева, которые описываются системой дифференциальных уравнений, в основе которых лежит уравнение теплового баланса [12]. Отдельно стоит отметить тот факт, что на срок службы двигателя и, соответственно, изоляции большое влияние оказывает кратковременное изменение нагрузки на валу [13,14].

Постановка задачи

В данной работе была поставлена задача экспериментально подтвердить адекватность модели нагрева асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором на основе эквивалентной тепловой схемы.

В качестве основы эквивалентной тепловой схемы была взята математическая модель, предложенная в [15], состоящая из 10 основных узлов. Особенность данной модели является ее простота и наличие основных узлов, которые являются критически важными при оценке теплового состояния машины.

Данная модель была доработана путем учета потерь в роторе асинхронной машины, а также путем учета сопротивления внутреннего воздуха машины.

Общий вид уравнения, описывающего тепловое состояние i -го узла:

$$\frac{\partial \Theta_i}{\partial t} = P_i - \sum_{n=1}^n \frac{\Theta_i - \Theta_n}{R_{i,n}}, \quad i = 1 \dots n, \quad (1)$$

где $\partial \Theta_i$ – малое приращение температуры узла за время ∂t ; P_i – мощность электрических потерь в узле, Вт; Θ_i – значение температуры узла, °С; Θ_n – значение температуры смежного (соседнего) узла, °С; $R_{i,n}$ – тепловое сопротивление между i -м и смежным узлом.

Основные узлы двигателя, участвующие в расчете, представлены на рис. 1.

На рис. 1 представлены следующие узлы: 1 – корпус двигателя; 2 – статор; 3 – статорный зубец; 4 – статорная часть обмотки; 5 – лобовая часть обмотки; 6 – железо ротора; 7 – кольцо ротора; 8 – вал ротора; 9 – внутренний воздух; 10 – воздушный зазор.

На рис. 2 представлена расчетная схема эквивалентной тепловой схемы рассматриваемого двигателя.

В табл. 1 представлены тепловые сопротивления эквивалентной тепловой схемы.

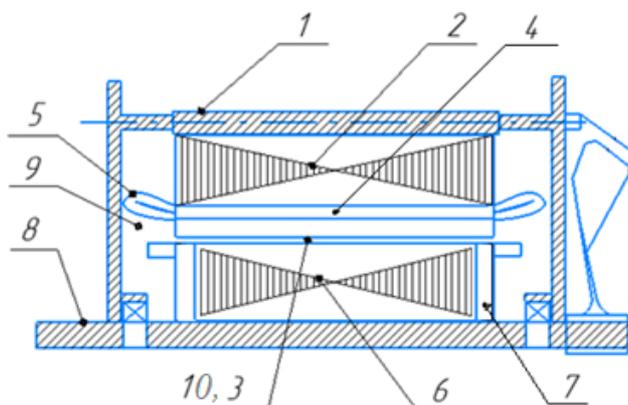


Рис. 1. Расположение расчетных узлов электродвигателя
Fig.1. Location of the calculated units of the electric motor

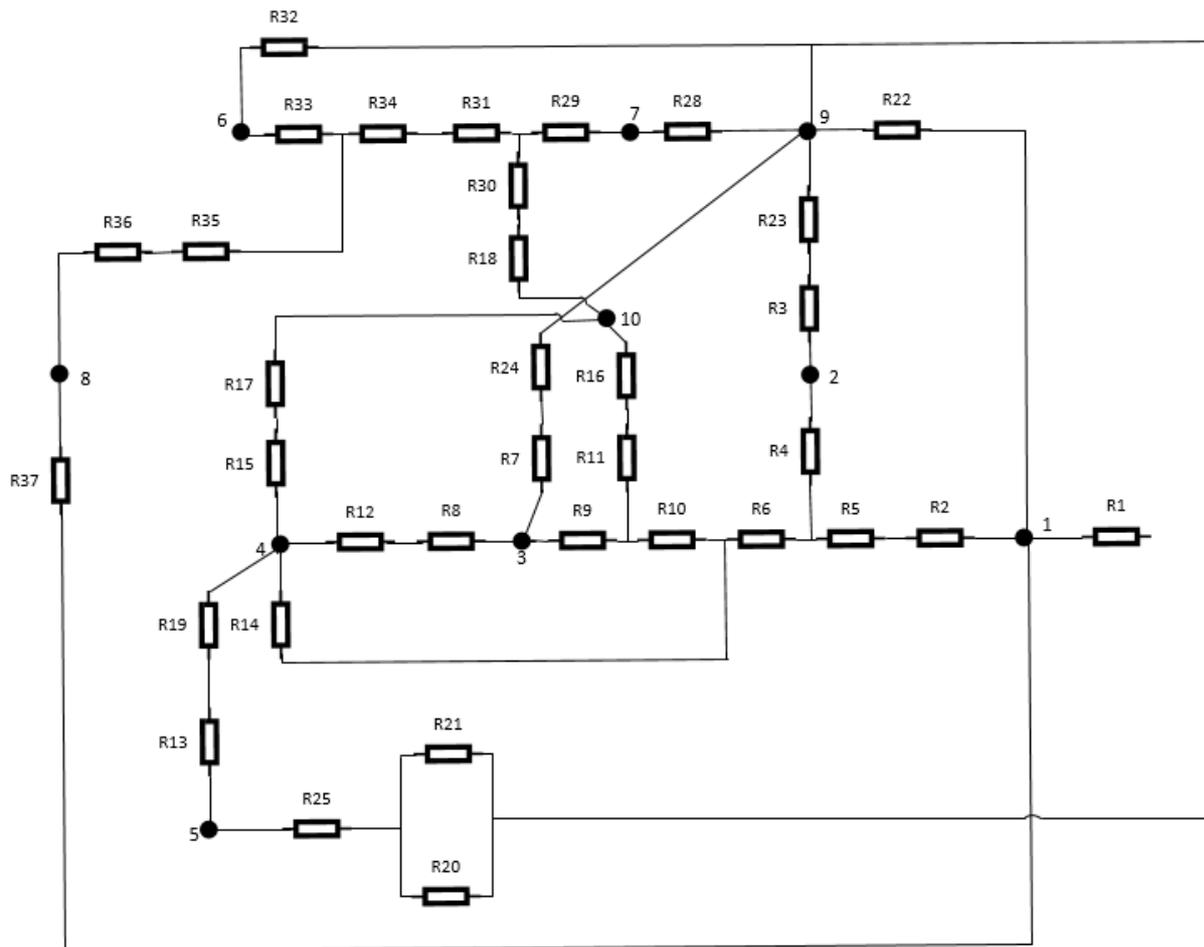


Рис. 2. Расчетная схема электродвигателя
Fig. 2. Calculation scheme of the electric motor

Тепловые сопротивления эквивалентной схемы

Таблица 1

Thermal resistances of the equivalent circuit

Table 1

Тепловое сопротивление	Элемент двигателя
R_1	Тепловое сопротивление между корпусом машины и окружающим воздухом
R_2	Тепловое сопротивление между корпусом и статором
R_3	Аксиальное тепловое сопротивление между статором и внутренним воздухом
R_4	Радиальное тепловое сопротивление сердечника статора
R_5	Радиальное тепловое сопротивление от статора к корпусу
R_6	Радиальное тепловое сопротивление между зубцом и статором
R_7	Аксиальное тепловое сопротивление между зубцом и внутренним воздухом
R_8	Радиальное тепловое сопротивление от зубца к статору
R_9	Радиальное тепловое сопротивление зубца статора
R_{10}	Радиальное сопротивление от зубца статора к сердечнику статора
R_{11}	Радиальное тепловое сопротивление между зубцом и воздушным зазором
R_{12}	Радиальное тепловое сопротивление между статорной обмоткой и статором
R_{13}	Аксиальное тепловое сопротивление между статорной частью обмотки и лобовой
R_{14}	Радиальное тепловое сопротивление от статорной обмотки до статора

Тепловое сопротивление	Элемент двигателя
R_{15}	Радиальное тепловое сопротивление между статорной обмоткой и воздушным зазором
R_{16}	Радиальное тепловое сопротивление от воздушного зазора до зубца статора
R_{17}	Радиальное тепловое сопротивление от воздушного зазора до статорной обмотки
R_{18}	Радиальное тепловое сопротивление от воздушного зазора до ротора
R_{19}	Аксиальное тепловое сопротивление от лобовой части обмотки до статорной части
R_{20}	Тепловое сопротивление между лобовой частью обмотки и внутренним воздухом
R_{21}	Тепловое сопротивление между лобовой частью (серединой) обмотки и внутренним воздухом
R_{22}	Аксиальное тепловое сопротивление между внутренним воздухом и корпусом
R_{23}	Аксиальное тепловое сопротивление между внутренним воздухом и статором
R_{24}	Тепловое сопротивление от внутреннего воздуха до зубца статора
R_{25}	Тепловое сопротивление от внутреннего воздуха до лобовой части обмотки
R_{28}	Аксиальное тепловое сопротивление между стержнями ротора и внутренним воздухом
R_{29}	Аксиальное тепловое сопротивление стержней ротора
R_{30}	Радиальное тепловое сопротивление от стержней ротора до воздушного зазора
R_{31}	Радиальное тепловое сопротивление между стержнями ротора и железом
R_{32}	Аксиальное тепловое сопротивление между железом ротора и внутренним воздухом
R_{33}	Радиальное сопротивление железа ротора
R_{34}	Радиальное сопротивление от железа ротора до стержней
R_{35}	Радиальное тепловое сопротивление между ротором и валом
R_{36}	Радиальное тепловое сопротивление от вала до ротора
R_{37}	Аксиальное тепловое сопротивление между валом и подшипниками

Обобщенная формула для нахождения теплового сопротивления элемента двигателя имеет вид [3]:

$$R = \frac{l}{\alpha \cdot \varepsilon \cdot S}, \quad (2)$$

где l – длина или толщина элемента машины; α – коэффициент конвективной теплоотдачи; ε – коэффициент теплового излучения; S – площадь элемента машины, м^2 .

При этом коэффициент конвективной теплоотдачи для воздуха рассчитывается по следующим формулам [11]:

$$\alpha = \frac{\alpha_{\text{возд}}}{D_{\text{ад}}} \cdot \left(\frac{1,36 \cdot 0,518 \cdot Ra^{\frac{1}{6}}}{\left(1 + \left(\frac{0,559}{Pr} \right)^{\frac{9}{16}} \right)^{\frac{8}{27}}} \right)^2, \quad (3)$$

где $\alpha_{\text{возд}}$ – теплопроводность воздуха при 20°C ; $D_{\text{ад}}$ – эквивалентный диаметр машины, м^2 ; Ra – число Рэлея:

$$Ra = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta T \cdot D_{\text{ад}}^3}{\nu^2}, \quad (4)$$

где g – ускорение свободного падения; β – коэффициент объемного расширения; ν – кинематический коэффициент вязкости; Pr – число Прандтля:

$$Pr = \frac{\nu}{K}, \quad (5)$$

где K – коэффициент температуропроводности:

$$K = \frac{\gamma}{c \cdot \rho}, \quad (6)$$

где γ – коэффициент теплопроводности; c – удельная теплоемкость воздуха, Дж/К ; ρ – плотность воздуха, кг/м^3 .

