

Министерство образования и науки Российской Федерации
Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего профессионального образования
«Национальный исследовательский
Томский политехнический университет»



ISSN 1684-8519

ИЗВЕСТИЯ

ТОМСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

Том 325, № 4, 2014

Техника и технологии
в энергетике

ИЗДАТЕЛЬСТВО  ТПУ

г. Томск

ИЗВЕСТИЯ ТОМСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Сонькин М.А., гл. редактор, д-р техн. наук (Россия)
Глазырин А.С., выпуск. редактор, канд. техн. наук (Россия)
Кириянова Л.Г., выпуск. редактор, канд. филос. наук (Россия)

Ресурсы Планеты

Савичев О.Г., редактор серии, д-р географ. наук (Россия)
Покровский О.С., канд. геол.-минерал. наук (Франция)
Старостенко В.И., д-р физ.-мат. наук (Украина)
Конторович А.Э., д-р геол.-минерал. наук (Россия)
Шварцев С.Л., д-р геол.-минерал. наук (Россия)

Математика, физика и механика

Никитенков Н.Н., редактор серии, д-р физ.-мат. наук (Россия)
Силкин В.М., канд. физ.-мат. наук (Испания)
Коротеев Ю.М., д-р физ.-мат. наук (Россия)
Уленков О.Н., д-р физ.-мат. наук (Россия)
Борисов А.М., д-р физ.-мат. наук (Россия)
Рожкова С.В., д-р физ.-мат. наук (Россия)

Химия и химические технологии

Коршунов А.В., редактор серии, д-р хим. наук (Россия)
Пестряков А.Н., д-р хим. наук (Россия)
Тойпель У., Dsc (Германия)
Джин-Чун Ким, Dsc (Южная Корея)
Ильин А.П., д-р физ.-мат. наук (Россия)

Техника и технологии в энергетике

Заворин А.С., редактор серии, д-р техн. наук (Россия)
Ханьялич К., Dsc. (Нидерланды)
Кабов О.А., д-р физ.-мат. наук (Россия)
Маренго М., PhD (Италия)
Алексеенко С.В., д-р физ.-мат. наук (Россия)
Воропай Н.И., д-р техн. наук (Россия)

Информационные технологии

Кочегуров А.И., редактор серии, канд. техн. наук (Россия)
Хамкер Ф.Х., Dsc (Германия)
Руи Д., PhD (Португалия)
Муравьев С.В., д-р техн. наук (Россия)
Спицын В.Г., д-р техн. наук (Россия)

Социально-гуманитарные технологии

Барышева Г.А., редактор серии, д-р экон. наук (Россия)
Завадскас Э.К., PhD, Dsc (Литва)
Касати Ф., PhD (Италия)
Грюнвальд А., PhD (Германия)
Бутовская М.Л., д-р ист. наук (Россия)
Головаха Е.И., д-р филос. наук (Украина)

Входит в Перечень ВАК РФ – ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученых степеней доктора и кандидата наук.

Подписной индекс по каталогу
агентства «Роспечать» – 18054

УВАЖАЕМЫЕ ЧИТАТЕЛИ!

Журнал «Известия Томского политехнического университета» (Известия ТПУ) – рецензируемый мультидисциплинарный журнал, предназначенный для ученых, исследующих специфику развития техники и технологии в различных научных сферах.

Журнал издается с 1903 года. Учредителем является Томский политехнический университет. Полнотекстовый доступ к электронной версии журнала возможен на сайтах www.elibrary.ru, scholar.google.com

Журнал зарегистрирован Министерством Российской Федерации по делам печати, телерадиовещания и средств массовых коммуникаций – Свидетельство ПИ № 77-16615 от 24 октября 2003 г.

ISSN 1684-8519

Импакт-фактор РИНЦ 2012 – 0,174

Особое внимание в журнале уделяется ключевым проблемам развития современной техники и технологии, что выражается в тематических разделах журнала, охватывающих следующие аспекты науки и техники:

- Ресурсы Планеты
- Математика, физика и механика
- Химия и химические технологии
- Техника и технологии в энергетике
- Информационные технологии
- Социально-гуманитарные технологии

К публикации принимаются статьи, ранее нигде не опубликованные и не представленные к печати в других изданиях.

Статьи, отбираемые для публикации в журнале, проходят закрытое (слепое) рецензирование.

Автор статьи имеет право предложить двух рецензентов по научному направлению своего исследования.

Окончательное решение по публикации статьи принимает главный редактор журнала.

Все материалы размещаются в журнале «Известия ТПУ» на бесплатной основе.

Журнал издается ежемесячно.

К публикации в серию «Техника и технологии в энергетике» принимаются оригинальные содержания статьи с теоретическими и экспериментальными результатами, связанными с решением фундаментальных и прикладных проблем, а также их инженерным обеспечением в энергетике и энергетическом машиностроении, по следующим основным направлениям: теплофизические и электрофизические процессы в технологиях генерации, трансфера, распределения и использования энергии; свойства топлив, конструкционных, тепло-и электроизоляционных материалов и изделий; их физико-химические преобразования под воздействием факторов энергетических технологий; основное и вспомогательное оборудование электростанций; энергетические системы и комплексы; электрические машины и аппараты; оборудование и системы промышленной и малой распределенной энергетики; традиционные и возобновляемые источники энергии; автоматизация и математическое моделирование технологических процессов энергетики; мониторинг, прогнозирование и защита окружающей среды в зоне ответственности предприятий энергетики. Приоритетными для серии журнала являются статьи, посвященные инновационным разработкам и исследованиям в области ресурсосбережения и энергоэффективности.

Ministry of Education and Science of the Russian Federation
National Research Tomsk Polytechnic University



ISSN 1684-8519

BULLETIN

OF TOMSK POLYTECHNIC UNIVERSITY

Volume 325, № 4, 2014

Power Engineering

TPU  PUBLISHING

Tomsk

BULLETIN OF THE TOMSK POLYTECHNIC UNIVERSITY

EDITORIAL BOARD

Sonkin M.A., editor in chief, Dr. Sc. (Russia)
Glazyrin A.S., managing editor, Cand. Sc. (Russia)
Kiryanova L.G., managing editor, Cand. Sc. (Russia)

The Planet Resources

Savichev O.G., *section editor*, Dr. Sc. (Russia)
Pokrovsky O.S., Cand. Sc. (France)
Starostenko V.I., Dr. Sc. (Ukraine)
Kontorovich A.Eh., Dr. Sc. (Russia)
Shvartsev S.L., Dr. Sc. (Russia)

Mathematics, Physics and Mechanics

Nikitenkov N.N., *section editor*, Dr. Sc. (Russia)
Silkin V.M., Cand. Sc. (Spain)
Koroteev Yu.M., Dr. Sc. (Russia)
Ulenekov O.N., Dr. Sc. (Russia)
Borisov A.M., Dr. Sc. (Russia)
Rozhkova S.V., Dr. Sc. (Russia)

Chemistry and Chemical Technology

Korshunov A.V., *section editor*, Cand. Sc. (Russia)
Pestryakov A.N., Dr. Sc. (Russia)
Teipel U., Dsc (Germany)
Jin-Chun Kim, Dsc (South Korea)
Ilyin A.P., Dr. Sc. (Russia)

Power Engineering

Zavorin A.S., *section editor*, Dr. Sc. (Russia)
Hanjalic K., Dsc. (Netherlands)
Kabov O.A., Dr. Sc. (Russia)
Marengo M., PhD (Italy)
Aleksenko S.V., Dr. Sc. (Russia)
Voropai N.I., Dr. Sc. (Russia)

IT Technologies

Kochegurov A.I., *section editor*, Cand. Sc. (Russia)
Hamker F.H., Dsc (Germany)
Rui D., PhD (Portugal)
Muravyov S.V., Dr. Sc. (Russia)
Spitsyn V.G., Dr. Sc. (Russia)

Humanities and Social Sciences Technologies

Barysheva G.A., *section editor*, Dr. Sc. (Russia)
Zavadskas E.K., PhD, DSc (Lithuania)
Casati F., PhD (Italy)
Grunwald A., PhD (Germany)
Butovskaya M.L., Dr. Sc. (Russia)
Golovakha E.I., Dr. Sc. (Ukraine)

© Tomsk Polytechnic University, 2014

AIMS AND SCOPES

Bulletin of the Tomsk Polytechnic University (TPU Bulletin) is peer-reviewed multidisciplinary journal owned by Tomsk Polytechnic University. The Journal focuses on the key problems of the development of modern technologies and engineering.

The journal was founded in 1903. The journal is on open access on www.elibrary.ru, scholar.google.com.

The journal is registered internationally (ISSN 1684-8519) and nationally (Certificate PE № 77-166615, October 24, 2003 from the RF Ministry of Press, Broadcasting and Mass Communications).

Topical sections of the Journal focuses on the following aspect of science and engineering:

- The Planet Resources
- Mathematics, Physics and Mechanics
- Chemistry and Chemical Technology
- Power Engineering
- IT Technologies
- Humanities and Social Sciences Technologies

TPU Bulletin publishes only original research articles. All articles are peer reviewed by international experts. Both general and technical aspects of the submitted paper are reviewed before publication. Authors are advised to suggest two potential reviewers who are familiar with the research focus of the article. Final decision on any paper is made by the Editor In Chief.

The Bulletin of the Tomsk Polytechnic University is published monthly.

The publication of manuscripts is free of charge.

Power Engineering. The journal publishes only original research articles containing theoretical and experimental results associated with solution of fundamental and applied problems, engineering support in power engineering and power engineering industry in the following key subdisciplines: thermophysical and electrophysical processes in energy generation, transfer, distribution and use; properties of fuels, engineering thermal and electric insulating materials and products; their physicochemical transformation under energy technology factors; main and auxiliary equipment of power plants; power systems and complexes; electrical machinery and apparatus; equipment and systems of industrial and small-scale power generation; conventional and renewable energy sources; automation and mathematical simulation of power engineering process; monitoring, forecasting and protection of environment within the area of responsibility of power engineering enterprises. The articles devoted to innovations in the field of resource conservation and energy efficiency are of higher priority for the Journal.

СОДЕРЖАНИЕ

CONTENTS

- Результаты испытаний опытных тепловыделяющих сборок в активной зоне реактора ВВР-К**
Аринкин Ф.М., Чакров П.В., Чекушина Л.В., Гизатулин Ш.Х., Колточник С.Н., Накипов Д.А., Шаймерденов А.А., Шаманин И.В.
- Численное моделирование жидкостного охлаждения малогабаритного электродвигателя**
Кзаков А.В., Труфанова Н.М.
- Математическое моделирование тепломассопереноса при подземной газификации угля**
Субботин А.С., Кулеш Р.Н., Мазаник А.С.
- Анализ эффективности парогазовых установок тринарного типа**
Галашов Н.Н., Цибульский С.А.
- Влияние свойств рабочего тела газотурбинной установки на термодинамическую эффективность парогазового цикла**
Белусов В.С., Богатова Т.Ф., Рыжков А.Ф., Гордеев С.И., Амарская И.Б.
- Перспективы использования торфа в региональной энергетике**
Тимофеева С.С., Мингалева Г.Р.
- Твёрдое композитное топливо из низкосортного сырья (технологический аспект)**
Табакеев Р.Б., Кзаков А.В., Заворин А.С.
- Численное исследование сжигания резервного топлива в топке котла БКЗ-210-140**
Гиль А.В., Заворин А.С., Лебедь Д.В., Старченко А.В.
- Уравнения электромеханических связей в индуктивно-емкостных электроприводах с учетом влияния магнитоэлектрического эффекта в сегнетомагнетике**
Челухин В.А.
- Математическое моделирование тепловых и электромагнитных процессов при определении допустимых токовых нагрузок кабельных линий**
Навалихина Е.Ю., Труфанова Н.М.
- Электромагнитные процессы и условия возникновения резонансных напряжений в обмотках трансформатора**
Сабат М.Б., Никонец А.Л., Венгер В.П., Венгер В.П.
- «Кривая жизни» статорных обмоток асинхронных двигателей для лифтов**
Шпет Н.А., Муравлёв О.П.
- Имитационная модель контроллера солнечной батареи**
Пост С.С., Донцов О.А., Иванчура В.И., Краснобаев Ю.В.
- Расчет оптимальных параметров электромагнитного привода колебательного движения**
Татевосян А.А., Татевосян А.С.
- Режимы энергосбережения установок центробежных насосов с асинхронными двигателями**
Лысенко О.А.
- Влияние начальных условий на поведение двухэлектродных микроэлектромеханических систем**
Драгунова Л.С., Драгунов В.П.
- Контроль настройки дугогасящих реакторов в электрических сетях 6–35 кВ на основе метода наложения вспомогательных токов двух частот**
Вайнштейн Р.А., Шестакова В.В., Пашковский С.Н., Юдин С.М., Сербулов А.Н.
- Анализ процессов энергопреобразования в двухкатушечной синхронной электромагнитной машине с инерционным реверсом бойка**
Нейман Л.А.
- Методика идентификации статических характеристик нагрузки по результатам активного эксперимента**
Хрущев Ю.В., Панкратов А.В., Бацева Н.Л., Полищук В.И., Тавлинцев А.С.
- Оптимизационные исследования способов снижения низкотемпературной коррозии конвективных поверхностей котлоагрегата предварительным подогревом воздуха**
Тюрина Э.А., Ижганайтис М.И.
- 6 Results of the trial of lead test assemblies in WWR-K reactor**
Arinkin F.M., Chakrov P.V., Chekushina L.V., Gizatuln S.K., Koltchnik S.N., Nakipov D.A., Shaimerdenov A.A., Shamanin I.V.
- 16 Numerical simulation of liquid cooling for compact motor**
Kazakov A.V., Trufanova N.M.
- 25 Mathematical modeling of heat and mass transfer at underground coal gasification**
Subbotin A.S., Kulesh R.N., Mazanik A.S.
- 33 Analysis of the efficiency of a triple combined cycle gas turbine**
Galashov N.N., Tsibul'sky S.A.
- 39 Influence of gas turbine unit working medium properties on combined cycle thermodynamic effectiveness**
Belousov V.S., Bogatova T.F., Ryzhkov A.F., Gordeev S.I., Amarskaya I.B.
- 46 Prospects of using peat in the regional power engineering**
Timofeeva S.S., Mingaleeva G.R.
- 56 Solid composite fuel from low-grade raw (technological aspect)**
Tabakaev R.B., Kazakov A.V., Zavorin A.S.
- 65 Numerical investigation of burning reserve fuel in combustion chamber of boiler BKZ-420-140**
Gil A.V., Zavorin A.S., Lebed D.V., Starchenko A.V.
- 76 Equations of electromechanical couplings in inductance-capacitance electric drives considering the influence of magnetoelectric effect in ferroelectromagnet**
Chelukhin V.A.
- 82 Mathematical modeling of heat and electromagnetic processes when determining current capacity in cable lines**
Navalikhina E.Yu., Trufanova N.M.
- 91 Electromagnetic processes and conditions of occurring resonance overvoltage in power transformer windings**
Sabat M.B., Nykonets A.L., Venger V.P., Venger V.P.
- 103 «Life curve» of stator windings of asynchronous motors for elevators**
Shpet N.A., Muravlev O.P.
- 111 Simulation model of a solar cell controller**
Post S.S., Dontsov O.A., Ivanchura V.I., Krasnovaev Yu.V.
- 121 Calculation of optimal parameters of oscillation motion electromagnetic actuator**
Tatevosyan A.A., Tatevosyan A.S.
- 133 Energy saving modes of centrifugal pumps installations with asynchronous engines**
Lysenko O.A.
- 142 Influence of initial conditions on the behavior of two-electrode microelectromechanical systems**
Dragunova L.S., Dragunov V.P.
- 149 Automatic tuning of arc-extinguishing reactors for a medium-voltage power system 6–35 kV applying the method of two frequencies auxiliary currents overlap**
Vaynshteyn R.A., Shestakova V.V., Pashkovskiy S.N., Yudin S.M., Serbulov A.N.
- 157 Analysis of energy conversion in double-coiled synchronous electromagnetic machine with head inertial reverse**
Neyman L.A.
- 164 The technique for identifying load static characteristics based on experimental data**
Khrushchev Yu.V., Pankratov A.V., Batseva N.L., Polishchuk V.I., Tavlintsev A.S.
- 176 Optimization research of methods of reducing low-temperature corrosion of a boiler unit convective surfaces by air preheating**
Tyurina E.A., Izghanaytis M.I.

УДК 621.039.51

РЕЗУЛЬТАТЫ ИСПЫТАНИЙ ОПЫТНЫХ ТЕПЛОВЫДЕЛЯЮЩИХ СБОРОК В АКТИВНОЙ ЗОНЕ РЕАКТОРА ВВР-К

Аринкин Федор Михайлович,

канд. техн. наук, заведующий лабораторией проблем безопасности атомной энергии
Республиканского Государственного Предприятия «Институт ядерной физики»,
Комитет по атомной энергии Министерства промышленности и новых технологий,
Республика Казахстан, 050032, г. Алматы, ул. Ибрагимова, 1. E-mail: arinkin@inp.kz

Чакров Петр Васильевич,

и.о. генерального директора Республиканского Государственного Предприятия
«Институт ядерной физики», Комитет по атомной энергии Министерства промышленности и новых технологий,
Республика Казахстан, 050032, г. Алматы, ул. Ибрагимова, 1. E-mail: chakrov@yandex.kz

Чекушина Людмила Васильевна,

канд. физ.-мат. наук, ст. науч. сотр. лаборатории проблем безопасности атомной энергии
Республиканского Государственного Предприятия «Институт ядерной физики»,
Комитет по атомной энергии Министерства промышленности и новых технологий,
Республика Казахстан, 050032, г. Алматы, ул. Ибрагимова, 1. E-mail: chekushinal@gmail.com

Гизатулин Шамиль Хайрулович,

начальник критического стенда, ст. науч. сотр. лаборатории проблем безопасности атомной энергии
Республиканского Государственного Предприятия «Институт ядерной физики»,
Комитет по атомной энергии Министерства промышленности и новых технологий,
Республика Казахстан, 050032, г. Алматы, ул. Ибрагимова, 1. E-mail: gizatulin@inp.kz

Колточник Светлана Нухимовна,

канд. физ.-мат. наук, ст. науч. сотр. лаборатории проблем безопасности атомной энергии
Республиканского Государственного Предприятия «Институт ядерной физики»,
Комитет по атомной энергии Министерства промышленности и новых технологий,
Республика Казахстан, 050032, г. Алматы, ул. Ибрагимова, 1. E-mail: svetlana.koltochnik@gmail.com

Накипов Дархан Абдуламитович,

гл. инженер комплекса исследовательского реактора ВВР-К Республиканского
Государственного Предприятия «Институт ядерной физики», Комитет по атомной энергии
Министерства промышленности и новых технологий,
Республика Казахстан, 050032, г. Алматы, ул. Ибрагимова, 1. E-mail: nakipov@inp.kz

Шаймерденов Асет Абдуллаевич,

науч. сотр. лаборатории проблем безопасности атомной энергии Республиканского
Государственного Предприятия «Институт ядерной физики», Комитет по атомной энергии
Министерства промышленности и новых технологий,
Республика Казахстан, 050032, г. Алматы, ул. Ибрагимова, 1. E-mail: aashaimerdenov@gmail.com

Шаманин Игорь Владимирович,

д-р физ.-мат. наук, профессор, академик АИН, руководитель Отделения ядерных технологий,
заведующий кафедрой технической физики Физико-технического института
Национального исследовательского Томского политехнического университета,
Россия, 634050, Томск, пр. Ленина, д. 30. E-mail: shiva@tpu.ru

Актуальность работы обусловлена необходимостью решения вопроса о возможности конверсии активных зон исследовательских ядерных реакторов на низкообогащенное урановое топливо.

Цель работы: проведение ресурсных испытаний экспериментальных тепловыделяющих сборок с низкообогащенным ядерным топливом, экспериментальное и расчетное исследование нейтронно-физических и энергетических параметров исследовательского ядерного реактора ВВР-К при загрузке его активной зоны экспериментальными тепловыделяющими сборками.

Методы исследования: внутриреакторные измерения, численное моделирование нейтронно-физических процессов в реакторных установках, численные эксперименты в сопровождение внутриреакторных испытаний, сравнительный анализ контролируемых технологических параметров и результатов численных экспериментов.

Результаты: проведены ресурсные испытания экспериментальных тепловыделяющих сборок, определены изменения технологических параметров исследовательского ядерного реактора ВВР-К, вызванные конверсией активной зоны на низкообогащенное урановое топливо, подтверждена пригодность тепловыделяющих сборок новой конструкции для эксплуатации в реакторе ВВР-К. В процессе испытаний проведена оптимизация перегрузок топлива в активной зоне и достройка бокового бериллиевого отражателя. Это позволило получить почти линейную зависимость выгорания в опытных тепловыделяющих сборках от времени и значительно сократить продолжительность испытаний. Испытания сопровождались контролем уровня плотности потока нейтронов в облучательном устройстве, мощности опытных тепловыделяющихборок, мощности реактора и уровня радиоактивности теплоносителя. Проведены расчеты выгорания урана-235 в экспериментальных и штатных тепловыделяющихбороках активной зоны с использованием трехмерного расчетного кода MСU-REA. Продолжительность испытаний экспериментальныхборок составила от 357 до 480 суток. За это время выгорание урана-235 достигло от 49,7 до 60,3 %.

Ключевые слова:

Ядерный реактор, опытная ТВС, испытания, выгорание, ресурс.

Введение

В настоящее время жизненно важными являются вопросы, связанные с обеспечением режима нераспространения делящихся материалов высокого обогащения. В частности, большое значение имеют работы по обеспечению режима нераспространения, связанные с переводом существующих в Казахстане исследовательских реакторов, включая критический стенд, на топливо сниженного обогащения.

В Казахстанском Институте ядерной физики (КИЯФ) исследовательский реактор ВВР-К и критический стенд переводятся на топливо с обогащением 19,7 % по изотопу U-235 [1–4]. Исследования, проводимые в КИЯФ в 2004–2008 гг. [5–9], позволили сделать выбор в пользу тепловыделяющихборок (ТВС), содержащих восемь тонкостенных (толщина 1,6 мм) трубчатых твэлов (семь гексагонального сечения и один, центральный, цилиндрический твэл), которая стала называться ТВС типа ВВР-КН. В марте 2011 г. на реакторе ВВР-К были начаты испытания трех экспериментальных ТВС типа ВВР-КН [10, 11].

Испытания опытных ТВС были разбиты на три этапа, связанные с достижением заданных уровней среднего выгорания в опытных ТВС (20, 40 и 60 %). В ходе испытаний контролировались: мощность опытных ТВС, уровень радиоактивности теплоносителя и плотность потока нейтронов в облучательном устройстве с экспериментальными ТВС. Испытания сопровождаются расчетами по определению выгорания урана в экспериментальных ТВС и в ТВС активной зоны и оптимизации перегрузок топлива между кампаниями для обеспечения заданных параметров испытаний.

Результаты расчетов нейтронно-физических характеристик активной зоны реактора с боковым отражателем из бериллия [12, 13] с выбранной топливной композицией сниженного обогащения и конструкцией ТВС показали, что характеристики реактора, несмотря на снижение обогащения, удастся улучшить [14].

Ресурсные испытания экспериментальных тепловыделяющихборок в активной зоне реактора ВВР-К

В соответствии с действующими нормативными документами в Республике Казахстан перед постановкой ТВС на производство обязательно проведение реакторных испытаний опытной партии ТВС на подтверждение их проектных характеристик. Специалистами ИЯФ с участием специалистов Аргоннской Национальной Лаборатории (США) и НИКИЭТ (РФ) разработана обоснованная программа испытаний экспериментальных ТВС (ЭТВС) и сделано обоснование безопасности испытаний в реакторе ВВР-К, включающее в себя анализ стационарного состояния активной зоны, теплогидравлический расчет и анализ возможных переходных процессов [15–17]. По согласованию с разработчиком ЭТВС (НИКИЭТ), принято решение о проведении испытаний ЭТВС в составе активной зоны с высокообогащенным топливом. Получено разрешение Регуляторного органа на проведение испытаний.

В феврале 2011 г. Новосибирским заводом химконцентратов (НЗХК) были изготовлены три ЭТВС, а в марте 2011 г. начались их ресурсные испытания в активной зоне реактора ВВР-К. Испытания предполагалось провести в три этапа: до достижения среднего выгорания в ЭТВС 20, 40 и 60 %, с визуальным осмотром одной из ЭТВС по окончании каждого из этапов [18, 19].

По результатам нейтронно-физического расчета для активной зоны реактора ВВР-К с топливом сниженного обогащения, мощность наиболее энергонапряженной ТВС составляет 360 кВт [20]. Для обеспечения при испытаниях такого же уровня мощности в ЭТВС пришлось уменьшить существующую активную зону, чтобы повысить удельную энергонапряженность в ней. Для этого во внешнем ряду ячеек активной зоны ТВС были заменены на 22 бериллиевых блока, которые образовали боковой отражатель. Кроме того, в центре активной зоны были извлечены семь ТВС, а вместо них

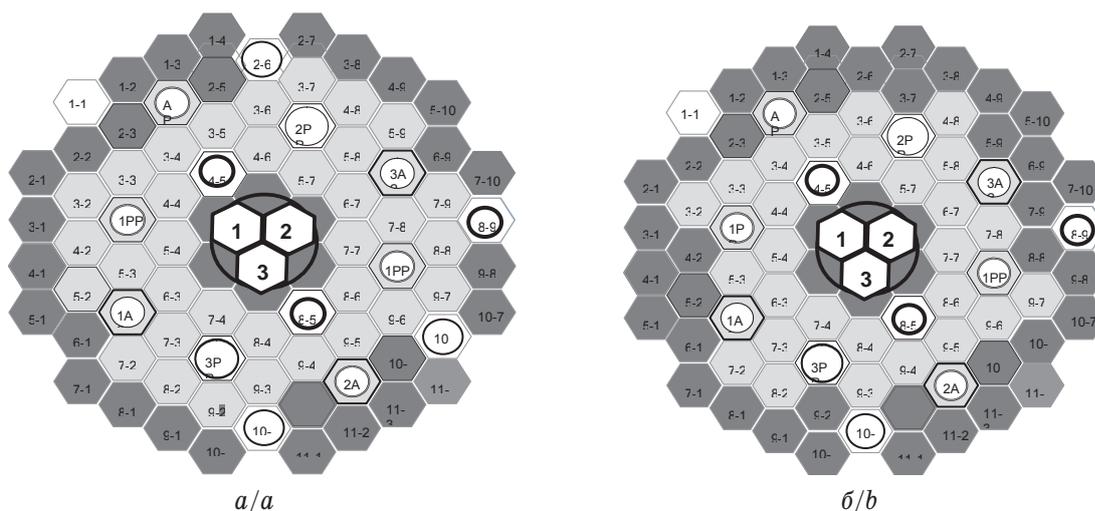


Рис. 1. Картограммы загрузки активной зоны реактора ВВР-К для испытаний экспериментальных тепловыделяющих сборок: а) начало; б) конец

Fig. 1. VVR-K core loading map to test of assemblies: a) start; b) end

установлено облучательное устройство из бериллия. Устройство обеспечило размещение трех ЭТВС с шагом 68,3 мм и гарантированным зазором 2,0 мм между ЭТВС – для протока теплоносителя.

Картограммы загрузки активной зоны на начало (38 штатных ТВС типа ВВР-Ц, 3 ЭТВС в облучательном устройстве и 28 блоков бериллиевого отражателя) и на конец испытаний (33 штатных ТВС типа ВВР-Ц, 3 ЭТВС и 38 блоков бериллиево-

го отражателя) представлены на рис. 1, а, б, соответственно.

Бериллиевое облучательное устройство было оснащено дополнительными системами диагностики условий облучения ЭТВС. Два детектора прямого заряда (ДПЗ) с эмиттером из родия использовались для контроля стабильности плотности потока нейтронов. Тремя термопарами (хромель–алюмель) измерялась температура теплоно-

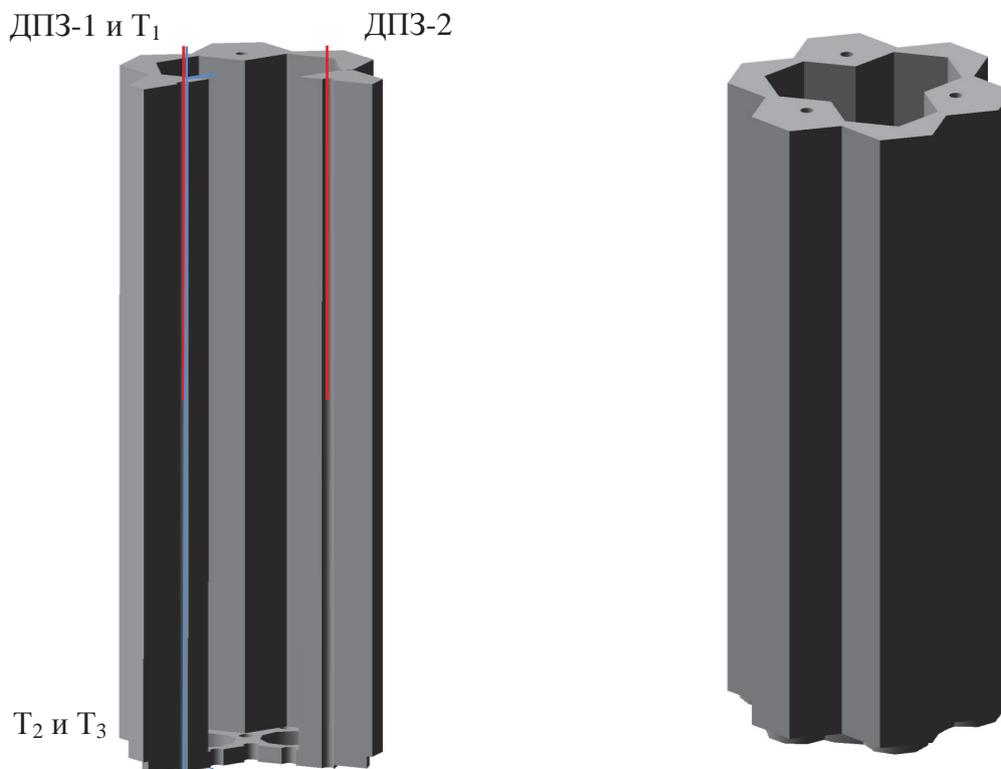


Рис. 2. Схема бериллиевого облучательного устройства

Fig. 2. Diagram of irradiation device

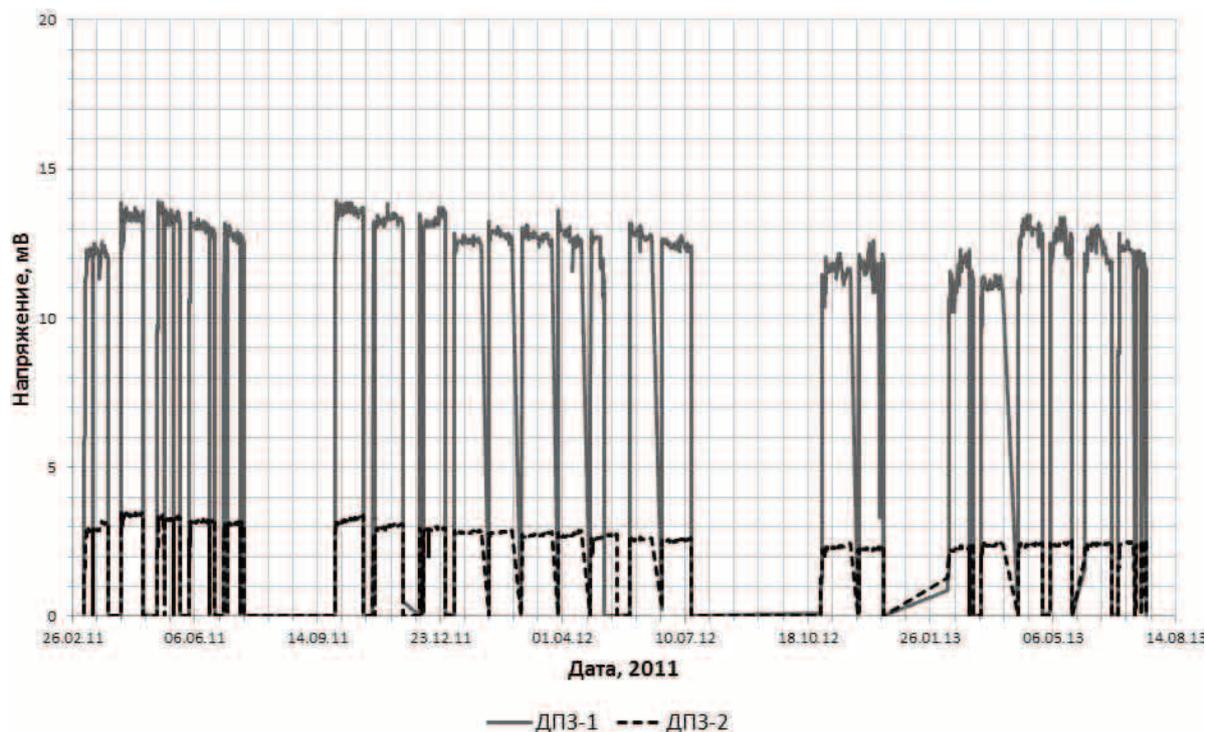


Рис. 3. Показания ДПЗ в ходе испытаний

Fig. 3. Straight grain detector readings in test

сителя (T_1) на входе и (T_2 , T_3) на выходе из облучательного устройства.

Расположение ЭТВС, температурных датчиков и ДПЗ в облучательном устройстве показано на рис. 2. В канале 1 облучательного устройства располагались три термопары и ДПЗ-1, в канале 2 располагался ДПЗ-2.

Экспериментальное сопровождение испытаний ЭТВС осуществлялось с помощью информационно-измерительной системы (ИИС), обеспечивающей операторов и экспериментаторов текущей информацией о значениях основных параметров испытаний: температуры на входе и выходе облучательного устройства и показания ДПЗ, которые записывались непрерывно.

Научное сопровождение реакторных испытаний включало в себя:

- контроль уровня плотности потока нейтронов в облучательном устройстве, мощности опытных ТВС, мощности реактора, уровня радиоактивности теплоносителя;
- расчеты выгорания урана-235 в ЭТВС и в ТВС активной зоны;
- определение оптимальных перегрузок топлива между кампаниями для обеспечения заданных параметров испытаний.

Стабильность нейтронного поля в облучательном устройстве иллюстрирует рис. 3, где приводятся показания ДПЗ, установленных в облучательном устройстве.

Резкий спад в показаниях ДПЗ в пределах цикла обусловлен срабатыванием аварийной защи-

ты, которое происходило, как правило, при аварийном отключении внешнего электроснабжения. Разница в показаниях ДПЗ 1 и ДПЗ 2 обусловлена тем, что они имели разные нагрузочные сопротивления.

С учетом показаний термопар и значений расхода теплоносителя через ЭТВС максимальная мощность трёх ЭТВС на начало первого цикла работы составила 1054 кВт, что соответствует проектным параметрам. (Погрешность определения мощности 10 %) Расчетное значение этой величины составляет 1047 кВт. Мощность наиболее энергонапряженной опытной ТВС составила ≈ 360 кВт, что согласуется с проектным значением мощности наиболее напряженной ТВС в зоне с топливом сниженного обогащения для энергетического пуска реактора.

На рис. 4 приведена динамика изменения суммарной мощности трех ЭТВС (пунктир – расчетные данные). Рисунок демонстрирует хорошее согласие расчетов с экспериментом.

На рис. 5 представлено изменение запаса реактивности активной зоны от времени работы реактора.

Для контроля целостности оболочек ЭТВС в течение испытаний ежедневно отбирались пробы воды из первого контура охлаждения реактора, пробы анализировались на наличие цезия-137 и других продуктов деления. Содержание цезия-137 в теплоносителе в ходе испытаний не превышало значения 500 Бк/л, что является фоновым значением для реактора ВВР-К (нормативные требования к теплоно-

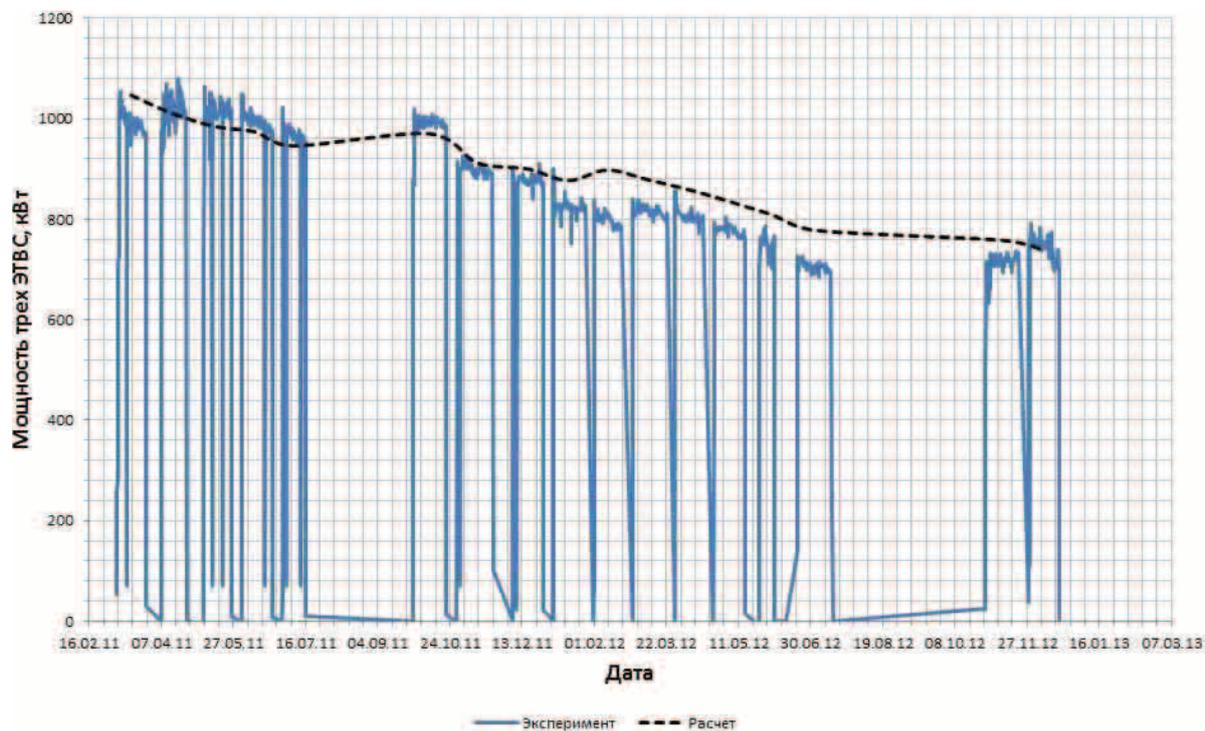


Рис. 4. Динамика изменения суммарной мощности трех опытных тепловыделяющих сборок. Кампании 1–17

Fig. 4. Dynamics in change of total capacity of three trial assemblies. Campaigns 1–17

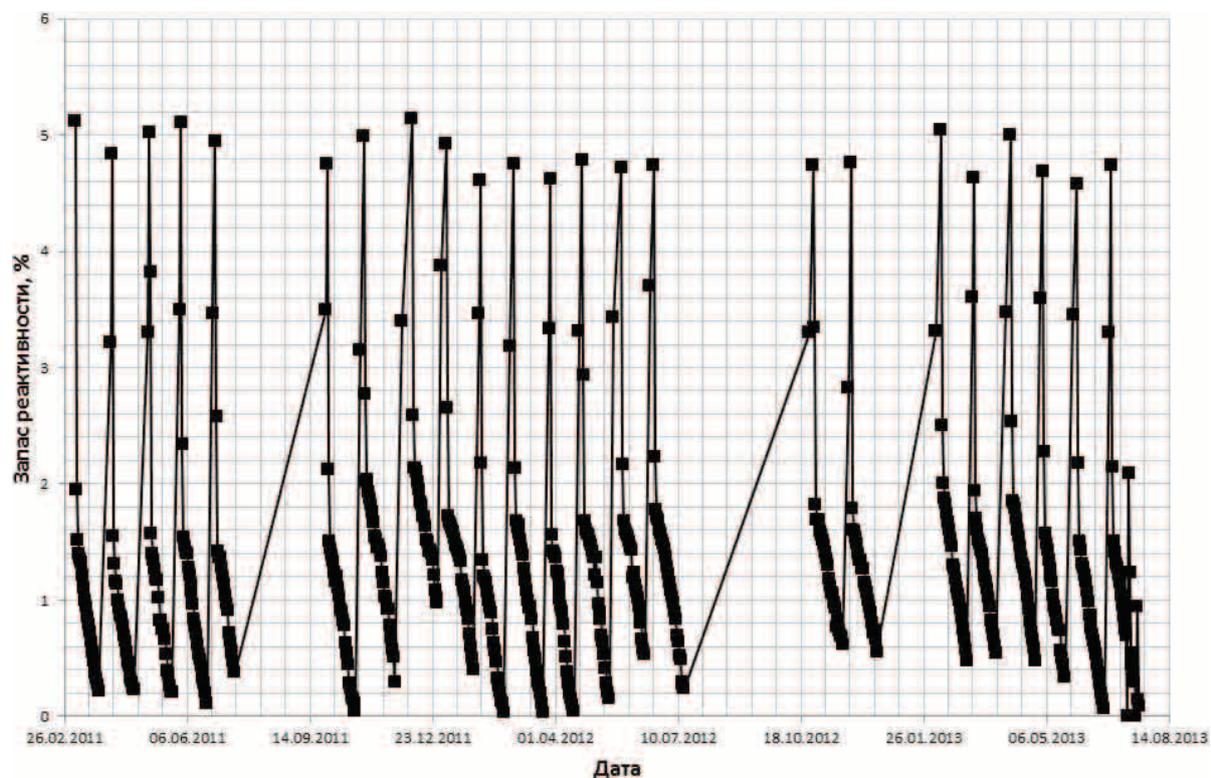


Рис. 5. Изменение запаса реактивности активной зоны в ходе 23-х кампаний испытаний

Fig. 5. Change in core region reactivity margin in the course of 23 test campaigns

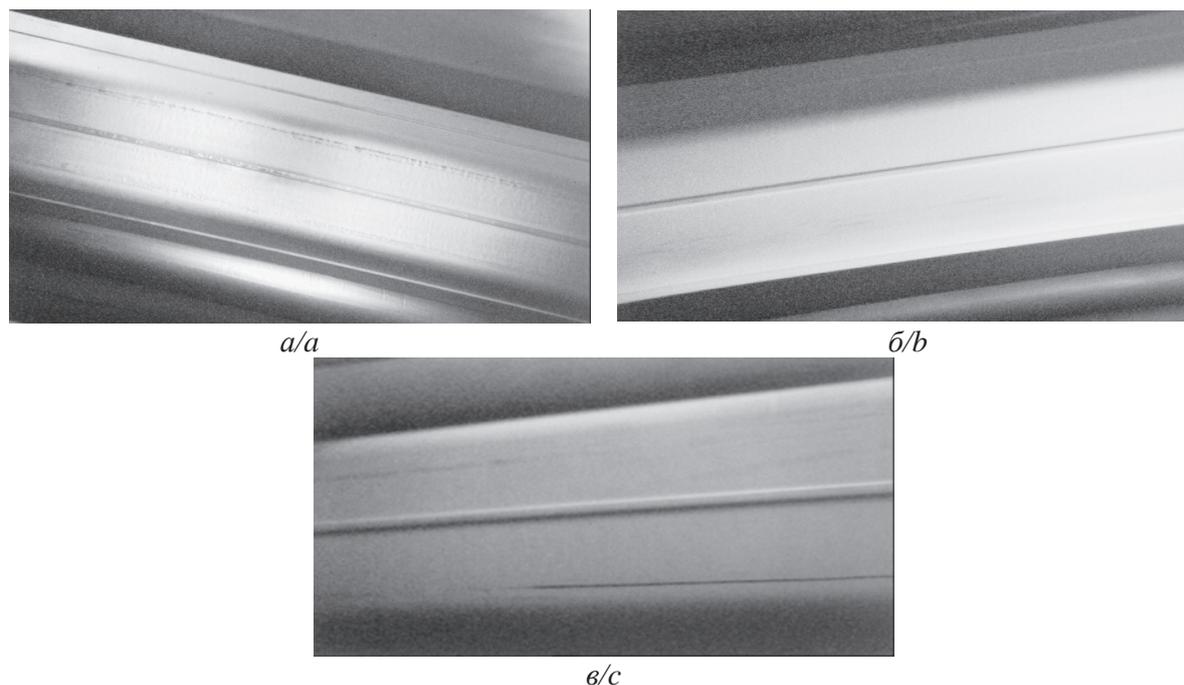


Рис. 6. Центральная часть по высоте экспериментальной тепловыделяющей сборки 3. Достигнуто выгорание: а) 20; б) 40; в) 60 %

Fig. 6. Central part along the height of the trial assembly 3. The achieved burn-up: a) 20; b) 40; c) 60 %

сителю – полная активность по продуктам деления должна быть не более чем $2,5 \cdot 10^7$ Бк/л).

Каждая кампания испытаний опытных ТВС сопровождалась расчетным моделированием с использованием трехмерного расчетного кода MCUREA [21], с расчетом оптимальных перегрузок в активной зоне, определением запаса реактивности в начале кампании, изменения запаса реактивности в течение кампании, вычислением значений выгорания топлива во всех ТВС активной зоны, в том числе и ЭТВС.

В конце 2012 г. во время проведения 17-й кампании испытаний ЭТВС появился рост активности газа над зеркалом активной зоны и рост активности теплоносителя по реперному изотопу цезий-137. Такой рост активности является признаком разгерметизации одной из ТВС активной зоны. По окончании 17-й кампании испытания были остановлены. В январе 2013 г. все опытные ТВС были извлечены из активной зоны. Иммерсионным методом были проведены измерения активности теплоносителя при проходе через ЭТВС. Результаты измерений указали на разгерметизацию ЭТВС1. Было принято решение о продолжении испытаний с заменой дефектной ТВС на аналогичную новую. Разгерметизировавшаяся ТВС была перемещена в мокрое хранилище для последующего исследования причин разгерметизации. Испытания были продолжены. Выгорание в ЭТВС1 на момент прекращения испытаний составило 49,7 %.

Общая продолжительность испытаний составила 480 суток, при этом в ЭТВС2 и ЭТВС3 достигнуто выгорание 59,7 и 60,3 %, соответственно.

После окончания каждого этапа испытаний проводился визуальный осмотр всех наружных граней ЭТВС. Результаты визуального осмотра приведены на рис. 6.

Анализ результатов испытаний

Испытания низкообогащенных ЭТВС типа ВВР-КН в реакторе ВВР-К завершены. Продолжительность испытаний ЭТВС1 составила 357 суток, а ЭТВС2 и ЭТВС3 – 480 суток. За это время выгорание урана-235 достигло 49,7 % в ЭТВС1, 59,7 % в ЭТВС2, и 60,3 % в ЭТВС3. Динамика выгорания урана-235 в процессе испытаний представлена на рис. 7.

Как видно из рисунка, благодаря оптимизации перегрузок топлива в активной зоне и достройке бокового бериллиевого отражателя в процессе испытаний, получена почти линейная зависимость выгорания в опытных ТВС от времени. Это позволило значительно сократить продолжительность испытаний.

На рис. 8 показаны результаты расчетов изменения мощности каждой опытной ТВС для всех 23 кампаний. Энерговыработка составила 106 МВт·сут. для ЭТВС1, 133 МВт·сут. для ЭТВС2 и 135 МВт·сут. для ЭТВС3. Пики на кривой соответствуют времени уменьшения размеров активной зоны и достройки бериллиевого отражателя.

Измерявшиеся значения активности воды первого контура в целом не превышали пределов нормальной эксплуатации реактора, за исключением наблюдавшегося всплеска вовремя 17-й кампании, который связан с разгерметизацией ЭТВС1.

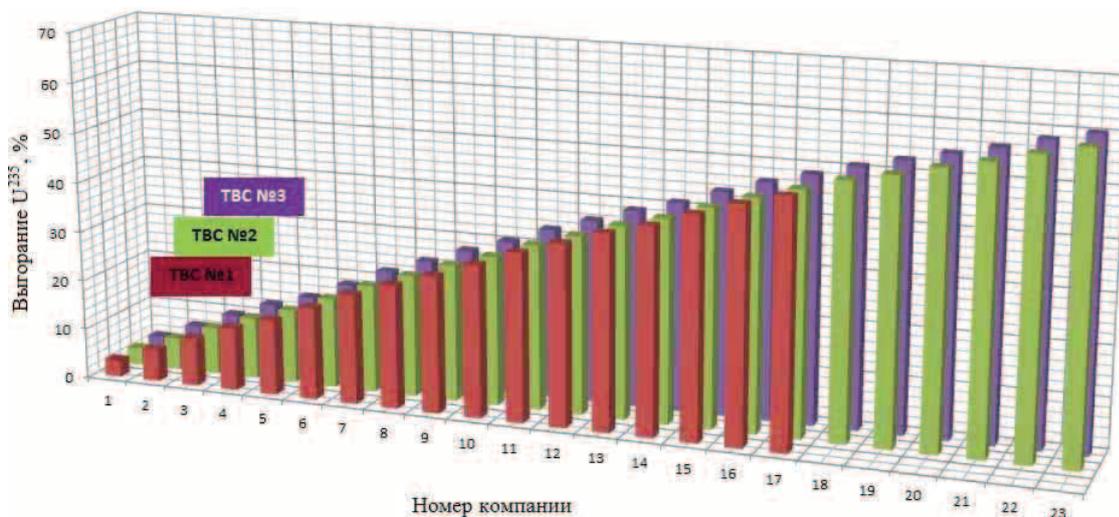


Рис. 7. Динамика выгорания урана-235 в опытных тепловыделяющих сборках

Fig. 7. Dynamics of uranium-235 burn-up in trial assemblies

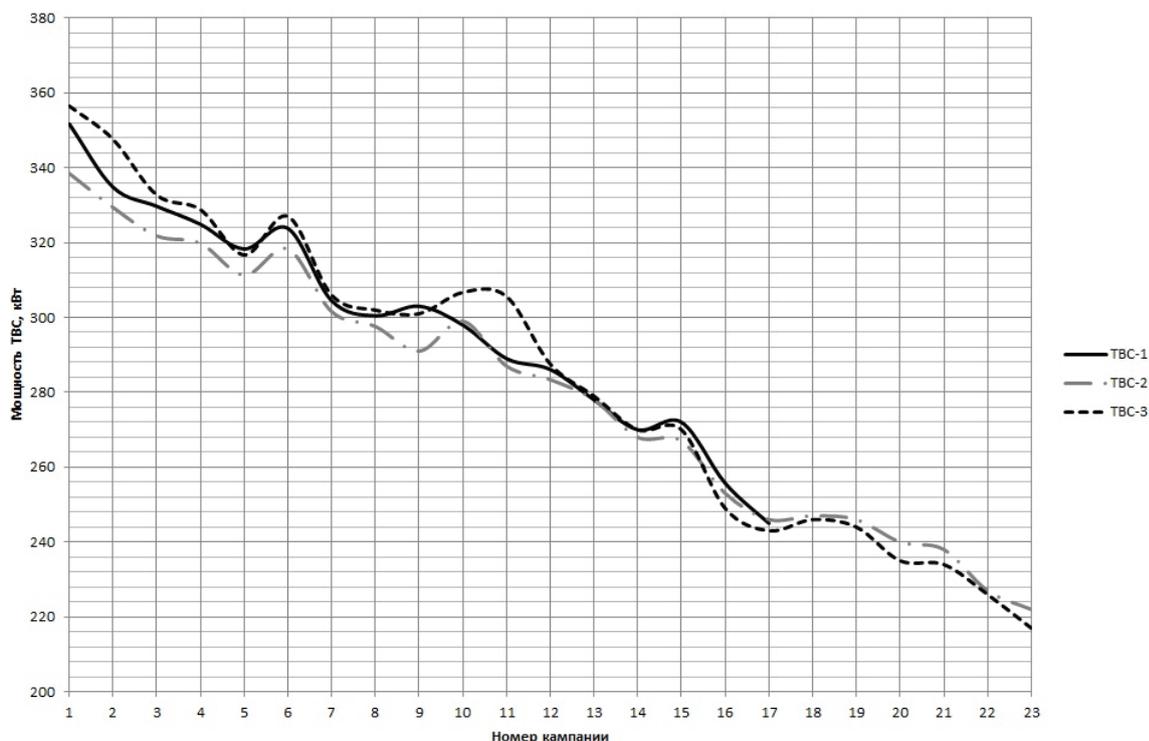


Рис. 8. Динамика изменения мощности каждой из опытных тепловыделяющих сборок

Fig. 8. Dynamics in changing power of each trial assemblies

Заключение

- На реакторе ВВР-К завершены испытания ЭТВС с низкообогащенным топливом типа ВВР-КН.
- Параметры проведенных испытаний идентичны условиям работы наиболее энергонапряженной ТВС в конвертированной активной зоне реактора ВВР-К.
- Три ЭТВС успешно отработали в реакторе ВВР-К до выгорания 40 %, чем подтвердили гарантии завода изготовителя.

- В одной из ЭТВС при достижении выгорания ~49 % проявились признаки разгерметизации. Испытания этой ТВС были прекращены. В двух других ЭТВС было достигнуто выгорание около 60 % без признаков разгерметизации.
- Проведен послереакторный осмотр ЭТВС с выгоранием около 60 %. Исследования не выявили нарушения целостности оболочек твэлов.
- ТВС типа ВВР-КН пригодны для конверсии реактора ВВР-К.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Plan of WWR-K conversion to LEU Fuel / F.M. Arinkin, Sh.Kh. Gizatulin, S.N. Koltchik, A.Zh. Tuleushev, P.V. Chakrov, L.V. Chekushina, P. Garner, N. Hanan, J. Roglans-Ribas // Proceedings of the International conference RERTR-2009. – Beijing, China, 2009. – P. 30–32.
- Safety analysis for the Institute of the Nuclear Physics critical assembly with LEU fuel / F.M. Arinkin, P.V. Chakrov, L.V. Chekushina, Sh.Kh. Gizatulin, S.N. Koltchik, D.A. Nakipov, N. Hanan, P. Garner, J. Roglans-Ribas // Proceedings of the International conference RERTR-2012. – Warsaw, Poland, 2012. – P. 54–55.
- О снижении обогащения топлива реактора ВВР-К / Ф.М. Аринкин, А.О. Бейсебаев, Ш.Х. Гизатулин, С.Н. Колточник, Н.К. Романова, П.В. Чаков, Л.В. Чекушина // Учет и контроль ядерных материалов: Труды ежегодной конф. – Актау, 2007. – С. 28–32.
- План конверсии активной зоны реактора ВВР-К с использованием низкообогащенного топлива / Ф.М. Аринкин, Ш.Х. Гизатулин, С.Н. Колточник, А.Ж. Тулеушев, П.В. Чаков, Л.В. Чекушина, П. Гарнер, Н. Ханан, Дж. Роглас-Рибас // Ядерная и радиационная физика: Труды Междунар. конф. – Алматы, 2009. – С. 189–190.
- Feasibility Study of the WWR-K Reactor conversion to Low-Enriched Fuel / F.M. Arinkin, Sh.Kh. Gizatulin, Zh.R. Zhotabaev, K.K. Kadyrzhanov, S.N. Koltchik, P.V. Chakrov, L.V. Chekushina, T.M. Zhantikin, S. Talanov // Proceedings of the International conference RERTR-2004. – Vienna, Austria, 2004. – P. 5–6.
- Feasibility Analysis for Conversion of the WWR-K Reactor Using an Eight-Tube Uranium Dioxide Fuel Assembly / F.M. Arinkin, P.V. Chakrov, L.V. Chekushina, I. Dobrikova, Sh.Kh. Gizatulin, K.K. Kadyrzhanov, S.N. Koltchik, V. Nasonov, A. Taliev, A. Vatulin, Zh.R. Zhotabaev, N. Hanan // Proceedings of the International conference RERTR-2005. – Boston, USA, 2005. – P. 117–121.
- Comparative Study of the WWR-K Reactor Using Low-Enriched U-Mo Fuel Pin- and Tube-Type / F.M. Arinkin, P.V. Chakrov, L.V. Chekushina, I. Dobrikova, Sh.Kh. Gizatulin, K.K. Kadyrzhanov, S.N. Koltchik, V. Nasonov, A. Taliev, A. Vatulin, Zh.R. Zhotabaev // Proceedings of the International conference RERTR-2005. – Boston, USA, 2005. – P. 122–124.
- Characteristics of the WWR-R reactor core with low-enriched uranium dioxide fuel. Proceedings of the International conference RERTR-2006 / F.M. Arinkin, P.V. Chakrov, L.V. Chekushina, Sh.Kh. Gizatulin, K.K. Kadyrzhanov, E. Kartashev, S.N. Koltchik, L. Lukichev, V. Nasonov, N.K. Romanova, A. Taliev, Zhotabaev Zh.R. – Cape Town, South Africa, 2006. – P. 47–49.
- Feasibility study of WWR-K reactor conversion to low-enriched fuel / F.M. Arinkin, Sh.Kh. Gizatulin, Zh.R. Zhotabaev, K.K. Kadyrzhanov, S.N. Koltchik, V. Nasonov, P.V. Chakrov, L.V. Chekushina // Proceedings of the International conference RRFM-2006. – Sofia, Bulgaria, 2006. – P. 56–59.
- Start of low-enriched fuel lead test assemblies in the WWR-K reactor core / F.M. Arinkin, P.V. Chakrov, L.V. Chekushina, Sh.Kh. Gizatulin, S.N. Koltchik, D.A. Nakipov, A.A. Shaimerdenov, Zh.R. Zhotabaev, N. Hanan, P. Garner, J. Roglans-Ribas // Proceedings of the International conference RERTR-2011]. Santiago, Chile, 2011. pp. 82–83.
- Результаты начала испытаний экспериментальных тепловыделяющих сборок с низкообогащенным топливом в активной зоне реактора ВВР-К / Ф.М. Аринкин, А.О. Бейсебаев, Ш.Х. Гизатулин, К.С. Киселев, С.Н. Колточник, Д.А. Накипов, П.В. Чаков, Л.В. Чекушина, А.А. Шаймерденов // Вестник НЯЦ РК. – 2011. – № 4. – С. 127–131.
- О возможности использования бериллиевого отражателя в существующей активной зоне реактора ВВР-К / Ф.М. Аринкин, А.О. Бейсебаев, Ш.Х. Гизатулин, С.Н. Колточник, П.В. Чаков, Л.В. Чекушина // Вестник НЯЦ РК. – 2008. – № 4. – С. 106–112.
- Характеристики активной зоны ВВР-К с боковым бериллиевым отражателем ограниченных размеров / Ф.М. Аринкин, А.О. Бейсебаев, Ш.Х. Гизатулин, С.Н. Колточник, П.В. Чаков, Л.В. Чекушина // Ядерная и радиационная физика: Труды Междунар. конф. – Алматы, 2009. – С. 70–71.
- Нейтронно-физические характеристики активной зоны реактора ВВР-К с низкообогащенным топливом / Ф.М. Аринкин, П.А. Блынский, Д.С. Дюсамбаев, Н.К. Романова, Л.В. Чекушина, А.А. Шаймерденов // Вестник НЯЦ РК. – 2012. – № 3. – С. 7–12.
- Program of trial of lead test assemblies in the WWR-K reactor / F.M. Arinkin, P.V. Chakrov, L.V. Chekushina, Sh.Kh. Gizatulin, K.K. Kadyrzhanov, S.N. Koltchik, V.A. Nasonov, N.K. Romanova, A. Taliev, Zh.R. Zhotabaev, N. Hanan // Proceedings of the International Conference RRFM-2007. – Lyon, France, 2007. – P. 90–92.
- Safety analysis for LTA irradiation test at the WWR-K research reactor / F.M. Arinkin., L.V. Chekushina, P.V. Chakrov, Sh.Kh. Gizatulin, S.N., Koltchik A.A. Shaymerdenov // Proceedings of the International Conference RERTR-2010. – Lisbon, Portugal, 2010. – P. 120–124.
- Теплогидравлический анализ стационарного состояния активной зоны ИР ВВР-К при испытаниях опытных ТВС / А.А. Шаймерденов, Ф.М. Аринкин, С.Н. Колточник, Л.В. Чекушина // Вестник НЯЦ РК. – 2010. – № 4. – С. 54–59.
- Первый этап испытаний экспериментальных тепловыделяющих сборок с низкообогащенным топливом в активной зоне реактора ВВР-К – результаты и выводы / Ф.М. Аринкин, Ш.Х. Гизатулин, С.Н. Колточник, Д.А. Накипов, П.В. Чаков, Л.В. Чекушина, А.А. Шаймерденов // Вопросы атомной науки и техники. Серия Физика ядерных реакторов. – 2012. – № 3. – С. 74–80.
- Второй этап испытаний экспериментальных тепловыделяющих сборок с низкообогащенным топливом в активной зоне реактора ВВР-К – результаты и выводы / Ф.М. Аринкин, Ш.Х. Гизатулин, С.Н. Колточник, Д.А. Накипов, П.В. Чаков, Л.В. Чекушина, А.А. Шаймерденов // Ядерная и радиационная физика: Труды Междунар. конф. – Алматы, 2013. – С. 39–40.
- Characteristics of the WWR-K test core and the LEU LTAs to be placed in the central experimental beryllium device / F.M. Arinkin, Sh.Kh. Gizatulin, S.N. Koltchik, P.V. Chakrov, L.V. Chekushina, P. Garner, N. Hanan // Proceedings of International conference on RERTR-2009. – Beijing, China, 2009. – P. 69–73.
- Гуревич М.И. Программа MCU-REA с библиотекой ядерных констант DLC/MCUDAT-2.1 // Вопросы Атомной Науки и Техники. Серия «Физика ядерных реакторов». – 2001. – № 3. – С. 55–62.

Поступила 17.03.2014 г.

UDC 621.039.51

RESULTS OF THE TRIAL OF LEAD TEST ASSEMBLIES IN WWR-K REACTOR

Fedor M. Arinkin,

Cand. Sc., Republican State Enterprise «Institute of nuclear physics», Atomic energy committee, Ministry of Industry and New Technologies, 1, Ibragimov street, Almaty, 050032, Republic of Kazakhstan. E-mail: arinkin@inp.kz

Petr V. Chakrov,

Republican State Enterprise «Institute of nuclear physics», Atomic energy committee, Ministry of Industry and New Technologies, 1, Ibragimov street, Almaty, 050032, Republic of Kazakhstan. E-mail: chakrov@yandex.kz

Lyudmila V. Chekushina,

Cand. Sc., Republican State Enterprise «Institute of nuclear physics», Atomic energy committee, Ministry of Industry and New Technologies, 1, Ibragimov street, Almaty, 050032, Republic of Kazakhstan. E-mail: chekushinal@gmail.com

Shamil K. Gizatulin,

Republican State Enterprise «Institute of nuclear physics», Atomic energy committee, Ministry of Industry and New Technologies, 1, Ibragimov street, Almaty, 050032, Republic of Kazakhstan. E-mail: gizatulin@inp.kz

Svetlana N. Koltochnik,

Cand. Sc., Republican State Enterprise «Institute of nuclear physics», Atomic energy committee, Ministry of Industry and New Technologies, 1, Ibragimov street, Almaty, 050032, Republic of Kazakhstan. E-mail: svetlana.koltochnik@gmail.com

Darkhan A. Nakipov,

Republican State Enterprise «Institute of nuclear physics», Atomic energy committee, Ministry of Industry and New Technologies, 1, Ibragimov street, Almaty, 050032, Republic of Kazakhstan. E-mail: nakipov@inp.kz

Asset A. Shaimerdenov,

Republican State Enterprise «Institute of nuclear physics», Atomic energy committee, Ministry of Industry and New Technologies, 1, Ibragimov street, Almaty, 050032, Republic of Kazakhstan. E-mail: aashaimerdenov@gmail.com

Igor V. Shamanin,

Dr. Sc., professor, academician, National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue Tomsk, 635050, Russia. E-mail: shiva@tpu.ru

The urgency of the discussed issue is caused by the need to solve the issue of the possibility of converting cores of the research reactors to low-enriched uranium fuel.

The main aim of the study is to carry out life tests of lead test assemblies with low-enriched fuel, experimental and calculation study of neutron-physical and energy parameters of a nuclear research reactor WWR-K when its core is loaded by the lead test assemblies.

The methods used in the study: in-pile measurements, numerical simulation of neutron-physical processes in the reactor facilities, numerical experiments in support of in-pile tests, controlled comparative analysis of process parameters and the results of numerical experiments.

The results: The authors have carried out life tests with lead test assemblies, defined the changes in technological parameters of a nuclear research reactor WWR-K due to the core conversion to low-enriched uranium fuel, confirmed the suitability of the new design of fuel assemblies for application in the WWR-K. During the testing period the optimization of fuel replacement in the core and completion of a lateral beryllium reflector is performed. It allowed receiving almost linear dependence of burning out in lead test assemblies from time and reducing considerably test duration. The tests were accompanied by control of neutrons flux level in irradiating device, of the lead test assemblies' power, of the reactor power and of coolant radioactivity level. The authors calculated uranium-235 burning out in experimental and regular assemblies of the core using three-dimensional MCU-REA code. The tests of the experimental assemblies went on from 357 to 480 days. During this time uranium-235 burning out reached from 49,7 to 60,3 %.

Key words:

Nuclear reactor, lead test assemblies, test, burn-up, life-time.

REFERENCES

- Arinkin F.M., Gizatulin Sh.Kh., Koltochnik S.N., Tuleushev A.Zh., Chakrov P.V., Chekushina L.V., Garner P., Hanan N., Roglans-Ribas J. Plan of WWR-K conversion to LEU Fuel. *Proceedings of the International conference RERTR-2009*. Beijing, China, 2009. pp. 30–37.
- Arinkin F.M., Chakrov P.V., Chekushina L.V., Gizatulin Sh.Kh., Koltochnik S.N., Nakipov D.A., Hanan N., Garner P., Roglans-Ribas J. *Safety analysis for the Institute of the Nuclear Physics critical assembly with LEU fuel*. Proceedings of the International conference RERTR-2012. Warsaw, Poland, 2012. pp. 54–55.
- Arinkin F.M., Beysebaev A.O., Gizatulin Sh.Kh., Koltochnik S.N., Romanova N.K., Chakrov P.V., Chekushina L.V. O snizhenii obogashcheniya topliva reaktora WWR-K [On reduced fuel enrichment of WWR-K reactor]. *Trudy Ezhegodnoy Konferentsii «Uchet i kontrol yadernykh materialov»* [Proceedings of the Annual Conference «Nuclear material management»]. Aktau, 2007. pp. 28–32.
- Arinkin F.M., Gizatulin Sh.Kh., Koltochnik S.N., Tuleushev A.Zh., Chakrov P.V., Chekushina L.V., Garner P., Hanan N., Roglans-Ribas J. Plan konversii aktivnoy zony reaktora WWR-K s ispolzovaniem nizkoobogashchennogo topliva [Plan of WWR-K reactor conversion with use LEU]. *Trudy Mezhdunarodnoy Konferentsii «Yadernaya i radiatsionnaya fizika»* [Proceedings of the International Conference «Nuclear and radiation physics»]. Almaty, 2009. pp. 189–190.
- Arinkin F.M., Gizatulin Sh.Kh., Zhotabaev Zh.R., Kadyrzhanov K.K., Koltochnik S.N., Chakrov P.V., Chekushina L.V., Zhantikin T.M., Talanov S. Feasibility Study of the WWR-K Reactor conversion to Low-Enriched Fuel. *Proceedings of the International conference RERTR-2004*. Vienna, Austria, 2004. pp. 5–6.
- Arinkin F.M., Chakrov P.V., Chekushina L.V., Dobrikova I., Gizatulin Sh.Kh., Kadyrzhanov K.K., Koltochnik S.N., Nasonov V., Taliev A., Vatulin A., Zhotabaev Zh.R., Hanan N. Feasibility Analysis for Conversion of the WWR-K Reactor Using an Eight-Tube Uranium Dioxide Fuel Assembly. *Proceedings of the International conference RERTR-2005*. Boston, USA, 2005. pp. 117–121.
- Arinkin F.M., Chakrov P.V., Chekushina L.V., Dobrikova I., Gizatulin Sh.Kh., Kadyrzhanov K.K., Koltochnik S.N., Nasonov V., Taliev A., Vatulin A., Zhotabaev Zh.R. Comparative Study of the WWR-K Reactor Using Low-Enriched U-Mo Fuel Pin- and Tube-Type. *Proceedings of the International conference RERTR-2005*. Boston, USA, 2005. pp. 122–124.
- Arinkin F.M., Chakrov P.V., Chekushina L.V., Gizatulin Sh.Kh., Kadyrzhanov K.K., Kartashev E., Koltochnik S.N., Lukichev L., Nasonov V., Romanova N.K., Taliev A., Zhotabaev Zh.R. Characteristics of the WWR-R reactor core with low-enriched uranium dioxide fuel. *Proceedings of the International conference RERTR-2006*. Cape Town, South Africa, 2006. pp. 47–49.
- Arinkin F.M., Gizatulin Sh.Kh., Zhotabaev Zh.R., Kadyrzhanov K.K., Koltochnik S.N., Nasonov V., Chakrov P.V., Chekushina L.V. Feasibility study of WWR-K reactor conversion to low-enriched fuel. *Proceedings of the International conference RRFM-2006*. Sofia, Bulgaria, 2006. pp. 56–59.
- Arinkin F.M., Chakrov P.V., Chekushina L.V., Gizatulin Sh.Kh., Koltochnik S.N., Nakipov D.A., Shaimerdenov A.A., Zhotabaev Zh.R., Hanan N., Garner P., Roglans-Ribas J. Start of low-enriched fuel lead test assemblies in the WWR-K reactor core. *Proceedings of the International conference RERTR-2011*. Santiago, Chile, 2011. pp. 82–83.
- Arinkin F.M., Beysebaev A.O., Gizatulin Sh.Kh., Kiselev K.S., Koltochnik S.N., Nakipov D.A., Chakrov P.V., Chekushina L.V., Shaymerdenov A.A. Rezultaty nachala ispytaniy opytnykh TVS s nizkoobogashchennym toplivom v aktivnoy zony reaktora WWR-K [Results of start of low-enriched fuel lead test assemblies in the WWR-K reactor core]. *Vestnik NYAST RK*, 2011, no. 4, pp. 127–131.
- Arinkin F.M., Beysebaev A.O., Gizatulin Sh.Kh., Koltochnik S.N., Chakrov P.V., Chekushina L.V. O vozmozhnosti ispolzovaniya berillievogo otrazhatelya v sushchestvuyushchey aktivnoy zony reaktora WWR-K [On possibility of using beryllium reflectors in present WWR-K reactor core]. *Vestnik NYAST RK*, 2008, no. 4, pp. 106–112.
- Arinkin F.M., Beysebaev A.O., Gizatulin Sh.Kh., Koltochnik S.N., Chakrov P.V., Chekushina L.V. Kharakteristiki aktivnoy zony reaktora WWR-K s bokovym berillievym otrazhatelem ogranichenykh razmerov [Characteristics of the WWR-K core with limited size beryllium reflectors]. *Trudy Mezhdunarodnoy Konferentsii «Yadernaya i radiatsionnaya fizika»* [Proceedings of the International Conference «Nuclear and radiation physics»]. Almaty, 2009. pp. 70–71.
- Arinkin F.M., Blynskiy P.A., Dyussambayev D.S., Romanova N.K., Chekushina L.V., Shaymerdenov A.A. Neytrono-fizicheskie kharakteristiki aktivnoy zony reaktora WWR-K s nizkoobogashchennym toplivom [Neutron-physical characteristics of LEU core of WWR-K reactor]. *Vestnik NYAST RK*, 2012, no. 3, pp. 7–12.
- Arinkin F.M., Chakrov P.V., Chekushina L.V., Gizatulin Sh.Kh., Kadyrzhanov K.K., Koltochnik S.N., Nasonov V.A., Romanova N.K., Taliev A., Zhotabaev Zh.R., Hanan N. Program of trial of lead test assemblies in the WWR-K reactor. *Proceedings of the International Conference RRFM-2007*. Lyon, France, 2007. pp. 90–92.
- Arinkin F.M., Chekushina L.V., Chakrov P.V., Gizatulin Sh.Kh., Koltochnik S.N., Shaymerdenov A.A. Safety analysis for LTA irradiation test at the WWR-K research reactor. *Proceedings of the International Conference RERTR-2010*. Lisbon, Portugal, 2010. pp. 120–124.
- Shaymerdenov A.A., Arinkin F.M., Koltochnik S.N., Chekushina L.V. Teplogidravlicheskiy analiz stacionarnogo sostoyaniya aktivnoy zony pri ispytaniyakh opytnykh TVS na reaktore WWR-K [Thermal hydraulic analysis of steady-state LTA irradiation test in WWR-K reactor core]. *Vestnik NYAST RK*, 2010, no. 4, pp. 54–59.
- Arinkin F.M., Gizatulin Sh.Kh., Koltochnik S.N., Nakipov D.A., Chakrov P.V., Chekushina L.V., Shaymerdenov A.A. Pervy etap ispytaniy opytnykh TVS s nizko-obogashchennym toplivom v aktivnoy zony reaktora WWR-K – rezultaty i vyvody [First stage of the low-enriched fuel LTA irradiation test in the WWR-K reactor core – results and conclusions]. *Voprosy atomnoy nauki i tekhniki. Seriya Fizika yadernykh reaktorov – Issues of Atomic Science and Technology. Physics of nuclear reactors series*, 2012, Iss. 3, pp. 74–80.
- Arinkin F.M., Gizatulin Sh.Kh., Koltochnik S.N., Nakipov D.A., Chakrov P.V., Chekushina L.V., Shaymerdenov A.A. Vtoroy etap ispytaniy opytnykh TVS s nizko-obogashchennym toplivom v aktivnoy zony reaktora WWR-K – rezultaty i vyvody [Second stage of the low-enriched fuel LTA irradiation test in the WWR-K reactor core – results and conclusions]. *Trudy Mezhdunarodnoy Konferentsii «Yadernaya i radiatsionnaya fizika»* [Proceedings of the International Conference «Nuclear and radiation physics»]. Almaty, Kazakhstan, 2013. pp. 39–40.
- Arinkin F.M., Gizatulin Sh.Kh., Koltochnik S.N., Chakrov P.V., Chekushina L.V., Garner P., Hanan N. Characteristics of the WWR-K test core and the LEU LTAs to be placed in the central experimental beryllium device. *Proceedings of International conference on RERTR-2009*. Beijing, China, 2009. pp. 69–73.
- Gurevich M.I. Programma MCU-REA s bibliotekoy yadernykh konstant DLC/MCUDAT-2.1 [MCU-REA program with DLC/MCUDAT-2.1 nuclear constant]. *Voprosy atomnoy nauki i tekhniki. Seriya Fizika yadernykh reaktorov – Issues of Atomic Science and Technology. Physics of nuclear reactors series*, 2001, Iss. 3, pp. 55–62.

Received: 17 March 2014.

УДК 519.635:62–713.1

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЖИДКОСТНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ МАЛОГАБАРИТНОГО ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ

Казаков Алексей Владимирович,

канд. техн. наук, доцент кафедры «Конструирование и технологии в электротехнике» ФГБОУ ВПО «Пермский национальный исследовательский политехнический университет», Россия, 614990, г. Пермь, Комсомольский пр., 29. E-mail: ktei@pstu.ru

Труфанова Наталия Михайловна,

д-р техн. наук, профессор, зав. кафедрой «Конструирование и технологии в электротехнике» ФГБОУ ВПО «Пермский национальный исследовательский политехнический университет», Россия, 614990, г. Пермь, Комсомольский пр., 29. E-mail: ktei@pstu.ru

Актуальность работы обусловлена необходимостью выбора эффективной системы охлаждения малогабаритного электрического двигателя при заданных условиях его работы.

Цель работы: определение эффективности различных существующих и предложенных конструкций и систем жидкостного охлаждения малогабаритного электродвигателя при помощи численных экспериментов; определение необходимого режима работы по заданным условиям тепловыделения электродвигателя; экспериментальный выбор необходимого хладагента и геометрии канала охлаждающей рубашки, обеспечивающих рациональные параметры работы рассматриваемого узла в целом.

Методы исследования: эксперименты на основе численной модели процесса сложного трехмерного неизоэтермического течения охлаждающей жидкости в режиме заданного расхода с применением метода конечных элементов и программного комплекса Ansys.

Результаты: Приведена математическая модель неизоэтермического течения в трехмерной постановке; проведена оценка степени адекватности предложенной математической модели и метода ее численной реализации; предложена и обоснована рациональная геометрия охлаждающей рубашки электродвигателя; оценена эффективность применения различных хладагентов; определены технологические зависимости эффективности работы системы охлаждения от геометрических и некоторых технологических параметров; представлена наглядная визуализация распределения потоков хладагента в канале охлаждающего контура; оценен характер течения потока (ламинарный/турбулентный) в кольцевом и спиральном зазоре; проведена оценка влияния гравитации на течение хладагента; оценена возможность применения того или иного хладагента с точки зрения прочностных возможностей конструкции охлаждающей рубашки. Полученные результаты могут быть применены как при разработке систем автоматического управления промышленным оборудованием, так и в локальном контуре, отвечающем исключительно за процесс охлаждения.

Ключевые слова:

Численное моделирование, реология, жидкостное охлаждение, конечные элементы, ламинарное течение.

Современные технологии позволяют создавать достаточно компактные электродвигатели, обладающие высокой мощностью. Их применение значительно снижает массогабаритные параметры установок, в которых они используются, а также существенно расширяет возможную сферу их использования. Однако ввиду малых габаритов и массы электродвигателя, и высокой мощности нагружения весьма острым становится вопрос отвода выделяемой в обмотках тепловой энергии. В общем случае она частично тратится на повышение температуры самого двигателя, частично рассеивается в окружающую среду. Чем эффективнее будет теплоотвод, тем меньшему нагреву подвергнется сам двигатель, что существенно скажется на его ресурсе [1, 2].

Процесс управления охлаждением такого двигателя существенно упрощается, если обеспечивается системой автоматизированного управления, которая исключает какие-либо действия от оператора, сводя тем самым к минимуму негативные последствия «человеческого фактора» и многократно

увеличивая быстродействие и надежность всей системы в целом. Однако подобные системы требуют заранее известных зависимостей параметров процесса от, скажем, температуры или интенсивности охлаждения. Даже адаптивная система не сможет поддерживать оптимальные параметры технологического режима, если в нее не будут заложены все возможные реакции на изменение влияющих на процесс факторов. Поэтому, прежде чем внедрять подобную систему управления, необходимо получить набор зависимостей, оценить реакцию системы на совокупности внешних факторов воздействия.

В качестве объекта исследования был выбран трехфазный асинхронный электродвигатель мощностью порядка нескольких сотен ватт с диаметром и длиной корпуса 20 и 35 мм соответственно. Такой электродвигатель используется в качестве рабочего органа малогабаритного трехкоординатного фрезерного станка. Двигатель снабжен контроллером управления, который поддерживает заданные обороты вне зависимости от приложенной

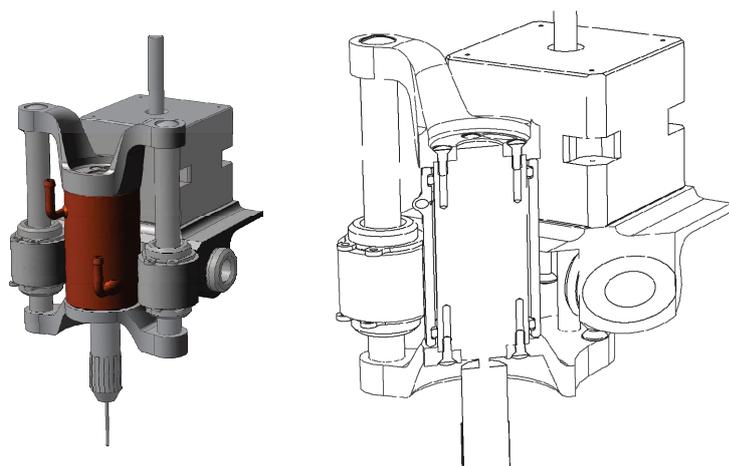


Рис. 1. Фрагмент рабочей части фрезерного инструмента с электродвигателем и рубашкой жидкостного охлаждения

Fig. 1. Fragment of working section of milling tool with electric motor and liquid cooling jacket

к валу нагрузки. Разумеется, при изменении нагрузки будет меняться тепловыделение, что требует принятия активных мер управления процессом охлаждения [3].

Существуют различные способы охлаждения, но, учитывая специфику применимости и высокую скорость нагрева, было предложено охлаждение проточной жидкостью в кольцевом зазоре, образованном гладкой внешней стенкой электродвигателя и дополнительной рубашкой [4, 5]. В качестве хладагентов, согласно ГОСТ 20459–87, были выбраны вода, масло и керосин.

Задачей данного исследования являлось определение зависимости эффективности охлаждения от таких параметров, как физико-реологические свойства применяемого хладагента, его расхода и толщины кольцевого зазора для различных режимов (выделяемой мощности) [6, 7].

На рис. 1 представлен фрагмент головки фрезерной установки. Рубашка имеет два патрубка подачи и отъема жидкости из охлаждающего зазора, расположение которых необходимо учитывать в расчете, т. к. оно оказывает существенное влияние на формирование спиралевидного потока жидкости в зазоре.

Анализ конструкций охлаждающих устройств, применяемых в подобных устройствах, выявил основные типы рубашек, которые условно представлены на рис. 2 [8].

Во-первых, это конструкции, создающие кольцевой зазор между внешней непроницаемой стенкой электродвигателя и внутренней гладкой стенкой рубашки (конструкции 1, 4 и 6 на рис. 2). Основные различия заключаются в расположении входных патрубков. И, *во-вторых*, это конструкции, в которых создается направленный спиралевидный поток охлаждающей жидкости (конструкции 2, 3 и 5 на рис. 2).

Изучение применяемых конструктивных решений позволило предложить альтернативную геометрию рубашки охлаждения, которая, с одной

стороны, была бы легко реализуема и не требовала бы сложного производственного оборудования, а с другой – обеспечивала эффективное охлаждения электродвигателя [9–13].