Приращение температуры ΔT для каждого узла определяется по формуле

$$\Delta T = G^{-1} \cdot \Delta P, \quad (7)$$

где G^{-1} – обратная матрица проводимостей [15]; ΔP – матрица потерь двигателя, которая складывается из потерь в железе статора, активных потерь обмотки статора, а также добавочных потерь.

Матрица проводимостей в общем виде имеет вид

$$G = \begin{pmatrix} \sum_{i=1}^n \frac{1}{R_{1,i}} & -\frac{1}{R_{1,2}} & \dots & -\frac{1}{R_{1,n}} \\ -\frac{1}{R_{2,1}} & \sum_{i=1}^n \frac{1}{R_{2,i}} & \dots & -\frac{1}{R_{2,n}} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ -\frac{1}{R_{n,1}} & -\frac{1}{R_{n,2}} & \dots & \sum_{i=1}^n \frac{1}{R_{n,i}} \end{pmatrix}, \quad (8)$$

Элементы матрицы определяются по формулам, представленным в [11, 15].

Потери в электродвигателе ΔP определяются по формулам (9)–(15):

Потери в обмотке статора ΔP_{ost} , Вт [8]:

$$\Delta P_{ost} = 3 \cdot I_{st}^2 \cdot R_{st}, \quad (9)$$

где I_{st} – ток статора, А; R_{st} – активное сопротивление обмотки статора, Ом.

Потери в стали статора ΔP_{st} , Вт [8]:

$$\Delta P_{st} = p_{1,0/50} \cdot \left(\frac{f_1}{50} \right)^\beta \times \left(k_{да} \cdot B_{да}^2 \cdot m_a + k_{дз} \cdot B_{зcp}^2 \cdot m_{z1} \right), \quad (10)$$

где $p_{1,0/50} = 2,5$ – удельные потери при индукции 1 Тл и частоте перемагничивания 50 Гц, Вт/кг [8]; f_1 – частота, Гц; β – показатель степени, учитывающий зависимость потерь в стали от частоты перемагничивания, $\beta = 1,4$ [8]; $k_{да}$ и $k_{дз}$ – коэффициенты, учитывающие влияние на потери в стали неравномерности распределения потока по сечениям участков магнитопровода и технологических факторов; $k_{да} = 1,6$ – для машин мощностью меньше 250 кВт [8]; $k_{дз} = 1,7$ – для машин мощностью меньше 250 кВт [8]; $B_{да}$ и $B_{зcp}$ – индукция в ярме и средняя индукция в зубцах статора; m_a – масса стали ярма:

$$m_a = \pi \cdot (D_a - h_a) \cdot h_a \cdot l_{ст1} \cdot k_{c1} \cdot \gamma_c, \quad (11)$$

где D_a – внешний диаметр статора, м; $l_{ст1}$ – длина статора, м; k_{c1} – коэффициент скоса паза; γ_c – удельная масса стали; h_a – высота ярма статора:

$$h_a = 0,5 \cdot (D_a - D) - h_{п1}, \quad (12)$$

где D – внутренний диаметр статора, м; $h_{п1}$ – высота паза, м; m_{z1} – масса зубца статора:

$$m_{z1} = h_{z1} \cdot b_{z1cp} \cdot Z_1 \cdot l_{ст1} \cdot k_{c1} \cdot \gamma_c, \quad (13)$$

где h_{z1} – расчетная высота зубца статора, м; b_{z1cp} – средняя ширина зубца статора:

$$b_{z1cp} = \frac{b_{z1max} + b_{z1min}}{2}, \quad (14)$$

Потери в короткозамкнутом роторе ΔP_{rot} , Вт [8]:

$$\Delta P_{rot} = Z_2 \cdot I_{rot}^2 \cdot R_{rot}, \quad (15)$$

где Z_2 – количество стержней в роторе, шт.; I_{rot} – ток ротора, А; R_{rot} – сопротивление короткозамкнутого ротора (стержни и кольца), Ом.

ΔP_{dob} – добавочные потери принимаем в 5–8 раз меньше основных [8].

После расчета основных и добавочных потерь составляется вектор-столбец основных и добавочных потерь [15]:

$$\Delta P = \begin{pmatrix} 0 \\ \frac{\Delta P_{st}}{2} \\ \frac{\Delta P_{st} + 0,3 \cdot \Delta P_{dob}}{2} \\ \frac{0,48 \cdot \Delta P_{st} + 0,4 \cdot \Delta P_{dob}}{2} \\ \frac{0,52 \cdot \Delta P_{ost}}{2} \\ 0 \\ 0 \\ \frac{\Delta P_{rot}}{2} \\ \frac{0,3 \cdot \Delta P_{dob} + \Delta P_{rot}}{2} \\ 0 \end{pmatrix}. \quad (16)$$

Для проверки математической модели был собран стенд, на котором проводилось измерение температуры обмоток двигателя при различных режимах работы.

Постановка эксперимента

Для измерений был выбран асинхронный двигатель АИР100L4ПРУ3 с номинальной мощностью 4 кВт и скоростью холостого хода 1410 об/мин. Корпус двигателя и боковые крышки выполнены из чугуна, схема соединений обмоток – звезда, класс нагревостойкости изоляции – F. Эксперимент проводился при температуре окружающего воздуха 24–25 °С. В качестве нагрузочной машины выступал двигатель постоянного тока мощностью 1,9 кВт с возможностью регулирования момента в необходимом диапазоне. Во время эксперимента поддерживалось значение момента нагрузки 18 Н·м.

Эксперимент проводился в следующем порядке: подавалось напряжение на асинхронный двигатель, в течение 2–3 с он выходил на режим холостого хода, затем включалась нагрузочная машина, на котором при помощи встроенного индикатора выставлялся момент на валу. В течение 15 мин происходила нагрузка асинхронного двигателя, этого времени было достаточно для достижения температурой установившегося режима.

Отключение стенда происходило в обратном порядке с одновременным снятием показаний температуры.

Контроль температуры корпуса двигателя и его обмоток производился при помощи двух температурных датчиков, установленных в статорной и лобовой части обмоток, а также при помощи тепловизора.

На рис. 3 показана термограмма двигателя, на которой отчетливо видно нагретую лобовую часть обмотки, зубцы статора.

Экспериментальные данные были сравнены с результатами моделирования и представлены на рис. 4, 5.

В табл. 2 и 3 представлены результаты моделирования и эксперимента с расчетом относительной погрешности температуры для каждого узла машины.

По результатам эксперимента видно, что наименьшая погрешность температуры наблюдается в статорной и лобовой части обмотки двигателя. Это вызвано следующими факторами: в модели достаточно корректно учтены активные потери в обмотке статора, учитывается обмен теплоты как со статорным железом, так и внутренним воздухом. Результаты моделирования также подтверждают результаты работ [16–18], в которых указано, что температура лобовой части обмотки выше температуры

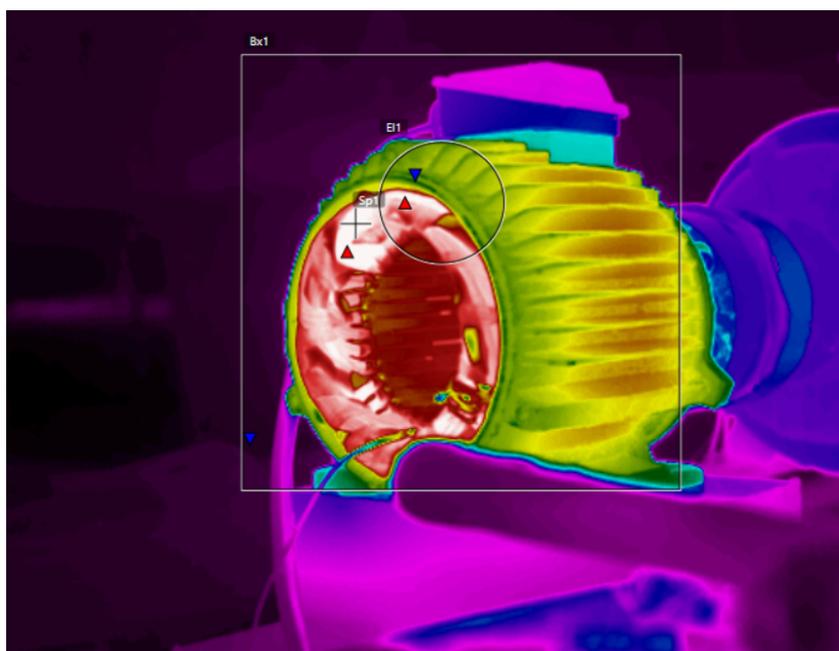


Рис. 3. Контроль температуры обмоток электродвигателя тепловизором
Fig. 3. Monitoring the temperature of the motor windings with a thermal imager

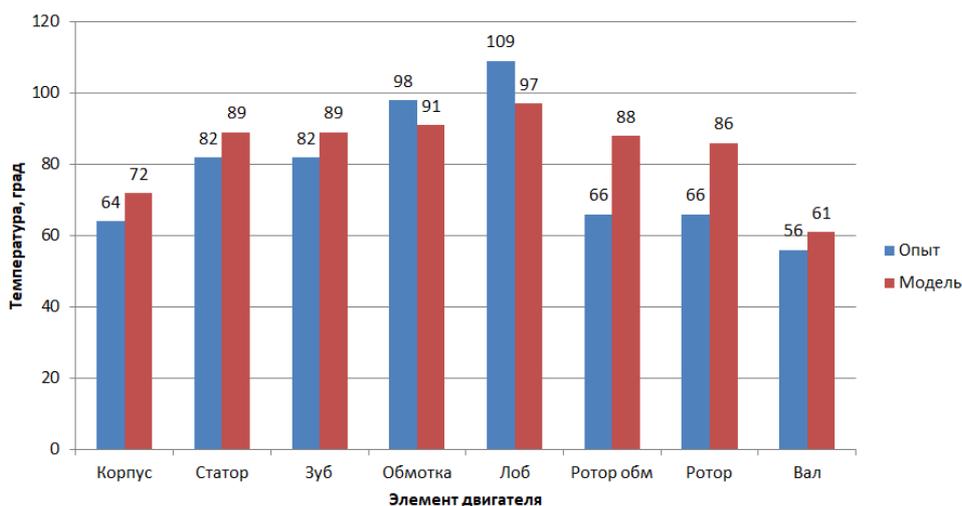


Рис. 4. Сравнение результатов эксперимента и моделирования при работе двигателя на холостом ходу
Fig. 4. Comparison of the results of the experiment and simulation for the engine idling