Рис. 2. Существующие типы рубашек охлаждения

Fig. 2. The existing types of cooling jackets

На рис. 3 приведен общий вид рубашки (слева), ее разрез и эквивалентная упрощенная геометрия с размерами (справа). Основное отличие от ранее существующих конструкций – несоосное расположение патрубков, которое должно обеспечить лучшие условия для формирования закрученного потока.

При расчете применялись следующие допущения: процесс стационарный, теплофизические свойства охлаждающей жидкости постоянны, теплоноситель охлаждался во внешнем контуре до температуры окружающей среды, тепловой поток от двигателя равномерно передавался через цилиндрическую стенку, сложная форма геометрии в зоне контакта с уплотнительными кольцами упрощена, температура электродвигателя принималась равной температуре на его поверхности.

В трехмерной декартовой системе координат с учетом сделанных допущений основные уравнения состояния среды [14–16] выглядят следующим образом [17, 18]:

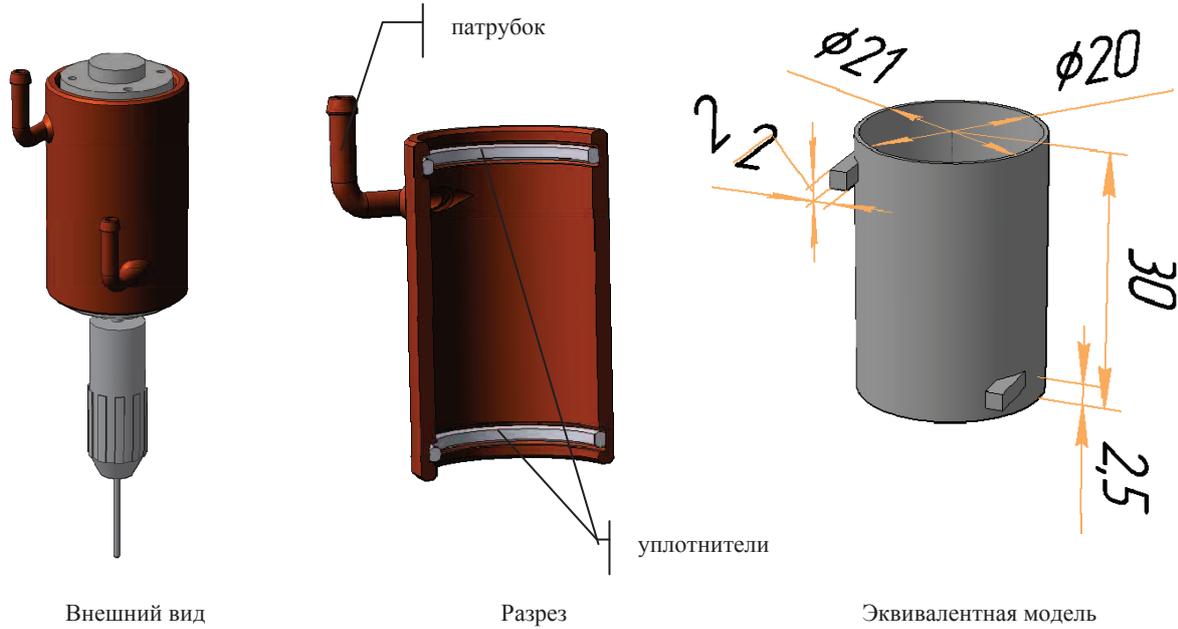


Рис. 3. Предлагаемая рубашка охлаждения

Fig. 3. The proposed cooling jacket

$$\left\{ \begin{aligned} \rho \left(v_x \frac{\partial v_x}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_x}{\partial y} + v_z \frac{\partial v_x}{\partial z} \right) &= \\ &= -\frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z}, \\ \rho \left(v_x \frac{\partial v_y}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_y}{\partial y} + v_z \frac{\partial v_y}{\partial z} \right) &= \\ &= -\frac{\partial P}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z}, \\ \rho \left(v_x \frac{\partial v_z}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_z}{\partial y} + v_z \frac{\partial v_z}{\partial z} \right) &= \\ &= -\frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z}; \end{aligned} \right. \quad (1)$$

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0; \quad (2)$$

$$\tau_{xx} = 2\mu \frac{\partial v_x}{\partial x}; \quad \tau_{yy} = 2\mu \frac{\partial v_y}{\partial y}; \quad \tau_{zz} = 2\mu \frac{\partial v_z}{\partial z};$$

$$\tau_{xy} = \tau_{yx} = \mu \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right);$$

$$\tau_{yz} = \tau_{zy} = \mu \left(\frac{\partial v_y}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial y} \right);$$

$$\tau_{zx} = \tau_{xz} = \mu \left(\frac{\partial v_z}{\partial x} + \frac{\partial v_x}{\partial z} \right); \quad (3)$$

$$C\rho \left(v_x \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \frac{\partial T}{\partial y} + v_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \Delta \lambda T, \quad (4)$$

где x , y и z – декартовы координаты; v_x , v_y и v_z – компоненты вектора скорости; P – давление; T – температура; ρ – плотность; C – теплоемкость; λ – теплопроводность; μ – вязкость; τ_{ij} – компоненты тензора напряжения.

Систему (1)–(4) необходимо дополнить граничными условиями (расход жидкости на входном патрубке через эпюру скорости, температура окружающей среды на входе, нулевые скорости на неподвижных стенках канала, нулевой тепловой поток с внешних стенок канала, тепловой поток с поверхности двигателя, атмосферное давление на выходе) и физико-реологическими свойствами исследуемых хладагентов.

Задача решалась численно, с использованием метода конечных элементов [19–22].

Для оценки сходимости численного метода были проведены исследования зависимости средней температуры на выходном патрубке от количества счетных итераций и от числа конечных элементов модели (рис. 4). Линия А1 соответствует модели с числом элементов около 50 тысяч, А6 – около трех миллионов.

Был проведен расчет для определения степени влияния условий теплоотдачи в окружающую среду с внешней стенки рубашки за счет конвекции и излучения, который показал, что абсолютная разница температур на внешней стенке для модели, учитывающей теплоотдачу, и для модели без таковой составляет 0,83 градуса. Таким образом, основной теплоотвод от электродвигателя происходит через жидкий теплоноситель, и теплоотдачей с внешней стенки можно пренебречь.

Дополнительно проводился расчет влияния гравитации на условия течения и охлаждения. При этом рассматривалось три варианта – без уче-

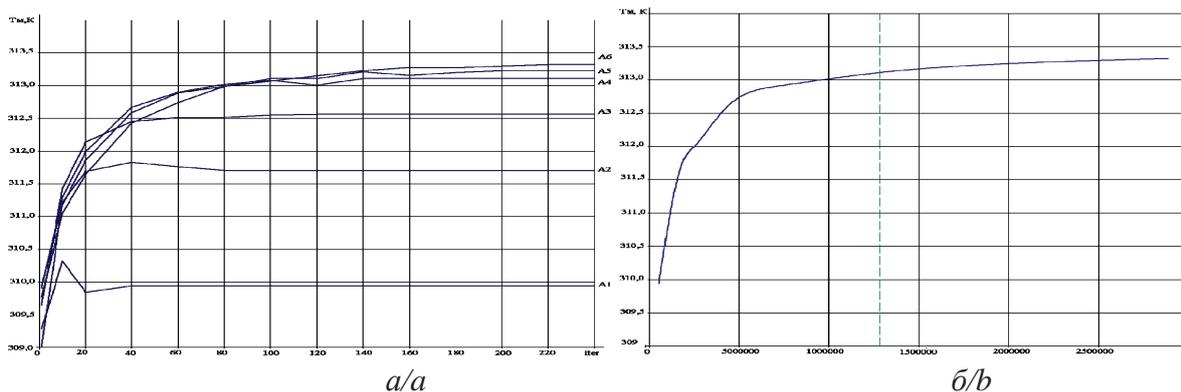


Рис. 4. Графики зависимости температуры на выходе от числа: а) итераций; б) элементов модели

Fig. 4. Diagram of output temperature dependence on a number of: a) iterations; b) model elements

та гравитации, подача холодного хладагента в нижний или верхний патрубок (рис. 5). Разница в температуре на выходе для первого и второго варианта составила менее трех градусов, для первого и третьего – порядка тридцати градусов. Наилучшее охлаждение обеспечивал вариант подачи хладагента снизу.

С целью определения наиболее эффективного хладагента [23] была проведена серия расчетов, результаты которой сведены на рис. 6. На графике

слева представлена зависимость температуры на выходе охлаждающей рубашки от расхода для воды, керосина и масла. В двух таблицах справа приведены некоторые технологические параметры, такие как максимальная температура на внешней поверхности электродвигателя, расход, обеспечивающий допустимую температуру на электродвигателе и превышение давления в канале над атмосферным.

Анализируя представленные результаты, можно сделать вывод о том, что наиболее эффективной

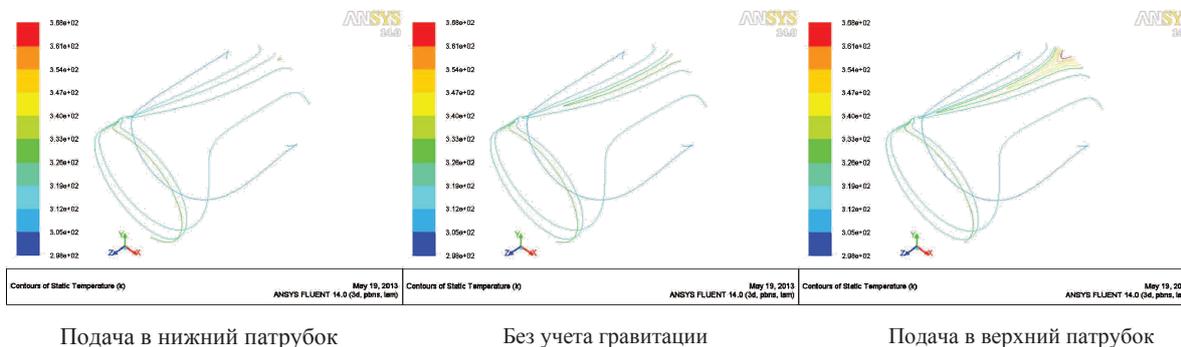


Рис. 5. Тепловые поля для различных вариантов подачи хладагента

Fig. 5. Thermal fields for different variants of coolant feed

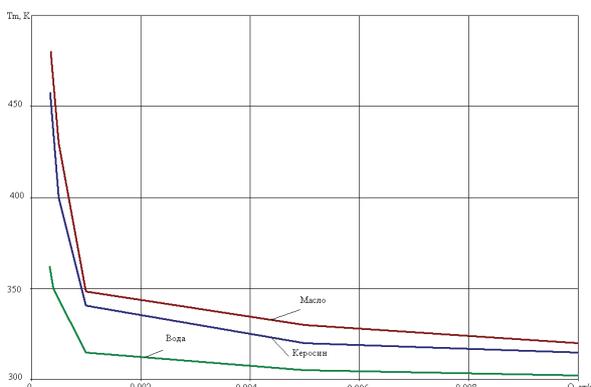
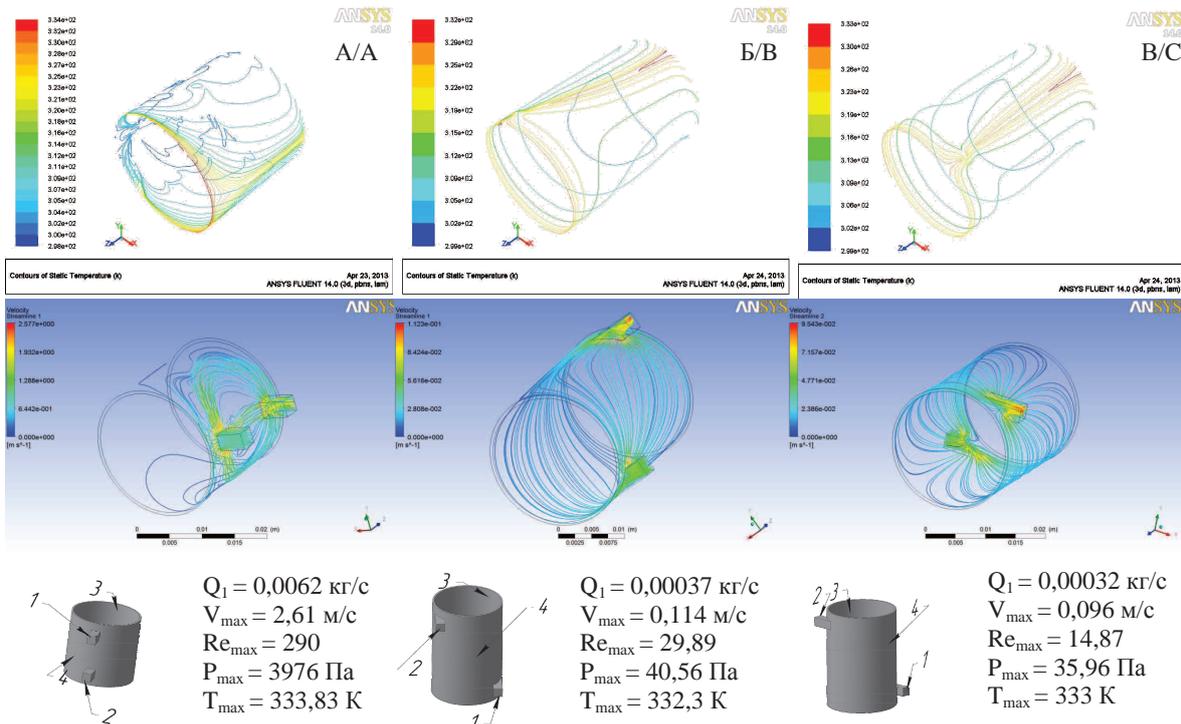


Рис. 6. Эффективность различных хладагентов

Fig. 6. Efficiency of different coolants

Хладагент/Расход, кг/с Coolant/Consumption, kg/s	Максимальная температура, К Peak temperature, K		
	Вода/Water	0,002	0,001
Масло/Oil	364,11	314,8	302,35
Керосин/Paraffin	474,59	348,36	319,98

Охлаждение/Cooling with	Q, кг/с	P _{MAX} , Па
водой/water	0,00037	40,70
маслом/oil	0,0025	5284,50
керосином/paraffin	0,0022	736,44



Численное моделирование жидкостного охлаждения малогабаритного электродвигателя

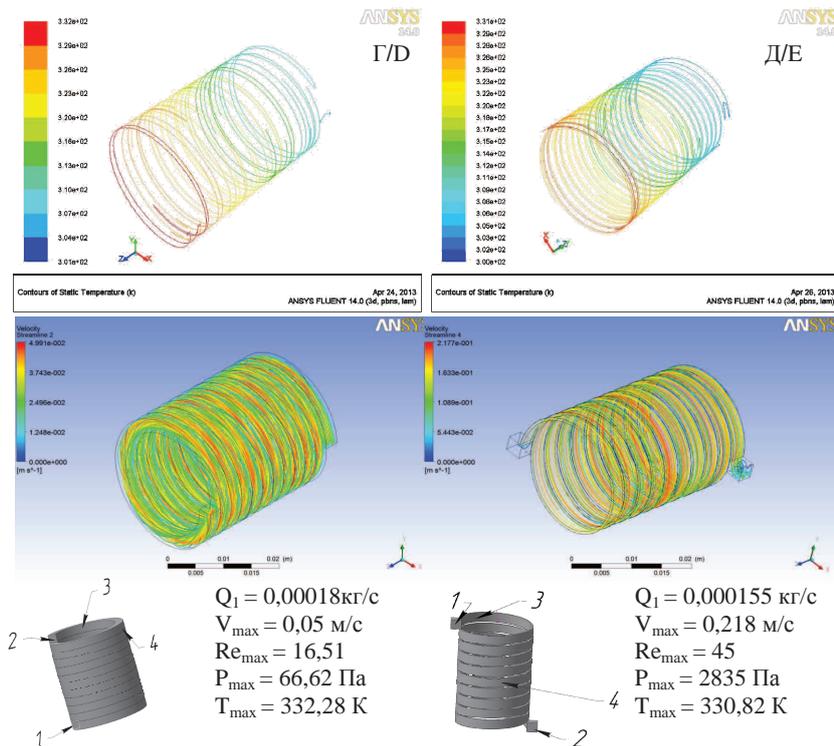


Рис. 7. Эффективность различных геометрий

Fig. 7. Efficiency of different geometries

средой охлаждения для данной конфигурации является вода. Она обеспечивает максимальную температуру на выходе и минимальную на электродвигателе, наименьший расход хладагента и ми-

нимальное давление внутри охлаждающего зазора. Применение масла оказалось невозможным, т. к. высокое давление в зазоре привело бы к подтеканию резиновых уплотнителей канала.

Для определения оптимальной геометрии все основные типы конструкций рубашек охлаждения были смоделированы и просчитаны с учетом сделанных ранее упрощений. Наиболее показательные результаты счета приведены на рис. 7.

На нем представлено 5 основных типов геометрии – модель А имеет входные патрубки на одной стороне, оси патрубков проходят через ось кольцевого зазора; модель Б – предлагаемый вариант (патрубки на одной стороне, смещены в стороны относительно плоскости симметрии кольцевого зазора); В – вариант модели Б, у которого патрубки направлены в разные стороны; Г – спиральный канал, стенки которого частично соприкасаются; Д – полностью изолированный спиральный канал.

Для всех моделей приведены тепловые поля, линии тока, эквивалентные геометрические модели и технологические параметры (расход, давление, максимальная скорость потока и т. п.), обеспечивающие требуемые условия охлаждения электродвигателя. Дополнительно приведено характерное число Рейнольдса для оценки применимости модели ламинарного течения.

Анализ расчета показал, что наиболее эффективными будут модели с направляющими потока, которые формируют многовитковую структуру течения охлаждающей жидкости [24, 25]. Однако создать подобные каналы сложно, и требуются специальные методы обработки заготовок. Из моделей с плоским кольцевым зазором наибольшей эффективностью обладают предложенные модели Б и В, однако в силу специфики конструктивных особенностей рубашку модели В применить не удалось.

Таким образом, было подтверждена эффективность предложенной рубашки охлаждения для конкретных условий работы малогабаритного электродвигателя.

На рис. 8 приведено распределение потоков жидкости в зазоре контура охлаждения. Хорошо видна структура потоков и наиболее нагретые участки канала.

Для данной конструкции были рассчитаны и построены зависимости температуры электродвигателя от ширины кольцевого зазора, от температуры хладагента на входе (что может иметь место при изменении условий охлаждения внешнего контура).

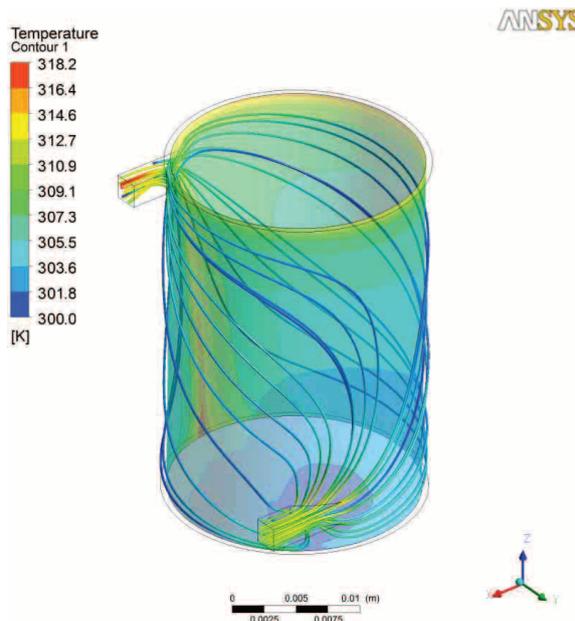


Рис. 8. Распределение потоков охлаждающей жидкости в канале модели Б

Fig. 8. Distribution of coolant flows in B model channel

На рис. 9 представлены графики зависимости наибольшей температуры на внутренней стенке канала (поверхности электродвигателя) от начальной температуры хладагента (слева) и от ширины кольцевого зазора канала охлаждения (справа). Анализ зависимостей показывает практически пропорциональное изменение температуры электродвигателя в зависимости от температуры хладагента на входе охлаждающей рубашки. Данное обстоятельство позволяет посредством измерения температуры хладагента на выходе внешнего контура охлаждения оперативно регулировать мощность электродвигателя для недопущения его перегрева либо увеличивать расход хладагента (в случае, если снижение мощности недопустимо).

Уменьшение величины зазора положительно сказывается на условиях отъема энергии с поверхности электродвигателя, однако при этом существенно возрастает давление в канале. Поэтому для итоговой конструкции был выбран зазор такой

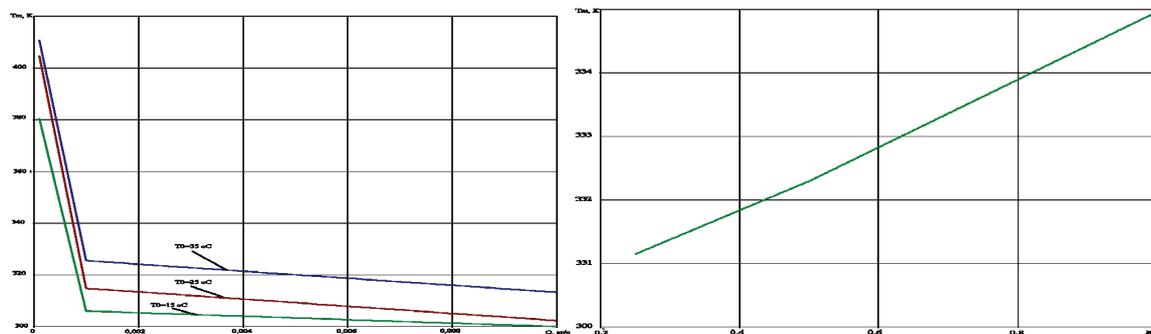


Рис. 9. Эффективность охлаждения в зависимости от начальной температуры хладагента и от ширины кольцевого зазора

Fig. 9. Efficiency of cooling depending on coolant initial temperature and annular space width

толщины, который, с одной стороны, обеспечил бы максимальную эффективность охлаждения, а с другой – не приводил бы к чрезмерным давлениям в зазоре для выбранного хладагента во всем рабочем диапазоне расходов [26].

Применение такой сложной модели имеет существенное преимущество по сравнению с существующими методиками инженерного расчета, а именно возможность адаптации модели под разнообразные геометрии канала (кольцевой, спиралевидный), граничные условия охлаждения и свой-

ства хладагентов. Кроме того, присутствуют широкие возможности модификации модели для расчета, скажем, турбулентных течений или для учета инерционных составляющих от перемещения фрезерной головки по произвольной траектории с высокими ускорениями.

Рассчитанные зависимости могут быть либо непосредственно внедрены в существующую систему охлаждения реального оборудования, либо стать основой для вновь разрабатываемой системы автоматизированного управления.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Валев С. В поисках идеального решения: жидкостное охлаждение в современных компактных корпусах высокой мощности // Силовая электроника. – 2005. – № 3. – С. 92–95.
2. Новожилов Ю.Н. Система охлаждения электродвигателей // Промышленная энергетика. – 2005. – № 3. – С. 16–17.
3. Никитин М.Н. Исследование теплообмена с жидкой фазой в кольцевом канале охлаждающего корпуса смесительного теплогенератора // Тепловые процессы в технике. – 2013. – № 9. – С. 404–410.
4. Марчук С. Решения для жидкостного охлаждения электрооборудования // Силовая электроника. – 2011. – Т. 3. – № 31. – С. 70–71.
5. Bezyukov O.K., Zhukov V.A., Zhukova O.V. Effectiveness of liquid cooling systems in motors and manufacturing equipment // Russian Engineering Research. – 2008. – V. 28. № 11. – P. 1055–1057.
6. Zhukov V.A. Improving the liquid-cooling systems of power units and technological equipment // Russian Engineering Research. – 2011. – V. 31. – № 12. – P. 1244–1247.
7. Интенсификация тепло- и массообмена в энергетике / Дзюбенко Б.В. и др. – М.: ФГУП «ЦНИИАТОМИНФОРМ», 2003. – 232 с.
8. Бажан П.И., Каневец Г.В., Селиверстов В.М. Справочник по теплообменным аппаратам. – М.: Машиностроение, 1989. – 342 с.
9. Харьков Н.С., Петриченко М.Р., Чамкина М.В. Возможно ли восстановление напора в цилиндрическом закрученном потоке? // Инженерно-строительный журнал. – 2011. – № 1. – С. 12–16.
10. Петриченко М.Р., Харьков Н.С. Экспериментальное исследование пропускной способности цилиндрического канала при малой интенсивности закрутки потока // Вестник МАНЭБ. – 2008. – Т. 14. – Вып. 2. – С. 129–133.
11. Гиргидов А.Д. Механика жидкости и газа (гидравлика). 4-е изд., испр., доп. – СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2008. – 576 с.
12. Петриченко М.Р., Харьков Н.С. Гидравлические потери на основном участке цилиндрического канала при малой интенсивности закрутки // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского государственного политехнического университета. – 2008. – № 63. – С. 237–242.
13. Петриченко М.Р., Харьков Н.С. Энергетический баланс винтового потока в цилиндрическом канале // Труды XVI школы-семинара молодых ученых и специалистов под руководством академика РАН А.И. Леонтьева. – М.: ИД МЭИ, 2007. – Т. 2. – С. 302–304.
14. Цветков Ф.Ф., Григорьев Б.А. Тепломассообмен. – М.: Изд-во МЭИ, 2005. – 550 с.
15. Кудинов А.А. Техническая гидромеханика. – Самара: Изд-во СамГТУ, 2005. – 293 с.
16. Tu J., Guan H.Y., Chaoqun L. Computational fluid dynamics. – USA, Burlington: Betterworth-Heinemann, 2008. – 459 p.
17. Бекнев В.С., Епифанов В.М., Леонтьев А.И. Газовая динамика. Механика жидкости и газа / под общ. ред. А.И. Леонтьева. – М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1997. – 671 с.
18. Теоретические основы теплотехники. Теплотехнический эксперимент: Справочник / под общ. ред. А.В. Клименко, В.М. Зорина. – М.: Изд-во МЭИ, 2001. – 564 с.
19. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов. – М.: Мир, 1979. – 392 с.
20. Патанкар С.В. Численное решение задач теплопроводности и конвективного теплообмена при течении в каналах / пер. с англ. – М.: Изд-во МЭИ, 2003. – 312 с.
21. Марфина Н.А., Радыгин В.Ю. Применение среды Ansys для моделирования течения жидкой среды в узких каналах соединений с учетом реальной топографии поверхностей // Известия московского государственного индустриального университета. – 2010. – № 2 (19). – С. 60–67.
22. Ананьев Д.В., Абайдуллин Б.Р., Вачагина Е.К. Теплообмен при ламинарном течении ньютоновских и неньютоновских жидкостей в кольцевом канале с винтовой закруткой потока // Тепловые процессы в технике. – 2012. – № 6. – С. 267–273.
23. Никитин М.Н. Сравнение характеристик теплоносителей // Альманах современной науки и образования. – 2009. – № 6 (25). – С. 135–137.
24. Щукин В.К., Халатов А.А. Теплообмен, массообмен и гидродинамика закрученных потоков в осесимметричных каналах. – М.: Машиностроение, 1982. – 200 с.
25. Эффективные интенсификаторы теплоотдачи для ламинарных (турбулентных) потоков в каналах энергоустановок / А.И. Леонтьев и др. // Известия РАН. Энергетика. – 2005. – № 1. – С. 75–91.
26. Жуков В.А. Энергосбережение в контурах жидкостного охлаждения энергетических и технологических установок // Вестник машиностроения. – 2011. – № 6. – С. 52–55.

Поступила 13.05.2014 г.

UDC 519.635:62-713.1

NUMERICAL SIMULATION OF LIQUID COOLING FOR COMPACT MOTOR

Alexey V. Kazakov,

Cand. Sc., Perm National Research Polytechnic University,
29, Komsomolsky prospect, Perm, 614990, Russia. E-mail: ktei@pstu.ru

Natalia M. Trufanova,

Dr. Sc., Perm National Research Polytechnic University,
29, Komsomolsky prospect, Perm, 614990, Russia. E-mail: ktei@pstu.ru

Relevance of the work is caused by the necessity to select the efficient cooling system for compact electric motor under specified conditions of its work.

The main aim of the study is to determine by the experiment the efficiency of various existing and proposed designs and patterns for the liquid cooling system of small-sized motor using numerical experiments, to determine the required operating mode by the given conditions of motor heat release; to select experimentally the required refrigerant and geometry of the channel of the cooling jacket to ensure rational parameters of the node in question as a whole.

The methods used in the study: experiments based on numerical simulation of complex three-dimensional non-isothermal flow of coolant under constant flow using the finite element method and program complex Ansys.

The results: The paper introduces the mathematical model of non-isothermal flow in a three-dimensional formulation. The authors estimated the adequacy of the proposed mathematical model and its numerical implementation, proposed and proved the rational geometry of the motor cooling jacket. The effectiveness of applying different refrigerants was appreciated and technological dependence of cooling system operation efficiency on geometrical and some technological parameters was defined. The paper introduces the graphic visualization of refrigerant flow distribution in the cooling circuit channel. The authors estimated the nature of air flow (laminar / turbulent) in annular and spiral gap, gravity effects on refrigerant held, the possibility of applying coolant from the standpoint of strength capacity of the cooling jacket design. The results obtained can be applied both in developing automatic control systems in industrial equipment and in a local loop responsible for cooling.

Key words:

Numerical simulation, rheology, liquid cooling, finite elements, laminar flow.

REFERENCES

- Valev S. V. poiskakh idealnogo resheniya: zhidkostnoe okhlazhdenie v sovremennykh kompaktnykh korpusakh vysokoy moshchnosti [In search of the perfect solution: liquid cooling in modern compact housing of high power]. *Silovaya elektronika*, 2005, no. 3, pp. 92–95.
- Novozhilov Yu.N. Sistema okhlazhdeniya elektrodvigateley [Cooling system of electric motors]. *Promyshlennaya energetika*, 2005, no. 3, pp. 16–17.
- Nikitin M.N. Issledovaniye teploobmena s zhidkoy fazoy v koltsevom kanale okhlazhdayushchego korpusa smesitelnogo teplogeneratora [Heat transfer with liquid phase within cooling body annular channel in mixing heat generator]. *Teplovyye protsessy v tekhnike*, 2013, no. 9, pp. 404–410.
- Marchuk S. Resheniya dlya zhidkostnogo okhlazhdeniya elektrooborudovaniya [Solutions for electrical equipment liquid cooling]. *Silovaya elektronika*, 2011, vol. 3, no. 31, pp. 70–71.
- Bezyukov O.K., Zhukov V.A., Zhukova O.V. Effectiveness of liquid cooling systems in motors and manufacturing equipment. *Russian Engineering Research*, 2008, vol. 28, no. 11, pp. 1055–1057.
- Zhukov V.A. Improving the liquid-cooling systems of power units and technological equipment. *Russian Engineering Research*, 2011, vol. 31, no. 12, pp. 1244–1247.
- Dzyubenko B.V. Intensifikatsiya teplo- i massoobmena v energetike [Intensification of heat and mass transfer in power engineering]. Moscow, TsNIIATOMINFORM, 2003. 232 p.
- Bazhan P.I., Kanevets G.V., Seliverstov V.M. *Spravochnik po teploobmennym apparatam* [Handbook of heat exchangers]. Moscow, Mashinostroyeniye Publ., 1989. 342 p.
- Kharkov N.S., Petrichenko M.R., Chamkina M.V. Vozmozhno li vosstanovleniye napora v tsilindricheskom zakruchennom potoke? [Is it possible to restore pressure in the cylindrical swirling flow?]. *Inzhenerno-stroitelnyy zhurnal*, 2011, no. 1, pp. 12–16.
- Petrichenko M.R., Kharkov N.S. Eksperimentalnoye issledovaniye propusknoy sposobnosti tsilindricheskogo kanala pri maloy intensivnosti zakrutki potoka [Experimental study of cylindrical channel bandwidth at a low swirling intensity]. *Vestnik MANEB*, 2008, vol. 14, Iss. 2, pp. 129–133.
- Girgидov A.D. *Mekhanika zhidkosti i gaza (gidravlika)* [Fluid Mechanics (Hydraulics)]. Saint Petersburg, SPbGPU Press, 2008. 576 p.
- Petrichenko M.R., Kharkov N.S. Gidravlicheskiye poteri na osnovnom uchastke tsilindricheskogo kanala pri maloy intensivnosti zakrutki [Hydraulic losses in the main section of cylindrical channel at low intensity spin]. *Nauchno-tekhnicheskkiye vedomosti Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta*, 2008, no. 63, pp. 237–242.
- Petrichenko M.R., Kharkov N.S. Energeticheskiy balans vintovogo potoka v tsilindricheskom kanale [Energy balance of helical flow in a cylindrical channel]. *Trudy XVI shkoly-seminara molodykh uchenykh i spetsialistov pod rukovodstvom akademika RAN A.I. Leontyeva* [Proceedings XVI school of young scientists and specialists under the leadership of academician A.I. Leontiev]. Moscow, ID MEI, 2007. Vol. 2, pp. 302–304.
- Tsvetkov F.F., Grigoryev B.A. *Tplomassoobmen* [Heat and mass transfer]. Moscow, MEI Press, 2005. 550 p.
- Kudinov A.A. *Tekhnicheskaya gidromekhanika* [Technical Hydromechanics]. Samara, SamGTU Press, 2005. 293 p.
- Tu J., Guan HY, Chaoqun L. *Computational fluid dynamics*. USA, Burlington: Betterworth-Heinemann, 2008. 459 p.
- Beknev V.S., Yepifanov V.M., Leontyev A.I. Gazovaya dinamika. Mekhanika zhidkosti i gaza [Gas dynamics. Fluid Mechanics]. Ed by A.I. Leontyev. Moscow, MGTU im. N.E. Bauman Press, 1997. 671 p.

18. Teoreticheskiye osnovy teplotekhniki. Teplotekhnicheskiy eksperiment: Spravochnik [Theoretical basics of heat engineering. Thermal experiment: Reference]. Ed. by A.V. Klimenko, V.M. Zorin. Moscow, MEI Press, 2001. 564 p.
19. Segerlind L. *Primeneniye metoda konechnyykh elementov* [Application of Finite Element Method]. Moscow, Mir Publ., 1979. 392 p.
20. Patankar S.V. *Chislennoe resheniye zadach teploprovodnosti i konvektivnogo teploobmena pri techenii v kanalakh* [Computation of conduction and Duct Flow Heat Transfer]. Moscow, MEI Press, 2003. 312 p.
21. Marfina N.A., Radygin V.Yu. *Primeneniye sredy Ansys dlya modelirovaniya techeniya zhidkoy sredy v uzkiykh kanalakh soedineniy s uchetoм realnoy topografii poverkhnostey* [Application of Ansys environment for modeling fluid flow in narrow channels of compounds based on the real surface topography]. *Izvestiya moskovskogo gosudarstvennogo industrialnogo universiteta*, 2010, no. 2 (19), pp. 60–67.
22. Ananyev D.V., Abaydullin B.R., Vachagina E.K. *Teploobmen pri laminarnom techenii nyutonovskikh i nenyutonovskikh zhidkostey v koltsevom kanale s vintovoy zakrutkoy potoka* [Heat transfer in laminar flow of Newtonian and non-Newtonian fluids in an annulus with a spiral twist flow]. *Teplovyye protsessy v tekhnike*, 2012, no. 6, pp. 267–273.
23. Nikitin M.N. *Sravneniye kharakteristik teplonositeley* [Comparison of characteristics of coolants]. *Almanakh sovremennoy nauki i obrazovaniya*, 2009, no. 6 (25), pp. 135–137.
24. Shchukin V.K., Khalatov A.A. *Teploobmen, massoobmen i gidrodinamika zakruchennykh potokov v osesimmetrichnykh kanalakh* [Heat transfer, mass transfer and hydrodynamics of swirling flows in axisymmetric channels]. Moscow, Mashinostroyeniye Publ., 1982. 200 p.
25. Leontyev A.I. *Effektivnyye intensivatory teplootdachi dlya laminarnykh (turbulentnykh) potokov v kanalakh energoustanovok* [Effective heat intensifiers for laminar (turbulent) flows in power plant channels]. *Izvestiya RAN. Energetika*, 2005, no. 1, pp. 75–91.
26. Zhukov V.A. *Energoberezheniye v konturakh zhidkostnogo okhlazhdeniya energeticheskikh i tekhnologicheskikh ustanovok* [Energy saving in liquid cooling circuits of power and process plants]. *Vestnik mashinostroyeniya*, 2011, no. 6, pp. 52–55.

Received: 13 May 2014.

УДК 628.543.1:622.765.54

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОМАССОПЕРЕНОСА ПРИ ПОДЗЕМНОЙ ГАЗИФИКАЦИИ УГЛЯ

Субботин Александр Николаевич,

д-р физ. мат. наук, профессор кафедры парогенераторостроения
и парогенераторных установок Энергетического института ФГАОУ
«Национальный исследовательский Томский политехнический университет»,
Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30. E-mail: subbot@inbox.ru

Кулеш Роман Николаевич,

канд. техн. наук, ассистент кафедры парогенераторостроения
и парогенераторных установок Энергетического института ФГАОУ
«Национальный исследовательский Томский политехнический университет»,
Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30. E-mail: ronikul@tpu.ru

Мазаник Анна Сергеевна,

аспирант кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок
Энергетического института ФГАОУ «Национальный исследовательский
Томский политехнический университет»,
Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30. E-mail: mazanik@tpu.ru

Актуальность работы обусловлена необходимостью создания математической модели теплофизических процессов, происходящих при подземной газификации угольных пластов, как инструмента оценки возможности и условий их газификации.

Цель работы: разработка и апробирование математической модели применительно к подземной газификации угольных пластов как нетрадиционному способу их разработки.

Методы исследования: численное решение краевых задач с использованием итерационно-интерполяционного метода.

Результаты: сформулирована математическая модель, описывающая процессы тепло-массопереноса при подземной газификации угля. Численные исследования позволяют определить состав образующихся газов в зависимости от температуры, давления продуктов газификации и состава вдуваемого нагретого газа. Получены зависимости выхода состава горючего газа от концентрации компонентов вдуваемого окислителя: сухой воздух, смесь, в разных пропорциях, кислорода, азота и водяного пара. В результате численных расчетов установлено, что при подземной газификации угля подаваемый в слой угля кислород или паровоздушная смесь практически полностью расходуется в области окисления продуктов пиролиза, в остальной части исследуемого объема угля содержание окислителя незначительно. Поэтому в слое кокса накапливается максимальная массовая концентрация горючего газа, который переносится движущимися газообразными продуктами из области окисления во внешнюю среду. Показано, что, меняя концентрацию кислорода и водяного пара в подаваемой в слой угля паровоздушной смеси, можно значительно изменить состав образующегося горючего газа, а долю негорючего газа (диоксида углерода) снизить. Концентрацию диоксида углерода можно еще более уменьшить, повысив температуру процесса газификации, которая в исследованиях принималась равной 800 К. Повышение давления в окислителе также приводит к увеличению концентрации горючих газов, но этот эффект менее существенный. Следовательно концентрация горючего газа в продуктах газификации зависит в основном от концентрации водяного пара, температуры газификации и концентрации кислорода в паровоздушной смеси, подаваемой в угольный пласт.

Ключевые слова:

Уголь, подземная газификация, продукты газификации, математическое моделирование.

Технология подземной газификации угля (ПГУ) – нетрадиционный способ разработки угольных ме-

сторождений, открывающий новые возможности в отработке угольных пластов со сложными горно-геологическими условиями залегания [1–5]. Все технологические операции по газификации угольного пласта осуществляются с земной поверхности, без применения подземного труда работающих, а разработка месторождения происходит экологически приемлемым способом [6].

В настоящее время практически во всех крупных угледобывающих странах мира резко возрос интерес к подземной газификации угля. Интенсивные работы исследовательского и практического характера проводятся в Китае [4], где в последние годы построено 10 промышленных станций подземной газификации угля, в Австралии, где в 2003 г. построено

крупное предприятие данного профиля [5]. Проявляется активный интерес к этой технологии в России и таких странах, как Индия, КНДР и многих других. Но, несмотря на перспективность рассматриваемой технологии ПГУ, известны немногочисленные примеры её практической реализации. Это обусловлено в первую очередь отсутствием теории процессов тепло-массопереноса в угле при его газификации под землей. Выбор основных технологических режимов реализации ПГУ невозможен путем только экспериментальных исследований рассматриваемого процесса. Необходимо создание теории процесса ПГУ на базе математических моделей, учитывающих комплекс основных процессов тепло-массопереноса, протекающих при подземной газификации.

Физическая постановка задачи

Возможны различные практические схемы реализации технологий подземной газификации углей. Рассмотрим наиболее простую и достаточно типичную. Предполагаем, что в угольном пласте глубиной H пробурена скважина и введена труба, а внутри этой трубы находится вторая труба, меньшего диаметра. По внутренней трубе (рис. 1) к нижнему основанию угольного пласта ($z < h$) подается подогретый до температуры T_0 сухой или влажный воздух. По истечении некоторого времени прилегающая область угольного пласта прогреется до такой температуры, что в нем начнутся химические процессы. Через отверстия на боковой поверхности наружной трубы ($z > h$) образовавшиеся газы проникают во внешнюю трубу и выводятся из угольного пласта на поверхность.

Иследуем изменение состава образующегося при газификации газа в зависимости от условий и свойств ддуваемой паровоздушной смеси.

При прогреве, пиролизе и газификации типичных углей в зависимости от температуры процесса может протекать достаточно большое количество различных реакций [7, 8]. В предлагаемой постановке принималось, что рассматриваемый процесс газификации сопровождается реакциями:

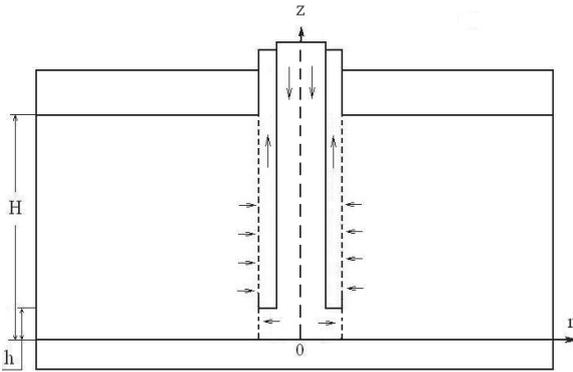
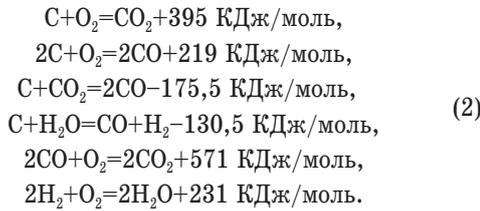
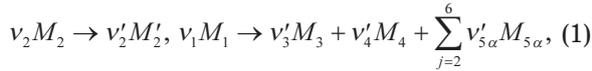


Рис. 1. Схема подачи паровоздушной смеси и отвода образующегося газа при ПГУ

Fig. 1. Diagram of vapor-air mixture supply and removal of gas generated at underground coal gasification (UCG)

Совокупность этих реакций будет определять состав образующегося газа, как в области газификации, так и на выходе из скважины. Уравнение (1) описывает процесс испарения свободной воды ($v_2 M_2$) и превращения ее в пар ($v_2' M_2'$), второе – процесс пиролиза твердого топлива.

Математическая модель подземной газификации угля

При математическом моделировании ПГУ принимается, что в угольном пласте отсутствуют неоднородности, а условия тепло- и массообмена вдоль верхней и нижней поверхности пласта не изменяются, поэтому задача решалась в цилиндрической системе координат. Начало координат помещалось на ось трубы (рис. 1), ось r направлялась вдоль нижней границы угольного пласта, а ось z – от области подачи паровоздушной смеси в угольный пласт к его верхней границе. С учетом записанных выше предположений и реакций (1), (2) система уравнений [9, 10], моделирующая рассматриваемые процессы, будет иметь вид:

$$\begin{aligned} \rho_1 \frac{\partial \varphi_1}{\partial t} &= -R_p, \quad \rho_2 \frac{\partial \varphi_2}{\partial t} = -R_s, \\ \rho_3 \frac{\partial \varphi_3}{\partial t} &= \gamma_c R_p - R_{sc}, \quad \rho_4 \frac{\partial \varphi_4}{\partial t} = \gamma_s R_p, \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho_s \varphi_s) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \rho_s \varphi_s u) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_s \varphi_s v) &= \\ = \gamma_g R_p + R_s + R_{sc}, \quad \sum_{j=1}^5 \varphi_j &= 1, \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho_s \varphi_s c_\alpha) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \rho_s \varphi_s u c_\alpha) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho_s \varphi_s v c_\alpha) &= \\ = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}\left(r \rho_s \varphi_s D_\alpha \frac{\partial c_\alpha}{\partial r}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\rho_s \varphi_s D_\alpha \frac{\partial c_\alpha}{\partial z}\right) + \\ + R_{s_\alpha} + R_{s_{s_\alpha}}, \quad \alpha = 1, \dots, 6, \quad \sum_{\alpha=1}^7 c_\alpha &= 1, \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \sum_{j=1}^5 \rho_j \varphi_j c_{pj} \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_s \varphi_s c_{ps} \left(u \frac{\partial T}{\partial r} + v \frac{\partial T}{\partial z}\right) &= \\ = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}\left(r \lambda \frac{\partial T}{\partial r}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z}\right) + q_p R_p - \\ - q_{s2} R_{s2} + q_{co} R_{co} + q_H R_H + q_{sc} \bar{R}_{sc}, \end{aligned} \quad (6)$$

$$u = -\frac{k}{\mu} \frac{\partial p}{\partial r}, \quad v = -\frac{k}{\mu} \left(\frac{\partial p}{\partial z} - \rho_s g\right), \quad p = \frac{\rho_s R T}{M}. \quad (7)$$

Система дифференциальных уравнений (3)–(7) решалась при краевых условиях

$$t = 0: \varphi_j = \varphi_{jH}, \quad j = \overline{1, 4}, \quad c_\alpha = c_{\alpha H}, \quad \alpha = \overline{1, 6}, \\ \rho_s = \rho_{sH}, \quad T|_{z \leq h} = T_0, \quad T|_{z > h} = T_H, \quad T|_{r > R_0} = T_H; \quad (8)$$

$$\begin{aligned} r = R_0, \quad z > h: \quad \frac{\partial^2 c_\alpha}{\partial r^2} = 0, \quad \frac{\partial^2 p}{\partial r^2} = 0, \quad \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} = 0; \\ r = R_0, \quad z \leq h: \quad c_\alpha = c_{\alpha 0}, \\ \lambda_s \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha_0 (T - T_0), \quad p = p_0; \\ r = L: \quad c_\alpha = c_{\alpha H}, \quad T = T_H, \quad p = p_H; \end{aligned} \quad (9)$$

$$z = 0: \frac{\partial p}{\partial z} = \rho_s g, \frac{\partial c_\alpha}{\partial z} = 0, \lambda_s \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha_1 (T - T_1),$$

$$z = H: \frac{\partial p}{\partial z} = -\rho_s g, \frac{\partial c_\alpha}{\partial z} = 0, \lambda_s \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha_2 (T - T_2). \quad (10)$$

Здесь уравнения (3) описывают законы сохранения массы исходного конденсированного вещества (угля), влаги, кокса и золы соответственно; (4) – уравнение сохранения массы газовой фазы; (5) – уравнения сохранения массы отдельных компонентов газовой фазы ($\alpha=1$ – кислорода, $\alpha=2$ – оксида углерода, $\alpha=3$ – диоксида углерода, $\alpha=4$ – водорода, $\alpha=5$ – метана, $\alpha=6$ – водяного пара); последнее уравнение в (5) – алгебраическое соотношение необходимое для замыкания системы уравнений (5); (6) – уравнение сохранения энергии; (7) – уравнение движения в форме Дарси в проекциях на цилиндрические оси координат r, z и уравнение состояния.

При решении краевой задачи (3)–(10) были введены следующие обозначения: E_p, k_p – энергия активации и предэкспоненциальный множитель гомогенной реакции разложения угля, кДж/моль, 1/с; T – температура в угольном пласте, К; ρ, φ_j ($j=1, \dots, 5$) – истинные плотности и объемные доли угля, воды, кокса, шлака и газовой фазы соответственно, кг/м³, м³/м³; R_p, R_s, R_{SC} – массовые скорости разложения угля, испарения влаги и окисления кокса, кг/(м³·с), кг/(м²·с), кг/(м²·с);

$$R_{SC} = R_{S1} + R_{S2} + R_{S3} + R_{S4},$$

$$R_{S1} = (M_3/M_{51}) s \rho_5 \varphi_5 c_1 k_{S1} \varphi_3 \exp(-E_{S1}/RT),$$

$$R_{S2} = \frac{2M_3}{M_{51}} s \sqrt{\rho_5 \varphi_5 c_1} k_{S2} \varphi_3 \exp\left(-\frac{E_{S2}}{RT}\right),$$

$$R_S = \rho_2 \varphi_2 \frac{k_S}{\sqrt{T}} \exp\left(-\frac{E_S}{RT}\right),$$

$$R_p = k_p \rho_1 \varphi_1 \exp\left(-\frac{E_p}{RT}\right),$$

$$R_{S3} = \frac{M_3}{M_{53}} s \rho_5 \varphi_5 c_3 k_{S3} \varphi_3 \exp\left(-\frac{E_{S3}}{RT}\right),$$

$R_{S4} = (M_3/M_{56}) s \rho_5 \varphi_5 c_6 k_{S4} \varphi_3 \exp(-E_{S4}/RT)$; $R_s, R_{S1}, R_{S2}, R_{S3}, R_{S4}, k_s, k_{S1}, k_{S2}, k_{S3}, k_{S4}$ – энергия активации и предэкспоненциальный множитель гетерогенных реакций испарения влаги и окисления кокса, кДж/моль, м/с; s – удельная поверхность пор, 1/м; R – универсальная газовая постоянная, кДж/(моль·К); T – температура среды, К; $c_1, c_2, c_3, c_4, c_5, c_6, c_7$ – массовые концентрации кислорода, оксида углерода, диоксида углерода, водорода, метана, паров воды и азота; $\gamma_c = v'_3 M_3 / v_1 M_1$, $\gamma_s = v'_4 M_4 / v_1 M_1$, $\gamma_g = \sum_{\alpha=2}^4 v'_{5\alpha} M_{5\alpha} / v_1 M_1$ – массовые доли кокса, шлака (золы) и газовой фазы, образующиеся при пиролизе угля; $M_3, M_{51}, M_{52}, M_{53}, M_{54}, M_{55}, M_{56}, M_{57}$ – атомарная масса углерода и молекулярные массы кислорода, оксида углерода, диоксида углерода, водо-

рода, метана, паров воды и азота, кг/моль; $v_1, v'_3, v'_4, v'_{5\alpha}$ – стехиометрические коэффициенты; $\gamma_{CO} = v'_{52} M_{52} / v_1 M_1$, $\gamma_{H_2} = v'_{54} M_{54} / v_1 M_1$, $\gamma_{CH_4} = v'_{55} M_{55} / v_1 M_1$, $\gamma_{H_2O} = v'_{56} M_{56} / v_1 M_1$ – массовые доли оксида углерода, водорода, метана и водяного пара, образующиеся при пиролизе угля; u, v – компоненты скорости фильтрации газообразных продуктов в направлении цилиндрических осей координат r и z , м/с; D_α – эффективный коэффициент диффузии α – компоненты газовой фазы, м²/с; $R_{51} = -(M_{51}/2M_{52})R_{CO} - (M_{51}/2M_{54})R_{H_2}$ – массовая скорость исчезновения кислорода за счет реакции окисления оксида углерода и водорода, кг/(м³·с); R_{CO}, R_{H_2} – массовые скорости окисления оксида углерода и водорода, кг/(м³·с), M – молекулярная масса многоком-

понентной смеси, $M = 1 / \sum_{\alpha=1}^7 \frac{c_\alpha}{M_{5\alpha}}$, кг/моль;

$R_{CO} = T^{-2.25} k_{CO} (c_1 M / M_{51})^{0.25} (c_2 M / M_{52}) \exp(-E_{H_2}/RT)$, $R_{H_2} = k_{H_2} y_{H_2}^{1.5} y_{O_2} \exp(-E_{H_2}/RT)$, $E_{CO}, E_{H_2}, k_{CO}, k_{H_2}$ – энергия активации и предэкспоненциальный множитель реакции окисления оксида углерода и водорода, кДж/моль, 1/с; R_{5S1} – массовая скорость исчезновения кислорода вследствие протекания гетерогенных реакций окисления кокса; $R_{5S1} = -(M_{51}/M_3)R_{S1} - (M_{51}/2M_3)R_{S2}$, кг/(м²·с); R_{52}, R_{5S2} – скорость изменения массы оксида углерода, вследствие протекания гомогенных и гетерогенных реакций, кг/(м³·с); $R_{52} = \gamma_{CO} R_p - R_{CO} + (M_{52}/M_{55})R_{CP}$, $R_{5S2} = (M_{52}/M_3)R_{S2} + (2M_{52}/M_3)R_{S3} + (M_{52}/M_3)R$; R_{53}, R_{5S3} – скорость изменения массы диоксида углерода за счет гомогенных и гетерогенных реакций, протекающих в угольном пласте, кг/(м²·с);

$R_{53} = \gamma_{CO_2} R_p + (M_{53}/M_{52})R_{CO}$, $R_{5S3} = (M_{53}/M_3)R_{S1} - (2M_{52}/M_3)R_{S2}$; R_{54}, R_{5S4} – скорость изменения массы водорода при протекании гомогенных и гетерогенных реакций, кг/(м³·с); $R_{54} = \gamma_{H_2} R_p - R_{H_2}$, R_{55} – скорость изменения массы метана вследствие пиролиза угля, кг/(м³·с); $R_{55} = \gamma_{CH_4} R_p - R_{CH_4}$, $R_{5S5} = 0$; R_{56}, R_{5S6} – скорость изменения массы паров воды вследствие протекания гомогенных и гетерогенных реакций, кг/(м²·с); $R_{5S6} = (M_{56}/M_3)R_{S4}$, $R_{56} = \gamma_{H_2O} R_p + (M_{56}/M_{54})R_{H_2}$; c_{pj} ($j=1, \dots, 5$) – удельные теплоемкости угля, воды, кокса, золы и газовой фазы соответственно, Дж/(кг·К); $\lambda = \lambda_s + \lambda_R$ – эффективная теплопроводность угля, Вт/(м·К); $\lambda_R = 16\sigma T^3/s$ – лучистая тепло-

проводность, Вт/(м·К); $\lambda_s = \sum_{j=1}^5 \lambda_j \varphi_j$ – теплопроводность многофазной среды, Вт/(м·К);

$c_{p5} = \sum_{\alpha=1}^7 c_{p5\alpha} c_\alpha$, $\lambda_5 = \sum_{\alpha=1}^7 \lambda_{5\alpha} c_\alpha$ – удельная теплоемкость и теплопроводность газовой фазы в порах, Дж/(кг·К), Вт/(м·К); $q_p, q_{S2}, q_{CO}, q_{H_2}, q_{CH_4}$ – тепловые эффекты реакций пиролиза, испарения влаги, окисления оксида углерода, водорода и метана, Дж/кг; k – коэффициент проницаемости, Дарси, $k = k_* \varphi_5^3 / (1 - \varphi_5)^2 k_*$ – эмпирическая константа, Дар-

си, ($1 \text{ Дарси} = 1,02 \cdot 10^{-12} \text{ м}^2$), ϕ_3 – пористость угля; μ – коэффициент динамической вязкости, Н·с/м²; p – давление газообразных продуктов в порах, Па; g – ускорение свободного падения, м/с²; h и L – толщина и радиус исследуемого угольного пласта, м; T_H, p_H, ρ_H, c_{aH} – температура, давление, плотность и массовая концентрация α -компоненты газовой фазы в начальный момент времени в угольном пласте; T_0 – температура вдуваемой паровоздушной смеси, К; T_1, T_2 – температуры внешней среды на верхней и нижней границе угольного пласта, К; α_1, α_2 – коэффициенты теплоотдачи, характеризующие теплообмен угольного пласта с верхней и нижней поверхностью, Вт/(м²·К); α_0 – коэффициент теплоотдачи, характеризующий конвективный теплообмен паровоздушной смеси с угольным пластом, Вт/(м²·К). Индексы: 0 – параметры источника зажигания; H – начальное значение параметра; $S, 5$ – конденсированная и газовая фаза.

Анализ результатов численных исследований

При численном решении краевой задачи (3)–(10) использовался метод решения и разностная схема [11]. Вычислялись все характеристики газифицируемого топлива: распределения температуры, объемных долей влаги, конденсированных и газообразных продуктов пиролиза, массовых концентраций газообразных компонентов, давления, поля скорости фильтрации. Теплофизические параметры были взяты из [12, 13], а кинетические константы для численных расчетов и состав продуктов пиролиза – из работ [14–20].

При проведении численных расчетов перепад давления на входе $\Delta P = P_0 - P_H$ задавался равным 10^3 Па, влагосодержание угольного пласта $W = 5\%$, параметры вдуваемой в угольный пласт паровоздушной смеси: температура $T_0 = 800$ К, массовая концентрация кислорода и водяного пара варьировалась. Получены температурные поля при подаче паровоздушной смеси в нижнюю часть угольного пласта, из которых следует, что в угольном пласте образуется прогретая область и в ней начинают протекать процессы газификации угля.

На рис. 2. приведено векторное поле скорости фильтрации продуктов газификации, на котором все векторы скорости нормированы на модуль скорости в той же точке (приведены к одному размеру). Если учитывать реальную длину векторов, то не удастся изобразить картину течения в векторном виде, т. к. скорость в области газификации и вне ее различается на несколько порядков. Поэтому рисунок показывает лишь направление движения газообразных продуктов в угольном пласте.

Анализ рис. 2 приводит к выводу, что газообразные продукты, находящиеся у нижнего основания, движутся вдоль угольного пласта, а остальные, перемещаясь по частично или полностью прококсованной области, разворачиваются вдоль границы пиролиза, попадают во внешнюю трубу и выводятся по ней наружу.

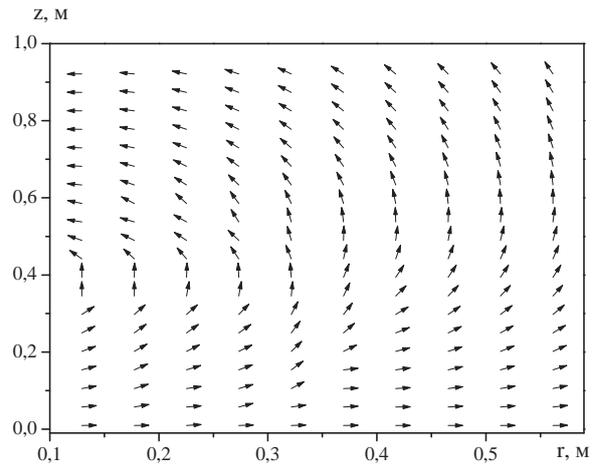


Рис. 2. Векторное поле скорости фильтрации продуктов газификации в угольном пласте у нижнего основания скважины

Fig. 2. Vector field of speed of filtering gasification product in coal bed at well lower base

Такая картина движения создается соответствующим полем давления, изображенным на рис. 3. Здесь от нуля до точки $z = 0,3$ м боковая поверхность трубы перфорированная и через отверстия вдувается паровоздушная смесь (задано $\Delta P = 10^3$ Па). Боковая поверхность трубы при $0,3 \text{ м} < z < 0,45 \text{ м}$ непроницаемая, поэтому газ движется на этом участке трубы вдоль стенки (рис. 2). Точка $z = 0,55$ м совпадает с границей полного окисления кокса, а точка $z = 0,7$ м – с границей окончания пиролиза угля в рассматриваемый момент времени ($t = 14\ 156$ с).

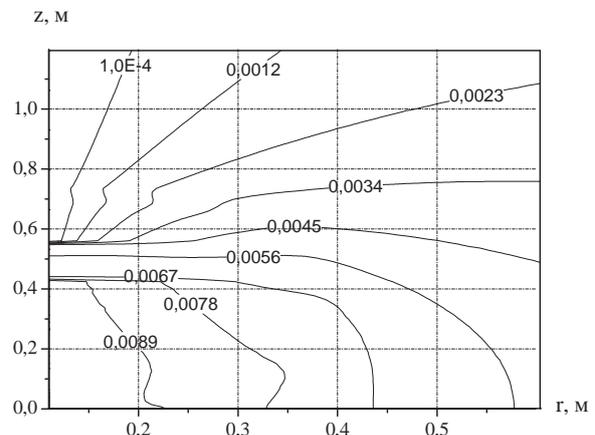


Рис. 3. Распределение безразмерного перепада давления в области газификации угольного пласта

Fig. 3. Distribution of pressure non-dimensional fall in coal bed gasification area

Следует отметить, что при ПГУ подаваемый в слой угля кислород практически полностью расходуются в области окисления продуктов пиролиза, в остальной части исследуемого объема угля содержание кислорода незначительно. Оксид углерода, образующийся при окислении кокса и пиролизе

угля, переносится движущимися газообразными продуктами из области окисления в слой кокса и затем во внешнюю трубу скважины. Поэтому в коксе накапливается максимальная массовая концентрация оксида углерода (рис. 4).

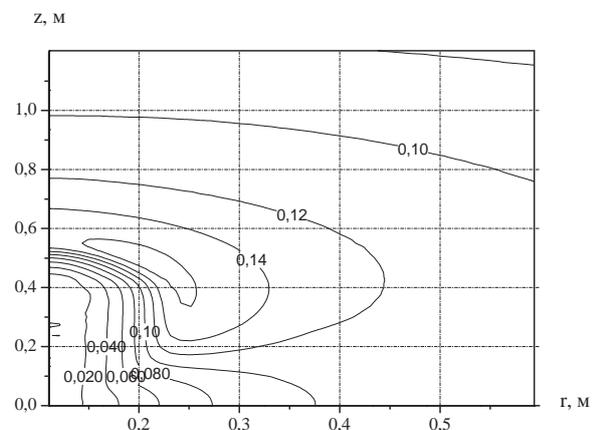


Рис. 4. Распределение массовой концентрации оксида углерода

Fig. 4. Distribution of carbon oxide weight concentration

В приведенной на рис. 4. зависимости массовая концентрация оксида углерода в газе, поступающем из скважины, равна 0,12–0,14. Это в три раза больше массовой концентрации оксида углерода, образующегося при пиролизе угля в инертной среде.

Массовая концентрация диоксида углерода представлена на рис. 5, из которого следует, что при рассматриваемых параметрах газификации угля остается достаточно мало диоксида углерода (концентрация CO_2 при пиролизе угля в инертной среде в три раза больше). Концентрацию диоксида углерода, можно еще уменьшить, повысив температуру процесса газификации.

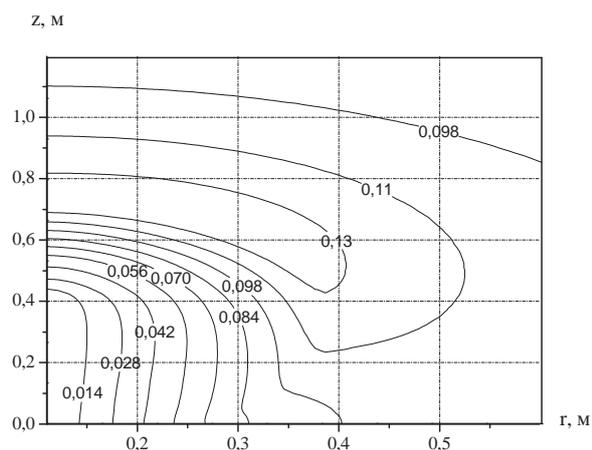


Рис. 5. Распределение массовой концентрации диоксида углерода

Fig. 5. Distribution of carbon dioxide weight concentration

Из анализа полученных полей массовых концентраций водорода и метана следует, что концентрации этих компонентов очень малы. При пиролизе угля в инертной среде массовая концентрация водорода в двадцать раз, а метана – в двадцать

пять раз выше этих значений. Такое сильное уменьшение концентрации водорода и метана можно объяснить их окислением с образованием водяного пара, а для метана еще и оксида углерода. Этот вывод подтверждается значительным увеличением массовой концентрации водяного пара в угольном пласте (рис. 6).

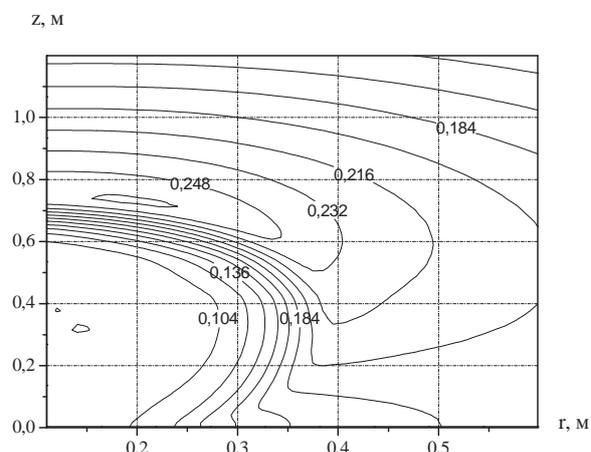


Рис. 6. Распределение массовой концентрации водяного пара

Fig. 6. Distribution of vapor weight concentration

В паровоздушной смеси, подаваемой в угольный пласт, массовая концентрация водяного пара равна 0,1. Внутри пласта она увеличивается более чем в два раза, частично за счет испарения влаги угольного пласта (задавалось начальное влагосодержание угольного пласта равное 5 %) и частично вследствие того, что идет реакция окисления водорода (2).

Следует отметить, что концентрация горючего газа в продуктах газификации зависит от концентрации водяного пара, температуры газификации и концентрации кислорода в паровоздушной смеси, подаваемой в угольный пласт. Так, если увеличить перепад давления, полагая его равным $2 \cdot 10^3$ Па, то скорость подачи паровоздушной смеси в угольный пласт увеличивается и это изменяет соотношение концентраций газообразных компонентов на выходе.

В частности концентрация кислорода при данном перепаде давления несколько увеличилась по сравнению с предыдущим вариантом. В конечном счете это привело к увеличению концентрации оксида углерода в отводимом из области газификации газе.

Профили массовой концентрации оксида углерода представлены на рис. 7, из которого следует, что во внешнюю трубу поступает горячая смесь с массовой концентрацией оксида углерода 0,14–0,18 (в предыдущем расчете она была равна 0,12–0,14). Концентрации остальных компонентов остались практически без изменения, при этом перепада давления и скорость фильтрации увеличились в два раза. Таким образом, увеличение перепада давления в 2 раза привело к увеличению концентрации оксида углерода и объема образующейся горючей смеси.

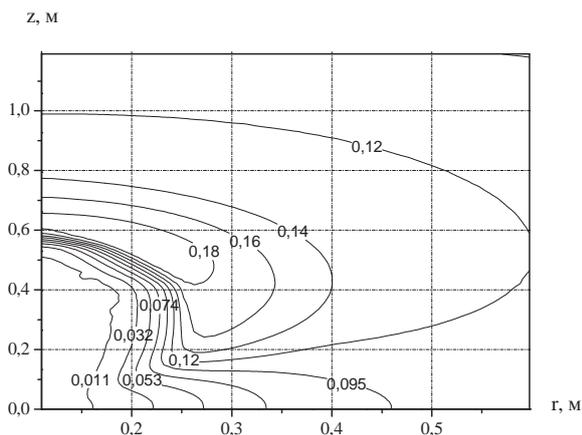


Рис. 7. Распределение массовой концентрации оксида углерода ($c_0=0,1, \Delta P=2 \cdot 10^3 \text{ Па}$)

Fig. 7. Distribution of carbon oxide weight concentration ($c_0=0,1, \Delta P=2 \cdot 10^3 \text{ Pa}$)

Кроме рассмотренных выше были проведены расчеты с увеличенной концентрацией кислорода в паровоздушной смеси, закачиваемой в угольный пласт. Массовая концентрация кислорода в смеси полагалась равной 0,15, а не 0,1, как в предыдущих расчетах. В результате этого в угольном пласте повысилась концентрация кислорода, что привело к увеличению концентрации оксида углерода в продуктах газификации (рис. 8).

На рис. 8 приведено распределение по объему массовой концентрации оксида углерода при увеличении на 50 % начальной концентрации кислорода в паровоздушной смеси, закачиваемой в угольный пласт.

Сравнивая рис. 8 и 4, приходим к выводу, что увеличение начальной концентрации кислорода на 50 % привело к увеличению концентрации оксида углерода в образующейся горючей смеси примерно на 50 %. Массовые концентрации остальных компонент остались практически без изменения.

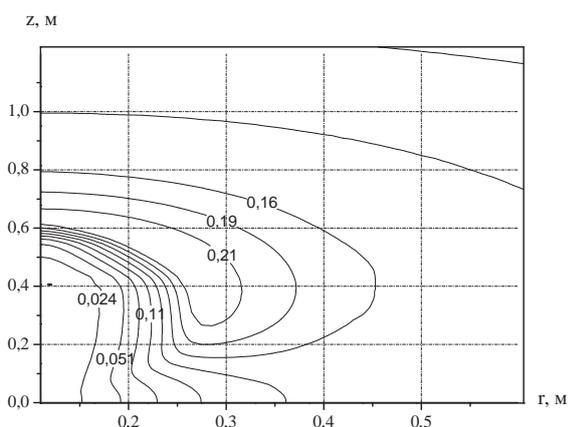


Рис. 8. Распределение массовой концентрации оксида углерода ($c_0=0,15, \Delta P=10^3 \text{ Па}$)

Fig. 8. Distribution of carbon oxide weight concentration ($c_0=0,15, \Delta P=10^3 \text{ Pa}$)

Дальнейшее увеличение концентрации кислорода в паровоздушной смеси, подаваемой в угольный пласт, приводит к смене режима – угольный пласт загорается (образуется область горения).

Температура в этой области повышается до 1300 К, даже при подаче в угольный пласт (после зажигания) относительно холодной паровоздушной смеси ($T_0=400 \text{ К}$). Повышение температуры в угольном пласте приводит к увеличению концентрации горючих газов. На рис. 9 показаны профили массовой концентрации оксида углерода. Как следует из анализа этого рисунка, концентрация CO на выходе из скважины стала равной 0,2...0,3, а в области максимальной температуры 0,45.

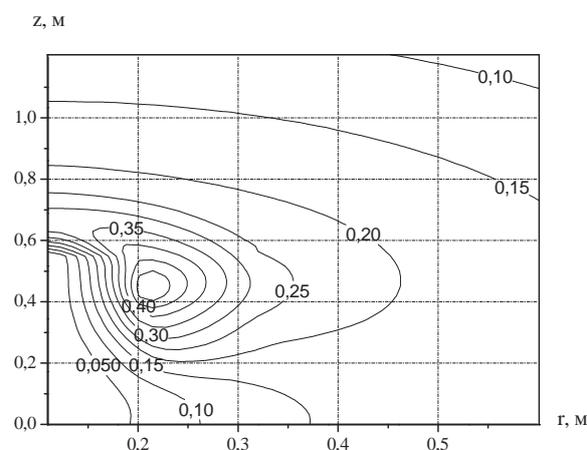


Рис. 9. Распределение массовой концентрации оксида углерода

Fig. 9. Distribution of carbon oxide weight concentration

Необходимо отметить, что концентрация водорода в процентном соотношении тоже значительно возросла. В предыдущих расчетах она была равна 0,2...0,27 %, в данном расчете увеличилась до 0,6...0,8 %, а в области максимальной температуры до 1,8 %. Концентрация метана при этом не изменилась, осталась в области газификации на прежнем уровне 1,1 %.

Результаты проведенного численного анализа дают основание сделать следующие выводы:

1. Рассмотренная математическая модель процессов тепломассопереноса и физико-химических превращений может быть использована при исследовании подземной газификации углей.
2. Состав окислителя оказывает существенное влияние на конечный выход основного продукта ПГУ.
3. Большие градиенты всех основных искомых функций, перемещение в пространстве зоны основных реакций и размеры объекта исследования существенно осложняют процесс численного решения задачи.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Рубан А.Д. Подземная газификация угля – новый этап технологического и инвестиционного развития // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2007. – № 2. – С. 288–300.
2. Зоря А.Ю., Крейнин Е.В. Может ли подземная газификация угольных пластов стать промышленной технологией? // Уголь. – 2009. – № 2. – С. 50–53.
3. Зоря А.Ю., Крейнин Е.В. Условия превращения подземной газификации угля в стабильную и высокопроизводительную промышленную технологию // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2009. – № 4. – С. 298–299.
4. Кондырев Б.И., Белов А.В. Опыт подземной газификации угля в китайской народной республике // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2005. – № 10. – С. 286–289.
5. Кондырев Б.И., Белов А.В., Маннанголов Д.Ш. Развитие технологии подземной газификации угля. Перспективы освоения угольных месторождений Дальнего Востока // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2007. – № 1. – С. 297–300.
6. Крейнин Е.В. Подземная газификация угля как экологически чистая технология его добычи и использования // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2008. – № 4. – С. 256–262.
7. Основы практической теории горения / В.В. Померанцев, К.М. Арефьев, Д.Б. Ахмедов и др. – Л.: Энергоатомиздат, 1986. – 312 с.
8. Камнева А.И., Платонов В.В. Теоретические основы химической технологии горючих ископаемых. – М.: Химия, 1990. – 288 с.
9. Кузнецов Г.В., Субботин А.Н. Тепломассоперенос в условиях подземной газификации угля // Тепловые процессы в технике. – 2010. – № 9. – С. 422–426.
10. Субботин А.Н. О некоторых особенностях распространения подземного пожара // Инженерно-физический журнал. – 2003. – Т. 76. – № 5. – С. 159–165.
11. Итерационно-интерполяционный метод и его приложения / А.М. Гришин, В.И. Зинченко, К.Н. Ефимов, А.Н. Субботин, А.С. Якимов. – Томск: Изд-во ТГУ, 2004. – 319 с.
12. Теплотехнический справочник / под ред. В.Н. Юренева, Н.Д. Лебедева. – М.: Энергия, 1976. – Т. 2. – 896 с.
13. Краткий справочник физико-химических величин / под ред. К.П. Мищенко, А.А. Равделя. – Л.: Химия, 1967. – 182 с.
14. Щетинков Е.С. Физика горения газов. – М.: Наука, 1965. – 739 с.
15. Гагарин С.Г., Головин Г.С., Польшалиев А.М. Вещественный состав и реакционная способность фракций угля различной плотности // Химия твердого топлива. – 2006. – № 1. – С. 12–39.
16. Пиролиз бурых углей Бриневского месторождения республики Беларусь / И.И. Лаштван, П.Л. Фамешин, В.М. Дударчик, В.Н. Кожурин, Е.В. Ануфриева // Химия твердого топлива. – 2009. – № 3. – С. 20–25.
17. Расчет пиролиза растительных материалов в высоком слое / А.В. Голубкович, В.Г. Систер, И.А. Порев, А.Г. Чижиков // Промышленная энергетика. – 2010. – № 1. – С. 53–55.
18. Кинетика термической деструкции компонентов угольной шихты / Ю.В. Коновалова, В.Н. Трифанов, А.М. Гюльмалиев, С.Г. Гагарин, И.А. Султангузин // Химия твердого топлива. – 2004. – № 4. – С. 3–16.
19. Федосеев С.Д., Чернышев А.Б. Полукоксование и газификация твердого топлива. – М.: Гостоптехиздат, 1960. – 326 с.
20. Камнева А.И., Платонов В.В. Теоретические основы химической технологии горючих ископаемых. – М.: Химия, 1990. – 288 с.

Поступила 16.06.2014 г.

UDC 628.543.1:622.765.54

MATHEMATICAL MODELING OF HEAT AND MASS TRANSFER AT UNDERGROUND COAL GASIFICATION

Aleksandr S. Subbotin,

Dr. Sc., National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russia. E-mail: subbot@inbox.ru

Roman N. Kulesh,

Cand. Sc., National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russia. E-mail: ronikul@tpu.ru

Anna S. Mazanik,

National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russia. E-mail: mazanik@tpu.ru

Relevance of the work is caused by the need of developing a mathematical model of thermal processes occurring at underground coal seams gasification as a tool to assess the possibilities and conditions of gasification.

The main aim of the study is to develop and to test a mathematical model applied to the underground gasification of coal beds as unconventional way of their development.

The methods used in the study: numerical solution of boundary value problems using iterative-interpolation method.

Results: The authors have stated mathematical model describing heat and mass transfer in underground coal gasification. Numerical studies allow us to determine the composition of the resulting gas, depending on the temperature, pressure and composition of gasification products of *s* blown hot gas. The dependences of the combustible gas component output on concentration of injected oxidant: dry air, mixture of oxygen, nitrogen and water vapor in different proportions. As a result of numerical calculations it was found out that at underground coal gasification oxygen or vapor-air mixture fed to a coal bed is almost completely consumed in the region of pyrolysis products oxidation; the rest part of coal volume contains slight amount of oxidant. Therefore, in a coke layer the maximum mass concentration of combustible gas accumulates. The gas is transferred by moving gaseous oxidation products from oxidation area to the environment. It was shown that when changing oxygen and steam concentration in the vapor-air mixture fed to the coal bed it is possible to change significantly the composition of the resulting combustible gas and to reduce non-combustible gas fraction (carbon dioxide). Carbon dioxide concentration can be reduced increasing gasification temperature which is 800 K in the study. Pressure increase in oxidizer results in growth of combustible gas concentration, but this effect is less significant hence. Therefore the combustible gas concentration in gasification products depends largely on water vapor concentration, the gasification temperature and oxygen concentration in vapor-air mixture fed into the coal bed.

Key words:

Coal, underground gasification, gasification products, mathematical modeling.

REFERENCES

- Ruban A.D. Podzemnaya gazifikatsiya uglya – novyy etap tekhnologicheskogo i investitsionnogo razvitiya [Underground coal gasification is a new stage of technological and investment-driven development]. *Gornyy informatsionno-analiticheskiy byulleten (nauchno-tekhnicheskyy zhurnal)*, 2007, no. 2, pp. 288–300.
- Zorya A.Yu., Kreyenin E.V. Mozhet li podzemnaya gazifikatsiya ugolnykh plastov stat promyshlennoy tekhnologiyey? [Is it possible for underground gasification of coal beds to become an industrial technique?]. *Ugol*, 2009, no. 2, pp. 50–53.
- Zorya A.Yu., Kreyenin E.V. Usloviya prevrashcheniya podzemnoy gazifikatsii uglya v stabilnyuyu i vysokoproduktivnyuyu promyshlennuyu tekhnologiyu [Conditions for transforming underground coal gasification into a stable and high-performance industrial technique]. *Gornyy informatsionno-analiticheskiy byulleten (nauchno-tekhnicheskyy zhurnal)*, 2009, no. 4, pp. 298–299.
- Kondyrev B.I., Belov A.V. Opyt podzemnoy gazifikatsii uglya v kitayskoy narodnoy respublike [Experience of underground coal gasification in the People’s Republic of China]. *Gornyy informatsionno-analiticheskiy byulleten (nauchno-tekhnicheskyy zhurnal)*, 2005, no. 10, pp. 286–289.
- Kondyrev B.I., Belov A.V., Mannangolov D.Sh. Razvitiye tekhnologii podzemnoy gazifikatsii uglya. Perspektivy osvoeniya ugolnykh mestorozhdeniy Dalnego Vostoka [Development of underground coal gasification technique. Prospects of coal deposit development in the Far East]. *Gornyy informatsionno-analiticheskiy byulleten (nauchno-tekhnicheskyy zhurnal)*, 2007, no. 1, pp. 297–300.
- Kreyenin E.V. Podzemnaya gazifikatsiya uglya kak ekologicheskaya chistaya tekhnologiya ego dobychi i ispolzovaniya [Underground coal gasification as environmentally appropriate technology of its extraction and use]. *Gornyy informatsionno-analiticheskiy byulleten (nauchno-tekhnicheskyy zhurnal)*, 2008, no. 4, pp. 256–262.
- Pomerantsev V.V., Arefev K.M., Akhmedov D.B. *Osnovy prakticheskoy teorii goreniya* [Fundamentals of practical combustion theory]. Leningrad, Energoatomizdat Publ., 1986. 312 p.
- Kamneva A.I., Platonov V.V. *Teoreticheskie osnovy khimicheskoy tekhnologii goryuchikh iskopaemykh* [Theoretical bases of chemical technique of fossil fuels]. Moscow, Khimiya Publ., 1990. 288 p.
- Kuznetsov G.V., Subbotin A.N. Teplomassopereenos v usloviyakh podzemnoy gazifikatsii uglya [Heat and mass transfer in underground coal gasification]. *Teplovyye protsessy v tekhnike*, 2010, no. 9, pp. 422–426.
- Subbotin A.N. O nekotorykh osobennostyakh rasprostraneniya podzemnogo pozhara [On some features of underground fire propagation]. *Inzhenerno-fizicheskyy zhurnal*, 2003, vol. 76, no. 5, pp. 159–165.
- Grishin A.M., Zinchenko V.I., Efimov K.N., Subbotin A.N., Yakimov A.S. *Iteratsionno-interpolyatsionnyy metod i ego prilozheniya* [Iterated-interpolation method and its applications]. Tomsk, TGU Press, 2004. 319 p.
- Teplotekhnicheskyy spravochnik* [Heat engineering reference book]. Ed. by V.N. Yurenev, N.D. Lebedev. Moscow, Energiya Publ., 1976. Vol. 2, 896 p.
- Kratkiy spravochnik fiziko-khimicheskikh velichin* [Quick reference book of physical and mathematical variables]. Ed. by K.P. Mishhenko, A.A. Ravdel. Leningrad, Khimiya, 1967. 182 p.
- Shchetinkov E.S. *Fizika goreniya gazov* [Physics of gaseous combustion]. Moscow, Nauka Publ., 1965. 739 p.
- Gagarin S.G., Golovin G.S., Polmaliev A.M. Veshchestvennyy sostav i reaktivnaya sposobnost fraktsiy uglya razlichnoy plotnosti [Material composition and reactivity of coal fractions with different density]. *Khimiya tverdogo topliva*, 2006, no. 1, pp. 12–39.
- Lashvan I.I., Fameshin P.L., Dudarchik V.M., Kozhurin V.N., Anufrieva E.V. Pirolyz burykh ugley Brinevskogo mestorozhdeniya respubliki Belarus [Pyrolysis of coals of Brinevskoe deposit in Belarus]. *Khimiya tverdogo topliva*, 2009, no. 3, pp. 20–25.
- Golubkovich A.V., Sister V.G., Porev I.A., Chizhikov A.G. Raschet piroliza rastitelnykh materialov v vysokom sloe [Estimation of pyrolysis of plant materials in a high level]. *Promyshlennaya energetika*, 2010, no. 1, pp. 53–55.
- Konovalova Yu.V., Trifanov V.N., Gyulmaliev A.M., Gagarin S.G., Sultanguzin I.A. Kinetika termicheskoy destrukttsii komponentov ugolnoy shikhty [Kinetics of thermal destruction of coal charge components]. *Khimiya tverdogo topliva*, 2004, no. 4, pp. 3–16.
- Fedoseev S.D., Chernyshev A.B. *Polukoksovanie i gazifikatsiya tverdogo topliva* [Distillation and gasification of solid fuel]. Moscow, Gostoptekhizdat Publ., 1960. 326 p.
- Kamneva A.I., Platonov V.V. *Teoreticheskie osnovy khimicheskoy tekhnologii goryuchikh iskopaemykh* [Theoretical bases of chemical technology of anthracites]. Moscow, Khimiya Publ., 1990. 288 p.