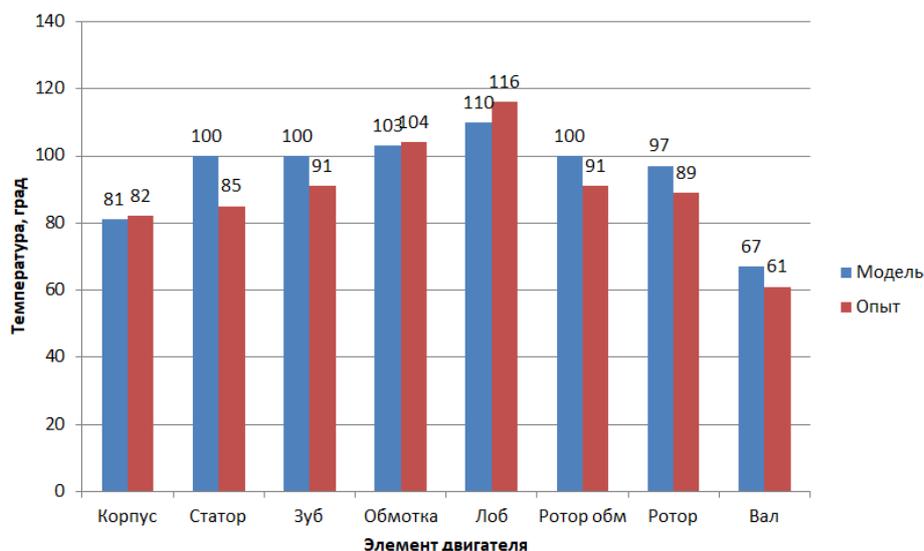


Рис. 5. Сравнение результатов эксперимента и моделирования при работе двигателя под нагрузкой
Fig. 5. Comparison of the results of experiment and simulation when the engine is running under load

Таблица 2

Сравнение результатов моделирования и эксперимента при работе двигателя под нагрузкой

Table 2

Comparison of simulation and experiment results when the engine is running under load

Узел	Модель, °C	Эксперимент, °C	Погрешность, °C	Погрешность, %
Корпус	81	82	1	1,2
Статор	100	85	15	15
Зубец статора	100	91	9	9
Статорная часть обмотки	103	104	1	0,96
Лобовая часть обмотки	110	116	6	5,17
Короткозамкнутое кольцо ротора	100	91	9	9
Железо ротора	97	89	8	8,24
Вал	67	61	6	8,95

Таблица 3

Сравнение результатов моделирования и эксперимента при работе двигателя на холостом ходу

Table 3

Comparison of the results of simulation and experiment when the engine is idling

Узел	Модель, °C	Эксперимент, °C	Погрешность, °C	Погрешность, %
Корпус	72	64	8	11
Статор	89	82	7	7,8
Зубец статора	89	82	7	7,8
Статорная часть обмотки	91	98	7	7,1
Лобовая часть обмотки	97	109	12	11
Короткозамкнутое кольцо ротора	88	66	22	25
Железо ротора	86	66	20	23,2
Вал	61	56	5	8,1

обмотки, уложенной в пазах статора. При этом потери в статорном железе и добавочные потери имеют свою погрешность, связанную с магнитными характеристиками машины. Наибольшие отклонения модели от экспериментальных данных наблюдаются в роторной части машины. Это обусловлено невозможностью снятия всех геометрических параметров ротора [3].

Выводы

1. Экспериментальные данные подтверждают результаты математического моделирования, что позволяет применять метод ЭТС для определения температуры обмоток электродвигателя с достаточной точностью в решении прикладных задач. Для улучшения результатов необходимо учесть

механические потери, более качественно учесть активные потери в роторе. Однако для частей двигателя, не связанных с ротором, точности исследованной модели достаточно.

2. Увеличение количества узлов модели позволит получить более дифференцированные данные по температуре электродвигателя.

3. Рассмотренная модель нагрева асинхронного двигателя демонстрирует хорошие результаты для стационарных режимов работы с неизменной нагрузкой. Для оценки изменения температуры при изменении нагрузки необходимо применять нестационарные модели, в основе которых лежит тепловой баланс машины: применяемый метод ЭТС в данном случае должен быть сильно изменен.

Список литературы

1. Жежеленко И.В., Кривоносов В.Е., Василенко С.В. Критерии выявления межвитковых замыканий в статорных обмотках с использованием векторного анализа фазных токов электродвигателя // *Энергетика. Известия высших учебных заведений и энергетических объединений СНГ*. 2021. Т. 64, № 3. С. 202–218. DOI: 10.21122/1029-7448-2021-64-3-202-218
2. Зюзев А.М., Метельков В.П. Учет колебаний температуры обмотки статора асинхронного двигателя при проверке по нагреванию в повторно-кратковременном режиме // *Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов*. 2015. Т. 326, № 4. С. 146–153.
3. Котеленец Н.Ф., Кузнецов Н.Л. Испытания и надежность электрических машин: учеб. пособие для вузов по спец. «Электромеханика». М.: Высш. шк., 1988. 232 с.
4. Сыромятников И.А. Режимы работы асинхронных и синхронных двигателей / под ред. Л.Г. Мамиконянца. 4-е изд., перераб. и доп. М.: Энергоатомиздат, 1984. 240 с.
5. On-line capacitance and dissipation factor monitoring of AC stator insulation / K. Younsi, P. Neti, M. Shah et al. // *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. 2010. Vol. 17, no. 5. P. 1441–1452. DOI: 10.1109/TDEI.2010.5595545
6. Staton D.A., Cavagnino A. Convection Heat Transfer and Flow Calculations Suitable for Electric Machines Thermal Models // *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. 2008. Vol. 55, no. 10. P. 3509–3516. DOI: 10.1109/TIE.2008.922604
7. Зализный Д.И., Широков О.Г., Попичев В.В. Адаптивная математическая модель тепловых процессов асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором // *Вестник Гомельского государственного технического университета им. П.О. Сухого*. 2015. № 1 (60). С. 31–43.
8. Копылов И.П., Клоков Б.К., Морозкин В.П., Токарев Б.Ф. Проектирование электрических машин: учеб. для вузов. 3-е изд., испр. и доп. М.: Высш. шк., 2002. 757 с.
9. Зюзев А.М., Метельков В.П. Двухканальная термодинамическая модель асинхронного двигателя для систем тепловой защиты // *Электротехнические системы и комплексы*. 2018. № 2 (39). С. 4–11. DOI: 10.18503/2311-8318-2018-2(39)-4-11
10. Бондаренко Д.А. Автоматическая система управления температурой тягового асинхронного двигателя тепловоза: автореф. дис. ... канд. техн. наук. Брянск, 2018. 24 с.
11. Kylander G. Thermal Modelling of Small Cage Induction Motors: Technical Report No. 265. Goteborg, Sweden, Chalmers University of Technology, 1995. 113 p.
12. Петушков М.Ю. Тепловая модель асинхронного двигателя // *Известия высших учебных заведений. Северо-Кавказский регион. Технические науки*. 2011. № 4 (162). С. 48–50.
13. Макаров А.В., Вечеркин М.В., Завьялов А.С. Обзор тепловых моделей асинхронных двигателей // *Электротехнические системы и комплексы*. 2013. № 21. С. 75–84.
14. Иванов П.Ю., Дульский Е.Ю., Худоногов А.М. Локальный перегрев изоляции асинхронных вспомогательных машин электровозов в переходных режимах работы // *Вестник Иркутского государственного технического университета*. 2016. Т. 20, № 11. С. 194–200. DOI: 10.21285/1814-3520-2016-11-194-200
15. Popova, L. Combined electromagnetic and thermal design platform for totally enclosed induction machines. Lappeenranta: Lappeenranta university of technology, 2010. 76 p.
16. Пугачев А.А., Бондаренко Д.А. Результаты экспериментальных исследований тепловых процессов в асинхронном двигателе // *Вестник Брянского государственного технического университета*. 2015. № 3 (47). С. 77–82. DOI: 10.12737/23012

17. Mellor P.H., Roberts D., Turner D.R. Lumped parameter thermal model for electrical machines of TEFC design // *IEEE Proceedings B (Electric Power Applications)*. 1991. Vol. 138, iss. 5. P. 205–218. DOI: 10.1049/ip-b.1991.0025

18. Champenois G., Roye D. Zhu D.S. Electrical and thermal performance predictions in inverter-fed squirrel-cage induction motor drives // *Electric Machines & Power Systems*. 1994. Vol. 22, no. 3. P. 355–369. DOI: 10.1080/07313569408955572

References

1. Zhezhelenko I.V., Kryvonosov V.E., Vasilenko S.V. Criteria for detecting turn-to-turn short circuit in stator windings using vector analysis of electric motor phase currents. *Izvestiâ vysshîkh učebnykh zavedenij i ènergetičeskikh ob"edinenij SNG. Ènergetika*. 2021;64(3):202–218. (In Russ.) DOI: 10.21122/1029-7448-2021-64-3-202-218

2. Zyuzev A.M., Metel'kov V.P. Accounting temperature fluctuations in stator winding of induction motor when checking for heating in intermittent mode. *Bulletin of the Tomsk polytechnic university. Geo assets engineering*. 2015;326(4):146–153. (In Russ.)

3. Kotelenets N.F., Kuznetsov N.L. *Ispytaniya i nadezhnost' elektricheskikh mashin: ucheb. posobiye dlya vuzov po spets. "Elektromekhanika"* [Testing and reliability of electrical machines: a textbook for universities in the specialty "Electromechanics"]. Moscow: Vysshaya shkola; 1988. 232 p. (In Russ.)

4. Syromyatnikov I.A. *Rezhimy raboty asinkhronnykh i sinkhronnykh dvigateley* [Modes of operation of asynchronous and synchronous motors]. 4th ed. Moscow: Energoatomizdat; 1984. 240 p. (In Russ.)

5. Younsi K., Neti P., Shah M. et al. On-line capacitance and dissipation factor monitoring of AC stator insulation. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. 2010;17(5):1441–1452. DOI: 10.1109/TDEI.2010.5595545

6. Staton D.A., Cavagnino A. Convection Heat Transfer and Flow Calculations Suitable for Electric Machines Thermal Models. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. 2008;55(10):3509–3516. DOI: 10.1109/TIE.2008.922604

7. Zaliznyy D.I., Shirokov O.G., Popichev V.V. [Adaptive mathematical model of thermal processes of an asynchronous motor with a squirrel-cage rotor]. *Vestnik Gomel'skogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta imeni P.O. Sukhogo*. 2015;1(60):31–43. (In Russ.)