Received: 16 June 2014.

УДК 621.311.238:621.311.22

АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПАРОГАЗОВЫХ УСТАНОВОК ТРИНАРНОГО ТИПА

Галашов Николай Никитович,

канд. техн. наук, доцент кафедры Атомных и тепловых электростанций
Энергетического института Томского политехнического университета,
Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, д. 30. E-mail: gal@tpu.ru

Цибульский Святослав Анатольевич,

аспирант кафедры Атомных и тепловых электростанций Энергетического
института Томского политехнического университета,
Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, д. 30. E-mail: s.tzibulsky@yandex.ru

Рассмотрена структура топливоиспользования России и технический уровень оборудования ТЭС на современном этапе. Определено, что основной ввод нового оборудования при работе на газе будет производиться на основе парогазовых установок, КПД которых за рубежом уже превысил 60 %. Показано, что для повышения эффективности парогазовых установок можно использовать бинарный цикл в паротурбинной части с низкокипящим веществом в нижнем цикле. При этом для конденсации низкокипящего вещества выгодно использовать воздушные конденсаторы. Приведена схема парогазовой установки тринарного типа с бинарным циклом в паротурбинной части. Описан принцип ее работы. Определены энергетические балансы всех элементов парогазовой установки тринарного типа. Проведены исследования эффективности парогазовых установок, работающих на основе трех циклов: газотурбинного цикла Брайтона и двух паротурбинных циклов Ренкина: один из которых работает на воде и водяном паре, а другой – на низкокипящем веществе. Получено аналитическое уравнение зависимости КПД парогазовой установки тринарного типа от КПД цикла газотурбинной установки, КПД циклов паротурбинных турбоустановок, работающих на воде и водяном паре и на низкокипящем веществе, и КПД котла-утилизатора. Показано влияние каждого цикла и котла-утилизатора на КПД парогазовой установки тринарного типа. С помощью регрессионного анализа определены коэффициенты влияния КПД отдельных циклов и КПД котла-утилизатора на КПД парогазовой установки тринарного типа. Проведен анализ способов повышения КПД каждого цикла парогазовой установки тринарного типа и КПД котла-утилизатора.

Ключевые слова:

Парогазовая установка, газотурбинная установка, паротурбинная установка, низкокипящее вещество, КПД, цикл, котел-утилизатор.

Введение

В России электроэнергия производится в основном на тепловых электростанциях (ТЭС) с использованием органического топлива: природного газа и угля. В настоящее время доля природного газа, сжигаемого на ТЭС, около 70 %. При этом КПД паротурбинных энергоблоков, сжигающих газ, не превышает 40 %. Поэтому переход на парогазовые технологии, позволяющие получить КПД выше 60 %, весьма актуален. Кроме того, ресурс оборудования ТЭС России с помощью различных мероприятий многократно продлевался, и в настоящее время наработка большинства энергоблоков в 2-3 раза превышает расчетную. Технический уровень этого оборудования по экономичности, автоматизации, численности персонала и экологии не соответствует современным требованиям.

Поэтому в Энергетической Стратегии России на период до 2030 г. [1] определено, что генерирующие мощности, работающие на газе, к 2030 г. должны представлять собой в основном парогазовые установки (ПГУ) с коэффициентом полезного действия 53–55 %. ПГУ утилизационного типа в настоящее время являются наиболее совершенными теплоэнергетическими установками. За рубежом их КПД уже достиг 60 % и выше [2–6]. По экспертным оценкам в ближайшем будущем доля ПГУ в мировой генерации электроэнергии достигнет 50 %. В России также в последнее время основной ввод генерирующего электроэнергию оборудо-

вания идет на базе ПГУ, причем по мощности и КПД с существенным отставанием от зарубежного опыта. Поэтому для достижения зарубежных результатов и внедрения в России более совершенных ПГУ актуален анализ эффективности их работы в зависимости от определяющих параметров циклов и поиск оптимальной структуры ПГУ с применением новых инновационных технологий.

Одной из таких технологий является применение бинарного цикла для паротурбинной установки (ПТУ). При этом верхний цикл работает на воде и водяном паре, а нижний – на низкокипящем веществе (НКВ).

Применение НКВ с большой плотностью пара позволяет уменьшить число выхлопов и габариты турбины, а также ее стоимость. Кроме того, для конденсации пара НКВ можно использовать воздушные конденсаторы (ВК). Это позволяет отказаться от дорогой системы водоснабжения и улучшить экологическую обстановку в районе ТЭС. Также снижаются затраты электроэнергии на собственные нужды ТЭС, т. к. мощность, затрачиваемая на привод вентиляторов ВК, меньше мощности на привод циркуляционных насосов. НКВ не замерзает при отрицательных температурах воздуха, поэтому можно надежно отводить теплоту в цикле с НКВ в ВК при минусовых температурах, что позволяет существенно повысить КПД цикла на НКВ. Конденсация пара НКВ даже при отрицательных температурах происходит при давлениях

выше атмосферного, что препятствует присосу воздуха в конденсатор и не приводит к снижению теплообмена в нем. Также не требуется специальная система отсоса воздуха из конденсатора, что упрощает схему турбоустановки и облегчает ее эксплуатацию. Большинство НКВ не вызывают коррозии оборудования, что увеличивает надежность и ресурс его работы, а также снижает затраты на ремонт.

Первая работа в СССР по применению бинарных циклов в ПТУ с использованием НКВ была выполнена Д.П. Гохштейном еще в 1938 г. [7]. В 1946 г. был исследован бинарный паротурбинный цикл с водяным паром в верхнем цикле и различными низкокипящими веществами в нижнем [8]. В середине 60-ых гг. были проведены большие исследования по применению бинарного цикла на воде и фреоне для мощных энергоблоков тепловых и атомных электростанций [9, 10], которые показали, что при температурах конденсации фреона ниже 10–12 °С можно получить более высокий КПД, чем у блоков только с пароводяным циклом. В 1972 г. А.А. Канаев и И.З. Кропп выпустили монографию [11], в которой отражены наиболее существенные теоретические и практические разработки применения бинарных циклов в энергомашиностроении. С середины 70-х гг. работы по исследованию и применению бинарных циклов были остановлены из-за появления дешевого газа.

Обзор существующих в настоящее время ПГУ показывает большое разнообразие типов используемых ГТУ, а также схем и параметров паротурбинной части ПГУ. Установки различаются по числу газотурбинных установок (ГТУ) (одна, две, три), числу контуров котлов-утилизаторов (КУ) (одно-, двух-, трехконтурные), наличию или отсутствию промежуточного перегрева пара в ПТУ и т. д. В последнее время в наиболее совершенных ПГУ применяются трехконтурные ПТУ на водяном паре с весьма сложной схемой [12–15]. Применение бинарного цикла позволяет существенно упростить схему ПТУ и повысить ее КПД, поэтому в последнее время появился ряд работ [16–19], предлагающих использование в энергетике ПГУ тринарного типа.

Тринарная парогазовая установка

Под тринарной ПГУ понимается утилизационная парогазовая установка, в которой комбинируются три цикла – цикл газотурбинной установки и два паротурбинных: верхний – цикл паротурбинной установки на воде и водяном паре, и нижний – цикл турбоустановки на НКВ.

Упрощенная схема ПГУ тринарного типа показана на рисунке.

Оборудование и параметры на рисунке представлены следующими обозначениями: К – компрессор; КС – камера сгорания; ТГ, ТП и ТНКВ – турбины: газовая, паровая и НКВ; КУ – котел-утилизатор; КИ – конденсатор-испаритель; К_{нкв} – конденсатор НКВ; НК1, НК2 – насосы перекачки кон-

денсата водяного пара и НКВ; $Q_{КС}$ – теплота топлива, подводимая в камеру сгорания ГТУ; $N_{ГТУ}$, $N_{ПТУ}$, $N_{НКВ}$ – мощности, полученные в газовом, пароводяном и НКВ циклах ПГУ; $Q_{КУ}$ – теплота, отводимая из ТГ в КУ; Q – теплота, отводимая из КУ в окружающую среду; $Q_{ПТУ}$, $Q_{НКВ}$ – теплота, подводимая в циклах ПТУ и НКВ; $Q_{КИ}$ – теплота, передаваемая в КИ от конденсирующегося водяного пара низкокипящему веществу; $Q_{К}$ – теплота, отводимая в конденсаторе НКВ в окружающую среду.

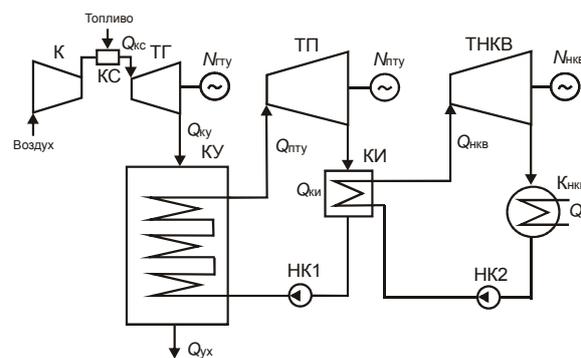


Рисунок. Схема ПГУ тринарного типа

Figure. Triple combined cycle gas turbine circuit

Парогазовая установка работает следующим образом. В КС ГТУ подаются топливо и сжатый в К воздух, которые при сгорании дают теплоту $Q_{КС}$. Часть теплоты $Q_{КС}$ создает в ТГ мощность $N_{ГТУ}$, а другая часть $Q_{КУ}$ уходит в КУ, где часть этой теплоты $Q_{ПТУ}$ передается воде и пару в цикле ПТУ, а другая часть $Q_{УХ}$ отводится через дымовую трубу в окружающую среду. Часть теплоты $Q_{ПТУ}$ создает в ТП мощность $N_{ПТУ}$, а другая часть $Q_{КИ}$ в КИ используется для нагрева и испарения НКВ. С учетом потерь теплоты в КИ НКВ передается теплота $Q_{НКВ}$, часть которой создает в ТНКВ мощность $N_{НКВ}$, а другая часть $Q_{К}$ отводится в К_{нкв} в окружающую среду. Насосы НК1 и НК2 служат для создания необходимого давления в циклах ПТУ и НКВ.

Анализ эффективности тринарной парогазовой установки

КПД тринарной ПГУ определяется как

$$\eta_{ПГУ} = \frac{N_{ГТУ} + N_{ПТУ} + N_{НКВ}}{Q_{КС}} = \frac{N_{ГТУ}}{Q_{КС}} + \frac{N_{ПТУ}}{Q_{КС}} + \frac{N_{НКВ}}{Q_{КС}}, \quad (1)$$

Для определения зависимости $\eta_{ПГУ}$ от определяющих его КПД отдельных циклов и процессов в теплообменных аппаратах (ТА) рассмотрим энергетические балансы преобразования энергии в элементах ПГУ:

- для ГТУ имеем $Q_{КС} = N_{ГТУ} + Q_{КУ}$;
- для КУ – $Q_{КУ} = Q_{ПТУ} + Q_{УХ}$;
- для ПТУ – $Q_{ПТУ} = N_{ПТУ} + Q_{КИ}$;
- для КИ – $Q_{КИ} = Q_{НКВ} + Q_{пот}$, где $Q_{пот}$ – потери теплоты через стенки КИ;
- для НКВ – $Q_{НКВ} = N_{НКВ} + Q_{К}$.

КПД преобразования энергии в отдельных циклах и ТА получим как:

- КПД ГТУ $\eta_{ГТУ} = N_{ГТУ} / Q_{КС}$;
- КПД КУ $\eta_{КУ} = Q_{ПТУ} / Q_{КУ}$;
- КПД ПТУ $\eta_{ПТУ} = N_{ПТУ} / Q_{ПТУ}$;
- КПД КИ $\eta_{КИ} = Q_{НКВ} / Q_{КИ}$;
- КПД НКВ $\eta_{НКВ} = N_{НКВ} / Q_{НКВ}$.

В результате подстановки этих выражений в уравнение (1) и несложных преобразований получаем

$$\eta_{ГТУ} = \eta_{ГТУ} + (1 - \eta_{ГТУ} \eta_{КУ}) [\eta_{ПТУ} + (1 - \eta_{ПТУ}) \eta_{КИ} \eta_{НКВ}]. \quad (2)$$

Откуда видим, что $\eta_{ГТУ}$ является функцией от $\eta_{ПТУ}$, $\eta_{КУ}$, $\eta_{НКВ}$, $\eta_{КИ}$ и $\eta_{КУ}$. Наиболее вероятные пределы изменения этих КПД: $\eta_{ГТУ} = 30-45\%$, $\eta_{ПТУ} = 20-35\%$, $\eta_{НКВ} = 15-25\%$, $\eta_{КУ} = 75-90\%$. $\eta_{КИ}$ зависит от тепловой изоляции стенок КИ и изменяется в очень узких пределах. Его можно принять 98% . Сложность анализа влияния отдельных КПД в уравнении (2) на $\eta_{ГТУ}$ заключаются в том, что все циклы и ТА и их КПД взаимосвязаны.

Для оценки значимости влияния КПД каждого из циклов и КУ на $\eta_{ГТУ}$ в уравнении (2) в пакете электронных таблиц Excel на основе схемы (рисунок) была составлена математическая модель расчета ПГУ тринарного типа. В качестве НКВ был выбран бутан. С помощью модели были произведены расчеты с варьированием определяющих КПД циклов параметров. Для цикла ГТУ основным варьируемым параметром был $\eta_{ГТУ}$ в пределах $30-45\%$. В зависимости от него изменялась теплота $Q_{КУ}$ и температура газов на выходе ГТУ при заданных $Q_{КС}$ и расходе уходящих газов. Для цикла ПТУ изменялись параметры пара на входе в паровую турбину: давление в пределах $12-24$ МПа и температура в пределах $450...650$ °С с учетом разницы температур с выходящими из ГТУ газами $25...50$ °С, давление на выходе паровой турбины в пределах $0,15-0,2$ МПа, а также температура воды на входе КУ в пределах $60...90$ °С, для чего была использована рекуперация теплоты от конденсата водяного пара, выходящего из КИ, к конденсату НКВ, входящему в КИ. Для цикла НКВ варьировалась температура в конденсаторе в пределах $-10...+20$ °С. Для КУ варьировалась температура уходящих газов в пределах $70...120$ °С. Полученные в результате расчетов для 20-ти точек КПД ПГУ, ГТУ, ПТУ, НКВ и КУ приведены в таблице.

На основе данных таблицы с помощью множественного регрессионного анализа было получено уравнение:

$$\eta_{ПГУ} = -8,818 + 0,636\eta_{ГТУ} + 0,462\eta_{ПТУ} + 0,389\eta_{НКВ} + 0,284\eta_{КУ}.$$

Уравнение имеет высокую адекватность аппроксимации: критерий Фишера $F=3219$; коэффициент множественной детерминации $D=0,999$.

Коэффициенты при независимых переменных в этом уравнении характеризуют степень влияния переменной на $\eta_{ПГУ}$. Видим: изменение $\eta_{ГТУ}$ на 1% приводит к изменению $\eta_{ПГУ}$ на $0,636\%$, изменение $\eta_{ПТУ}$ на 1% изменяет $\eta_{ПГУ}$ на $0,462\%$, изменение $\eta_{НКВ}$ на 1% изменяет $\eta_{ПГУ}$ на $0,389\%$, изменение $\eta_{КУ}$ на 1% изменяет $\eta_{ПГУ}$ на $0,284\%$. Таким образом, наибольшее влияние на КПД ПГУ имеет КПД ГТУ, а наименьшее – КПД КУ. Поэтому для увеличения

КПД ПГУ в первую очередь надо повышать КПД ГТУ и паротурбинных циклов. Что мы и видим в истории развития ПГУ утилизационного типа. Полученные результаты опровергают выводы работы [19], что наибольшее влияние на КПД ПГУ оказывает КПД КУ, а КПД ПТУ не влияет на КПД ПГУ.

Таблица. КПД ПГУ, ГТУ, ПТУ, НКВ и КУ

Table. Efficiency of combined cycle gas turbine, gas turbine, steam turbine, low boiling substance, boiler-utilizer

Точки Points	%					
	$\eta_{ПГУ}$ η_{CCGT}	$\eta_{ГТУ}$ η_{GT}	$\eta_{ПТУ}$ η_{ST}	$\eta_{НКВ}$ η_{LBS}	$\eta_{КУ}$ η_{BU}	
1	62,27	40,00	29,91	17,45	88,60	
2	64,63	45,00	28,56		87,53	
3	56,47	30,00	29,91		90,26	
4	59,37	35,00			89,50	
5	61,24	40,00	27,56		88,60	
6	63,75	45,00	26,36		87,53	
7	55,35	30,00	27,77		90,26	
8	58,34	35,00			89,50	
9	60,45	40,00	25,77		20,98	88,60
10	63,56		29,91			84,77
11	62,54		35,00	30,70	19,91	84,55
12	59,30	83,13				
13	58,90	28,09				22,03
14	65,13		29,12	87,38		
15	59,91		31,78	88,30		
16	64,80	45,00	29,84	18,37	85,86	
17	64,80	40,00	30,69		87,07	
18	62,26	35,00	31,93		88,09	
19	59,97	30,00	32,13		88,96	
20	57,26					

Способы увеличения КПД отдельных циклов хорошо известны:

Для цикла ГТУ – это повышение температуры газов перед газовой турбиной и снижение температуры за ней, а также снижение расхода охлаждающего воздуха [20]. В последние годы фирма «Мицубиси» разработала ГТУ с КПД 40% , «Дженерал электрик» – с КПД выше 40% . Фирма «Сименс» испытала и экспортирует ГТУ с КПД 40% , которая предназначена для работы в составе ПГУ [2]. Эти ГТУ выполнены по простому термодинамическому циклу с температурой газов перед газовой турбиной 1450 °С. Температура отводимых газов ГТУ позволяет получить температуру острога пара перед паротурбинной установкой ПГУ до 600 °С. Как показано в [21] при температурах газов перед газовой турбиной 1600 °С и относительном расходе охлаждающего воздуха 20% КПД ГТУ может достигать $40-45\%$. Там же говорится о начатых исследованиях по разработке ГТУ с температурой газов перед газовой турбиной 1700 °С, что позволит достичь КПД выше 45% , а также иметь температуру уходящих в котел-утилизатор газов до $650-700$ °С.

Для цикла ПТУ – это повышение параметров на входе турбины; промежуточный перегрев пара; регенерация теплоты. Как показано выше, современ-

ные ГТУ позволяют получить температуру острого пара и пара после промежуточного пароперегревателя до 600 °С, а в перспективе – до 650 °С и выше. Давление острого пара перед паровой турбиной можно получить любое. Для окончательного его выбора необходимо проводить технико-экономический анализ, поскольку повышение давления острого пара увеличивает КПД цикла ПТУ, но при этом увеличиваются затраты на разработку и установку оборудования и снижается надежность его работы. Промежуточный перегрев пара повышает термический КПД цикла и внутренний относительный КПД турбины, но при этом усложняет схему ПТУ и конструкцию турбины. Применение регенеративного подогрева питательной воды перед КУ в схеме тринарной ПГУ невыгодно, т. к. давление в КИ должно быть выше атмосферного, чтобы не было присосов воздуха и ухудшения теплообмена. Поэтому температура воды на входе в КУ будет выше 100 °С, а увеличение этой температуры за счет регенерации тепла приведет к увеличению температуры уходящих из КУ газов и к снижению его КПД.

Для цикла НКВ – это повышение температуры пара на входе турбины и ее понижение на выходе; регенерация теплоты. Для повышения температуры пара на входе турбины НКВ может быть использована рекуперация теплоты перегрева пара на выходе паровой турбины. Что характерно, если цикл ПТУ имеет промежуточный перегрев пара, цикл НКВ может работать при температурах конденсации ниже 0 °С, т. к. большинство НКВ замерзают обычно при температурах значительно ниже 0 °С, но для этого вместо водяных необходимо при-

менять воздушные конденсаторы. В России, где температуры наружного воздуха ниже 0 °С держатся 7–8 месяцев, работа ПГУ с циклом НКВ и ВК может дать существенный выигрыш в КПД по сравнению с существующими ПГУ с водяным конденсатором.

Для КУ – это снижение до допустимого предела температуры уходящих газов. По нормам эксплуатации котлов температура воды на входе котла, чтобы не было коррозии металла, должна быть не ниже 60 °С. С учетом необходимой для теплообмена концевой разницы температур между газами и водой 10 °С допустимая минимальная температура уходящих газов может быть 70 °С. Поскольку температура конденсата водяного пара на выходе КИ больше 100 °С, необходимо снизить эту температуру за счет установки рекуператора и передачи в нем теплоты от конденсата водяного пара к конденсату НКВ, входящему в КИ. Это, кроме снижения температуры уходящих из КУ газов, позволит увеличить подвод теплоты в КУ от газов к воде в цикле ПТУ и увеличить вырабатываемую электрическую мощность и КПД ПТУ. При этом также увеличится подвод теплоты в КИ от водяного пара к НКВ и увеличатся вырабатываемая электрическая мощность и КПД в цикле НКВ.

Выводы

Проведенные исследования показали, что на повышение КПД ПГУ тринарного типа наибольшее влияние оказывает КПД цикла ГТУ, на втором месте стоит КПД цикла ПТУ, на третьем – КПД цикла НКВ и на последнем КПД КУ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Энергетическая Стратегия России на период до 2030 года: утверждена распоряжением Правительства РФ от 13 ноября 2009 г // Прил. к обществ.-дел. журн. «Энергетическая политика». – М.: ГУ ИЭС, 2010. – 185 с.
2. Ольховский Г.Г. Перспективные газотурбинные и парогазовые установки для энергетики (обзор) // Теплоэнергетика. – 2013. – № 2. – С. 3–12.
3. Isles J. Flex 50 design net rated at over 61 % combined cycle efficiency // Gas Turbine World. – 2011. – July–Aug. – P. 18–21.
4. Development of key technologies for an ultra-high-temperature gas turbine / E. Jto, K. Tsukadoshi, Y. Sakamoto et al. // Mitsubishi Heavy Industries Techn. Rev. – 2011. – V. 48. – № 3 (Sept.). – P. 1–8.
5. Vogler K. Zukunftsperspektiven für die Hochtemperatur-Gasturbine im Kraftwerksbau // VGB Power Techn. – 2011. – V. 10. – P. 29–33.
6. Robb D. Combined cycles of the future // Turbomachinery Intern. – 2011. – Jan.-Febr. – P. 24–25.
7. Гохштейн Д.П. К проблеме нового рабочего агента для бинарных установок. – Одесса: Изд-во Одесского индустр. ин-та, 1938. – 35 с.
8. Ложкин А.Н., Канаев А.А. Бинарные установки. – М.; Л.: Машгиз, 1946. – 283 с.
9. Канаев А.А., Ширяев В.Б., Крышев Д.М. Одновалные водно-фреоновые турбоагрегаты // Энергомашиностроение. – 1967. – № 10. – С. 30–34.
10. Канаев А.А., Копп И.З., Кутателадзе С.С. Водно-фреоновые энергетические установки большой мощности // Доклад № 10 на VII Конгрессе МИРЭК. – М., 1968. – 20 с.
11. Канаев А.А., Копп И.З. Неволяные пары в энергомашиностроении. – Л.: Машиностроение, 1973. – 216 с.
12. Лукьянова Т.С., Трухний А.Д. Исследование влияния параметров паротурбинного цикла на экономичность трехконтурных ПГУ с промежуточным перегревом пара // Теплоэнергетика. – 2011. – № 3. – С. 67–73.
13. Лукьянова Т.С., Трухний А.Д. Исследование влияния раздельного давления на экономичность и надежность трехконтурных ПГУ с промежуточным перегревом пара // Теплоэнергетика. – 2012. – № 3. – С. 67–71.
14. Девянин А.В., Цанев С.В., Буров В.Д. Оптимизация параметров тепловых схем конденсационных и теплофикационных ПГУ с котлами-утилизаторами трех давлений // Энергосбережение и водоподготовка. – 2009. – № 1. – С. 23–27.
15. Мельников Ю.В., Мошкарин А.В. Оценка эффективности работы трехконтурных ПГУ мощностью 400 МВт на частичных нагрузках // Труды ИГЭУ. – М.: Энергоатомиздат, 2009. – Вып. 9. – С. 31–36.
16. Использование комбинированного пароводяного и органического циклов Ренкина для повышения экономичности ГТУ и ДВС / М.А. Готовский, М.И. Гринман, В.А. Фомин, В.К. Арефьев, А.А. Григорьев // Теплоэнергетика. – 2012. – № 3. – С. 56–61.
17. Гафуров А.М., Усков Д.А., Шубина А.С. Энергетическая установка на базе ГТУ НК-37 с двумя теплоутилизаторами рабо-

- чими контурами // Энергетика Татарстана. – 2012. – № 3. – С. 35–41.
18. Галашов Н.Н., Цибульский С.А. Анализ влияния основных параметров паротурбинного цикла на эффективность тринарных парогазовых установок // Известия Томского политехнического университета. – 2013. – Т. 323. – № 4. – С. 14–21.
19. Использование метода малых отклонений для анализа эффективности тринарных парогазовых установок / А.М. Антонова, А.В. Воробьев, А.С. Матвеев, А.С. Орлов // Известия Томского политехнического университета. – 2013. – Т. 323. – № 4. – С. 47–51.
20. Манушин Э.А. Газовые турбины: Проблемы и перспективы. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 168 с.
21. Ольховский Г.Г., Трушечкин В.Н. Перспективы повышения экономичности ГТУ и ПТУ // Электрические станции. – 2013. – № 1. – С. 2–7.

Поступила 20.01.2014 г.

UDC 621.311.238:621.311.22

ANALYSIS OF THE EFFICIENCY OF A TRIPLE COMBINED CYCLE GAS TURBINE

Nikolay N. Galashov,

Cand. Sc., Tomsk Polytechnic University,
30, Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russia. E-mail: gal@tpu.ru

Svyatoslav A. Tsibulsky,

Tomsk Polytechnic University,
30, Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russia. E-mail: s.tziulsky@yandex.ru

The paper considers the structure of fuel consumption in Russia and technical level of equipment at power plants at the present stage. It was ascertained that the new equipment when working on gas will be installed on the basis of combined-cycle plants, the efficiency of which abroad has already exceeded 60 %. It is shown that one can use binary cycle steam turbine parts with a low-boiling substance in the lower loop for combined-cycle plants efficiency. For low-boiling substance condensation it is advantageous to use air capacitors. The paper introduces the diagram of tinaroo type combined-cycle plant with binary cycle in steam turbine and describes the principle of its work. The authors have determined energy balances of all elements of tinaroo type combined-cycle plant and studied the efficiency of combined-cycle plants operating on the basis of three cycles: gas-turbine cycle of Brighton and two steam-turbine Rankine cycles: one of which works on water and steam, and the other operates on low boiling substance. The analytical equation of triple combined-cycle plant efficiency dependence on efficiency of cycle gas turbine unit, the efficiency of steam turbine cycles turbines operating in water and water steam and low boiling substance, and the efficiency of a boiler-utilizer. The paper demonstrates the effect of each cycle and of boiler-utilizer on the efficiency of triple combined-cycle plants. Using the regression analysis the authors identified the efficiency coefficients of separate cycles and the efficiency of boiler-utilizer at the efficiency of triple combined-cycle plants. The authors analyzed the ways of increasing the efficiency of each cycle of triple combined-cycle plant and the efficiency of boiler-utilizer.

Key words:

Combined cycle gas turbine, gas turbine, steam turbine, low boiling substance, efficiency, cycle, boiler-utilizer.

REFERENCES

1. Energeticheskaya Strategiya Rossii na period do 2030 goda: utverzhdena rasporyazheniem Pravitelstva RF ot 13 noyabrya 2009 g [Power Strategy of Russia on a period to 2030: accepted by the Government of the Russian Federation, November, 13, 2009]. *Prilozhenie k obshchestvenno-delovomu zhurnalu «Energeticheskaya politika»* [Appendix to the publicly-business magazine «Power politics»]. Moscow, GU IYeS Publ., 2010. 185 p.
2. Olkhovsky G.G. Perspektivnye gazoturbinnye i parogazovye ustanovki dlya energetiki (obzor) [Perspective gas-turbine and combined-cycle plants for energy (review)]. *Teployenergetika*, 2013, no. 2, pp. 3–12.
3. Isles J. Flex 50 design net rated at over 61 % combined cycle efficiency. *Gas Turbine World*, 2011, July–Aug., pp. 18–21.
4. Jto E., Tsukadoshi K., Sakamoto Y. Development of key technologies for an ultra-high-temperature gas turbine. *Mitsubishi Heavy Industries Techn. Rev.*, 2011, vol. 48, no. 3 (Sept.), P. 1–8.
5. Vogler K. Zukunftsperspektiven für die Hochtemperatur-Gasturbine im Kraftwerksbau. *VGB Power Techn.*, 2011, vol. 10, pp. 29–33.
6. Robb D. Combined cycles of the future. *Turbomachinery Intern.*, 2011, Jan.-Febr., pp. 24–25.
7. Gokhshteyn D.P. K probleme novogo rabochego agenta dlya binarnykh ustanovok [On the issue of new working agent for binary units]. Odessa, Odessa industrial Institute Press, 1938. 35 p.
8. Lozhkin A.N., Kanaev A.A. *Binarnye ustanovki* [Binary units]. Moscow; Leningrad, Mashgiz Publ., 1946. 283 p.
9. Kanaev A.A., Shiryayev V.B., Kryshev D.M. Odnovalnye vodno-freonovye turboagregaty [Single-shaft water-freon turbines]. *Energomashinostroenie*, 1967, no. 10, pp. 30–34.
10. Kanaev A.A., Kopp I.Z., Kutateladze S.S. Vodno-freonovye energeticheskie ustanovki bolshoi moshnosti [Water-freon high capacity power plants]. *Doklad № 10 na VII Kongresse MIRYeK* [Report no. 10 at VII Congress of MIRYeK]. Moscow, 1968. 20 p.
11. Kanaev A.A., Kopp I.Z. *Nevodyanye pary v energomashinostroenii* [Unaquatic pairs in power plant engineering]. Leningrad, Mashinostroenie Publ., 1973. 216 p.
12. Lukyanova T.S., Trukhny A.D. Issledovanie vliyaniya parametrov paroturbinnogo tsikla na ekonomichnost trekhkonturnykh PGU s promezhutochnym peregrevom para [Studying the influen-

- ce of steam turbine cycle indices on efficiency of three-contour CCGT with steam reheat]. *Teploenergetika*, 2011, no. 3, pp. 67–73.
13. Lukyanova T.S., Truhny A.D. Issledovanie vliyaniya razdelitel'nogo davleniya na ekonomichnost i nadezhnost trekhkonturnykh PGU s promezhutochnym peregrevom para [Studying the influence of dividing pressure on efficiency and reliability of three-contour CCGT with steam reheat]. *Teploenergetika*, 2012, no. 3, pp. 67–71.
 14. Devyanin A.V., Tsanev S.V., Burov V.D. Optimizatsiya parametrov teplovykh skhem kondensatsionnykh i teplofikatsionnykh PGU s kotlami-utilizatorami trekh davleny [Optimization of parameters of thermal charts of condensation and heating CCGT with boiler-utilizer of three pressures]. *Energoberezhnie i vodopodgotovka*, 2009, no. 1, pp. 23–27.
 15. Melnikov Yu.V., Moshkarin A.V. Otsenka effektivnosti raboty trekhkonturnykh PGU moshchnostyu 400 MVt na chastichnykh nagruzkakh [Estimation of efficiency of 400 MW three-contour CCGT operation on underloads]. *Trudy IGYeU* [Proc. of IGYeU]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 2009. Iss. 9, pp. 31–36.
 16. Gotovsky M.A., Grinman M.I., Fomin V.A., Arefev V.K., Grigorev A.A. Ispolzovanie kombinirovannogo parovodyanogo i organicheskogo tsiklov Renkina dlya povysheniya ekonomichnosti GTU i DVS [Use of combined steam-water and organic Rankin cycles for increasing the efficiency of GT and CE]. *Teploenergetika*, 2012, no. 3, pp. 56–61.
 17. Gafurov A.M., Uskov D.A., Shubina A.S. Energeticheskaya ustanovka na baze GTU NK-37 s dvumya teploutiliziruyushchimi rabochimi konturami [Power plant based on GTU NK-37 with two heat-utilizing working contours]. *Energetika Tatarstana*, 2012, no. 3, pp. 35–41.
 18. Galashov N.N., Tsibulsky S.A. Analiz vliyaniya osnovnykh parametrov paroturbinnogo tsikla na effektivnost trinarnykh parogazovykh ustanovok [Analysis of influence of basic steam turbine cycle indexes on efficiency of triple combined-cycle plant]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2013, vol. 323, no. 4, pp. 14–21.
 19. Antonova A.M., Vorobev A.V., Matveev A.S., Orlov A.S. Ispolzovanie metoda malyykh otklony dlya analiza effektivnosti trinarnykh parogazovykh ustanovok [Use of small rejections method for analyzing the efficiency of triple combined-cycle plants]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2013, vol. 323, no. 4, pp. 47–51.
 20. Manushin E.A. *Gazovye turbiny: Problemy i perspektivy* [Gas turbines: Problems and prospects]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1986. 168 p.
 21. Olkhovsky G.G., Trushechkin V.N. Perspektivy povysheniya ekonomichnosti GTU i PTU [Prospects of increasing the efficiency of GT and ST]. *Elektricheskie stantsii*, 2013, no. 1, pp. 2–7.

Received: 20 January 2014.

УДК 621.165, 621.438

ВЛИЯНИЕ СВОЙСТВ РАБОЧЕГО ТЕЛА ГАЗОТУРБИННОЙ УСТАНОВКИ НА ТЕРМОДИНАМИЧЕСКУЮ ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПАРОГАЗОВОГО ЦИКЛА

Белоусов Виктор Семенович,

д-р техн. наук, профессор кафедры теплоэнергетики и теплотехники
Уральского энергетического института, Россия, 620002, г. Екатеринбург,
ул. Мира, 19. E-mail: tot@urfu.ru

Богатова Татьяна Феокистовна,

канд. техн. наук, зав. кафедрой тепловых электрических станций
Уральского энергетического института, Россия, 620002, г. Екатеринбург,
ул. Мира, 19. E-mail: tb-upi@mail.ru

Рыжков Александр Филиппович,

д-р техн. наук, профессор кафедры тепловых электрических станций
Уральского энергетического института, Россия, 620002, г. Екатеринбург,
ул. Мира, 19. E-mail: af.ryzhkov@mail.ru

Гордеев Сергей Иванович,

аспирант кафедры тепловых электрических станций Уральского
энергетического института, Россия, 620002, г. Екатеринбург, ул. Мира, 19.
E-mail: gsi89@mail.ru

Амарская Ирина Борисовна,

аспирант кафедры теплоэнергетики и теплотехники Уральского
энергетического института УрФУ, Россия, 620002,
г. Екатеринбург, ул. Мира, 19. E-mail: tot@urfu.ru

Использование различных видов топлива в цикле газотурбинной установки изменяет состав продуктов сгорания, в частности соотношение между количествами двух- и трехатомных газов. Это, в свою очередь, приводит к изменению теплоемкостей, показателей адиабаты и удельных работ, затрачиваемых на сжатие и расширение рабочего тела, а также тепловой мощности котла-утилизатора. Проанализировано влияние изменения свойств рабочего тела при использовании различных видов топлива – метана, оксида углерода и водорода, что приводит к различному содержанию трехатомных газов в продуктах сгорания. Рассматривается также изменение расходов и свойств рабочего тела при дополнительном нагреве циклового воздуха перед камерой сгорания газотурбинной установки. Целью работы является сравнительный анализ термодинамической эффективности циклов газотурбинных установок при различном содержании в продуктах сгорания трехатомных газов, количество которых зависит от свойств используемого в цикле топлива, а также от дополнительного нагрева циклового воздуха перед камерой сгорания. Исследования выполнены расчетным методом по модели, в которой учитывается зависимость теплоемкостей, а следовательно, и показателей адиабаты сжатия воздуха и топлива в компрессорах и расширения продуктов сгорания в турбине от температуры; предусмотрен дополнительный нагрев воздуха в воздушном котле, но не учитываются расходы воздуха после компрессора на охлаждение первых ступеней турбины. Выяснено, что предварительный нагрев воздуха в воздушном котле независимо от схемы использования дымовых газов воздушного котла уменьшает значение термического КПД парогазовой установки, причем использование уходящих газов для нагрева дутьевого воздуха воздушного котла увеличивает удельные расходы и мощности воздушного компрессора и турбины, но не так сильно сказывается на уменьшении КПД ПГУ, как подвод теплоты дымовых газов воздушного котла к рабочему телу паротурбинного цикла.

Ключевые слова:

Парогазовая установка, компрессор, турбина, показатель адиабаты, удельный расход, трехатомные газы, продукты сгорания.

В настоящее время значительный сектор рынка нетрадиционных топливных газов занимают промышленные и синтез-газы, получаемые на основе частичного окисления твердых топлив – ископаемых углей, биомассы, твердых бытовых отходов (ТБО) [1, 2]. Одним из наиболее эффективных направлений их использования является парогазовый цикл. Его разработке в различных вариантах посвящено большое количество исследований [3–6]. Специализированное энергетическое обо-

рудование для парогазовых установок на нетрадиционных топливных газах разрабатывается практически всеми ведущими мировыми энергокорпорациями, среди которых наиболее успешными являются немецкая Siemens, американская GE и японская МНІ [7, 8]. Помимо утилитарной цели – выработки тепловой и электрической энергии, в этих разработках решаются вопросы глобального характера, связанные с созданием экологически чистых технологий, в частности технологий CCS, пре-

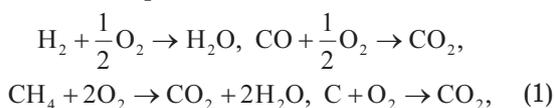
дусматривающих перевод газотурбинного оборудования на сжигание чистого водорода [9]. В России это направление развивается под руководством известных ученых и инженеров [10, 11]. На другом полюсе топливной карты расположены бедные промышленные газы типа доменного и конверторного, основным горючим компонентом которого является оксид углерода CO. Сжигавшиеся ранее на традиционных ТЭЦ-ПВС, в настоящее время они выступают в качестве основного топливного ресурса газотурбинных установок (ГТУ) и промышленных парогазовых установок (ПГУ) в странах с угольной экономикой (Япония, Китай) [12].

И, наконец, значительный сектор перспективной угольной энергетики занимают разработки ПГУ с внутрицикловой газификацией угля и сжиганием в камере сгорания ГТУ среднекалорийных, полученных на основе кислородной газификации, и низкокалорийных, полученных на основе воздушной газификации, синтез-газов, горючая часть которых состоит из CO и H₂ [13].

В учебной литературе по технической термодинамике [14–16] при анализе циклов ГТУ свойства и расходы рабочего тела считаются неизменными во всех процессах цикла. В действительности в процессах сжатия топлива и воздуха в компрессорах и расширения в турбине расходы газов, теплоемкости и показатели адиабаты, от которых зависят удельные работы и количества подведенной в камеру сгорания и отведенной в котле-утилизаторе теплоты, различны. Это связано с соотношением количеств двух- и трех-атомных газов в продуктах сгорания, а также с тем, что теплоемкости и показатели адиабаты существенно зависят от температуры. На это обстоятельство обращено внимание, в частности, в [17], где сравнивается термодинамическая эффективность ГТУ на доменном и природном газах, сжигание которых приводит к различному содержанию CO₂ в продуктах сгорания. Однако такое сравнение не вполне корректно, поскольку уменьшение КПД при использовании доменных газов связывается авторами [17] не только с увеличением доли CO₂ в продуктах сгорания, но и с уменьшением внутреннего относительного КПД воздушного компрессора при его переводе на существенно меньшую производительность, выполняемую подрезанием лопаток. В тоже время не учитывается увеличение тепловой мощности котла-утилизатора, что приводит к увеличению мощности паротурбинной установки (ПТУ).