8. Kopylov I.P., Klokov B.K., Morozkin V.P., Tokarev B.F. *Proyektirovaniye elektricheskikh mashin: uchebnik dlya vuzov* [Design of electrical machines: a textbook for universities]. 3rd ed. Moscow: Vysshaya shkola; 2002. 757 p. (In Russ.)

9. Ziuzev A.M., Metelkov V.P. Two-channel thermodynamic model of the induction motor for the heat protection system. *Electrotechnical Systems and Complexes*. 2018;2(39):4–11. (In Russ.) DOI: 10.18503/2311-8318-2018-2(39)-4-11

10. Bondarenko D.A. *Avtomaticeskaya sistema upravleniya temperaturoy tyagovogo asinkhronnogo dvigatelya teplovoza: avtoref. dis. kand. tekhn. nauk* [Automatic temperature control system for a traction asynchronous diesel locomotive engine. Abstract of cand. sci. diss.]. Bryansk; 2018. 24 p. (In Russ.)

11. Kylander G. Thermal Modelling of Small Cage Induction Motors: Technical Report No. 265. Goteborg, Sweden, Chalmers University of Technology; 1995. 113 p.

12. Petushkov M.Yu. Thermal model of asynchronous motor. *University News. North-Caucasian region. Technical sciences = Izvestiya Vuzov. Severo-Kavkazskii region. Technical science*. 2011. № 4 (162). С. 48–50. (In Russ.)

13. Makarov A.V., Vecherkin M.V., Zavjalov A.S. Overview of thermal models for asynchronous machines. *Electrotechnical Systems and Complexes*. 2013;21:75–84. (In Russ.)

14. Ivanov P.Yu., Dul'skiy E.Yu., Khudonogov A.M. Local insulation overheating of asynchronous auxiliary machines of electric locomotives in transient operating conditions. *Proceedings of Irkutsk state technical university = Vestnik Irkutskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*. 2016;20(11):194–200. (In Russ.) DOI: 10.21285/1814-3520-2016-11-194-200

15. Popova, L. Combined electromagnetic and thermal design platform for totally enclosed induction machines. Lappeenranta: Lappeenranta university of technology; 2010. 76 p.

16. Pugachev A.A., Bondarenko D.A. Results of the experimental investigation of thermal processes in induction motor. *Bulletin of Bryansk state technical university*. 2015;3(47):77–82. (In Russ.) DOI: 10.12737/23012

17. Mellor P.H., Roberts D., Turner D.R. Lumped parameter thermal model for electrical machines of TEFC design. *IEE Proceedings B (Electric Power Applications)*. 1991;138(5):205–218. DOI: 10.1049/ip-b.1991.0025

18. Champenois G., Roye D. Zhu D.S. Electrical and thermal performance predictions in inverter-fed squirrel-cage induction motor drives. *Electric Machines & Power Systems*. 1994;22(3):355–369. DOI: 10.1080/07313569408955572

Информация об авторах

Валиуллин Камиль Рафхатович, канд. техн. наук, доц. кафедры электро- и теплоэнергетики, Оренбургский государственный университет, Оренбург, Россия; valiullinkamil91@gmail.com.

Тусhev Сергей Игоревич, аспирант, Оренбургский государственный университет, Оренбург, Россия; s_tushev@inbox.ru.

Information about the authors

Kamil R. Valiullin, Cand. Sci. (Eng.), Ass. Prof. of the Department of Electricity and Heat Power Engineering, Orenburg State University, Orenburg, Russia; valiullinkamil91@gmail.com.

Sergey I. Tushev, Postgraduate Student, Orenburg State University, Orenburg, Russia; s_tushev@inbox.ru.

Статья поступила в редакцию 29.09.2022; одобрена после рецензирования 16.11.2022; принята к публикации 24.11.2022.

The article was submitted 29.09.2022; approved after review 16.11.2022; accepted for publication 24.11.2022.

Теплотехника

Heat engineering

Научная статья
УДК 620.9
DOI: 10.14529/power220409

ИССЛЕДОВАНИЕ РЕЖИМОВ РАБОТЫ СХЕМ С ДЕТАНДЕР-ГЕНЕРАТОРНЫМИ АГРЕГАТАМИ НА КОГЕНЕРАЦИОННЫХ КОТЕЛЬНЫХ С ГАЗОПОРШНЕВЫМИ ДВИГАТЕЛЯМИ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ

В.Я. Губарев, gv_lipetsk@rambler.ru
А.Г. Арзамасцев, arzamastcev-ag@mail.ru
А.Ю. Картель, zettzervam@gmail.com

Липецкий государственный технический университет, Липецк, Россия

Аннотация. В статье рассмотрены режимы работы различных схем использования детандер-генераторных агрегатов на когенерационных котельных с газопоршневыми двигателями внутреннего сгорания. Показано, что при низких температурах воздуха в схеме с отсутствием предварительного подогрева газа могут выпадать кристаллогидраты в газопроводе после детандера. Для недопущения этого явления предложен режим с поддержанием более высокого выходного давления в детандере, чем минимально допустимое давление по условию недопущения образования кристаллогидратов. Показано, что при данном режиме уменьшится работа детандера. Проведен анализ влияния начальных параметров газа на величину работы детандера. Выявлено, что схема с подогревом газа перед детандером позволяет полностью реализовать располагаемый перепад давлений. Дополнительным преимуществом применения предварительного подогрева является увеличение удельной работы детандера за счет более высокой входной температуры газа. Показано, что при определенном значении температуры наружного воздуха в летний период использование подогрева газа может стать невыгодным из-за уменьшения коэффициента полезного действия двигателей внутреннего сгорания для схемы с подогревом. При более высоких температурах наружного воздуха предложен режим с отключением подогрева газа. Для когенерационной котельной с 3 газопоршневыми двигателями внутреннего сгорания проведен расчет годовой и среднемесячной экономии топлива от применения различных схем детандер-генераторных агрегатов по сравнению со схемой с дросселированием газа. Наибольший энергетический эффект от применения предварительного подогрева газа будет в зимний период, так как подогрев позволяет снять ограничения по величине выходного давления газа и тем самым полностью использовать располагаемый перепад давлений в детандере. Показано, что подогрев газа перед детандером до 100 °С позволяет увеличить годовую экономию топлива примерно в 1,4 раза по сравнению с использованием схемы с детандером без подогрева.

Ключевые слова: детандер-генераторный агрегат, когенерационная котельная, удельная полезная работа, экономия топлива

Для цитирования: Губарев В.Я., Арзамасцев А.Г., Картель А.Ю. Исследование режимов работы схем с детандер-генераторными агрегатами на когенерационных котельных с газопоршневыми двигателями внутреннего сгорания // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2022. Т. 22, № 4. С. 77–86. DOI: 10.14529/power220409

INVESTIGATION OF OPERATING MODES OF CIRCUITS WITH EXPANDER-GENERATOR UNITS IN COGENERATION BOILERS WITH GAS-PISTON INTERNAL COMBUSTION ENGINES

V.Ya. Gubarev, gv_lipetsk@rambler.ru
A.G. Arzamastsev, arzamastcev-ag@mail.ru
A.Yu. Kartel, zetzervam@gmail.com
Lipetsk State Technical University, Lipetsk, Russia

Abstract. In this mode, due to a decrease in the pressure drop used in the expander, useful effect has been shown to decrease. The paper considers the operating modes of various schemes for the use of expander-generator units in cogeneration boilers with gas-piston internal combustion engines. In the scheme with the absence of gas heating before the expander at low air temperatures, crystallohydrates may fall out after the expander. In order to prevent this phenomenon, a mode with gas throttling after the expander is proposed. In this mode, due to a decrease in the pressure drop used in the expander, its useful effect will decrease. The study also shows that the scheme with gas heating in front of the expander enables the available pressure drop to be fully realised. At a certain outdoor air temperature in the summer, the use of gas heating may become unprofitable due to a decrease in the efficiency of internal combustion engines for a heated circuit. At higher outdoor temperatures, the study proposes a mode with gas heating turned off. Annual and average monthly fuel economy from the use of various schemes of expander-generator units for a cogeneration boiler house in comparison with the scheme with drosseling is calculated. It is shown that heating the gas before the expander to 100 °C allows annual fuel economy to be increased by about 1.4 times, when compared to a scheme using an expander without heating.

Keywords: expander-generator unit, cogeneration boiler house, specific useful work, specific fuel economy

For citation: Gubarev V.Ya., Arzamastsev A.G., Kartel A.Yu. Investigation of operating modes of circuits with expander-generator units in cogeneration boilers with gas-piston internal combustion engines. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering*. 2022;22(4):77–86. (In Russ.) DOI: 10.14529/power220409

Актуальность темы исследования

В настоящее время в Российской Федерации согласно ФЗ № 271 при проектировании нового энергетического объекта приоритетным является его способность работать по принципу когенерации, то есть обеспечивать одновременную выработку тепловой и электрической энергии. Когенерационная котельная (по сути мини-ТЭЦ) с двигателями внутреннего сгорания (ДВС) отвечает этим требованиям и в местах, где возможно прямое подключение к газопроводу, экономически выгодна и имеет малый срок окупаемости [1, 2].

Одним из способов повышения эффективности работы такой котельной является использование избыточного давления поступающего в котельную газа в установленном перед основным оборудованием детандер-генераторном агрегате (ДГА). В ДГА за счет снижения давления газа до величины чуть больше атмосферного вырабатывается электрическая энергия. На практике используются следующие схемы установки ДГА: с предварительным подогревом газа перед детандером и без подогрева.

После расширения в детандере газ сильно остывает, что может приводить к выпадению кристаллогидратов в газопроводе после ДГА и ухудшить условия эксплуатации газопроводов. При от-

сутствии подогрева газа перед ДГА необходимо разработать режим, позволяющий избежать выпадения кристаллогидратов. Подогрев газа до входа в ДГА позволит повысить работу детандера, но в то же время может снизить КПД ДВС в летний период за счет повышения температуры топливной смеси. Поэтому для эффективного применения схемы с подогревом требуется разработать оптимальный режим подогрева в летний период, обеспечивающий максимальный энергетический эффект.

Целью данной статьи является исследование режимов работы различных схем с ДГА с учетом недопущения выпадения кристаллогидратов и выбор на основе проведенного исследования наиболее энергоэффективной схемы с оптимальным режимом работы.

Научная новизна статьи

В работе предложен метод определения минимально допустимого выходного давления газа в ДГА с учетом недопущения возможности выпадения кристаллогидратов в газопроводе после детандера. Для схем ДГА с предварительным подогревом газа сформулировано условие по определению значения температуры отключения подогрева в летнее время.

Обзор исследований по данной теме

Использованию избыточного давления природного газа для производства электрической энергии посвящены работы зарубежных и отечественных авторов [3–19].

Особенности выработки электроэнергии в детандер-генераторном агрегате рассмотрены в работе [3].

В работах авторов [4–7] рассмотрены возможные схемы детандера с подогревом газа на ГРС, показана возможность использования для подогрева низкопотенциальных возобновляемых энергоресурсов.

В статьях [8–11] приведены данные экспериментальных исследований применения ДГА на паротурбинных циклах ТЭЦ, определена энергетическая эффективность использования детандера.

В работе [12] проанализированы термодинамические аспекты использования ДГА на ТЭЦ, показана важность оптимального выбора марки ДГА при сезонных колебаниях потребления газа. В трудах [13, 14] подробно рассмотрена эффективность применения подогрева газа в схемах с детандером, проанализированы различные варианты установки подогревателя.

Из отечественных авторов большое количество работ выполнено В.С. Агабабовым. В его работах [15–17] отмечается необходимость учитывать влияние параметров газа после детандера на работу газопотребляющих агрегатов. Указано, что при расширении газа в детандере при определенном начальном влагосодержании на выходе из детандера происходит процесс образования кристаллогидратов, что может неблагоприятно сказаться на эксплуатации детандера и участка газопровода после него.

Однако в указанных выше работах не проанализировано влияние начальных параметров газа на работу детандера для схемы без подогрева при соблюдении условия недопущения образования кристаллогидратов. Также данные работы посвящены применению схем с детандером на ТЭЦ. В данных схемах повышение температуры предварительного подогрева газа позволит увеличить энергетический эффект. Однако особенностью применения ДГА на когенерационных котельных с ДВС является уменьшение КПД двигателя при температурах топливной смеси выше оптимального значения, что может потребовать отключения подогрева при определенных условиях.

В работах [18, 19] рассмотрен ожидаемый энергетический эффект от использования ДГА с предварительным подогревом на когенерационных котельных с ДВС и на ТЭЦ, однако без учета возможности отключения подогрева для получения максимальной суммарной удельной полезной работы при разных температурах газа и воздуха.

Разработка оптимальных режимов работы схем с ДГА на когенерационных котельных с ДВС с учетом специфики работы ДВС и соблюдения условия недопущения образования кристаллогидратов позволяет улучшить условия эксплуатации газопровода при применении детандера, повысить энергетическую эффективность котельных и добиться экономии топлива.

Практическая значимость

Предложенные выводы можно использовать при проектировании применения ДГА на строящихся и действующих когенерационных котельных. На основании предложенного метода определения минимально допустимого давления газа после детандера для схем с отсутствием подогрева разработан режим с дросселированием газа после детандера, исключающий возможность выпадения кристаллогидратов после детандера. Для схем с подогревом разработан режим, позволяющий достичь максимального энергетического эффекта при различных температурах газа.

Методы исследования

Рассмотрим два варианта использования детандера на когенерационной котельной с газопоршневыми ДВС: с использованием предварительного подогрева и без подогрева.

На рис. 1, 2 представлены схемы ДГА без подогрева газа и с подогревом газа для когенерационной котельной.

Энергетический эффект от использования выбранных схем применения детандера определяется при их сравнении с традиционным вариантом, при котором газ дросселируется до давления чуть больше атмосферного. Энергетический эффект от применения ДГА на когенерационных котельных с ДВС заключается в уменьшении расхода топлива по сравнению с традиционным вариантом с дросселированием газа перед топливосжигающими агрегатами, при этом графики выработки электроэнергии и отпуска теплоты в обоих вариантах приняты одинаковыми [19].

При расчетах примем содержание метана в природном газе свыше 95%. В этом случае газ можно считать как метан и применять при расчетах формулы для идеального газа [20]. Из-за высокой протяженности магистральных газопроводов разница между температурами поступающего в котельную газа и воздуха невелика и практически не влияет на температуру топливной смеси, которая из-за высокого расхода воздуха на сжигание (свыше 10 м^3 на 1 м^3 газа) определяется в первую очередь температурой воздуха. В дальнейшем будем считать равными температуру газа и наружного воздуха. Только после охлаждения газа в детандере отличие температуры топливной смеси от температуры воздуха необходимо будет учитывать.

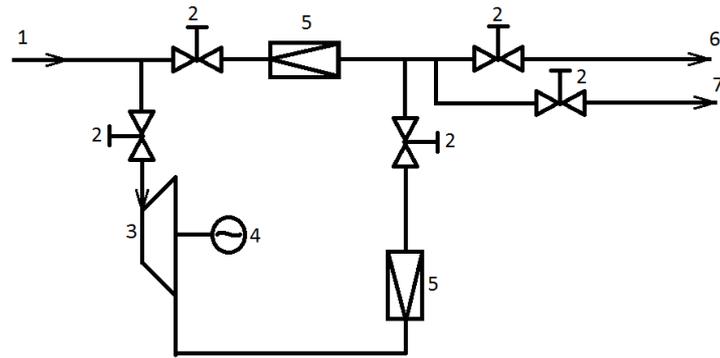


Рис. 1. Принципиальная схема ДГА без подогрева газа для когенерационной котельной: 1 – газопровод высокого давления; 2 – задвижки; 3 – детандер; 4 – электрогенератор; 5 – дросселирующее устройство; 6 – газопровод низкого давления к ДВС; 7 – газопровод низкого давления к котельной

Fig. 1. Schematic diagram of a EGU gas boiler without gas heating for a cogeneration boiler house: 1 – high-pressure gas pipeline; 2 – valves; 3 – expander; 4 – electric generator; 5 – throttling device; 6 – low-pressure gas pipeline to the internal combustion engine; 7 – low-pressure gas pipeline to the boiler house

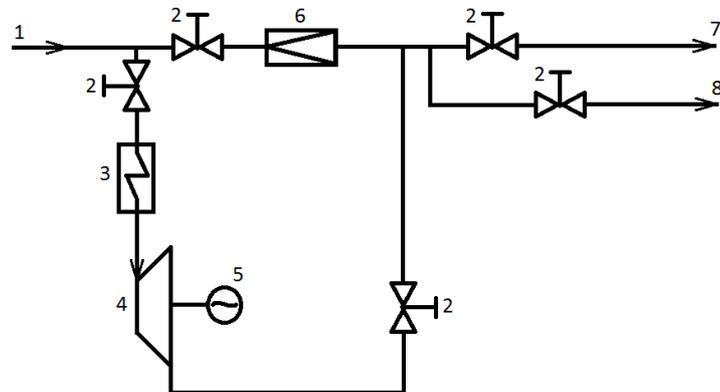


Рис. 2. Принципиальная схема ДГА с подогревателем перед детандером для когенерационной котельной: 1 – газопровод высокого давления; 2 – задвижки; 3 – подогреватель; 4 – детандер; 5 – электрогенератор; 6 – дросселирующее устройство; 7 – газопровод низкого давления к ДВС; 8 – газопровод низкого давления к котлам

Fig. 2. Schematic diagram of a EGU with a heater in front of the expander for a cogeneration boiler house: 1 – high-pressure gas pipeline; 2 – valves; 3 – heater; 4 – expander; 5 – electric generator; 6 – throttling device; 7 – low-pressure gas pipeline to the internal combustion engine; 8 – low-pressure gas pipeline to the boilers

Удельная работа ДГА находится по формуле

$$l_{\text{ДГА}} = c'_p \cdot T_{\text{Г.ВХ}} \cdot \left[1 - \left(\frac{P_{\text{Г.ВЫХ}}}{P_{\text{Г.ВХ}}} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right] \cdot \eta_{\text{д}} \cdot \eta_{\text{э.м}}, \quad (1)$$

где $T_{\text{Г.ВХ}}$ – температура газа на входе в детандер, К; $P_{\text{Г.ВХ}}, P_{\text{Г.ВЫХ}}$ – входное и выходное давления газа для детандера соответственно, Па; c'_p – изобарная объемная теплоемкость газа, Дж/($\text{нм}^3 \cdot \text{К}$); k – показатель адиабаты; $\eta_{\text{д}}$ – внутренний относительный КПД детандера; $\eta_{\text{э.м}}$ – электромеханический КПД ДГА.

Для газопоршневого ДВС удельная полезная работа по выработке электроэнергии определяется:

$$l_{\text{ДВС}} = Q_{\text{н}}^p \cdot \eta_{\text{ДВС}}, \quad (2)$$

где $Q_{\text{н}}^p$ – теплота сгорания топлива, Дж/ нм^3 ; $\eta_{\text{ДВС}}$ – КПД ДВС по выработке электроэнергии.

Проанализируем влияние температуры поступающей в двигатель топливной смеси на величину его коэффициента полезного действия. Начиная с определенной температуры (чаще всего это +25 °С), КПД ДВС начинает резко снижаться, а при превышении максимально допустимой температуры (чаще всего это +35 °С) ДВС должен отключаться. Для поддержания температуры топливной смеси ниже максимально допустимой температуры предусмотрено использование холодильной машины. Так как холодильная машина включается только при превышении температурой смеси максимально допустимой величины (которая для большинства марок ДГА составляет около 35 °С), при этом мощность, потребляемая холо-

дильной машиной существенно меньше выработки мощности ДГА, величиной работы холодильной машины можно пренебречь.

Снижение температуры топливной смеси за счет охлаждения газа в детандере можно вычислить по формуле

$$\Delta t_{\text{см}} = \frac{l_{\text{ДГА}}}{c'_p \cdot \eta_{\text{э,м}}} \cdot \frac{\rho_{\text{г}} \cdot c_{\text{г}}}{\rho_{\text{г}} \cdot c_{\text{г}} + \overline{V}_{\text{воз}} \cdot \rho_{\text{воз}} \cdot c_{\text{воз}}}, \quad (3)$$

где $\rho_{\text{г}}, \rho_{\text{воз}}$ – плотности газа и воздуха при нормальных условиях, $\text{кг}/\text{м}^3$; $c_{\text{г}}, c_{\text{воз}}$ – изобарные объемные теплоемкости газа и воздуха соответственно, $\text{Дж}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$; $\overline{V}_{\text{воз}}$ – отношение расхода воздуха к расходу газа, $\text{м}^3/\text{м}^3$.

В летний период применение ДГА позволяет повысить КПД газопоршневого ДВС, при этом прирост мощности ДВС может в несколько раз превосходить вырабатываемую в ДГА мощность.

Для когенерационной котельной с ДВС прирост суммарной удельной работы от применения ДГА находится по формуле

$$\Delta l_{\Sigma} = l_{\text{ДГА}} + g \cdot \Delta l_{\text{ДВС}}, \quad (4)$$

где g – отношение расхода поступающего в двигатель внутреннего сгорания газа к общему расходу газа на котельную; $\Delta l_{\text{ДВС}}$ – разница удельных работ ДВС для схемы с детандером и схемы с дросселированием, $\text{Дж}/\text{м}^3$.