Для анализа влияния свойств рабочего ГТУ на термодинамическую эффективность парогазового цикла нами была рассмотрена упрощенная схема ГТУ (рис. 1) со следующими допущениями:

- в камере сгорания происходит полное сгорание топлива по реакциям



(при использовании в качестве окислителя кислорода воздуха в обе части этих соотношений входят оставшиеся компоненты воздуха с соответствующими стехиометрическими коэффициентами);

- учитываются только тепловые потери с уходящими газами в котле-утилизаторе и механические потери в компрессорах и турбине, внутренние относительные КПД которых были приняты равными 0,86 и 0,88 соответственно;
- отсутствуют расходы сжатого воздуха на охлаждение лопаток турбины;
- коэффициент преобразования теплоты в работу в паротурбинном цикле принят равным 0,4.

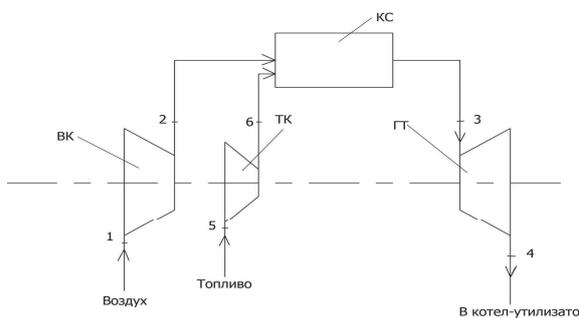


Рис. 1. Упрощенная схема ГТУ: ВК, ТК – воздушный и топливный (дожимной) компрессоры; ГТ – газовая турбина; КС – камера сгорания

Fig. 1. Simplified diagram of gas turbine unit: ВК, ТК are the air and fuel (booster) compressors; ГТ is the gas turbine; КС is the combustor chamber

Мольные теплоемкости и показатели адиабаты определялись по формулам

$$\mu c_p = c_0 + c_1 \cdot T + c_2 \cdot T^2 + c_3 \cdot T^{-2},$$

$$\mu c_v = \mu c_p - R_\mu, \quad k = \frac{\mu c_p}{\mu c_v},$$

где μc_p , μc_v – мольные теплоемкости при постоянном давлении и объеме, соответственно; R_μ – универсальная газовая постоянная; k – показатель адиабаты; значения постоянных c_0 , c_1 , c_2 , c_3 приведены в [18].

Источником трехатомных газов в продуктах сгорания служат водород, диоксид углерода, метан и углерод (1). Именно эти соединения рассматривались в качестве топлива в нашем анализе как предельные случаи. В общем случае доменные, коксовые газы, продукты газификации угля) в состав топлива эти соединения входят в различных соотношениях, что приведет к некоторым промежуточным результатам.

Термодинамические параметры цикла ГТУ принимались следующими: давления топлива и воздуха на входе в компрессоры и продуктов сгорания на выходе турбины $p_3=p_1=p_4=0,1$ МПа; температуры топлива и воздуха на входе в компрессора $t_5=t_1=15$ °С; давления топлива и воздуха после ком-

прессора и продуктов сгорания перед турбиной $p_6=p_2=p_3=2$ МПа; степень повышения давления

$$\beta = \frac{p_2}{p_1} = \frac{p_6}{p_5} = \frac{p_3}{p_4};$$

температура продуктов сгорания перед турбиной $t_3=1200$ °С. Внутренние относительные КПД компрессора и турбины $\eta_{oi}^k=0,86$, $\eta_{oi}^m=0,88$, соответственно.

Абсолютные температуры топлива T_6 и воздуха T_2 после компрессоров и температура продуктов сгорания T_4 после турбины рассчитываются по формулам

$$T_6 = T_5 \cdot \left(1 + \frac{\beta^{\frac{k_1-1}{k_1}} - 1}{\eta_{oi}^k} \right)^{\frac{k_1-1}{k_1}}, \quad T_2 = T_1 \cdot \left(1 + \frac{\beta^{\frac{k_2-1}{k_2}} - 1}{\eta_{oi}^k} \right),$$

$$T_4 = T_3 \cdot \left[1 - \left(1 - \frac{1}{\beta^{\frac{k_3-1}{k_3}}} \right) \cdot \eta_{oi}^m \right].$$

Удельные работы топливного $l'_{тк}$ и воздушного $l'_{вк}$ компрессоров и турбины $l'_т$ равны соответственно

$$l'_{тк} = \frac{k_1}{k_1 - 1} \cdot R_t \cdot T_5 \cdot \frac{\beta^{\frac{k_1-1}{k_1}} - 1}{\eta_{oi}^k},$$

$$l'_{вк} = \frac{k_2}{k_2 - 1} \cdot R_b \cdot T_1 \cdot \frac{\beta^{\frac{k_2-1}{k_2}} - 1}{\eta_{oi}^k},$$

$$l'_т = \frac{k_3}{k_3 - 1} \cdot R_t \cdot T_3 \cdot \left(1 - \frac{1}{\beta^{\frac{k_3-1}{k_3}}} \right) \cdot \eta_{oi}^m.$$

В этих формулах k_1, k_2, k_3 – показатели адиабаты; $R_t = \frac{R_\mu}{\mu_t}$, $R_b = \frac{R_\mu}{\mu_b}$, $R_t = \frac{R_\mu}{\mu_t}$ – газовые постоянные; μ_t, μ_b, μ_t – молярные массы топлива, воздуха и продуктов сгорания, соответственно.

Состав продуктов сгорания, коэффициент избытка воздуха α и расходы воздуха и продуктов сгорания можно определить по заданной температуре газа на выходе из камеры сгорания t_3 и тепловому балансу камеры сгорания, в соответствии с которым полные энтальпии всех потоков на входе в камеру сгорания $H_{вх}$ и на выходе из нее $H_{вых}$ одинаковы:

$$H_{вх} = \mu_t(c_{рт}t_6 + Q_n^p) + G_b c_{рв}t_2, \quad H_{вых} = G_r c_{рт}t_3,$$

$$H_{вх} = H_{вых}, \quad (2)$$

где $c_{рт}, c_{рв}, c_{рт}$ – средние изобарные теплоемкости топлива и воздуха, и продуктов сгорания в интервале температур от 0 °С до температуры в конце соответствующего процесса; Q_n^p – низшая теплота сгорания топлива.

При расчете на 1 кмоль топлива расходы воздуха и топлива связаны соотношением

$$G_r = G_b + \mu. \quad (3)$$

Теплоемкости и расходы в (2) зависят от состава воздуха и продуктов сгорания.

Объемный состав воздуха приводится в табл. 1.

Таблица 1. Объемный состав воздуха

Table 1. Air volume composition

	Ar	N ₂	O ₂	H ₂ O	CO ₂
Объемные доли Volume ratio	0,0093	0,7729	0,2074	0,0101	0,0003

Количества молей компонентов продуктов сгорания на 1 моль топлива зависят от коэффициента избытка воздуха:

$$n_{Ar} = \frac{r_{Ar}}{r_{O_2}} \alpha n, \quad n_{N_2} = \frac{r_{N_2}}{r_{O_2}} \alpha n, \quad n_{N_2} = \alpha(n-1),$$

$$n_{H_2O} = \frac{r_{H_2O}}{r_{O_2}} \alpha n + n_1, \quad n_{CO_2} = \frac{r_{CO_2}}{r_{O_2}} \alpha n + n_2, \quad (4)$$

где r_i – объемная доля; i – компонента в воздухе, ($i \in \{Ar, N_2, O_2, H_2O, CO_2\}$); n – множитель перед O₂ в реакциях (1); $n_1 = \{0, 1, 2\}$, $n_2 = \{1, 0, 1\}$ для CO, H₂, CH₄, соответственно.

Объемная доля компонента продуктов сгорания вычисляется делением количества молей соответствующего компонента на суммарное количество молей. После этого, решая систему уравнений (2)–(4), можно определить коэффициент избытка воздуха и расходы воздуха и продуктов сгорания.

Результаты расчета характеристик ПГУ на различных видах топлива приведены в табл. 2–4. В последних двух столбцах этих таблиц приводятся характеристики ПГУ на природном газе при дополнительном нагреве воздуха перед камерой сгорания в воздушном котле до температуры 800 °С (CH₄⁺ – вариант с использованием уходящих газов для нагрева дутьевого воздуха воздушного котла (рис. 2); CH₄⁺⁺ – вариант с подводом теплоты дымовых газов воздушного котла к рабочему телу паротурбинного цикла (рис. 3)). В этих вариантах дымовые газы охлаждаются до 100 °С. Схема ПГУ с регенеративным теплообменником для рабочего тела ГТУ была предложена в [19].

Суммарные значения объемных долей трехатомных газов и кислорода в продуктах сгорания приведены в табл. 2. В этой же таблице приведены значения показателей адиабаты для процессов сжатия в компрессорах и расширения в турбине.

Как видно из данных этой таблицы, корреляции между суммарным содержанием трехатомных газов и показателями адиабаты, а следовательно, и КПД ГТУ не существует; имеет значение и соотношение между количествами H₂O и CO₂, поскольку удельные теплоемкости этих компонентов различаются почти в два раза.

Такой же вывод можно сделать по результатам анализа табл. 3, 4 относительно мощностей компрессоров, турбины, ГТУ и парового цикла и расходов топлива, воздуха и продуктов сгорания, отнесенных к мощности ПГУ, МВт/МВт.

Таблица 2. Зависимость показателей адиабаты от содержания трехатомных газов

Table 2. Adiabatic index dependence on triatomic gas content

	Топливо/Fuel				
	H ₂	CO	CH ₄	CH ₄ ⁺	CH ₄ ⁺⁺
Содержание трехатомных газов в продуктах сгорания, % по объему Content of triatomic gases in combustion products, volume %	11,51	10,40	10,93	6,42	6,42
Соотношение CO ₂ /H ₂ O CO ₂ /H ₂ O ratio	0,0025	9,81	0,440	0,399	0,399
Содержание O ₂ в продуктах сгорания, % по объему O ₂ content in combustion products, volume %	14,38	15,06	13,44	16,77	16,77
Показатели адиабаты Adiabatic indices:					
топливный компрессор fuel compressor	1,398	1,386	1,241	1,241	1,241
воздушный компрессор air compressor	1,374	1,374	1,374	1,374	1,374
турбина turbine	1,319	1,308	1,316	1,322	1,322
КПД ГТУ Gas-turbine unit efficiency	0,3677	0,3627	0,3835	0,3801	0,3533

Таблица 3. Удельные мощности ГТУ и ПТУ, МВт/МВт

Table 3. Specific capacity of gas-turbine unit in steam turbine plant

	Топливо/Fuel				
	H ₂	CO	CH ₄	CH ₄ ⁺	CH ₄ ⁺⁺
Удельные мощности, МВт/МВт Specific capacity, MW/MW:					
топливный компрессор fuel compressor	0,0936	0,0794	0,0238	0,0132	0,0124
воздушный компрессор air compressor	0,824	0,7953	0,7923	0,8178	0,7682
турбина turbine	1,550	1,5005	1,464	1,4815	1,3916
газотурбинная установка gas turbine unit	0,632	0,6258	0,648	0,650	0,611
паротурбинная установка steam turbine unit	0,368	0,3742	0,352	0,350	0,389
КПД ПТУ Efficiency	0,5814	0,5796	0,5920	0,5842	0,5781

При одинаковой мощности ПГУ наиболее эффективным топливом является природный газ, так как в этом случае минимальны мощности компрессоров и турбины и максимально значение КПД ПТУ.

В то же время, как следует из данных табл. 4, объемные расходы топлива и продуктов сгорания, определяющие габариты топливного компрессора

и турбины, минимальны, и лишь объемный расход воздуха несколько выше, чем при использовании в качестве топлива CO или H₂. Кроме того, в этом случае более компактными будут котел-утилизатор и паровая турбина.

Таблица 4. Удельные объемные расходы топлива и воздуха в компрессорах и продуктов сгорания в турбине, МВт/МВт

Table 4. Specific volume flow of fuel and air in compressors and combustion products in a turbine, MW/MW

	Топливо/Fuel				
	H ₂	CO	CH ₄	CH ₄ ⁺	CH ₄ ⁺⁺
Коэффициент избытка воздуха Air excess factor	3,73	4,20	3,03	5,66	5,66
Расходы, м ³ /с (при нормальных условиях) Consumptions, m ³ /s (at normal conditions):					
топливный компрессор fuel compressor	0,1580	0,1341	0,0471	0,0261	0,0245
воздушный компрессор air compressor	1,434	1,358	1,378	1,4229	1,3362
турбина turbine	1,514	1,469	1,426	1,4490	1,3611
Тепловая мощность котла-утилизатора, МВт/МВт Heat rate of a waste heat boiler, MW/MW	0,9189	0,9354	0,8806	0,8737	0,9723

Нагрев циклового воздуха существенно (на 80 %) увеличивает коэффициент избытка воздуха, уменьшая удельную мощность топливного компрессора и КПД цикла ПГУ. Изменение характеристик цикла зависит от способа использования теплоты дымовых газов воздушного котла.

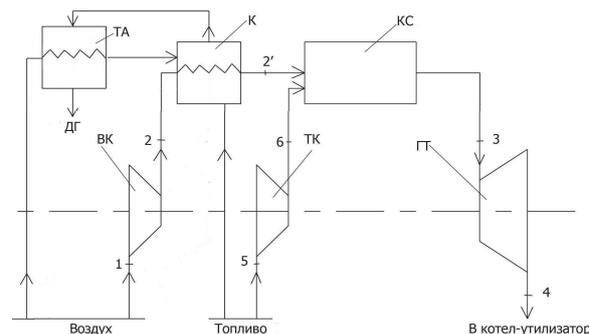


Рис. 2. Схема ГТУ с нагревом циклового воздуха и использованием уходящих газов воздушного котла для нагрева дутьевого воздуха. ВК, ТК – воздушный и топливный (дожимной) компрессоры; ГТ – газовая турбина; КС – камера сгорания; ТА – теплообменный аппарат; К – воздушный котел; ДГ – дымовые газы

Fig. 2. Diagram of gas turbine unit while heating cycle air and applying exhaust gases of an air boiler to heat blasting air. BK, TK are the air and fuel (booster) compressors; ГТ is the gas turbine; КС is the combustor chamber; ТА is the heat exchanger; К is the air boiler; ДГ are the smoke fumes

В частности, использование уходящих газов для нагрева дутьевого воздуха воздушного котла (рис. 2) увеличивает удельные расходы и мощности воздушного компрессора и турбины, но не так сильно сказывается на уменьшении КПД ПГУ, как подвод теплоты дымовых газов воздушного котла к рабочему телу паротурбинного цикла.

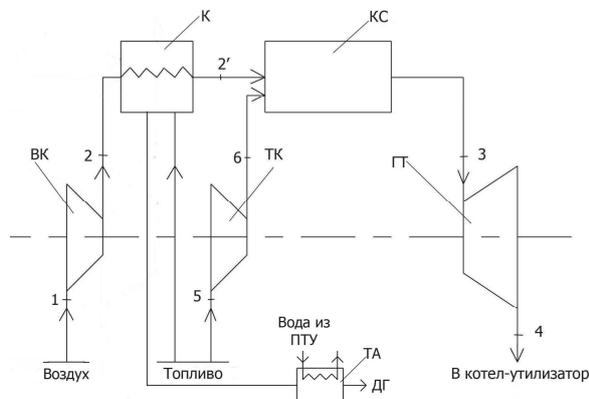


Рис. 3. Схема ГТУ с нагревом циклового воздуха и использованием уходящих газов воздушного котла для нагрева рабочего тела паротурбинного цикла. Обозначения те же, что и на рис. 2

Fig. 3. Circuit of a gas turbine unit when heating cycle air and applying exhaust gases of an air boiler to heat working medium of steam turbine cycle. Symbols are the same as in Fig. 2

Нагрев (рис. 3) уменьшает удельные расходы компрессоров и газовой турбины и увеличивает удельную тепловую мощность котла-утилизатора по сравнению с циклом без нагрева воздуха.

Выбор схемы с нагревом циклового воздуха и различными способами использования уходящих газов должен производиться на основе оптимиза-

ционных подходов, основанных на методах экспериментального анализа, как это предлагается в работах [20–22].

В заключение необходимо отметить, что детальный учет потерь энергии, не предусмотренный в рамках принятой расчетной модели, приведет к изменению количественных характеристик полученных результатов, не изменяя качественного анализа. К таким потерям относятся, прежде всего, потери на охлаждение турбинных лопаток [23], тепловые потери в камере сгорания и воздушном котле.

Выводы

1. Показано, что содержание трехатомных газов в продуктах сгорания влияет на такие характеристики ПГУ, как КПД и удельные расходы, а также на мощности компрессоров, турбин, камеры сгорания и котла-утилизатора.
2. Изменение вышеперечисленных характеристик связано не только с количеством трехатомных газов в продуктах сгорания, но и с их соотношением.
3. Дополнительный нагрев циклового воздуха также влияет на КПД и удельные характеристики ПГУ, причем характер этого влияния зависит от способа использования уходящих газов воздушного котла, в котором происходит нагрев воздуха. Дополнительный нагрев воздуха уменьшает КПД ПГУ на природном газе, но выбор схемы с нагревом циклового воздуха должен производиться на основе технико-экономического, а не только термодинамического анализа.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ, грант № 14-08-01226 А.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Poloczec V., Hermsmeyer H. Modern gas turbines with high fuel flexibility // POWER-GEN Asia: Proc. Int. Simp. – Kuala Lumpur, 2008. – P. 1–19.
2. Puig-Arnabat M., Bruno J.C., Coronas A. Modified thermodynamic equilibrium model for biomass gasification: a study of the influence of operating conditions // Energy & Fuels. – 2012. – V. 26. – P. 1385–1394.
3. Rao A.D., Francuz D.J. An evaluation of advanced combined cycles // Applied Energy. – 2013. – № 102. – P. 1178–1186.
4. Когенерационная энергоустановка с топливным элементом на основе внутрициклового конверсии органического сырья для автономного энергообеспечения / А.В. Казаков, А.С. Загорин, П.Ю. Новосельцев, Р.Б. Табакаев // Известия ТПУ. – 2014. – Т. 324. – № 4. – С. 54–61.
5. О предпроектной проработке гибридной угольной ПГУ с воздушнонагревателем / С.И. Гордеев, Н.В. Вальцев, Т.Ф. Богатова, Е.И. Левин, А.Ф. Рыжков, Н.А. Абаймов // Электрические станции. – 2012. – № 10. – С. 17–21.
6. Вальцев Н.В., Гордеев С.И., Рыжков А.Ф. Оптимизация технологической схемы гибридной угольной ПГУ с воздушнонагревателем // Новые технологии. – 2013. – № 3. – С. 31–37.
7. Shilling, N., Goldmeier, J., Duke, L. GE technology update. Duke Edwardsport IGCC // 29th Annual International Pittsburgh Coal Conference. – Pittsburgh, 2012. – V. 2. – P. 1042–1049.

8. Development of IGCC commercial plant with air-blown gasifier / T. Hashimoto, K. Sakamoto, Y. Kitagawa, Y. Nyakutake, N. Setani // Mitsubishi Heavy Industries Technical Review. – 2009. – V. 46. – № 2. URL: <https://www.mhiglobal.com/company/technology/review/pdf/e462/e462001> (дата обращения: 12.05.2014).
9. Design of a H₂ PSA for cogeneration of ultrapure hydrogen and power at an advanced integrated gasification combined cycle with pre-combustion capture // Luberti M., Friedrich D., Brandani S., Ahn H. // Adsorption. – 2014. – V. 20. – № 2–3. – P. 511–524.
10. Расчетно-экспериментальное обоснование создания угольно-водородной электростанции с высокотемпературными паровыми турбинами / О.Н. Фаворский, А.И. Леонтьев, В.А. Федоров, О.О. Мильман // V Российская научно-техническая конференция по теплообмену. – Москва, 2010. – Т. 5. – С. 63–68.
11. Мильман О.О., Прибатурин Н.А., Федоров В.А. Теплофизические проблемы создания комбинированных электрогенерирующих установок с турбинными энергоблоками // V Российская научно-техническая конференция по теплообмену. – Москва, 2010. – Т. 5. – С. 258–262.
12. Combustor development for low calorie fuel firing with COG / K. Tanaka, K. Nishida, W. Akizuki, T. Komori // Journal of the Japan Institute of Energy. – 2006. – V. 85. – № 5. – P. 355–359.
13. Giuffrida A., Romano M.C., Lozza G. Thermodynamic analysis of air-blown gasification for IGCC applications // Applied Energy. – 2011. – V. 88. – № 511. – P. 3949–3958.

14. Кириллин В.А., Сычев В.В., Шейндлин А.Е. Техническая термодинамика. – М.: Энергия, 1983. – 448 с.
15. Архаров А.М., Афанасьев В.Н. Теплотехника. – М.: Изд-во МГТУ, 2004. – 712 с.
16. Александров А.А. Термодинамические основы циклов теплоэнергетических установок. – М.: Изд-во МЭИ, 2004. – 158 с.
17. Design for F Class Blast Furnace Gas Firing 300 MW Gas Turbine Combined Cycle Plant / Т. Komori, Н. Hara, Н. Arimura, Y. Kitauchi // Proc. of the International Gas Turbine Congress. – Tokyo, 2003. URL: https://nippon.zaidan.info/seikabutsu/2003/00916/pdf/igt2003tokyo_ts10 (дата обращения: 12.05.2014).
18. Мищенко К.П., Равдель А.А. Краткий справочник физико-химических величин. – Л.: Химия, 1974. – 200 с.
19. Клер А.М., Тюрина Э.А., Медников А.С. Угольная парогазовая установка с нагревом рабочего тела газотурбинного цикла в регенеративных теплообменниках периодического действия // Известия ТПУ. – 2013. – Т. 323. – № 4. – С. 75–80.
20. System modeling of energy recuperated IGCC system with pre- and post-combustion CO₂ capture / M. Kawabata, O. Kurata, N. Iki, A. Tsutsumi // Applied Thermal Engineering. – 2013. – № 54. – P. 310–318.
21. Advanced integrated gasification combined cycle (A-IGCC) by energy recuperation –technical challenges for future generation / M. Kawabata, O. Kurata, N. Iki, H. Furutani, A. Tsutsumi // Journal of Power Technologies. – 2012. – № 92 (2). – P. 90–100.
22. Study on thermodynamic characteristic and optimization of steam cycle system in IGCC / L. Jiang, R. Lin, H. Jin, R. Cai, Z. Li // Energy Conversion and Management. – 2002. – № 43. – P. 1339–1348.
23. Клер А.М., Захаров Ю.Б., Потанина Ю.М. Оптимизация параметров ПГУ и системы охлаждения газовой турбины // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2013. – № 12 (63). – Т. 3. – С. 37–43.

Поступила 21.07.2014 г.

UDC 621.165, 621.438

INFLUENCE OF GAS TURBINE UNIT WORKING MEDIUM PROPERTIES ON COMBINED CYCLE THERMODYNAMIC EFFECTIVENESS

Viktor S. Belousov,

Dr. Sc., Ural Federal University, 19, Mira street, Yekaterinburg,
620002, Russia. E-mail: tot@urfu.ru

Tatyana F. Bogatova,

Cand. Sc., Ural Federal University, 19, Mira street, Yekaterinburg,
620002, Russia. E-mail: tb-upi@mail.ru

Alexander F. Ryzhkov,

Dr. Sc., Ural Federal University, Russia, 19, Mira street, Yekaterinburg,
620002, Russia. E-mail: af.ryzhkov@mail.ru

Sergey I. Gordeev,

Ural Federal University, 19, Mira street, Yekaterinburg,
620002, Russia. E-mail: gsi89@mail.ru

Irina B. Amarskaya,

Ural Federal University, 19, Mira street, Yekaterinburg,
620002, Russia. E-mail: tot@urfu.ru

The use of different fuels in the gas-turbine unit alters the combustion products composition, in particular the ratio between the amounts of diatomic and triatomic gases. In turn this fact leads to a change in heat capacity, adiabatic index and specific costs of working medium compression and expansion and the recovery boiler thermal capacity. The article analyzes the impact of working medium properties changes with different fuels – methane, carbon monoxide and hydrogen, which leads to different triatomic gases content in the combustion products. We also consider the costs and the working fluid properties changes, with additional cyclic air heating before the combustion chamber of gas turbine unit. The purpose of this paper is a comparative analysis of the gas turbines cycle thermodynamic efficiency with different contents of triatomic gases in the combustion products, the amount of which depends on the used fuel properties, as well as on additional cyclic air heating before the combustion chamber. The studies were performed by the calculation method with the model, which takes into account the dependence of the specific heats and the performance adiabatic compression of air and fuel in the compressor and the expansion of the combustion products in the turbine on temperature. Besides there is an additional air heating in the air heater, but the air flow after the compressor for the first turbine stage cooling is not included. Found that the air pre-heating in the air heater decreases the thermal efficiency of the combined cycle power plant, regardless of the usage pattern of the air heater flue gas. Moreover, the exhaust gases use for heating the combustion air of air heater increases cost and capacity of the air compressor and the turbine, but not as much impact on efficiency CCP reducing as flue gas heat input to the working fluid of steam turbine cycle.

Key words:

Combined-cycle plant, compressor, turbine, adiabatic index, specific consumption, triatomic gas, combustion products.

The research was financially supported by the RFBR, grant no. № 14–08–01226 A.

REFERENCES

- Poloczek V, Hermesmeyer H. Modern gas turbines with high fuel flexibility. *POWER-GEN Asia*. Kuala Lumpur, 2008. pp. 1–19.
- Puig-Arnavat M., Bruno J.C., Coronas A. Modified thermodynamic equilibrium model for biomass gasification: a study of the influence of operating conditions. *Energy & Fuels*, 2012, vol. 26, pp. 1385–1394.
- Ashok D. Rao, David J. Francuz. An evaluation of advanced combined cycles. *Applied Energy*, 2013, no. 102, pp. 1178–1186.
- Kazakov A.V., Zavorin A.S., Novoseltsev P.Yu., Tabakaev R.B. Kogeneratsionnaya energoustanovka s toplivnym elementom na osnove vnutritsiklovoy konversii organicheskogo syr'ya dlya avtonomnogo energoobespecheniya [Cogeneration power plant with a fuel cell based on intracyclic conversion of organic material for off-line power supply]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2014, vol. 324, no. 4, pp. 54–61.
- Gordeev S.I., Valtsev N.V., Bogatova T.F., Levin E.I., Ryzhkov A.F., Abaimov N.A. O predproektnoy prorabotke gibridnoy ugolnoy PGU s vozdukhonagrevatelem [On pre-design of hybrid coal CCPP with the airheater]. *Elektricheskie stantsii*, 2012, no. 10, pp. 17–21.
- Valtsev N.V., Gordeev S.I., Ryzhkov A.F. Optimizatsiya tekhnologicheskoy skhemy gibridnoy ugolnoy PGU s vozdukhonagrevatelem [Design optimization of hybrid coal CCPP with the air heater]. *Novye tekhnologii*, 2013, no. 3, pp. 31–37.
- Shilling, N., Goldmeer, J., Duke, L. GE technology update. Duke Edwardsport IGCC. *Proc 29th Annual International Pittsburgh Coal Conference*. Pittsburgh, 2012, vol. 2, pp. 1042–1049.
- Hashimoto T., Sakamoto K., Kitagawa Y., Hyakutake Y., Setani N. Development of IGCC commercial plant with air-blown gasifier. *Mitsubishi Heavy Industries Technical Review*, 2009, vol. 46, no. 2. Available at: <https://www.mhi-global.com/company/technology/review/pdf/e462/e462001> (accessed 12 May 2014).
- Luberti M., Friedrich D., Brandani S., Ahn H. Design of a H₂ PSA for cogeneration of ultrapure hydrogen and power at an advanced integrated gasification combined cycle with pre-combustion capture. *Adsorption*, 2014, vol. 20, no. 2–3, pp. 511–524.
- Favorskiy O.N., Leontyev A.I., Fedorov V.A. Raschetno-eksperimentalnoe obosnovanie sozdaniya ugolno-vodorodnoy elektrostantsii s vysokotemperaturnymi parovymi turbinami [Settlement experimental study on developing coal-hydrogen electrical power station with high-temperature steam turbines]. *Trudy V Rossiyskoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii po teploobmenu* [Proc. 5th Russian Science-Technol. Symp. on Heat transfer]. Moscow, 2010, vol. 1, pp. 63–68.
- Milman O.O., Pribayurin N.A., Fedorov V.A. Teplofisischeskie problemy sozdaniya kombinirovannykh elektrogeneriruyushchikh ustanovok s turbinnymi energoblokami [Heat-physical problems of developing combined electrogenerating installations with turbine power units]. *Trudy IV Rossiyskoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii po teploobmenu* [Proc. 4th Russian Science-Technol. Symp. on Heat transfer]. Moscow, 2006, vol. 1, pp. 258–262.
- Tanaka K., Nishida K., Akizuki W., Komori T. Combustor development for low calorie fuel firing with COG. *Journal of the Japan Institute of Energy*, 2006, vol. 85, no. 5, pp. 355–359.
- Giuffrida A., Romano M.C., Lozza G. Thermodynamic analysis of air-blown gasification for IGCC applications. *Applied Energy*, 2011, vol. 88, no. 511, pp. 3949–3958.
- Kirillin V.A., Sychev V.V., Sheyndlin A.E. *Tekhnicheskaya termodinamika* [Technical Thermodynamics]. Moscow, Energiya Publ., 1983. 448 p.
- Arkharov A.M., Afanasev V.N. *Teplotekhnika* [Heat Engineering]. Moscow, MG TU Press, 2004. 712 p.
- Aleksandrov A.A. *Termodinamicheskie osnovy tsiklov teploenergeticheskikh ustanovok* [Thermodynamic base of the heat energy cycles]. Moscow, MEI Press, 2004. 158 p.
- Komori T., Hiroyuki H., Hisato A., Yohsuke K. Design for F Class Blast Furnace Gas Firing 300 MW Gas Turbine Combined Cycle Plant. *Proceedings of the International Gas Turbine Congress*. Tokyo, 2003. Available at: https://nippon.zaidan.info/seikabutsu/2003/00916/pdf/igt2003tokyo_ts10 (accessed 12 May 2014).
- Mishchenko K.P., Ravdelya A.A. *Kratkiy spravochnik fiziko-khimicheskikh velichin* [Brief handbook of physicochemical values]. Leningrad, Khimiya Publ., 1974. 200 p.
- Kler A.M., Tyrina E.A., Mednikov A.S. Ugolnaya parogazovaya ustanovka s nagrevom rabocheho tela gasoturbinnoho tsikla v regenerativnykh teploobmennikakh periodicheskogo deistviya [Coal combined-cycle plant with working medium heating in gas-turbine cycle in periodic regenerative heat exchangers]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2013, vol. 323, no. 4, pp. 75–80.
- Kawabata M., Kurata S., Iki N., Furutani H., Tsutsumi A. System modeling of energy recuperated IGCC system with pre- and post-combustion CO₂ capture. *Applied Thermal Engineering*, 2013, pp. 54, pp. 310–318.
- Kawabata M., Kurata S., Iki N., Tsutsumi A. Advanced integrated gasification combined cycle (A-IGCC) by energy recuperation – technical challenges for future generation. *Journal of Power Technologies*, 2012, no. 92 (2), pp. 90–100.
- Jiang L., Lin R., Jin H., Cai R., Li Z. Study on thermodynamic characteristic and optimization of steam cycle system in IGCC. *Energy Conversion and Management*, 2002, no. 43, pp. 1339–1348.
- Kler A.M., Zaharov Yu.B., Potanina Yu.M. Optimizatsiya parametrov PGU i sistemy okhlazhdeniya gazovoy turbiny [Optimization of the CCPP parameters and gas turbine cooling system]. *Vostochno-Evropeyskiy zhurnal peredovykh technology*, 2013, no. 12 (63), vol. 3 pp. 37–43.

Received: 21 July 2014.

УДК 620.92:662.73

ПЕРСПЕКТИВЫ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ТОРФА В РЕГИОНАЛЬНОЙ ЭНЕРГЕТИКЕ

Тимофеева Светлана Сергеевна,

канд. техн. наук, мл. науч. сотр. лаб. моделирования систем производства энергии Исследовательского центра проблем энергетике ФГБУН «Казанский научный центр РАН», Россия, 420111, г. Казань, ул. Лобачевского, д. 2/31. E-mail: zvezdochka198512@mail.ru

Мингалеева Гузель Рашидовна,

д-р техн. наук, зав. лаб. моделирования систем производства энергии Исследовательского центра проблем энергетике ФГБУН «Казанский научный центр РАН», Россия, 420111, г. Казань, ул. Лобачевского, д. 2/31. E-mail: mingaleeva-gr@mail.ru

Актуальность работы обусловлена необходимостью широкого применения торфа в условиях огромных запасов торфяных ресурсов и ежегодном возрастании цен на традиционные энергоносители. Целью работы является рассмотрение основных направлений использования торфа в различных отраслях промышленности и обоснование оптимального способа его применения в региональной энергетике на основе разработки схемы переработки торфа с использованием процесса газификации, позволяющей обеспечить автономность объекта. В работе рассмотрены существующие направления применения торфа с обобщением их по отраслям промышленности, наиболее перспективным из которых является использование торфяных ресурсов в региональной энергетике. Выбран и обоснован перспективный способ применения торфа в региональной энергетике на основе систем газификации, а также предложена схема переработки торфа. Проведен расчет состава генераторного газа для проб торфа одного типа и вида, но с различными качественными показателями и типами дутья. Методика расчета учитывает стадии подсушки торфа, термической деструкции и газификации торфяного кокса. В предложенной схеме газификация торфа осуществляется в поточном газогенераторе при высокой температуре и различных видах дутья. Полученные на основе газификации торфяных ресурсов электроэнергия и тепло могут направляться на технологические нужды линий производства торфяных гранул или пеллет. Разработанная схема позволяет обеспечить надежное и автономное тепло- и энергоснабжение комплексов или предприятий, производящих различные торфяные продукты, и в данном случае перерабатывающее предприятие становится автономным и энергонезависимым от централизованных энергосистем и дорогостоящих энергоносителей.

Ключевые слова:

Торф, технологии, энергетика, газификация, эффективность.

Россия обладает огромными запасами топливно-энергетических ресурсов, при этом основная доля использования в энергетике и промышленности приходится на природный газ, нефть, уголь. Поскольку в настоящее время в мире легкодоступные запасы данных топлив практически исчерпались, а цены на энергоносители возрастают, возникает проблема энергетической безопасности, которая может быть решена путем использования в энергетике и различных отраслях промышленности местных и возобновляемых источников энергии, таких как торф, горючие сланцы и различные виды биомассы. Таким образом, целью проводимых исследований является определение перспективных направлений использования торфа в качестве местного энергоресурса в наибольшей степени соответствующих условиям региональной энергетике, разработка схемы его термической переработки и расчет параметров процесса газификации.

Как отмечается в [1], торф является одним из наиболее важных и перспективных местных источников топлива. Торф – это возобновляемый энергетический ресурс, торфяные месторождения представляют собой естественные биологические системы, которые находятся в стадии непрерывного роста. Ежегодно в мире образуется порядка 3,0 млрд м³ торфа, что во много раз больше, чем до-

бывается и используется. Скорость накопления торфа зависит от метеорологических условий. В условиях России наращивание торфяной толщи идет в среднем со скоростью 1 мм в год. В площадях торфяных болот в 1,1 млн км² это более 1 млрд м³ ежегодно [2].

Мировые запасы торфа в единицах объема составляют около 600 млрд м³ (600 км³), при этом торф покрывает около 3 % суши. Россия обладает практически половиной запасов торфяных ресурсов, которые составляют в среднем 160–200 млрд т, что обеспечивает России 1 место по запасам торфа, и до 90-х гг. наша страна была лидером по его добыче и переработке. Почти треть от общего объема добытых торфяных ресурсов использовалась в энергетике и служила главным образом в качестве основного топлива на электростанциях, мощность которых при этом достигала около 3800 МВт [3].

В связи с этим торфяные ресурсы России имеют будущее для решения проблем местной энергетике и других отраслей промышленности. Энергетической стратегией [1] в ближайшие годы предусматривается увеличение объемов добычи торфа и модернизация технологической базы торфяной промышленности, что сделает возможным эффективное использование торфа в энергетической отрасли. Для достижения данных целей необходимы

разработка и внедрение современных высокоэффективных технологий для добычи и переработки торфа.

Распределение торфяных ресурсов по территории экономических районов РФ представлено в табл. 1.

Таблица 1. Распределение торфяных ресурсов по территории России

Table 1. Peat resource distribution in Russia

Экономический район Economic area	Общая площадь торфяных месторождений в границах промышленной залежи, млн га Total area of peat deposits within commercial reservoir, mn ha	Запасы торфа 40 % влажности, млрд т Peat reservoirs of 40 % humidity, BT
Северо-Западный Severo-Zapadny	8,9	19,8
Центральный Tsentralny	1,4	5,2
Центрально-Черноземный Tsentralno-Chernozemny	0,04	0,1
Волго-Вятский Volgo-Vyatskiy	0,5	2,0
Поволжский Povolzhsky	0,1	0,3
Уральский Uralsky	2,7	9,1
Западно-Сибирский Zapadno-Sibirsky	34,1	103,9
Восточно-Сибирский Vostochno-Sibirsky	3,1	4,0
Дальневосточный Dalnevostochny	5,7	5,2
Калининградская область Kaliningradskaya oblast	0,1	0,3

Практически все торфяные ресурсы, которыми обладает Россия, находятся в первозданном виде, в то время как другие страны не только активно пользуются этим богатством с целью применения в энергетике, сельском хозяйстве и промышленности, но и экспортируют торф и торфяные продукты. Лидерами по экспорту торфа и торфяной продукции являются Германия, Нидерланды, Бельгия, Канада, Латвия, Эстония, Ирландия, Литва и др. Причем во многих из них не ведется добыча торфа, но при этом в больших объемах перерабатывается импортированный из других стран торф в торфяные продукты различного назначения, которые затем отправляются на экспорт [4]. Россия на мировом рынке торфа и продуктов на его основе занимает менее 1 %.

В России до 90-х гг. торфяные ресурсы использовались достаточно интенсивно в различных отраслях. Около 27 % от всего добываемого торфа использовалось как топливо для сжигания в котельных и на тепло- и электростанциях, 73 % поступало на переработку и производство различной торфяной продукции сельскохозяйственного на-

значения. В сельском хозяйстве торф активно применялся для производства удобрений, как в чистом виде, так и в комплексе с другими компонентами, различных питательных грунтов, ростовых веществ, субстратных торфяных плит, торфяного дерна, торфяных горшочков и торфяных подстилок для животных. При этом значительные площади мелиорированных торфяных месторождений использовались для выращивания пропашных культур.

В связи с большим содержанием углеводов, битумов и гуминовых веществ торф оценивается как сырье с богатым химическим составом, что обуславливает его применение в химической отрасли промышленности. До 90-х гг. в СССР были разработаны и частично освоены технологические схемы с получением из торфа различных марок восков, гуминовых кислот, углеродных адсорбентов различного назначения, металлургического кокса, этилового спирта, фурфурола, глицерина, этиленгликоля, многоатомных спиртов, наполнителей полимеров, торфощелочных реагентов для буровой техники и промышленности строительных материалов, катализаторов, металлоуглеродных волокон, бумаги, органических красителей, ионообменных материалов и сорбентов селективного действия для улавливания вредных примесей из газовых и жидких сред.

В промышленных масштабах выпускался торфяной воск, который в результате глубокого изучения его природы, состава и свойств нашел широкое применение в точном литье по выплавляемым моделям, промышленности пластических масс, производстве товаров бытовой химии, медицинских препаратов, материалов для полиграфии, косметической промышленности.

В России были разработаны и проверены в промышленных условиях технологические схемы газификации торфа и получения на его основе жидких топлив [5–8].

Мировым лидером в производстве торфа в 2010 г. стала Финляндия, на втором месте Ирландия, на третьем месте Белоруссия, Россия занимает лишь 4-е место по объему добываемого торфа – в 2010 г. было добыто только 2,7 млн т [9].

В настоящее время в России торф занимает незначительную долю в топливном балансе страны (0,1 %), в то время как в Ирландии доля торфа в энергобалансе составляет 15 %, в Финляндии – 11 %, в Беларуси – более 4 % [10]. При этом в будущем планируется увеличение доли использования торфяных ресурсов в топливно-энергетической отрасли до 8–10 % [1].

В Финляндии, Норвегии, Швеции, Ирландии, Германии, Белоруссии торф применяется в качестве основного и дополнительного топлива на электростанциях, в промышленности, в сельском хозяйстве, строительстве и медицине. Из торфа получают различные виды топлива (торфяные гранулы, пеллеты), металлургический кокс, активированный уголь, фильтрующие элементы и сорбен-

ты, органические удобрения, а также используют в производстве косметики, при озеленении придорожных и городских территорий.

В настоящее время использование торфа без подготовки сдерживается такими факторами как сезонность добычи, высокая влажность, необходимость предварительного обезвоживания, низкая теплота сгорания, самовозгорание [10].

Рациональное использование торфа предусматривает его комплексную переработку с применением малоотходных технологий. Торф при этом может служить сырьем для получения целого ряда ценных материалов и продуктов. Некоторые современные направления использования торфа представлены на рис. 1. Хотелось при этом отметить, что существуют и другие направления применения торфа, в настоящее время за рубежом и в России ведутся активные научные разработки по данной тематике [11–15].