Существенное влияние на прирост суммарной удельной работы оказывает величина доли газа, поступающего на ДВС. При сопоставимых значениях максимальной тепловой и электрической нагрузки эта доля будет близка к 1. В этом случае энергетический эффект определяется не только величиной работы детандера, но и приростом работы ДВС в летний период. При росте соотношения максимальной тепловой нагрузки к электрической данная доля будет уменьшаться. В дальнейшем рассмотрим котельные с долей $g = 1$, у которых весь газ поступает в ДВС, а выработка тепловой энергии происходит за счет использования тепла уходящих газов.

При равенстве значений суммарной вырабатываемой электрической мощности для схемы с ДГА и варианта с дросселированием выражение для определения экономии топлива от использования ДГА примет вид

$$\Delta G_{\Sigma} = G_{\Sigma}^{\text{др}} \cdot \frac{\Delta l_{\Sigma}}{l_{\text{ДГА}} + l_{\text{ДВС}}^{\text{ДГА}}}, \quad (5)$$

где $G_{\Sigma}^{\text{др}}$ – суммарный расход газа для схемы с дросселированием, $\text{м}^3/\text{с}$; $l_{\text{ДГА}}, l_{\text{ДВС}}^{\text{ДГА}}$ – удельные работы ДГА и ДВС для схемы с ДГА соответственно, $\text{Дж}/\text{м}^3$.

Из формулы (5) следует, что экономия топлива находится примерно в прямо пропорциональной зависимости от величины прироста суммарной

работы, так как величина работы ДВС изменяется незначительно, а работа ДГА существенно ниже работы ДВС. Таким образом, прирост суммарной удельной работы (4) в дальнейшем будем считать удельным критерием, характеризующим энергетический эффект от использования схем с детандером.

Режимы работы схем с ДГА при низких температурах воздуха

При расширении газа в детандере происходит уменьшение давления газа и его охлаждение.

Для процесса расширения газа в детандере текущая температура газа связана с давлением следующей зависимостью

$$T_{\text{г}} = T_{\text{г,вх}} \cdot \left(1 - \eta_{\text{д}} \cdot \left(1 - \left(\frac{P_{\text{г}}}{P_{\text{г,вх}}} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right) \right), \quad (6)$$

где $P_{\text{г}}$ – текущее давление газа, Па.

При расчетах принято, что в детандере используется весь располагаемый перепад давлений, то есть давление газа уменьшается в процессе расширения от входного давления до давления, чуть большего, чем давление в двигателях внутреннего сгорания. Однако если выходная температура газа будет ниже точки росы, то после детандера будут образовываться кристаллогидраты, что может неблагоприятно сказаться на сроке службы газопровода.

Максимальное влагосодержание метана при данных температуре и давлении будет определяться по формуле

$$d_{\text{max}} = \frac{R_{\text{мет}}}{R_{\text{вод}}} \cdot \frac{P_{\text{п.нас}}(T)}{P_{\text{г}}}, \quad (7)$$

где $P_{\text{п.нас}}(T)$ – давление насыщения паров воды, Па; $R_{\text{мет}}, R_{\text{вод}}$ – газовые постоянные метана и водяных паров соответственно, $\text{Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$.

Для процесса расширения газа в детандере величина максимального влагосодержания будет уменьшаться с падением давления. Давление газа в детандере, при котором величина максимального влагосодержания становится равной значению начального влагосодержания, будет являться минимально допустимым давлением газа.

Для предотвращения образования кристаллогидратов после детандера устанавливается дросселирующее устройство, которое поддерживает давление газа на выходе из детандера равным или чуть большим минимально допустимого. В этом случае будет происходить снижение вырабатываемой ДГА мощности за счет уменьшения используемого в детандере перепада давлений.

Введем коэффициент использования работы детандера, который будет находиться по формуле

$$k_{\text{дет}} = \frac{l_{\text{ДГА}}^{\text{действ}}}{l_{\text{ДГА}}^{\text{max}}}, \quad (8)$$

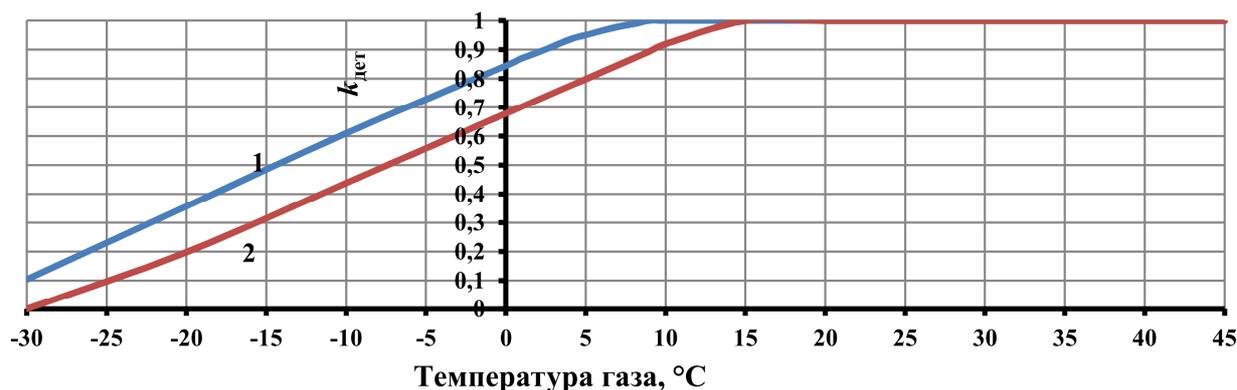


Рис. 3. Зависимость коэффициента использования работы детандера от температуры газа для $P_{\text{вх}} = 7$ атм: 1 – для начального влагосодержания 40 мг/кг; 2 – для максимально допустимого начального влагосодержания 82 мг/кг

Fig. 3. Dependence of the expander operation use coefficient on the gas temperature for $P_{\text{вх}} = 7$ atm: 1 – for the initial moisture content of 40 mg/kg; 2 – for the maximum permissible initial moisture content of 82 mg/kg

где $l_{\text{ДГА}}^{\text{действ}}$ – удельная действительная работа ДГА, Дж/нм³; $l_{\text{ДГА}}^{\text{max}}$ – максимальная удельная работа ДГА при использовании располагаемого перепада давлений природного газа в ДГА) может быть использована в ДГА при соблюдении условия недопущения образования кристаллогидратов в газопроводе после детандера.

Данный коэффициент показывает, какая часть от максимально возможной работы (то есть работы при полной реализации располагаемого перепада давлений природного газа в ДГА) может быть использована в ДГА при соблюдении условия недопущения образования кристаллогидратов в газопроводе после детандера.

Отраслевой стандарт (СТО Газпром 089-2010) устанавливает, что точка росы природного газа равна -10 °C при давлении 3,92 МПа, что эквивалентно влагосодержанию газа примерно 82 мг/кг газа.

На рис. 3 представлены зависимости коэффициента использования работы детандера от температуры воздуха.

На коэффициент использования работы детандера оказывают влияние следующие факторы: начальная температура газа, влагосодержание, входное давление.

С ростом начальной температуры газа величина $k_{\text{дет}}$ увеличивается, так как рост входной температуры сопровождается увеличением использованного в детандере перепада давлений. Чем выше начальное влагосодержание, тем ниже коэффициент использования работы детандера.

Для величин начального влагосодержания от 40 до 82 мг/кг коэффициент эффективности работы детандера изменяется от 0,67–0,85 (при температуре, близкой к 0 °C) до менее чем 0,1 (при -30 °C). При отрицательных температурах наружного воздуха существенно падает энергетическая эффективность от использования схемы с детандером без подогрева. С ростом температуры газа коэффициент эффективности использования рабо-

ты детандера будет увеличиваться, пока не достигнет значения, равного 1. Более высокие температуры газа характеризуются отсутствием ограничений по выходному давлению газа.

Температура уходящих газов от ДВС составляет около 300–400 °C, что позволяет нагреть газ до температур, существенно превышающих минимально необходимую температуру. Для дальнейших расчетов примем температуру подогрева газа равной 100 °C.

Минимальная температура подогрева газа, при которой соблюдается условие недопущения образования кристаллогидратов и используется весь располагаемый перепад давления в детандере, находится по формуле (6), в которую вместо текущего давления газа подставляют давление в топливосжигающих агрегатах. Результаты расчетов показывают, что минимальная температура подогрева составит от 14 до 29 °C при давлении от 7 до 13 атм.

Таким образом, для схем с отсутствием подогрева газа в период низких температур воздуха для недопущения появления кристаллогидратов предложен режим с дросселированием газа после детандера до минимально допустимого давления, что снижает мощность ДГА. Применение схемы с подогревом при отрицательных температурах воздуха позволяет использовать полностью располагаемый перепад давления газа в детандере.

Режимы работы схем с ДГА при высоких температурах воздуха

Работа современных газопоршневых ДВС характеризуется снижением величины КПД по выработке электроэнергии при повышении температуры топливной смеси выше определенного оптимального значения. Температура топливной смеси для варианта с подогревом будет выше, чем при отсутствии подогрева, что может в летний



Рис. 4. Зависимость прироста суммарной удельной работы от температуры газа для схем с ДГА при $P_{вх} = 7$ атм: 1 – без предварительного подогрева; 2 – с предварительным подогревом
Fig. 4. Dependence of the increase in total specific work on the gas temperature for schemes with EGU at $P_{вх} = 7$ atm: 1 – without preheating; 2 – with preheating

период привести к снижению КПД ДВС. Дальнейшее увеличение температуры наружного воздуха уменьшит разницу полезных работ детандера для схем с подогревом и без него, при этом для схемы без подогрева удельная работа ДВС будет выше.

При определенном значении температуры наружного воздуха значения прироста суммарной полезной работы для схем с подогревателем и без предварительного подогрева станут равны. Если температура наружного воздуха превысит данное значение, для схемы с подогревателем необходимо предусмотреть режим с отключением подогрева газа для поддержания максимального значения прироста суммарной удельной работы.

Проведем анализ предложенного режима на примере ДВС марки Caterpillar электрической мощностью 1 МВт. КПД ДВС линейно падает от 38 до 36 % при повышении температуры смеси от 25 до 35 °C.

На рис. 4 представлены зависимости прироста удельной суммарной работы от температуры воздуха для разных схем с ДГА.

Результаты расчета свидетельствуют, что при входном давлении газа 7 атм до температуры газа 25 °C схема с подогревом обладает преимуществом, так как в этот период прирост удельной работы определяется только работой детандера, которая всегда выше при наличии предварительного подогрева.

При более высоких температурах воздуха схема с ДГА без подогрева поддерживает температуру смеси в оптимальном диапазоне, что дает возможность получить существенный дополнительный прирост энергетического эффекта за счет высокого КПД ДВС. Для схемы с подогревом газа КПД ДВС будет уменьшаться, поэтому при температуре свыше 27 °C подогрев желательно отключить.

Расчет энергетической эффективности различных схем применения ДГА

Проведем расчет годовой экономии топлива от применения схем с ДГА с подогревом и без подогрева. В качестве объекта выберем когенерационную котельную с 3 ДВС марки Caterpillar электрической мощностью по 1 МВт при давлении поступающего в котельную газа 7 атм. Весь поступивший на котельную газ подается в ДВС ($g = 1$). Для расчетов выбраны климатические данные для Липецкой области за 2021 год.

Для всех месяцев, кроме летних, для расчетов принята среднемесячная температура воздуха. В летний период учтено количество дней с температурой, превышающей температуру отключения подогрева для схемы с ДГА.

На рис. 5 представлена ожидаемая месячная экономия топлива.

Наибольшая разница среднемесячной экономии топлива от использования подогрева наблюдается зимой, так как для схемы без подогрева в детандере используется только часть располагаемого перепада давлений. В летний период за счет отключения в отдельные дни подогрева газа схема с подогревом работает как схема без подогрева, что снижает разницу между этими двумя схемами. Применение предварительного подогрева газа до 100 °C при реализации оптимального летнего режима позволяет увеличить годовую экономию топлива примерно в 1,4 раза по сравнению с использованием схемы с детандером без подогрева.

Таким образом, наибольшая экономия топлива достигается при использовании схемы с предварительным подогревом газа перед детандером, так как данная схема позволяет снять ограничения по недопущению выпадения кристаллогидратов в период низких температур наружного воздуха, при этом работа детандера при подогреве всегда выше, чем при отсутствии подогрева. Для данной схемы оптимальный режим работы заключается в отклю-

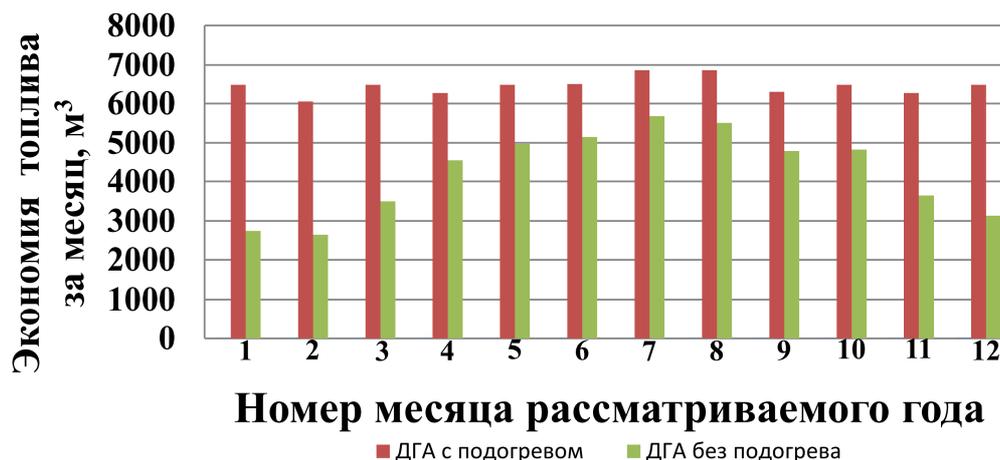


Рис. 5. Ожидаемая среднемесячная экономия топлива для схемы с детандером без подогрева и схемы с детандером и предварительным подогревом
Fig. 5. Expected average monthly fuel economy for a circuit with an expander without heating and a circuit with an expander and preheating

чении подогрева в летнее время при равенстве или превышении приращения суммарной удельной работы для схемы без подогрева по сравнению со схемой с подогревом.

Выводы

В статье рассмотрены режимы работы схем применения ДГА на когенерационных котельных с газопоршневыми ДВС. Показано, что в имеющихся по данной тематике работах не учтены ограничения, накладываемые условием недопущения выпадения кристаллогидратов после детандера. Показано, что при низких температурах воздуха работа детандера может существенно уменьшиться из-за данных ограничений. Выявлено, что даже незначительный подогрев газа (до величины 29 °С) позволяет реализовать располагаемый перепад давлений газа в детандере. Дополнительным преимуществом предварительного подогрева газа является повышение работы детандера. В летний период подогрев газа перед детандером может понизить коэффициент полезного действия двигателей внутреннего сгорания по сравнению со схемой с детандером без подогрева. Показано, что при

определенном значении температуры наружного воздуха прироста суммарной полезной работы для схем с подогревателем и без предварительного подогрева сравниваются по величине. Предложено при превышении температурой наружного воздуха данного значения предусмотреть отключение подогрева газа. Проведен расчет годовой и среднемесячной экономии топлива от применения различных схем применения ДГА для когенерационной котельной с 3 двигателями внутреннего сгорания. Наибольшая разница среднемесячной экономии топлива от использования подогрева наблюдается зимой, так как для схемы без подогрева в детандере используется только часть располагаемого перепада давлений из условия недопущения образования кристаллогидратов. В летний период за счет отключения в отдельные дни подогрева газа схема с подогревом работает как схема без подогрева, что снижает разницу между этими двумя схемами. Применение предварительного подогрева газа до 100 °С при реализации оптимального летнего режима позволяет увеличить годовую экономию топлива примерно в 1,4 раза по сравнению с использованием схемы с детандером без подогрева.

Список литературы

1. Филипов С.П., Дильман М.Д. Перспективы использования когенерационных установок при реконструкции котельных // Промышленная энергетика. 2014. № 4. С. 7–11.
2. Liu M., Shi Y., Fang F. Combined cooling heating and power systems: A survey renewable sustain // Energy Rev., 2014. Vol. 35. P. 1–2. DOI: 10.1016/j.rser.2014.03.054
3. Mehdi T.J., Hasan R., Hossein A.A. Modeling turbo-expander systems // Simulation. 2013. Vol. 89, no. 2. P. 234–248.
4. Zamfirescu C., Dincer I. Performance investigation of high-temperature heat pumps with various BZT working fluids // Thermochemica Acta. 2009. Vol. 488, iss. 1–2. P. 66–67. DOI: 10.1016/j.tca.2009.01.028
5. Cinella P., Hercus S. Robust optimization of dense gas flows under untertrain operating conditions // Computers & Fluids. 2010. Vol. 39, iss. 10. P. 1893–1908. DOI: 10.1016/j.compfluid.2010.06.020
6. Congedo P., Cinella P., Corre C. Shape optimization for dense gas flows in turbine cascades // Proceedings of ICCFD 4. 2006. P. 555–560. DOI: 10.1007/978-3-540-92779-2_87

7. Мальханов О.В. К вопросу об энергосберегающей турбодетандерной установки на ГРС // Энергосбережение и водоподготовка. 2007. № 5. С. 27–28.
8. Quoilin S., Lemort V., Lebrun J. Experimental study and modeling of an Organic Rankine Cycle using scroll expander // *Applied Energy*. 2010. Vol. 87 (4). P. 1260–1268. DOI: 10.1016/j.apenergy.2009.06.026
9. Testing and modeling a scroll expander integrated into an Organic Rankine Cycle / V. Lemort, S. Quoilin, C. Cuevas, J. Lebrun // *Applied Thermal Engineering*. 2009. Vol. 29. P. 3094–3102. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2009.04.013
10. Herron T., Peterson R.B., Wang H. Performance of a small-scale regenerative Rankine power cycle employing a scroll expander // *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Journal of Power and Energy*. 2008. Vol. 222. P. 271–282. DOI: 10.1243/09576509jpe546
11. Theoretical and experimental results of a mesoscale electric power generation system from pressurized gas flow / D. Krähenbühl, C. Zwysig, H. Weser, J.W. Kolar // IOP Publishing, *Journal of Micromechanics and Microengineering*. 2009. No. 19. P. 1–7. DOI: 10.1088/0960-1317/19/9/094009
12. Стребков А.С., Жавроцкий С.В. Оценка эффективности производства электрической энергии при использовании силового потенциала топливного газа // *Вестник Брянского государственного университета*. 2013. № 4 (40). С. 77–86.
13. Жигулина Е.В., Калинин Н.В., Хромченков В.Г. Эффективность подогрева природного газа при использовании детандер-генераторных агрегатов на тепловых электрических станциях // *Новости теплоснабжения*. 2010. № 2. С. 34–37.
14. Корягин А.В., Соловьев Р.В. Установка детандер-генераторных агрегатов на ТЭЦ промышленных предприятий // *Энергосбережение и водоподготовка*. 2009. № 5. С. 34–35.
15. Клименко А.В., Агабабов В.С., Борисова П.Н. Возможность производства холода и дополнительной электроэнергии на тепловой электростанции // *Теплоэнергетика*. 2017. № 6. С. 30–37. DOI: 10.1134/S0040363617060017
16. Агабабов, В.С. К вопросу анализа эффективности использования турбодетандеров в схемах тепловых электростанций // *Энергосбережение и водоподготовка*. 2017. № 2 (106). С. 71–73.
17. Клименко А.В., Агабабов В.С., Борисова П.Н., Петин С.Н. Термодинамическая эффективность использования детандер-генераторных агрегатов на станциях технологического уменьшения давления транспортируемого природного газа // *Теплофизика и аэромеханика*. 2017. Т. 24, № 6. С. 961–968.
18. Оценка энергетической эффективности применения детандер-генераторных агрегатов в системах с комбинированным производством тепла и электроэнергии / В.Я. Губарев, А.Г. Арзамасцев, А.И. Шарапов, А.Ю. Картель // *Проблемы региональной энергетики*. 2018. № 3 (38). С. 93–101.
19. Губарев В.Я., Арзамасцев А.Г., Картель А.Ю. Исследование особенностей применения детандер-генераторных агрегатов на когенерационных котельных с двигателями внутреннего сгорания // *Вестник Череповецкого государственного университета*. 2018. № 1 (82). С. 20–27. DOI: 10.23859/1994-0637-2018-1-82-2
20. Quantification of thermodynamic uncertainties in real gas flows / L. Parussini., L. Pediroda, P. Congedo, P. Cinella // *Int. J. Eng. Syst. Model Simul*. 2010. Vol. 2, no. 1-2. P. 12–24. DOI: 10.1504/ijesms.2010.031867