В энергетике торф является перспективным местным источником получения тепловой и электрической энергии. Если для производства различной продукции в сельском хозяйстве, в химической отрасли и медицине может использоваться только торфяное сырье определенного состава и качества, то в качестве энергетического топлива применимы практически все типы и виды торфа. Зола, образующаяся при сгорании или термохимической переработке торфа, практически не требует дополнительной обработки и может быть использована в строительстве в производстве бетона или в сельском хозяйстве при получении удобрений.

По сравнению с другими энергетическими ресурсами для торфа характерны равномерное распределение по территории и доступность, что снижает его расходы на транспорт и перевозку и опре-

деляет его качества как местного топлива. Торф при этом может служить для производства жидких и газообразных топлив, конкурентоспособных нефти и газу, а также для получения активированного угля, кокса, полукокса и топливных композиций (гранул, брикетов), которые в настоящее время получают все большее распространение в связи с использованием в современных энергетических установках [15–18]. По сравнению, например, с углем при сжигании торфа выбросы CO_2 сокращаются в 4–8 раз, твердых взвешенных частиц в 2–6 раза, а в условиях использования торфяных ресурсов как местного топлива снижаются выбросы, которые сопровождают транспортировку твердого топлива [16].

Наличие достаточно равномерно распределенных запасов торфа в России дает широкие возможности для развития региональной энергетики на основе местного топлива, при этом генерирующие мощности могут использоваться как независимо от централизованной энергосистемы, так и служить в качестве резервных [19–21]. Необходимо отметить, что при активном вовлечении торфяных ресурсов в энергетику решается задача пожаробезопасности на территориях торфоразработок.

Перспективным направлением использования торфяных ресурсов является газификация, посредством проведения данного процесса можно получить горючие газы различного состава и назначения, которые могут служить альтернативой природному газу. Газификация по сравнению с прямым сжиганием торфа позволяет получить чистое газообразное топливо с определенными показателями качества, которое может использоваться как в котлах, так и в камерах сгорания газотурбинных установок.

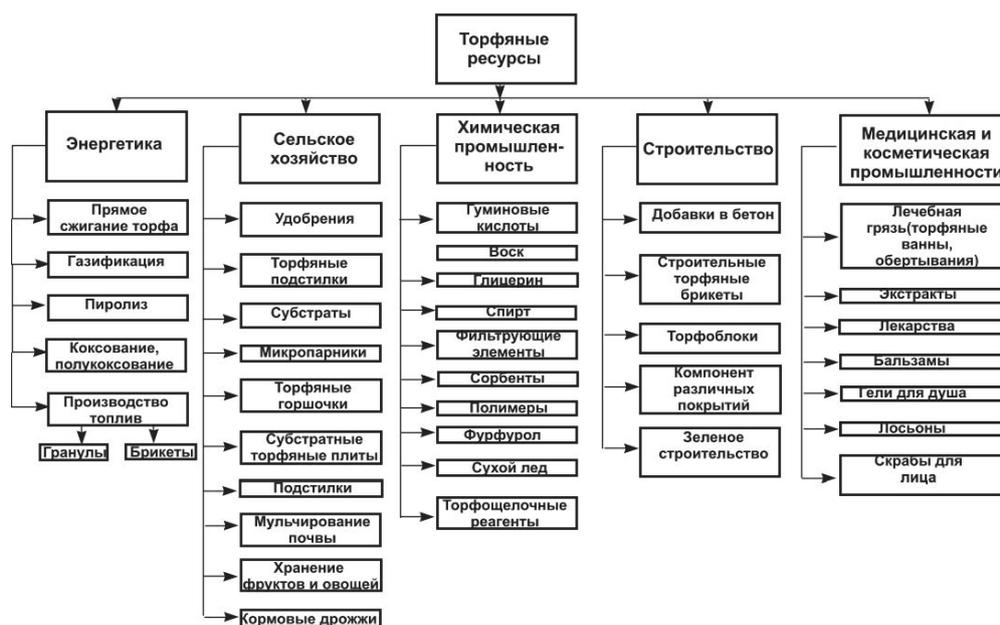


Рис. 1. Направления использования торфа в различных отраслях промышленности

Fig. 1. Ways of applying peat in various branches of industry

В развитых странах технологии газификации различных топлив активно внедряются на энергетических и химических предприятиях. Перспективным является направление применения технологии газификации в парогазовых циклах с получением тепловой и электрической энергии [22–25]. В России в настоящее время технологии газификации твердых топлив носят опытно-промышленный характер.

В советские годы в России и за рубежом были разработаны несколько таких способов газификации торфяного сырья, которые могли осуществляться в различных аппаратах, и были предназначены как для сжигания полученного газа в камерах сгорания энергетических установок, так и для использования в двигателях внутреннего сгорания [5, 8]. В России газификация торфа широко применялась в 1930–1960 гг. прошлого века на металлургических и стекольных заводах. С развитием газовой и нефтегазовой отрасли многие объекты промышленности и энергетики были переведены на жидкое топливо, и газификация торфа как технология была прекращена [26].

В настоящее время исследования по газификации возобновились и посвящены в основном разработке новых способов и изучению процессов получения газов с высокой теплотворной способностью из боль-

ших объемов торфа с разными показателями, в том числе с высоким содержанием влаги и золы, а также направлены на разработку компактных газогенераторов и создание высокоэффективных схем с такими аппаратами [27]. Некоторые известные способы газификации представлены в табл. 2. Выход сухого газа из торфа составляет в среднем 3,0 нм³/кг при средней теплотворной способности 5000–5300 кДж/нм³.

Выбор того или иного способа газификации торфа должен осуществляться с учетом всех требований к исходному топливу, назначению генераторного газа и методам его очистки. Режим работы газогенератора зависит от качества торфяного топлива, а состав и качество получаемого газа зависит как от характеристик исходного сырья, так и от вида и способа подачи дутья, температуры и давления процесса, а также мощности газогенератора.

Для торфа характерны высокие показатели влажности, а непрочность и распад его на куски вызывает унос пыли с газами и засорение газогенератора. Решить данные проблемы можно путем применения поточной газификации пылевидного торфа. Данный способ позволяет применять не только низкосортное топливо с различными показателями качества, но и получать достаточно калорийный газ, обеспечивая высокую производительность газогенераторной установки [5, 28]. Как пра-

Таблица 2. Технологии газификации торфа

Table 2. Peat gasification techniques

Технология Technique	Режимные параметры процесса Process operating conditions	Вид используемого топлива Fuel type	Дутье Air blasting	Средний состав газа, % Gas average composition, %	Низшая теплотворная способность газа, кДж/нм ³ Lowest gas heating power, kJ/nm ³
Газификация пылевидного торфа (КПД=66–67 %) Dried peat powder gasification (Efficiency=66–67 %)	$T=700-1000\text{ }^{\circ}\text{C}$	Пылевидный торф с $W=5-25\%$ Dried peat powder	Воздушное Air	CO – 16,4 H ₂ – 12,6 CO ₂ – 11,2 C _n H _m – 0,6 CH ₄ – 2,9 N ₂ – 56,1	4000–6000
Газификация пылевидного торфа по способу Lurgi–Ruhrgas Lurgi–Ruhrgas gasification of dried peat powder	Процесс аллотермический (гранулы из Al ₂ O ₃) Allothermal process (granules of Al ₂ O ₃)	Пылевидный торф Dried peat powder	Паро-воздушное Steam-air	CO – 13 H ₂ – 17,2 CO ₂ – 16,6 C _n H _m – 0,3 CH ₄ – 2,3 H ₂ S – 0,0018 N ₂ – 50,6	14600
Газификация в кипящем слое (КПД=54–76 %) Gasification in boiling bed (Efficiency=54–76 %)	$T=750-900\text{ }^{\circ}\text{C}$	Фрезерный торф с $W=10-15\%$ Milled peat with $W=10-15\%$	Паро-воздушное, паровоздушное, обогащенное кислородом, парокислородное Oxygen enriched steam-air blasting, steam-oxygen	Паро-воздушный газ Steam-air gas CO – 13 H ₂ – 17,2 CO ₂ – 16,6 C _n H _m – 0,3 CH ₄ – 2,3 H ₂ S – 0,0018 N ₂ – 50,6	4400–9200
Каталитическая газификация Catalytic gasification	Низкотемпературный процесс (например, катализаторы на основе палладия) Low-temperature process (eg. palladium-based catalysts)	Фрезерный торф Milled peat	Паро-воздушное, паро-кислородное Steam-air, steam-oxygen	–	6240–6650 (паро-воздушное дутье), 9500 (паро-кислородное дутье) 6240–6650 (steam-air blasting), 9500 (steam-oxygen blasting)

вило, технологическая схема с поточными газогенераторами включает в себя дополнительную систему подготовки топлива, которая состоит из различного сушильно-мельничного оборудования.

Авторами был проведен расчет состава генераторного газа, получаемого при газификации пылевидного торфа в поточном аппарате, с использованием ранее разработанной методики расчета основных параметров газификации угля в газогенераторе поточного типа [29]. Расчеты проводились для процесса газификации пылевидного торфа с влажностью $W_{пл}=12,5\%$ (проба 1) и $W_{пл}=24,5\%$ (проба 2). В качестве исходного сырья был выбран торф низинного типа, тростникового вида. Характеристики торфа представлены в табл. 3 [5].

При расчетах полагалось, что процесс газификации протекает в поточном аппарате с воздушным дутьем при температуре около $1000\text{ }^\circ\text{C}$ и атмосферном давлении. Отношение O/N принималось стандартным 21/79, расход дутья при $12,5\%$ влажности составлял $2,44\text{ нм}^3/\text{кг}$, при $24,5\%$ – $2,33\text{ нм}^3/\text{кг}$.

Таблица 3. Характеристики торфа

Table 3. Peat features

Проба Sample	Состав горючей массы, % Combustible mass composition, %				Влажность, % на рабочую массу Humidity, % per working mass	Зольность, % на рабочую массу Ash content, % per working mass	Низшая теплота сгорания, кДж/кг на рабочую массу Lowest calorific capacity, kJ/kg per working mass	Выход летучих, V, % Volatile content, V, %
	C	H	O	N				
1	55,8	5,6	36,1	2,5	12,5	10	16044	70
2	61,1	6,1	30,2	2,6	24,5	16	12524	70

Газификация торфа в поточном газогенераторе рассматривается как совокупность трех основных процессов:

- 1) подсушки топлива с выделением влаги;
- 2) термической деструкции торфяного вещества с выделением летучих и образованием коксового остатка;
- 3) газификации коксового остатка с реагированием летучих.

При расчете составляются балансовые уравнения по выходу основных компонентов генераторного газа с учетом характеристик торфа и дутья.

Расчет состава и теплотворной способности генераторного газа осуществляется следующим образом.

Процесс образования генераторного газа из топлива должен подчиняться уравнению сохранения вещества, согласно которому масса химического элемента в генераторном газе должна равняться массе элемента в исходном топливе:

$$\sum_{s=1}^S a_{is} \cdot \mu_s + \mu_{A(i)} = \eta_r \cdot b_r,$$

где a_{is} – атомы химических элементов генераторного газа; μ_s и $\mu_{A(i)}$ – число молей молекулярных веществ и атомарного вещества в генераторном газе; η_r – число молей топлива; b_r – атомы химических элементов топлива.

Углерод, содержащийся в горючей массе торфа, расходуется на образование оксида и диоксида углерода, метана, поэтому его баланс записывается следующим образом:

$$\frac{g_r \cdot C^r}{M_C} = v_{CO} + v_{CO_2} + v_{CH_4},$$

где g_r – масса торфа, кг; C^r – содержание углерода в горючей массе торфа, кг; M_C – молекулярная масса углерода, кг/моль; v_{CO} , v_{CO_2} , v_{CH_4} – содержание CO, CO₂, CH₄ соответственно, моль.

Водород, входящий в состав горючей массы торфа и во влагу торфа, расходуется на образование водорода, водяного пара и метана, следовательно, баланс водорода представляется в следующем виде:

$$\frac{g_r \cdot H^r}{M_{H_2}} + \frac{W_r}{M_{H_2O}} = v_{H_2} + v_{H_2O} + 2v_{CH_4},$$

где H^r – содержание водорода в горючей массе торфа, кг; W_r – содержание влаги в торфе, кг; M_{H_2} – молекулярная масса водорода, кг/моль; M_{H_2O} – молекулярная масса H₂O, кг/моль; v_{H_2O} – содержание H₂O, моль.

Кислород, входящий в состав горючей массы и во влагу торфа, а также в воздушное дутье, расходуется на оксид и диоксид углерода и водяной пар, поэтому баланс кислорода записывается следующим образом:

$$\frac{g_r \cdot O^r}{M_{O_2}} + \frac{O_w}{M_{H_2O}} + \frac{0,266 \cdot N_2}{M_{O_2}} = v_{CO} + 2v_{CO_2} + v_{H_2O},$$

где O^r – содержание кислорода в горючей массе торфа, кг; M_{O_2} – молекулярная масса O₂, кг/моль; N_2 – содержание азота в воздухе, кг;

Азот, содержащийся в торфе и в воздухе, расходуется при газификации на азот в генераторном газе:

$$\frac{g_r \cdot N^r}{M_{N_2}} + \frac{3,76O_2}{M_{N_2}} = v_{N_2},$$

где N^r – содержание азота в горючей массе торфа, кг; M_{N_2} – молекулярная масса азота, кг/моль; v_{N_2} – содержание азота в газе, моль.

Затем составляются основные реакции газификации, и определяются константы равновесия K в зависимости температуры газификации по справочным данным [30, 31]:

$$K_1 = \frac{v_{CO}^2}{v_{CO_2}}$$

$$K_2 = \frac{v_{CO} \cdot v_{H_2O}}{v_{CO_2} \cdot v_{H_2}}$$

$$K_3 = \frac{v_{CH_4}}{v_{H_2}^2}$$

Теплотворная способность генераторного газа $Q_{гр}$ определяется из следующего выражения:

$$Q_{гр} = 0,01(Q_{CO} \cdot x_{CO} + Q_{H_2} \cdot x_{H_2} + Q_{CH_4} \cdot x_{CH_4}),$$

где Q_{CO} – теплота сгорания CO (12640 кДж/м³); Q_{H_2} – теплота сгорания H₂ (10790 кДж/м³); Q_{CH_4} – теплота сгорания CH₄ (35880 кДж/м³); x_{CO} , x_{H_2} , x_{CH_4} – содержание в генераторном газе компонентов CO, H₂, CH₄ соответственно, %.

Результаты расчета состава летучих компонентов и генераторного газа представлены в табл. 4.

Таблица 4. Состав генераторного газа при различном дутье
Table 4. Exhaust gas composition at different blasting

Дутье Blasting	Состав генераторного газа, % по массе Exhaust gas composition, mass %				
	CO	CO ₂	H	CH ₄	N ₂
Паровоздушное ($W_T=12,5\%$) Steam-air ($W_T=12,5\%$)	11,9	17,3	14,9	2,29	53,7
Паровоздушное ($W_T=24,5\%$) Steam-air ($W_T=24,5\%$)	18	15,5	8,1	1,8	56,6
Парокислородное ($W_T=12,5\%$) Steam-oxygen ($W_T=12,5\%$)	23,3	4,9	69,8	1,8	0,13

Полученные результаты сравнивались с экспериментальными данными по газификации торфа [5], при этом разница в значениях теплотворной способности составила при $W_T=12,5\%$ – 4 %, при $W_T=24,5\%$ – 6,7 %. Также были проведены расчеты для процесса газификации на парокислородном дутье, результаты которых показали, что в случае применения такого дутья теплотворная способность увеличивается в среднем в 2 раза и составляет около 9000–9500 кДж/нм³ за счет увеличения выхода главным образом водорода. При воздушном дутье значения калорийности газа составляют 3500–4000 кДж/нм³.

Таким образом, анализ рассмотренных материалов по различным направлениям применения торфяных ресурсов позволяет сделать вывод о том, что торф является ценным ресурсом с богатым энергетическим, химическим и промышленным потенциалом. При этом использование торфа как местного энергетического ресурса целесообразно в непосредственной близости от места его добычи и возможно по двум направлениям:

- получение горячего газа на основе систем газификации с производством тепловой и электрической энергии;
- производство торфяных продуктов на основе собственного энергообеспечения с применением систем газификации на торфе.

Авторами была разработана схема производства тепловой и электрической энергии с газификацией торфа, которая может быть применена в технологических схемах получения различных торфяных продуктов, например гранул (рис. 2).

В отличие от существующих схем разработанная отличается тем, что общая схема производства торфяных продуктов предполагает комплексную переработку торфа, и энергоснабжение основного оборудования осуществляется также за счет торфяных ресурсов, а не за счет дорогостоящих теплоносителей, поступающих на предприятие извне.

Рассмотрим принцип работы предлагаемой схемы.

Функционально данная схема производства энергии состоит из энергетической и интегрированной с нею газификационной частей и комплектуется из типового оборудования за исключением газогенератора.

Схема подготовки торфа состоит из следующих основных блоков: подготовки торфа, подготовки окислителя и газификации. В блоке подготовки торфа осуществляется сушка топлива и пылеприготовление в сушильно-мельничной установке. В качестве основного оборудования в зависимости от вида и свойств используемого торфа подбирается основное оборудование блока. В качестве сушильного агента может применяться как горячий воздух, так и азот, полученный при разделении воздуха в блоке подготовки окислителя.

Выбор того или иного окислителя зависит от исходных свойств торфа и требуемого состава, и теплотворной способности генераторного газа. В данной схеме газификации осуществляется с применением парокислородного дутья, и в качестве окислителей в предлагаемой схеме может применяться как кислород, так и смесь кислорода с паром, поэтому для разделения воздуха используется воздушоразделительная установка. Блок подготовки окислителя включает в себя воздуходелительную установку для получения кислорода для газификации торфа, смесители для смешивания получаемого кислорода и водяного пара, который отбирается из общего количества выработанного пара системой производства энергии. Окислитель подогревается в теплообменнике и подается на горелочные устройства газогенератора вместе с торфяной пылью из блока подготовки топлива в блок газификации. В случае применения воздушного дутья система подготовки окислителя упрощается и будет включать в себя вентиляторы, смесители и теплообменники.

Блок газификации включает в себя поточный газогенератор вертикального типа. В газогенераторе может осуществляться газификация торфяной пыли при высокой температуре и атмосферном или повышенном давлении.

Полученный генераторный газ поступает в систему пылегазоочистки, где очищается от примесей в циклонах, фильтрах, а также охлаждается в газоохладителе. Очищенный генераторный газ направляется в блок производства энергии, где сжигается в камере сгорания газотурбинной установки. Для выработки пара используется котел-утилизатор.

Полученная в данной схеме электроэнергия и тепло могут направляться на технологические

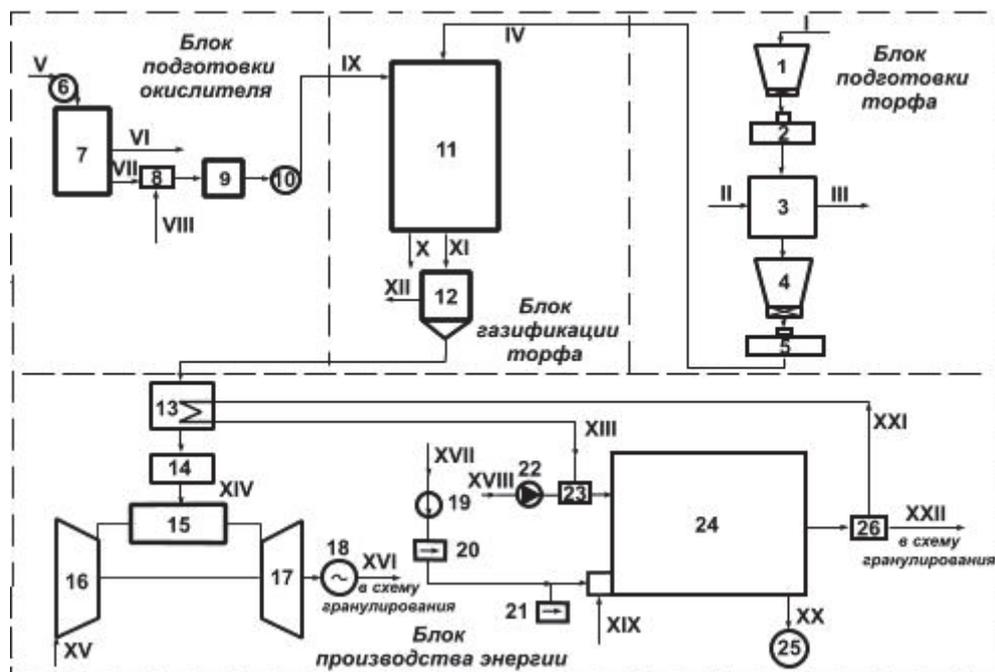


Рис. 2. Схема производства энергии с газификацией торфа для энергообеспечения технологических схем получения торфяных продуктов: 1, 4 – бункеры топлива; 2, 5 – питатели топлива; 3 – мельница; 6, 19 – вентиляторы; 7 – воздуходелительная установка; 8, 23, 26 – смесители; 9 – теплообменник; 10 – компрессор; 11 – газогенератор; 12 – циклон; 13 – газоохладитель; 14 – фильтры; 15 – камера сгорания; 16 – компрессор ГТУ; 17 – газовая турбина; 18 – генератор; 20, 21 – шибберы; 22 – сетевой насос; 24 – котел-утилизатор; 25 – дымовая труба; I – торф; II и III – сушильный агент соответственно в мельницу и после мельницы; IV – торфяная пыль; V, XV, XVII – воздух; VI – азот; VII – кислород; VIII – водяной пар; IX – окислитель в газогенератор; X – зола; XI – запыленный генераторный газ; XIII – питательная вода; XIV – очищенный генераторный газ; XVI – электроэнергия; XVIII – вода; XIX – природный газ; XX – уходящие газы; XXI – пар; XXII – выработанный пар

Fig. 2. Circuit of energy generation with peat gasification for power supply of flow chart for obtaining peat products: 1, 4 are the fuel bunkers; 2, 5 are the fuel feeders; 3 is the mill; 6, 19 are the ventilators; 7 is the air separation unit; 8, 23, 26 are the mixtures; 9 are the heat exchangers; 10 is the compressor; 11 is the gas generator; 12 is the cyclone; 13 is the gas cooler; 14 are the filters; 15 is the combustor chamber; 16 is the gas turbine unit compressor; 17 is the gas turbine; 18 is the generator; 20, 21 are the gates; 22 is the main-line pipe; 24 is the waste heat boiler; 25 is the chimney; I is the peat; II and III drying agent into the mill and after the mill, respectively; IV is the peat dust; V, XV, XVII is the air; VI is nitrogen; VII is oxygen; VIII is vapor; IX is the oxidizer into gas generator; X is ash; XI is the dust exhaust gas; XIII is the feed water; XIV is the refined exhaust gas; XVI is the power energy; XVIII is water; XIX is natural gas; XX exhaust gas; XXI is vapor; XXII waste vapor

нужды линий производства торфяных гранул (в том числе и пеллет).

В технологических схемах производства гранул или брикетов используется пар и электроэнергия на привод механизмов и оборудования. Как правило, пар для гранулирования вырабатывается с теплогенераторах, в которых сжигается некоторое количество торфа, древесных опилок, лузги и других отходов. Электроэнергия в такие схемы поступает из централизованной системы энергоснабжения. Предлагаемая схема предназначена для полного покрытия нагрузок тепло- и электроснабжения линий гранулирования или брикетирования, и в данном случае перерабатывающее предприятие становится комплексным и энергонезависимым от централизованных энергосистем или дорогостоящих энергоносителей.

Стоит отметить, что в случае применения парокислородного дутья применяется воздуходелительное оборудование, что приводит к дополни-

тельным капиталовложениям в такие схемы, поэтому необходима комплексная оценка эффективности тех или иных мероприятий в каждом конкретном случае, и на основании полученных результатов следует принимать решение о целесообразности того или иного способа газификации с учетом требований к генераторному газу. Схемы газификации с воздушным дутьем могут также применяться в совокупности с другими технологическими линиями, и вырабатываемая на основе генераторного газа энергия может покрывать нагрузки основного и вспомогательного оборудования таких перерабатывающих торфяных комплексов.

Выводы

Рассмотрены основные направления использования торфяных ресурсов в региональной энергетике, при этом одним их перспективных является комплексное применение торфа в энергетике. Про-

изводство торфяных продуктов и тепловой и электрической энергии на основе систем газификации торфа является актуальным для развития местной энергетики. В условиях огромных торфяных запасов, низкой себестоимости энергии на основе торфа, а также экологичности его использования такие технологии являются привлекательными для регионов, удаленных от централизованной системы энергоснабжения. Обеспечить автономность функционирования предприятия по производству торфяных гранул или брикетов, которые могут использоваться в качестве топлива для коммуналь-

но-бытовых нужд, можно на основе технологической схемы с газификацией торфа.

Предложенная методика расчета состава генераторного газа учитывает двухстадийность процесса и предварительный выход летучих. Результаты расчета показали возможность получения газа с высокой теплотворной способностью 9000–9500 кДж/нм³, который может сжигаться в камерах сгорания газотурбинных установок.

Публикация осуществлена при финансовой поддержке РФФИ и Правительства Республики Татарстан, проект № 12-08-97055.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Энергетическая стратегия России на период до 2030 года. Утв. распоряжением Правительства РФ от 13 ноября 2009 г. № 1715-р. – 144 с.
2. Концепция охраны и рационального использования торфяных болот России / под общ. ред. чл.-корр. РАСХН Л.И. Инишевой. – Томск: ЦНТИ, 2005. – 97 с.
3. Лаптев А.Г., Лаптедильче Н.К., Сергеева Е.С. Комплексное использование торфа в энергетике // Труды Академэнерго. – 2007. – № 4. – С. 28–31.
4. Казанцев Т.В. Российский и мировой рынок торфа. URL: <http://www.marketing.spb.ru/mr/industry/peat.htm> (дата обращения: 26.04.2011).
5. Газификация фрезерного торфа / Н.Н. Богданов, Д.А. Ворона, И.С. Галынкер и др. – М.; Л.: Государственное энергетическое изд-во, 1959. – 120 с.
6. Раковский В.Е. Общая химическая технология торфа. – М.: Госэнергоиздат, 1949. – 363 с.
7. Альтшулер В.С., Сеченов Г.П. Процессы в кипящем слое под давлением. – М.: Изд-во АН СССР, 1963. – 214 с.
8. Коллеров Л.К. Газомоторные установки. – М.; Л.: Изд-во машиностроительной литературы, 1951. – 240 с.
9. Дудко В.Я. Основные направления формирования рынка торфяной отрасли // Сборник материалов Всероссийского торфяного форума. – Эммаус, 27–28 апреля 2011. – С. 61–62.
10. Саркисян В.А. Концепция использования торфа в энергообеспечении регионов России // Сборник материалов Всероссийского торфяного форума. – Эммаус, 27–28 апреля 2011. – С. 56–57.
11. Абакумов А.М. Производство органического гидрофобного модификатора на основе торфа // Сборник материалов Всероссийского торфяного форума. – Эммаус, 27–28 апреля 2011. – С. 69–70.
12. Гамаюнов С.Н. Нетрадиционное использование продукции на основе торфа // Сборник материалов Всероссийского торфяного форума. – Эммаус, 27–28 апреля 2011. – С. 70–71.
13. Майков К.М. Инновационные разработки в сфере термохимической переработки торфа с получением электрической и тепловой энергии для повышения энергоэффективности торфопредприятий // Сборник материалов Всероссийского торфяного форума. – Эммаус, 27–28 апреля 2011. – С. 58–59.
14. Суворов В.И. Перспективные технологии добычи, переработки и использования торфа // Сборник материалов Всероссийского торфяного форума. – Эммаус, 27–28 апреля 2011. – С. 62–63.
15. Application of Peat, Wood Processing and Agricultural Industry By-products in Producing the Insulating Building Materials / A. Korjakins, N. Toropovs, P. Kara, L. Upeniece, G. Shakhmenko // Journal of architecture and civil engineering. – 2013. – № 1 (2). – P. 62–68.
16. Кузьмина Ю.С. Перспективы применения торфа в качестве топлива // Молодежный научно-технический вестник. – 2012. – № 4. – С. 48–56.
17. Ринкевич В.П. Анализ способов получения и рецептур гранулированных композитов различного назначения на основе торфа // Вестник Белорусско-Российского университета. – 2007. – № 4. – С. 172–179.
18. Табакаев Р.Б., Казаков А.В., Заворин А.С. Перспективность низкосортных топлив Томской области для теплотехнологического использования // Известия Томского политехнического университета. – 2013. – Т. 323. – № 4. – С. 41–46.
19. Штин С.М. Применение торфа как топлива для малой энергетики // Горная промышленность. – 2011. – № 7. – С. 82–96.
20. Афанасьева О.В., Мингалеева Г.Р. О возможностях использования торфа в малой энергетике Республики Татарстан // Энергетика Татарстана. – 2013. – № 4. – С. 37–41.
21. Вандышева С.С., Афанасьева О.В., Мингалеева Г.Р. Оценка эффективности мини-ТЭС, работающих на твердом топливе // Альтернативная энергетика и экология. – 2010. – № 6. – С. 122–126.
22. Современные тенденции развития систем газификации угля / Н.С. Шестаков, А.Э. Лейкам, Д.Ф. Серант, Е.Е. Русских // Промышленная теплоэнергетика. – 2009. – № 2. – С. 2–9.
23. Саламов А.А. Парогазовые установки с газификацией топлива // Теплоэнергетика. – 2002. – № 6. – С. 74–77.
24. Ольховский Г.Г. Применение новых технологий при техническом перевооружении угольных ТЭС // Теплоэнергетика. – 2003. – № 9. – С. 7–18.
25. Шабанов В.Ф. Фундаментальные основы комплексной переработки углей КАТЭКа для получения энергии, синтез-газа и новых материалов с заданными свойствами. – Новосибирск: Изд-во СО РАН, 2005. – 219 с.
26. Никифоров В.А. Разработка торфяных месторождений и механическая переработка торфа. – М.: Высшая школа, 1979. – 400 с.
27. Низкотемпературная газификация торфоинеральных материалов / А.Е. Афанасьев, Э.М. Сульман, О.С. Мисников, В.В. Алферов // Горный журнал. – 2004. – Спец. выпуск. – С. 121–123.
28. Tolvanen H., Kokko L., Raiko R. Fast pyrolysis of coal, peat, and torrefied wood: Mass loss study with a drop-tube reactor, particle geometry analysis, and kinetics modeling // Fuel. – 2013. – № 111. – P. 148–156.
29. Тимофеева С.С., Мингалеева Г.Р. Исследование режимных параметров поточного газогенератора при газификации твердого топлива // Вестник Казанского технологического университета. – 2011. – № 16. – С. 216–223.
30. Канторович Б.В. Основы теории горения и газификации твердого топлива. – М.: Изд-во АН СССР, 1958. – 598 с.
31. Химические вещества из угля / под ред. И.В. Калечица. – М.: Химия, 1980. – 616 с.

Поступила 19.05.2014 г.

UDC 620.92:662.73

PROSPECTS OF USING PEAT IN THE REGIONAL POWER ENGINEERING

Svetlana S. Timofeeva,

Cand. Sc., research Center for Power Engineering Problems Russian Academy of Sciences, 2/31, Lobachevskiy street, Kazan, 420111, Russia.

E-mail: zvezdochka198512@mail.ru

Guzel R. Mingaleeva,

Dr. Sc., Research Center for Power Engineering Problems Russian Academy of Sciences, 2/31, Lobachevskiy street, Kazan, 420111, Russia. E-mail:

E-mail: mingaleeva-gr@mail.ru

Relevance of the work is caused by the need of extensive peat use in terms of huge reserves of peat resources and annual increase in prices for traditional energy. The aim of the research is to examine the main areas of peat use in various industries and to justify optimal method of its application in regional energy sector through the development of recycling schemes using peat gasification capable of supporting object autonomy. The paper considers the existing peat applications synthesized by industry, the most promising of which is the use of peat resources in the regional energy sector. The authors have selected and justified the promising way to use peat in the regional energy-based gasification systems, as well as a scheme of processing peat; have calculated the composition of the product gas for peat samples of the same type and kind, but with different quality characteristics and types of blast. The calculation technique takes into account the stages of drying peat, thermal degradation and peat coke gasification. In the proposed scheme the gasification is carried out in in-line peat generator at high temperature and various kinds of blasting. Electricity and heat obtained from peat resource gasification may be used for technological needs of production lines of peat granules or pellets. The scheme allows providing reliable and independent heating and electricity supply of the systems or enterprises producing different peat products. In this case the processing plant becomes autonomous and non-volatile from centralized energy systems and costly energy sources.

Key words:

Peat, technologies, power engineering, gasification, efficiency.

The research was financially supported by RFBR and the Government of the Republic of Tatarstan, project no. № 12–08–97055.

REFERENCES

1. *Energeticheskaya strategiya Rossii na period do 2030 goda* [The Energy Strategy of Russia until 2030]. Approved. RF Government Decree of 13 November 2009, no. 1715-r, 144 p.
2. *Kontseptsiya okhrany i ratsionalnogo ispolzovaniya torfyanykh bolot Rossii* [Concept of protection and sustainable use of peatlands in Russia]. Ed. by L.I. Inisheva. Tomsk CSTI Press, 2005. 97 p.
3. Laptev A.G., Lapedulche N.K., Sergeeva E.S. Kompleksnoe ispolzovanie torfa v enegetike [Integrated use of peat in energy]. *Trudy Akademenergo*, 2007, no. 4, pp. 28–31.
4. Kazantsev T.V. Rossiisky i mirovoy rynek torfa [Russian and the world peat market]. Available at: <http://www.marketing.spb.ru/mr/industry/peat.htm> (accessed 26 April 2011).
5. Bogdanov N.N., Vorona D.A., Galynger I.S. *Gazifikatsiya frezer-nogo torfa* [Gasification of milled peat]. Moscow, Leningrad, State Energy Publ., 1959. 120 p.
6. Rakovsky V.E. *Obshchaya khimicheskaya tekhnologiya torfa* [General chemical peat technology]. Moscow, Leningrad, Gosenergoizdat Publ., 1949. 363 p.
7. Altshuler V.S., Sechenov G.P. *Protsessy v kipiyashchem sloe pod davleniem* [Processes in the pressurized fluidized bed]. Moscow, USSR Academy of Sciences Publ., 1963. 214 p.
8. Kollerov L.K. *Gazomotornye ustanovki* [NGV installation]. Moscow, Leningrad, Engineering literature Publ., 1951. 240 p.
9. Dudko V.Ya. Osnovnye napravleniya formirovaniya rynka torfyanoy otrasli [Basic directions in developing peat industry market]. *Sbornik materialov Vserossiyskogo torfyanova foruma* [Collected materials of All-peat forum]. Emmaus, 27–28 April 2011. pp. 61–62.
10. Sarkisyan V.A. Kontseptsiya ispolzovaniya torfa v energoobespechenii regionov Rossii [The concept of using peat in energy supply of regions in Russia]. *Sbornik materialov Vserossiyskogo torfyanova foruma* [Collected materials of All-peat forum]. Emmaus, 27–28 April 2011. pp. 56–57.
11. Abakumov A.M. Proizvodstvo organicheskogo gidrofobnogo modifikatora na osnove torfa [Production of organic hydrophobic modifier based on peat]. *Sbornik materialov Vserossiyskogo torfyanova foruma* [Collected materials of All-peat forum]. Emmaus, 27–28 April 2011. pp. 69–70.
12. Gamayunov S.N. Netraditsionnoe ispolzovanie produktsii na osnove torfa [Unconventional use of peat-based products]. *Sbornik materialov Vserossiyskogo torfyanova foruma* [Collected materials of All-peat forum]. Emmaus, 27–28 April 2011. pp. 70–71.
13. Maykov K.M. Innovatsionnye razrabotki v sfere termokhimicheskoi pererabotki torfa s polucheniem teplovoy i elektricheskoy energii dlya povycheniya energoeffektivnosti torfopredpriyaty [Innovative developments in thermochemical conversion of peat to produce electricity and heat for energy efficiency peat enterprises]. *Sbornik materialov Vserossiyskogo torfyanova foruma* [Collected materials of All-peat forum]. Emmaus, 27–28 April 2011. pp. 58–59.
14. Suvorov V.I. Perspektivnye tekhnologii dobychi, pererabotki i ispolzovaniya torfa [Advanced technologies in peat extraction, processing and use]. *Sbornik materialov Vserossiyskogo torfyanova foruma* [Collected materials of All-peat forum]. Emmaus, 27–28 April 2011. pp. 62–63.
15. Korjakins A., Toropovs N., Kara P., Upeniece L., Shakhmenko G. Application of Peat, Wood Processing and Agricultural Industry By-products in Producing the Insulating Building Materials. *Journal of architecture and civil engineering*, 2013, no. 1 (2), pp. 62–68.
16. Kuzmina Yu.S. Perspektivy primeneniya topfa v kachestve topliva [Prospects of applying peat as a fuel]. *Molodezhny nauchno-tekhnicheskyy vestnik*, 2012, no. 4, pp. 48–56.

17. Rinkevich V.P. Analiz sposobov polucheniya i retseptur granulirovannykh kompozitov razlichnogo naznacheniya na osnove torfa [Analysis of methods for producing granular formulations and composites on the basis of peat for different purposes]. *Vestnik Belorussko-Rossiyskogo universiteta*, 2007, no.4, pp. 172–179.
18. Tabakaev R.B., Kazakov A.V., Zavorin A.S. Perspektivnost nizkotsortnykh topliv Tomskoy oblasti dlya teplotekhnicheskogo ispolzovaniya [The prospect of low-grade fuels in Tomsk region for heating]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2013, vol. 323, no. 4, pp. 41–46.
19. Shtin S.M. Primenenie torfa kak topliva dlya maloy energetiki [Application of peat as a fuel for small-scale power engineering]. *Mining Journal*, 2011, no. 7, pp. 82–96.
20. Afanasyeva O.V., Mingaleeva G.R. O vozmozhnostyakh ispolzovaniya torfa v maloy energetike Respubliki Tatarstan [On opportunities of applying peat in small-scale power engineering in Tatarstan]. *Energetika Tatarstana*, 2013, no. 4, pp. 37–41.
21. Vandysheva S.S., Afanasyeva O.V., Mingaleeva G.R. Otsenka effektivnosti mini TES, rabotayushchikh na tverdom toplive [Evaluating the effectiveness of the mini-TPP operating on solid fuel]. *International scientific journal for alternative energy and ecology*, 2010, no. 6, pp. 122–126.
22. Shestakov N.S., Leykam A.E., Serant D.F., Russkikk E.E. Sovremennyye tendentsii razvitiya sistem gazifikatsii uglja [Modern trends in coal gasification systems]. *Industrial power*, 2009, no. 2, pp. 2–9.
23. Salamov A.A. Parogazovye ustanovki s gazifikatsiey topliva [Combined-cycle plants with fuel gasification]. *Thermal Engineering*, 2002, no. 6, pp. 74–77.
24. Olkhovskiy G.G. Primenenie novykh tekhnology pri tekhnicheskoy perevooruzhenii ugolnykh TES [Application of new technologies in coal-fired plants retooling]. *Thermal Engineering*, 2003, no. 9, pp. 7–18.
25. Shabanov V.F. *Fundamentalnye osnovy pererabotki uglja KATEKa dlya polucheniya energii, sintez-gaza i novykh materialov s zadannymi svoystvami* [Fundamentals of complex processing KATEK coal for producing energy, synthesis gas, and new materials with desired properties]. Novosibirsk, SB RAS Publ., 2005. 219 p.
26. Nikiforov V.A. *Razrabotka torfyanykh mestorozhdeniy i mekhanicheskaya pererabotka torfa* [Development of peat deposits and peat mechanical processing]. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 1979. 400 p.
27. Afanasyev A.E., Sulman E.M., Misnikov O.S., Alferov V.V. Nizkotemperaturnaya gazifikatsiya torfomineralnykh materialov [Low-temperature gasification of peat-lite materials]. *Mining Journal*, 2004, Special Edition, pp. 121–123.
28. Tolvanen H., Kokko L., Raiko R. Fast pyrolysis of coal, peat, and torrefied wood: Mass loss study with a drop-tube reactor, particle geometry analysis, and kinetics modeling. *Fuel*, 2013, no. 111, pp. 148–156.
29. Timofeeva S.S., Mingaleeva G.R. Issledovanie rezhimnykh parametrov potochnogo gazogeneratora pri gazifikatsii tverdogo topliva [Study of mode parameters in stream gasifier at solid fuel gasification]. *Vestnik Kazanskogo tekhnologicheskogo universiteta*, 2011, no. 16, pp. 216–223.
30. Kantorovich B.V. *Osnovy teorii goreniya i gazifikatsii tverdogo topliva* [Fundamentals of solid fuels combustion and gasification theory]. Moscow, USSR Academy of Sciences Publ., 1958. 598 p.
31. *Khimicheskie veshchestva iz uglja* [Chemicals from coal]. Ed. by I.V. Kalechits. Moscow, Khimiya Publ., 1980. 616 p.

Received 19 May 2014.