References

1. Filipov S.P., Dilman M.D. [Prospects for the use of cogeneration plants in the reconstruction of boiler houses]. *Industrial power engineering*. 2014;(4):7–11. (In Russ)
2. Liu M., Shi Y., Fang F. Combined cooling heating and power systems: A survey renewable sustain. *Energy Rev*. 2014;35:1–2. DOI: 10.1016/j.rser.2014.03.054
3. Mehdi T.J., Hasan R., Hossein A.A. Modeling turbo-expander systems. *Simulation*. 2013;89(2):234–248.
4. Zamfirescu C., Dincer I. Performance Investigation of high-temperature heat pumps with Various BZT working fluids. *Thermochimica Acta*. 2009;488(1–2):66–67. DOI: 10.1016/j.tca.2009.01.028
5. Cinella P., Hercus S. Robust optimization of dense gas flows under untertrain operating conditions. *Computers & Fluids*. 2010;39(10):1893–1908. DOI: 10.1016/j.compfluid.2010.06.020
6. Congedo P., Cinella P., Corre C. Shape optimization for dense gas flows in turbine cascades. In: *Proceedings of ICCFD 4*. 2006. P. 555–560. DOI: 10.1007/978-3-540-92779-2_87
7. Malkhanov O.V. [On the issue of an energy-saving turbo-expander unit at the GDS]. *Energysaving and watertreatment*. 2007;5:27–28. (In Russ)
8. Quoilin S., Lemort V., Lebrun J. Experimental study and modeling of an Organic Rankine Cycle using scroll expander. *Applied Energy*. 2010;87(4):1260–1268. DOI: 10.1016/j.apenergy.2009.06.026
9. Lemort V., Quoilin S., Cuevas C., Lebrun J. Testing and modeling a scroll expander integrated into an Organic Rankine Cycle. *Applied Thermal Engineering*. 2009;29:3094–3102. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2009.04.013
10. Herron T., Peterson R.B., Wang H. Performance of a small-scale regenerative Rankine power cycle employing a scroll expander. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Journal of Power and Energy*. 2008;222:271–282. DOI: 10.1243/09576509jpe546

11. Krähenbühl D., Zwyssig C., Weser H., Kolar J. W. Theoretical and experimental results of a mesoscale electric power generation system from pressurized gas flow. *IOP Publishing, Journal of Micromechanics and Microengineering*. 2009;19:1–7. DOI: 10.1088/0960-1317/19/9/094009
12. Strebkov A.S., Zhavrotskiy S.V. Assessment of electric energy production efficiency when using power potential of fuel gas. *The Bryansk state university herald*. 2013;4(40):77–86. (In Russ)
13. Zhigulina E.V., Kalinin N.V., Khromchenkov V.G. [The efficiency of natural gas heating when using expander-generator units at thermal power plants]. *Novosti teplosnabzheniya* [News of heat supply]. 2010;2:34–37. (In Russ)
14. Koryagin A.V., Solovyov R.V. [Installation of expander-generator units at thermal power plants of industrial enterprises]. *Energysaving and watertreatment*. 2009; 5:34–35. (In Russ)
15. Klimenko A.V., Agababov V.S., Borisova P.N. On the possibility of generation of cold and additional electric energy at thermal power stations. *Thermal Engineering*. 2017;64(6):422–428. DOI: 10.1134/S0040601517060015
16. Agababov V.S. To the problems of analysis of the efficiency of expansion turbines in the schemes of thermal power plants. *Energysaving and watertreatment*. 2017;2(106):71–73. (In Russ)
17. Klimenko A.V., Agababov V.S., Borisova P.N., Petin S.N. Thermodynamic efficiency of expander-generator units at the plants for technological decompression of transported natural gas. *Thermophysics and Aeromechanics*. 2017;24(6):933–940. DOI: 10.1134/S0869864317060129
18. Gubarev V.Ya., Arzamastsev A.G., Sharapov A.I., Kartel A.Yu. [Evaluation of the energy efficiency of the use of expander-generator units in systems of combined heat and power production]. *Problems of the Regional Energetics*. 2018;3(38):93–101. (In Russ).
19. Gubarev V.Ya., Arzamastsev A.G., Kartel A.Yu. Research into the application of expander-generator sets on cogeneration boilers with internal combustion engines. *Cherepovets state university bulletin*. 2018;1(82):20–27. (In Russ) DOI: 10.23859/1994-0637-2018-1-82-2
20. Parussini L., Pediroda L., Congedo P., Cinella P. Quantification of thermodynamic uncertainties in real gas flows. *Int. J. Eng. Syst. Model Simul*. 2010;2(1-2):12–24. DOI: 10.1504/ijesms.2010.031867

Информация об авторах

Губарев Василий Яковлевич, канд. техн. наук, проф., заведующий кафедрой промышленной теплоэнергетики, Липецкий государственный технический университет, Липецк, Россия; gv_lipetsk@rambler.ru.

Арзамасцев Алексей Геннадьевич, канд. физ.-мат. наук, доц. кафедры промышленной теплоэнергетики, Липецкий государственный технический университет, Липецк, Россия; arzamastsev-ag@mail.ru.

Картель Александр Юрьевич, канд. техн. наук, доц. кафедры промышленной теплоэнергетики, Липецкий государственный технический университет, Липецк, Россия; zetzervam@gmail.com.

Information about the authors

Vasiliy Ya. Gubarev, Cand. Sci. (Eng.), Prof., Head of the Department of Industrial Heat Power Engineering, Lipetsk State Technical University, Lipetsk, Russia; gv_lipetsk@rambler.ru.

Aleksey G. Arzamastsev, Cand. Sci. (Phys. and Math.), Ass. Prof. of the Department of Industrial Heat Power Engineering, Lipetsk State Technical University, Lipetsk, Russia; arzamastsev-ag@mail.ru.

Aleksandr Yu. Kartel, Cand. Sci. (Eng.), Ass. Prof. of the Department of Industrial Heat Power Engineering, Lipetsk State Technical University, Lipetsk, Russia; zetzervam@gmail.com.

Статья поступила в редакцию 15.09.2022; одобрена после рецензирования 10.11.2022; принята к публикации 10.11.2022.

The article was submitted 15.09.2022; approved after review 10.11.2022.; accepted for publication 10.11.2022.

ТРЕБОВАНИЯ К ПУБЛИКАЦИИ МАТЕРИАЛОВ

1. В редакцию представляется печатный вариант статьи и ее электронная версия (документ Microsoft Word), экспертное заключение о возможности опубликования работы в открытой печати, лицензионный договор от каждого автора, сведения об авторах (Ф.И.О., место работы, контактная информация).

2. Структура статьи:

До основного текста статьи приводят на языке текста статьи и затем повторяют на английском языке (если статья на английском языке, то повторяют на русском языке):

- тип статьи: научная, обзорная, дискуссионная, персоналии, рецензия, краткое сообщение и т. п.;
- УДК;
- название (не более 12–15 слов);
- основные сведения об авторе (авторах):
 - имя, отчество, фамилия автора (полностью);
 - наименование организации (учреждения), адрес организации (город, страна), где работает или учится автор;
 - электронный адрес автора (e-mail);
 - открытый идентификатор ученого (ORCID) при наличии в форме электронного адреса в сети Интернет;
- аннотация (200–250 слов),
- ключевые слова (словосочетания);
- благодарности (при наличии).

Основной текст статьи может состоять из следующих частей:

- введение;
- текст статьи (структурированный по разделам). Допускается деление основного текста статьи на тематические рубрики и подрубрики. Надписи и подписи к иллюстрированному материалу приводят на языке текста статьи и повторяют на английском языке;
- заключение.

После основного текста статьи приводят:

- Список литературы (в порядке цитирования, по ГОСТ Р 7.0.5–2008 для затекстовых библиографических ссылок);
- References (составляется согласно Vancouver Style, при транслитерации используется стандарт BGN), doi предпочтительнее приводить в форме электронного адреса в сети Интернет.

Приводят на языке текста статьи и затем повторяют на английском языке (если статья на английском языке, то повторяют на русском языке):

- дополнительные сведения об авторе (авторах): фамилия, имя, отчество автора (полностью), ученая степень, ученое звание, должность, наименование организации (учреждения), адрес организации (город, страна), e-mail, ORCID;
- сведения о вкладе каждого автора, указание об отсутствии или наличии конфликта интересов;
- даты поступления статьи в редакцию, одобрения после рецензирования, принятия статьи к опубликованию.

3. **Параметры набора:** Основной текст статьи набирается шрифтом Times New Roman 14 с выравниванием по ширине страницы, отступ первой строки 0,7 см. Интервалы между абзацами 0 пт., междустрочный интервал – одинарный. Параметры страницы: верхнее поле – 2,5 см, нижнее – 2,5 см, левое поле – 2,5 см, правое – 1,5 см. Рисунки и таблицы должны иметь названия.

4. **Формулы.** Набираются в редакторе формул MathType либо Microsoft Equation с отступом 0,7 см от левого края. Номер формулы размещается за пределами формулы, непосредственно после нее, в круглых скобках.

5. Полная версия правил подготовки рукописей и пример оформления – на сайте Вестник ЮУрГУ, Серия «Энергетика» (<http://vestnik.susu.ru/power>).

6. Печатный вариант статьи направляется на адрес редакционной коллегии научного журнала: 454080, г. Челябинск, проспект Ленина, 76, ауд. 255, отв. секретарю к.т.н., доц. Функ Татьяне Андреевне.

Электронный вариант направляется на e-mail: vestnik.energetika@susu.ru.

7. Плата с аспирантов за публикацию не взимается.

СВЕДЕНИЯ ОБ ИЗДАНИИ

Журнал «Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия «Энергетика» основан в 2001 году.

Учредитель – Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования «Южно-Уральский государственный университет (национальный исследовательский университет)».

Главный редактор – д.т.н., профессор, Григорьев Максим Анатольевич.

Свидетельство о регистрации ПИ № ФС 77-57364 выдано 24 марта 2014 г. Федеральной службой по надзору в сфере связи, информационных технологий и массовых коммуникаций.

Журнал включен в Реферативный журнал и Базы данных ВИНТИ. Сведения о журнале ежегодно публикуются в международной справочной системе по периодическим и продолжающимся изданиям «Ulrich's Periodicals Directory».

Решением Президиума Высшей аттестационной комиссии Министерства образования и науки Российской Федерации журнал включен в «Перечень рецензируемых научных изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты на соискание ученой степени кандидата наук, на соискание ученой степени доктора наук».

Подписной индекс 29564 в объединенном каталоге «Пресса России».

Периодичность выхода – 4 номера в год.

Адрес редакции, издателя: 454080, г. Челябинск, проспект Ленина, 76, Издательский центр ЮУрГУ, каб. 32.

ВЕСТНИК
ЮЖНО-УРАЛЬСКОГО
ГОСУДАРСТВЕННОГО УНИВЕРСИТЕТА
Серия
«ЭНЕРГЕТИКА»
Том 22, № 4
2022

16+

Редактор *С.И. Уварова*
Компьютерная верстка *С.В. Буновой*

Издательский центр Южно-Уральского государственного университета

Подписано в печать 26.12.2022. Дата выхода в свет 29.12.2022. Формат 60×84 1/8. Печать цифровая.
Усл. печ. л. 10,23. Тираж 500 экз. Заказ 503/419. Цена свободная.

Отпечатано в типографии Издательского центра ЮУрГУ.
454080, г. Челябинск, проспект Ленина, 76.