УДК 662.815.4

ТВЁРДОЕ КОМПОЗИТНОЕ ТОПЛИВО ИЗ НИЗКОСОРТНОГО СЫРЬЯ (ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ АСПЕКТ)

Табакаев Роман Борисович,

инженер каф. парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ФГАОУ ВО «Национальный исследовательский Томский политехнический университет», Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30. E-mail: TabakaevRB@tpu.ru

Казаков Александр Владимирович,

канд. техн. наук, доцент каф. парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ФГАОУ ВО «Национальный исследовательский Томский политехнический университет», Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30. E-mail: kazakov@tpu.ru

Заворин Александр Сергеевич,

д-р техн. наук, заведующий каф. парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ФГАОУ ВО «Национальный исследовательский Томский политехнический университет», Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30. E-mail: zavorin@tpu.ru

Актуальность работы обусловлена необходимостью вовлечения местных ресурсов низкосортного сырья в топливно-энергетический баланс.

Цель работы: обобщение результатов теплотехнологической переработки низкосортного сырья, разработка технических решений для производства композитного топлива на его основе и определение параметров сушки в зависимости от формы и размеров композитного топлива.

Методы исследования: теплотехнологическая переработка низкосортного сырья в композитное топливо осуществлялась согласно пат. № 2484125 Рос. Федерация «Способ изготовления топливных брикетов из биомассы». Теплотехнические характеристики низкосортного сырья Томской области и композитного топлива на его основе определялись по ГОСТ Р 52911–2008 «Топливо твердое минеральное. Методы определения общей влаги», 11022–95 «Топливо твердое минеральное. Методы определения зольности», 6382–2001 «Топливо твердое минеральное. Методы определения выхода летучих веществ», 147–95 «Топливо твердое минеральное. Определение высшей теплоты сгорания и вычисление низшей теплоты сгорания». Испытания по определению водопоглощения топлива проведены в соответствии с ГОСТ 21290–75 «Брикеты угольные. Метод определения водопоглощения». Механические характеристики композитного топлива определены согласно ГОСТ 21289–75 «Брикеты угольные. Методы определения механической прочности». При определении параметров сушки топливо изготовлено формой и размерами согласно ГОСТ Р 54248–2010 «Брикеты и пеллеты (гранулы) торфяные для коммунально-бытовых нужд. Технические условия».

Результаты: изложены основные принципы теплотехнологии получения композитного топлива из низкосортного сырья. Приведены результаты переработки низкосортного сырья Томской области в композитное топливо. Исследована возможность и определены параметры придания влагостойкости композитному топливу за счет использования пиролизной смолы. Предложена техническая реализация установки по производству композитного топлива согласно используемой теплотехнологии. Определены параметры сушки для различных размеров композитного топлива цилиндрической формы.

Ключевые слова:

Теплоэнергетика, теплотехнология, низкосортное сырьё, твердое композитное топливо, влагостойкость, установка брикетирования.

Введение

Наиболее распространенным видом топлива для производства электроэнергии и тепла в топливно-энергетическом балансе (ТЭБ) Российской Федерации является природный газ (в 2008 г. его доля составила более 53 % [1]). Однако природный газ является не только ценным продуктом для химической промышленности, но и стратегически важным ресурсом на мировом рынке и в межгосударственных отношениях. В связи с этим Правительство РФ стремится сократить количество газа, направляемого на использование в энергетических целях на внутреннем рынке. Стоит отметить, что в ТЭБ большинства экономически развитых стран его доля не превышает (20–25) % [2].

Согласно государственной программе «Энергетическая стратегия России до 2030 года» [1] снижение доли природного газа в энергетике должно осуществляться за счет увеличения доли твердого топлива. Запасы действительно качественного твердого топлива – каменного угля, при всей обширности территории России, расположены только в нескольких регионах (Хакасии, Кузбассе, республиках Тыва, Саха (Якутия)). Стоимость угля при доставке в другие регионы существенно увеличивается: по оценке экспертов [3–5] транспортные расходы, связанные с доставкой топлива от месторождения до потребителя, достигают 70–80 % от его стоимости. К тому же в ряде случаев топливо поставляется коммерческими структурами из вто-

ричного рынка после многократных перепродаж. Все вышеописанное в совокупности с ежегодным ростом тарифов транспортных компаний приводит к увеличению стоимости топлива для потребителей более чем в 1,5–2 раза [2].

Поселения, удаленные от своих административных центров, находятся в еще более сложной ситуации из-за слабой развитости транспортной связи. Логистика доставки топлива в данном случае существенно осложнена удаленностью пунктов назначения от основных транспортных магистралей, большими расстояниями перевозок, их многозвенностью и сезонностью завоза (в некоторые районы доставка возможна только воздушным или речным способами). Согласно [6, 7] в России насчитывается свыше 30000 населенных пунктов подобного рода, в которых проживает более 10 % населения страны. Затраты на топливо в таких поселениях являются главной составляющей расходов теплоснабжения, а экономически обоснованные тарифы на электроэнергию в некоторых районах превышают 70 р/кВт·ч [8, 9].

Однако практически в каждом регионе присутствуют собственные запасы низкосортного сырья: торфа, древесины или отходов деревоперерабатывающей промышленности, сапропеля, бурого угля и т. п. Данное сырье, как правило, содержит большое количество влаги и характеризуется высокой зольностью, в результате чего имеет теплоту сгорания ниже 10–12 МДж/кг [10, 11]. Низкие теплотехнические и прочностные характеристики низкосортного сырья приводят к ряду сложностей при осуществлении его прямого сжигания традиционными способами: требуется тщательная сушка, велика величина провала через колосниковую решетку, снижается надежность работы котлоагрегата из-за высокого абразивного износа поверхностей нагрева, увеличиваются сроки и затраты на ремонт и прочее. В результате этого энергетическое использование такого сырья сопровождается высокими эксплуатационными затратами и в связи с этим встречается крайне редко.

К современным способам энергетического использования, позволяющим эффективно перерабатывать низкосортное сырье, можно отнести сжигание в кипящем слое [12], применение низкотемпературных вихревых топок [13], газификацию [14, 15] или каталитическое сжигание [16, 17]. Однако перечисленные способы требуют значительных капиталовложений для замены или модернизации имеющегося на данный момент котельного оборудования, что приводит к долгим срокам окупаемости.

Соответственно переработка низкосортного сырья для эффективного энергетического использования в существующем котельном оборудовании является актуальной научно-технической задачей.

Основные принципы теплотехнологии получения твердого композитного топлива из низкосортного сырья

Потребность удаленных населенных пунктов в энергетическом топливе в основном реализуется котельными жилищно-коммунального хозяйства и малых предприятий, в распоряжении которых находятся топливосжигающие устройства слоевого типа. Сжигание несортированного низкосортного сырья в таких топочных устройствах неэффективно из-за больших потерь тепла вследствие провала мелких частиц топлива сквозь колосниковую решетку. В связи с этим прибегают к предварительному формованию сырья, наиболее распространенным видом которого является брикетирование. Брикетные не требуют модернизации топливосжигающего оборудования и подходят для всех типов слоевых топок.

Теплотехнология – это совокупность методов преобразования органического сырья в заданный товарный продукт на основе изменения теплового состояния материала сырья [18]. Целью теплотехнологической переработки является получение облагороженного продукта, обладающего высокой теплотой сгорания (8840–25980 кДж/кг [19]) – углеродистого остатка (полукокса или кокса). Известны работы [20–24] по производству топлива из углеродистого остатка, основанные на использовании связующих веществ и последующем прессовании. Однако прессовое оборудование является довольно дорогостоящим, а процесс прессования требует повышенных энергозатрат на его осуществление. Учитывая высокую стоимость электроэнергии и оборудования, рыночная цена существующего композитного топлива (топливных брикетов Ruf, Pini&Kay, Nestro) составляет 4000–12000 р. за тону, что в несколько раз превышает стоимость привозного топлива и приводит к ярко выраженной экспортной направленности производства [25, 26].

Подбор специального типа связующего вещества позволит снизить необходимые для формования усилия и заменить прессы менее энергоёмким и более дешевым оборудованием шнекового типа, тем самым снизив и себестоимость самого топлива. Исходя из этих соображений, в Томском политехническом университете разработана теплотехнология получения твердого композитного топлива из низкосортного сырья [27].

Согласно [27] переработка низкосортного сырья в композитное топливо осуществляется в три стадии: теплотехнологическая переработка исходного сырья, формование и сушка композитного топлива. На первой стадии низкосортное сырье подвергается низкотемпературному пиролизу при температурах (200–450) °С, в результате которого получают полукокс, пиролизный конденсат (пиролизная смола и подсмольная вода) и топливный газ.

Большинство видов низкосортного сырья (торф, древесина) содержат большое количество кислорода в своем составе, в результате чего их пиролиз сопровождается выделением тепла (экзотермическим эффектом). Топливный газ является побочным продуктом тепловой технологии, так как непосредственно не участвует в получении композитного топлива. Однако, обладая высокой теплотой сгорания 12,3–14,5 МДж/м³ [28], газ может быть использован в качестве топлива при осуществлении тепловой технологии. Таким образом, возможны варианты промышленной реализации технологии, когда тепла от сжигания топливного газа будет достаточно для осуществления процесса низкотемпературного пиролиза сырья.

При формовании декстрин растворяют в пиролизном конденсате в соотношении 10:1 [29], полученный формовочный раствор подогревают до температуры 50–70 °С, смешивают с измельченным полукоксом. Из смеси формируется сырец, который сушат при комнатной температуре.

В табл. 1 приведены результаты переработки некоторых видов низкосортного сырья Томской области в композитное топливо согласно описанной теплотехнологии.

При переработке увеличивается зольность композитного топлива по сравнению с исходным сырьём. Однако за счет облагораживания низшая теплота сгорания имеет высокое значение 13,1–29,4 МДж/кг, сопоставимое с теплотой сгорания бурых и каменных углей.

В работе [30] отмечено, что пиролизная смола, содержащаяся в пиролизном конденсате, обладает свойством гидрофобности. В связи с этим была исследована возможность придания композитному топливу свойства влагостойкости посредством нанесения на его поверхность пиролизной смолы с последующей сушкой при различных температурах. Испытания влагостойкости композитного топлива проведены согласно ГОСТ 21290–75 «Брикеты угольные. Метод определения водопоглощения».

Таблица 1. Характеристики низкосортного сырья и композитного топлива на его основе

Table 1. Characteristics of low-grade raw materials and composite fuel on its basis

Теплотехнические характеристики Thermal performance	Кандинский Kandinsky	Суховской Sukhovskoy	Аркадьевский Arkadyevskiy	Опилки Saw dust
	торф/peat			
Исходное сырьё/композитное топливо Source raw material/composite fuel				
Рабочая влажность Process fluid, W_f , %	72,8/0,0	59,6/0,0	38,2/0,0	45,0/0,0
Зольность на сухую массу Zonality per dry basis A^d , %	9,1/19,1	39,5/40,7	31,5/51,6	0,6/2,9
Выход летучих на сухую беззольную массу V^{daf} , %	71,6/19,4	69,3/20,9	71,0/15,5	91,8/13,1
Низшая теплота сгорания Q_f' , МДж/кг Lower heat value Q_f' , MJ/kg	3,1/21,1	4,2/14,7	7,3/13,1	9,3/29,4

Отмечено, что при температуре сушки свыше 50 °С пиролизная смола плавится, стекая с поверхности топлива или впитываясь в него, в результате чего влагостойкость не обеспечивается и оно со временем разрушается при контакте с водой. Сушка при температуре 20–40 °С позволяет получить на поверхности топлива защитный слой (рис. 1), полностью предотвращающий водопоглощение (водопоглощение композитного топлива равно нулю).

Техническая реализация установки по производству композитного топлива

Один из вариантов технической реализации установки по производству композитного топлива, обладающего влагостойкостью, представлен на рис. 2.



Рис. 1. Фотография композитного топлива: а) без нанесения смолы; б) с защитным слоем из пиролизной смолы

Fig. 1. Picture of composite fuel: a) without resin coating; b) with pyrolysis resin protective coating

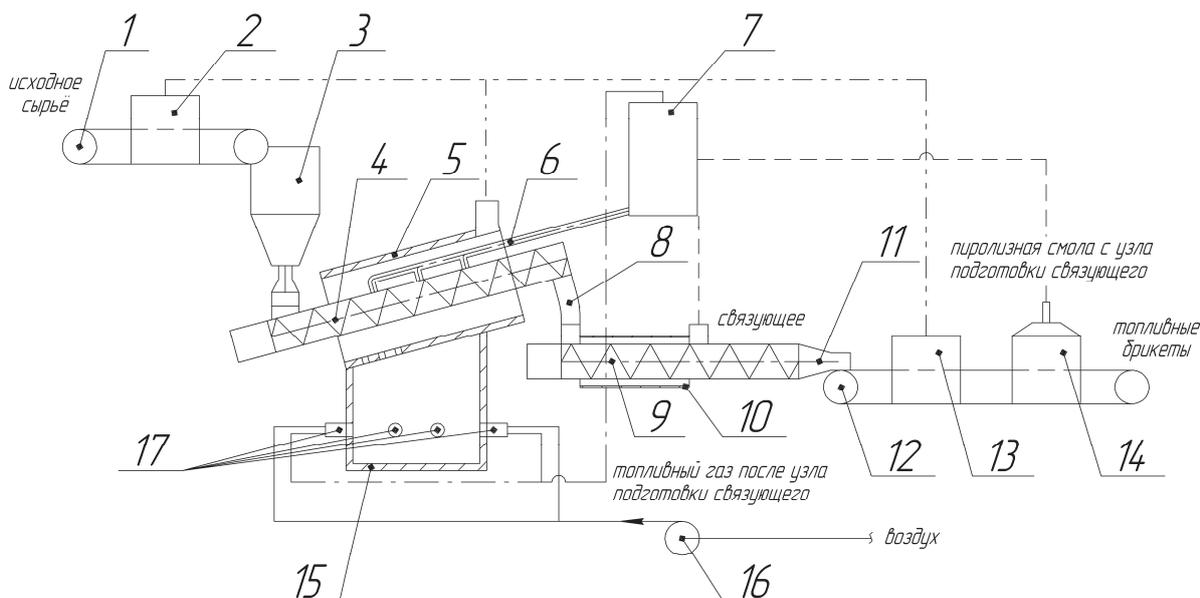


Рис. 2. Теплотехнологическая установка по производству композитного топлива из низкосортного сырья: 1 – ленточный конвейер; 2 – сушилка сырья; 3 – дробилка с дозирующим устройством; 4 – наклонный шнековый транспортер; 5 – газовая камера; 6 – каналы летучих продуктов; 7 – узел подготовки связующего; 8 – соединительный канал; 9 – шнек; 10 – теплообменник; 11 – формующая насадка; 12 – конвейер; 13 – сушилка топлива; 14 – камера нанесения смолы; 15 – камера сгорания топливного газа; 16 – дутьевой вентилятор; 17 – горелочные устройства

Fig. 2. Heating plant for manufacturing composite fuel from low-grade raw material: 1 is the belt conveyor; 2 is the raw material dryer; 3 is the breaker with a dosing device; 4 is the inclined screw feeder; 5 is the gas chamber; 6 is the volatile product channel; 7 is the element of preparing bind; 8 is the connecting channel; 9 is the screw; 10 is the heat-exchange unit; 11 is the shaping bed; 12 is the conveyor; 13 is the fuel dried; 14 is the resin applying chamber; 15 is the fuel gas combustor chamber; 16 is the blast fan; 17 is the burner unit

Исходное низкосортное сырьё при помощи конвейера – 1 поступает в сушилку – 2, подсушенное топливо направляется в дробилку – 3, где измельчается и дозированно поступает в наклонный шнековый транспортер – 4, расположенный в газовой камере – 5. Газовая камера позволяет обогревать шнековый транспортер дымовыми газами, поступающими из камеры сгорания топливного газа – 15. В ходе нагрева из топлива выделяются летучие продукты (топливный газ, пары пиролизной смолы и подсмольной воды), которые отводятся через каналы летучих продуктов – 6 и направляются в узел подготовки связующего – 7. Оставшийся углеродистый остаток из наклонного шнекового транспортера – 4 через соединительный канал поступает в горизонтальный шнек – 9. Часть шнека охлаждается теплообменником – 10 для снижения температуры углеродистого остатка. В неохлаждаемой части шнека предусмотрен канал ввода связующего вещества, полученного в узле подготовки связующего. Формующая насадка – 11, расположенная на выходе из шнека, позволяет получать сырец композитного топлива заданной формы и размеров. Далее сырец при помощи конвейера – 12 поступает в сушилку – 13, затем в камеру нанесения смолы – 14.

Топливный газ, очищенный от паров смолы и воды в узле подготовки связующего – 7, и воздух, подаваемый дутьевым вентилятором – 16, посту-

пают в горелочные устройства – 17 камеры сгорания.

Энергопотребление оборудования, входящего в состав установки для производительности 45 т композитного топлива в сутки, по расчетам не превышает 25 кВт.

Представленный вариант теплотехнологической установки является в целом универсальным и способным перерабатывать различные виды низкосортного топлива, однако комплектация установки зависит от конкретного вида сырья. Например, при переработке торфа, обладающего низкими прочностными характеристиками и мелким фракционным составом, предварительное измельчение не требуется – сырье измельчится в процессе термопереработки и перемещения в шнековом транспортере. В установке по переработке опилок или древесной щепы, не выделяющих пиролизную смолу при теплотехнологической переработке, будет отсутствовать измельчитель и камера нанесения смолы.

Определение параметров сушки композитного топлива

Форма и геометрические размеры топлива существенно влияют как на прочность, так и на процесс сжигания композитного топлива в топочной камере. Установка по производству композитного топлива не содержит в своем составе прессового

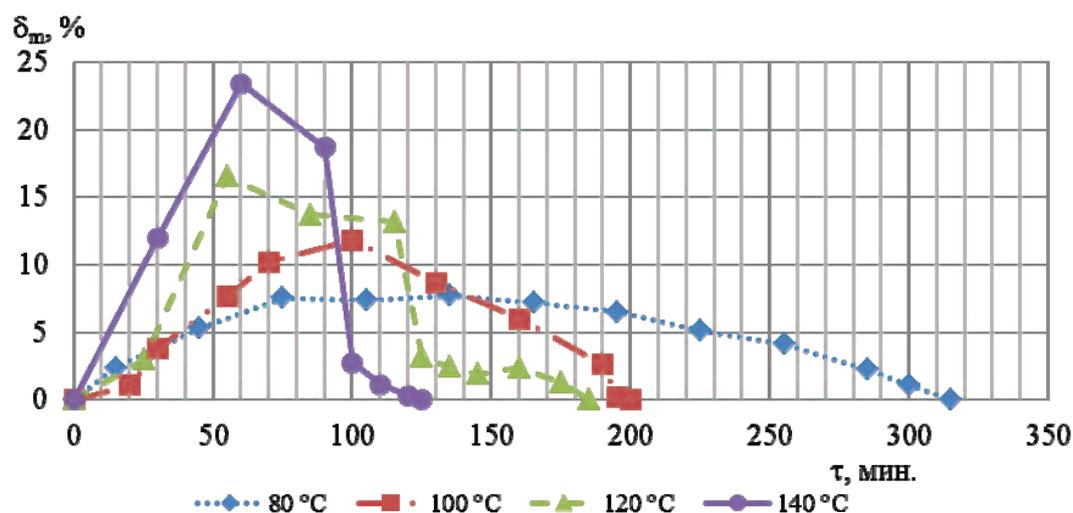


Рис. 3. Потеря влаги пеллет (δ_m) от времени τ при различной температуре сушки

Fig. 3. Pellet moisture loss (δ_m) on time τ at different drying temperature

оборудования, следовательно, размеры на выходе не привязаны к конструкции матричного канала.

Согласно ГОСТ Р 54248–2010 «Брикеты и пеллеты (гранулы) торфяные для коммунально-бытовых нужд. Технические условия» композитное топливо подразделяется на брикеты и пеллеты (гранулы). Брикеты могут иметь форму цилиндра, прямоугольной четырехгранной или шестигранной призмы; пеллеты – цилиндрическую или шарообразную форму.

С точки зрения простоты изготовления формовочной насадки и наименьшего сопротивления смеси при её прохождении предпочтительна цилиндрическая форма композитного топлива. Для экспериментального определения требуемой температуры сушки были изготовлены пеллеты размерами $\varnothing 25 \times 10$ мм, которые сушились при различных температурах, от 20 до 140 °С. Результаты изменения массы пеллет в процессе сушки показаны на рис. 3.

Из рис. 3 видно, что при высокой температуре сушки влага из пеллет интенсивно испаряется, что приводит к появлению пористости на поверхности пеллет. Полученные пеллеты испытаны на механическую прочность согласно ГОСТ 21289–75 «Брикеты угольные. Методы определения механической прочности» (табл. 2).

Таблица 2. Результаты механических испытаний пеллет цилиндрической формы

Table 2. Results of mechanical tests of bowl shaped pellets

Температура сушки, °С Drying temperature, °C	Показатели механической прочности Mechanical strength indices	
	при сбрасывании, % at drop, %	на сжатие, МПа compression, MPa
20	100	0,38
80	100	0,38
100	100	0,26
120	100	0,26
140	100	0,20

Отмечено, что в процессе сушки при температуре свыше 120 °С поверхность пеллет имеет заметные трещины, которые существенно снижают их прочностные характеристики. Наибольшей прочностью на сжатие обладают пеллеты, высушенные при температуре 20–80 °С.

Однако сушка брикетов цилиндрической формы с размерами $\varnothing 50 \times 50$ мм при температуре 20–80 °С показала, что для брикетов данных размеров температура сушки не должна превышать 20–40 °С, что позволяет получить брикет без наличия пор и трещин на поверхности (рис. 4, а). Более высокая температура сушки приводит к образованию трещин на поверхности брикета (рис. 4, б).

Появление трещин объясняется тем, что увеличение размеров приводит к неравномерности нагрева брикета. Ввиду низкой теплопроводности брикеты прогреваются от наружной поверхности к центру неравномерно. Прогревшись, наружная поверхность брикета затвердевает. В процессе продолжающейся сушки влага, содержащаяся внутри брикета, испаряется, и выход паров через наружную отвердевшую поверхность сопровождается образованием пор. Если скорость сушки высокая, то интенсивный выход испаряющейся влаги образует трещины на поверхности топливного брикета.

Соответственно, температура сушки связана с геометрическими размерами формируемого композитного топлива: при изготовлении пеллет – от 20 до 80 °С, при производстве брикетов – не выше 40 °С. При этом температурный интервал для изготовления пеллет позволяет производителю самостоятельно определить температуру сушки. При высокой производительности предпочтительна повышенная температура до 80 °С, которая позволяет сократить время сушки. Более низкая температура (20 °С) не требует дополнительных затрат на осуществление сушки, но увеличивает продолжительность пребывания брикетов у производителя, требует помещения для их высушивания.

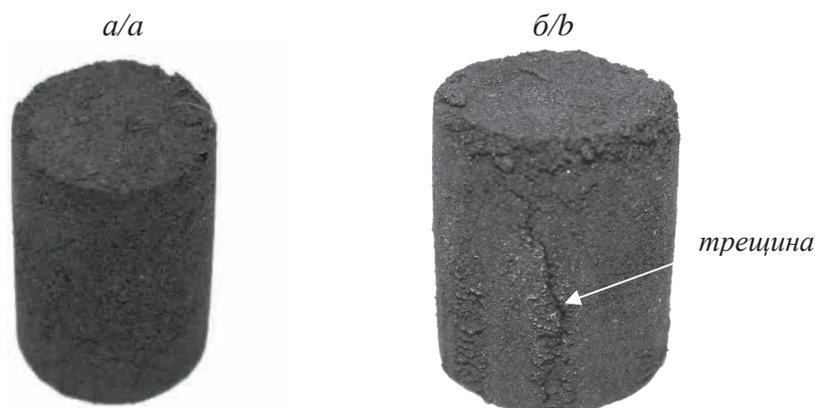


Рис. 4. Брикеты после сушки при: а) 20 °С; б) 80 °С

Fig. 4. Briquettes dried at: а) 20 °С; б) 80 °С

Выводы

1. Изложены основные принципы теплотехнологии получения композитного топлива из низкосортного сырья. Приведены результаты переработки низкосортного сырья Томской области в композитное топливо, в результате которой получаемое топливо имеет низшую теплоту сгорания, равную 13,1–29,4 МДж/кг, что сопоставимо с теплотой сгорания большинства бурых и каменных углей.
2. Исследована возможность придания влагостойкости композитного топлива за счет использования пиролизной смолы, плучаемой при теплотехнологической переработке сырья: нанесение смолы на поверхность топлива и последующая сушка при температуре 20–40 °С позволяет обеспечить полную влагостойкость (водопоглощение композитного топлива равно нулю).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Энергетическая стратегия России на период до 2030 года. Утв. распоряжением Правительства РФ от 13 ноября 2009 г. № 1715-р. – 144 с.
2. Емешев В.Г., Паровинчак М.С. Без привозной энергетики // Нефтегазовая вертикаль. – 2005. – № 17. – С. 63–65.
3. Пугач Л.И. Качество энергетических углей. Влияние качества на экономику и технологию использования на ТЭС. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 1998. – 104 с.
4. Мяки А.Э. Истинные причины проблем отопления в северных регионах // Топливо-энергетический комплекс. – 2003. – № 2. – С. 95–98.
5. Федеральная программа «Энергообеспечение районов Крайнего Севера и приравненных к ним территорий, а также мест проживания коренных малочисленных народов Севера, Сибири и Дальнего Востока за счет использования нетрадиционных возобновляемых источников энергии и местных видов топлива». – М.: Министерство топлива и энергетики РФ, 1996. – 27 с.
6. Суржикова О.А. Проблемы и основные направления развития электроснабжения удаленных и малонаселенных потребителей России // Вестник науки Сибири. – 2012. – № 3 (4). – С. 103–108. URL: <http://sjs.tpu.ru/journal/article/view/362> (дата обращения: 13.07.2014).
7. Самылин А., Яшин М. Современные конструкции газогенераторных установок // ЛесПромИнформ. – 2009. – № 1. – С. 78–85.

3. Рассмотрена техническая реализация установки по производству композитного топлива согласно предложенной теплотехнологии, использующая шнековое оборудование для формирования.
4. Определены требуемые параметры сушки для различных типов композитного топлива цилиндрической формы: температура сушки при изготовлении пеллет – от 20 до 80 °С, брикетов – не выше 40 °С. При этом установлено, что более высокая скорость сушки приводит к образованию поверхностных пор и трещин, снижающих механическую прочность композитного топлива.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ в рамках госзадания НИР (тема 13.948.2014/К).

8. Финансово-экономическое обоснование к проекту о внесении изменений в статью 17 федерального закона «О лицензировании отдельных видов деятельности». URL: [http://www.asozd2.duma.gov.ru/arhiv/a_dz_4.nsf/ByID/A2A61CF339907B57C3257249004BADA6/\\$File/%D0%A4%D0%AD%D0%9E.rtf?OpenElement](http://www.asozd2.duma.gov.ru/arhiv/a_dz_4.nsf/ByID/A2A61CF339907B57C3257249004BADA6/$File/%D0%A4%D0%AD%D0%9E.rtf?OpenElement) (дата обращения: 29.07.2013).
9. Парников Н.М. Повышение энергетической эффективности комплексов децентрализованного электроснабжения на примере Республики Саха (Якутия): дис. ... канд. техн. наук. – Томск, 2009. – 181 с.
10. Белосельский Б.С., Барышев В.И. Низкосортные энергетические топлива. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 136 с.
11. Белосельский Б.С. Технология топлива и энергетических материалов. – М.: Изд-во МЭИ, 2005. – 348 с.
12. Сжигание в кипящем слое – перспективная технология для низкосортных топлив О.Н. Швердяев, В.М. Гвоздев, А.В. Пахомов, В.В. Желтова // Энергосбережение и водоподготовка. – 2010. – № 6. – С. 39–41.
13. Гравитационно-рециркуляционная вихревая топка для сжигания высокосольного топлива / Ю.О. Петрик, П.Т. Афанасьев, А.Р. Богомолов, Г.С. Козлова, П.В. Дадонов // Вестник Кузбасского государственного технического университета. – 2009. – № 2. – С. 136–139.
14. Studying the process through which gas is generated in independent power installations / A.S. Zavorin, A.V. Kazakov, A.A. Makeev, S.V. Podorov // Thermal engineering. – 2010. – № 1. – P. 77–82.

15. Technical review on thermochemical conversion based on decoupling for solid carbonaceous fuels / J. Zhang, R. Wu, G. Zhang, J. Yu, C. Yao, Y. Wang, S. Gao, G. Xu // *Energy and fuels*. – 2013. – № 4. – P. 1951–1966.
16. Industrial experience of heat supply by catalytic installations / A.D. Simonov, N.A. Yazykov, P.I. Vedyakin, G.A. Lavrov, V.N. Parmon // *Catalysis Today*. – 2000. – № 1. – P. 139–145.
17. Catalytic heat-generating units for industrial heating / A.D. Simonov, I.A. Fedorov, Y.V. Dubinin, N.A. Yazy'kov, V.A. Yakovlev, V.N. Parmon // *Catalysis in Industry*. – 2013. – № 1. – P. 42–49.
18. Григорьев В.А., Зорин В.М. Промышленная теплоэнергетика и теплотехника: справочник. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 588 с.
19. Русчев Д.Д. Химия твердого топлива. – Л.: Химия, 1976. – 254 с.
20. Nikolaeva L.A., Latyshev V.G., Burenina O.N. Fuel briquettes from brown coals of Yakutia // *Solid Fuel Chemistry*. – 2009. – Т. 43. – № 2. – С. 109–112.
21. Смольянинов С.И., Маслов С.Г. Термобрикети́рование торфа. – Томск: Изд-во Томского университета, 1975. – 108 с.
22. Исламов С.Р. Переработка низкосортных углей в высококалорийное топливо // *Уголь*. – 2012. – № 3. – С. 64–66.
23. Способ изготовления брикетного топлива: пат. 2375414 Рос. Федерация МПК C10L5/14; заявл. 02.09.2008; опубл. 10.12.2009. – 8 с.
24. Lurii V.G. Comparative results of the combustion of lignin briquettes and black coal // *Solid fuel chemistry*. – 2008. – № 6. – P. 342–348.
25. Петров Н. Евродрова // *ЛесПромИнформ*. – 2009. – № 1. – С. 86–88.
26. Передерий С. Топливные древесные брикеты как альтернатива другим видам твердого топлива // *ЛесПромИнформ*. – 2010. – № 6 (72). – С. 162–165.
27. Способ изготовления топливных брикетов из биомассы: пат. 2484125 Рос. Федерация МПК C10L5/44; C10L5/14; C10L5/26; C10F7/06; заявл. 16.04.12; опубл. 10.06.13. – 7 с.: ил.
28. Табакаев Р.Б., Казаков А.В., Заворин А.С. Перспективность низкосортных топлив Томской области для теплотехнологического использования // *Известия Томского политехнического университета*. – 2013. – Т. 323. – № 4. – С. 41–46.
29. Казаков А.В., Табакаев Р.Б., Плахова Т.М. Влияние связующих веществ на прочностные свойства топливных брикетов из торфа // *Теплофизические основы энергетических технологий: Сб. научных трудов II Всерос. научно-практ. конф.* – Томск: Изд-во ТПУ, 2011. – С. 222–225.
30. Заворин А.С., Казаков А.В., Табакаев Р.Б. Экспериментальные предпосылки к технологии производства топливных брикетов из торфа // *Известия Томского политехнического университета*. – 2012. – Т. 320. – № 4. – С. 18–22.

Поступила 14.07.2014 г.

UDC 662.815.4

SOLID COMPOSITE FUEL FROM LOW-GRADE RAW (TECHNOLOGICAL ASPECT)

Roman B. Tabakaev,

National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue,
Tomsk, 634050, Russia. E-mail: TabakaevRB@tpu.ru

Alexander V. Kazakov,

Cand. Sc., National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue,
Tomsk, 634050, Russia. E-mail: kazakov@tpu.ru

Alexander S. Zavorin,

Dr. Sc., National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue,
Tomsk, 634050, Russia. E-mail: zavorin@tpu.ru

The urgency of the discussed issue is caused by the need to involve local resources of low-grade raw materials in the fuel and energy balance. **The main aim of the study** is to summarize the results of heat-technology processing of low-grade raw materials, to develop technical solutions for producing solid composite fuel and to determine drying parameters depending on composite fuel sizes and forms.

The methods used in the study: Heat-technology processing of low-grade raw materials into solid composite fuel was carried out according to the Patent RF no. 2484125 «The method for producing fuel briquettes from biomass». Thermotechnical characteristics of low-grade raw materials of Tomsk region and composite fuel on its basis were determined in accordance with GOST R 52911–2008 «Solid mineral fuels. Methods for determination of total moisture», 11022–95 «Solid mineral fuels. Methods for determination of ash», 6382–2001 «Solid mineral fuel. Methods for determination of volatile matter yield», 147–95 «Solid mineral fuel. Determination of the highest combustion heat and calculation of the lowest combustion heat». Tests to determine water absorption of the composite fuel were conducted in accordance with GOST 21290–75 «Coal briquettes. Method for determination of water absorption». The mechanical characteristics of the composite fuel were determined according to GOST 21289–75 «Coal briquettes. Methods for determining the mechanical strength». Shape and size of the composite fuel was manufactured according to GOST R 54248–2010 «Peat briquettes and pellets for heating purposes. Specifications» in determining the parameters of drying.

The results: The paper introduces the basic principles of heat-technology of obtaining composite fuel from low-grade raw materials and the results of heat-technology processing low-grade raw in Tomsk region into solid composite fuel. The authors have studied the opportunity and parameters of composite fuel waterproofing owing to pyrolysis resin application. Technical implementation of composite fuel production installation according to the heat-technology was proposed and drying parameters for different sizes of cylindrical composite fuel were determined.

Key words:

Thermal energy, heat-technology, low-grade raw, solid composite fuel, moisture resistance, briquetting installation.

The research was financially supported by the Ministry of Education and Science of the Russian Federation within the state R&D task (subject 13.948.2014/K).

REFERENCES

1. *Energeticheskay strategiya Rossii na period do 2030 goda* [The Energy Strategy of Russia until 2030]. Approved by RF Government Decree of 13 November 2009, no. 1715-r, 144 p.
2. Emeshev V.G., Parovinchak M.S. Bez privoznoy energetiki [Without imported power engineering]. *Neftegazovaya vertical – Oil and Gas Vertical*, 2005, no. 17, pp. 63–65.
3. Pugach L.I. *Kachestvo energeticheskikh ugley. Vliyaniye kachestva na ekonomiku i tekhnologiyu ispolzovaniya na TES* [Quality of energy coal. Its influence on the economy and technology of applying on TPP]. Novosibirsk, NGTU Publ., 1998. 104 p.
4. Myaki A.E. Istinnyye prichiny problem otopeniya v severnykh regionakh [The true causes of heating problems in northern regions]. *Toplivno-energeticheskiy kompleks*, 2003, no. 2. pp. 95–98.
5. *Federalnaya programma «Energoobespecheniye rayonov Kraynego Severa i priravnennykh k nim territory, a takzhe mest prozhivaniya korennykh malochislennykh narodov Severa, Sibiri i Dalnego Vostoka za schet ispolzovaniya netraditsionnykh vozobnoulyaemykh istochnikov energii i mestnykh vidov topliva»* [Federal Program «Power supply of the Far North and equivalent areas, and places inhabited by indigenous peoples of the North, Siberia and the Far East through the use of renewable energy sources and local fuels»]. Moscow, Ministry of energy of the Russian Federation, 1996. 27 p.
6. Surzhikova O.A. Problemy i osnovnye napravleniya razvitiya elektrosnabzheniya udalennykh i malonaselennykh potrebiteley Rossii [Problems and main directions of power supply development of remote and sparsely populated Russian consumers]. *Siberian Journal of Science*, 2012, vol. 4, no. 3, pp. 103–108. Available at: <http://sjs.tpu.ru/journal/article/view/362> (accessed 7 July 2014).
7. Samylin A., Yashin M. Sovremennyye konstruksii gazogeneratornykh ustanovok [Modern Constructions of Gas-generator Plants]. *LesPromInform*, 2009, vol. 59, no. 1, pp. 78–85.
8. Finansovo-ekonomicheskoe obosnovaniye k proektu o vnesenii izmeneniy v statyu 17 federalnogo zakona «O litsenzirovaniy otdelnykh vidov deyatel'nosti» [Financial and economic substantiation of the project to amend Article 17 of the Federal Law «On licensing certain types of activities»]. Available at: [http://www.asozd2.duma.gov.ru/arhiv/a_dz_4.nsf/ByID/A2A61CF339907B57C3257249004BADA6/\\$File/D0%A4%D0%AD%D0%9E.rtf?OpenElement](http://www.asozd2.duma.gov.ru/arhiv/a_dz_4.nsf/ByID/A2A61CF339907B57C3257249004BADA6/$File/D0%A4%D0%AD%D0%9E.rtf?OpenElement) (accessed 7 July 2014).
9. Parnikov N.M. *Povysheniye energeticheskoy effektivnosti kompleksov detsentralizovannogo elektrosnabzheniya na primere Respubliki Sakha (Yakutiya)*. Dis. Kand. nauk [Increase of power efficiency systems for decentralized power supply on the Republic of Sakha (Yakutia)]. Tomsk, 2009. 181 p.

10. Beloselsky B.S., Baryshev V.I. *Nizkosortnye energeticheskie topliva* [Low-grade energy fuels]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1989. 136 p.
11. Beloselsky B.S. *Tekhnologiya topliva i energeticheskikh masel* [Technology of fuel and energy oils]. Moscow, MEI Publ., 2005. 348 p.
12. Sheverdyayev O.N., Gvozdev V.M., Pakhomov A.V., Zheltova V.V. Szhiganie v kipiyashchem sloe – perspektivnaya tekhnologiya dlya nizkosortnykh topliv [Fluidized bed combustion – a promising technology for low-grade fuels]. *Energoberezhenie i vodopodgotovka*, 2010, no. 6, pp. 39–41.
13. Petrik P.T., Afanasyev Yu.O., Bogomolov A.R., Kozlova G.S., Dadonov P.V. Gravitatsionno-retsirkulyatsionnaya vikhrevaya topka dlya szhiganiya vysokozolnogo topliva [Gravitational recirculating vertical furnace for combustion of fuel with high ash content]. *Bulletin KuzGTU*, 2009, no. 2, pp. 136–139.
14. Zavorin A.S., Kazakov A.V., Makeev A.A., Podorov S.V. Studying the process through which gas is generated in independent power installations. *Thermal engineering*, 2010, vol. 57, no. 1, pp. 77–82.
15. Zhang J., Wu R., Zhang G., Yu J., Yao C., Wang Y., Gao S., Xu G. Technical review on thermochemical conversion based on decoupling for solid carbonaceous fuels. *Energy and fuels*, 2013, vol. 27, no. 4, pp. 1951–1966.
16. Simonov A.D., Yazykov N.A., Vedyakin P.I., Lavrov G.A., Parmon V.N. Industrial experience of heat supply by catalytic installations. *Catalysis Today*, 2000, vol. 60, no. 1, pp. 139–145.
17. Simonov A.D., Fedorov I.A., Dubinin Y.V., Yazykov N.A., Yakovlev V.A., Parmon V.N. Catalytic heat-generating units for industrial heating. *Catalysis in Industry*, 2013, vol. 5, no. 1, pp. 42–49.
18. Grigoryev V.A., Zorin V.M. *Promyshlennaya teploenergetika i teplotekhnika: spravochnik* [Industrial power and thermotechnics: handbook]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1991. 588 p.
19. Rushev D.D. *Himiya tverdogo topliva* [Chemistry of solid fuels]. Leningrad, Khimiya Publ., 1976. 254 p.
20. Nikolaeva L.A., Latyshev V.G., Burenina O.N. Fuel briquettes from brown coals of Yakutia. *Solid fuel chemistry*, 2009, vol. 43, no. 2, pp. 109–112.
21. Smolyaninov S.I., Maslov S.G. *Termobriketirovanie torfa* [Thermobriquetting of peat]. Tomsk, Tomsk state university Press, 1975. 108 p.
22. Islamov S.R. Pererabotka nizkosortnykh ugley v vysokokaloriynoe toplivo [Processing of low-grade coal in high-energy fuel]. *Ugol – Coal*, 2012, vol. 1032, no. 3, pp. 64–66.
23. Shashmurin P.I., Andreykov E.I., Posokhov M.Yu., Kukolev Ya.B., Stukov M.I., Zagaynov V.S. *Sposob izgotovleniya briketnogo topliva* [The method of manufacturing fuel briquettes]. Patent RF, no. 2375414, 2009.
24. Lurii V.G. Comparative results of the combustion of lignin briquettes and black coal. *Solid fuel chemistry*, 2008, vol. 42, no. 6, pp. 342–348.
25. Petrov N. Evrodroma [Euro-Firewood]. *LesPromInform*, 2009, vol. 59, no. 1, pp. 86–88.
26. Peredery S. Toplivnye drevesnye brikety kak alternativa drugim vidam tverdogo topliva [Wood Briquettes as an Alternative for Other Types of Solid Fossil Fuels]. *LesPromInform*, 2010, vol. 72, no. 6, pp. 162–165.
27. Tabakaev R.B., Zavorin A.S., Kazakov A.V., Plakhova T.M. *Sposob izgotovleniya toplivnykh briketov iz biomassy* [The method for manufacturing fuel briquettes from biomass]. Patent RF, no. 2484125, 2013.
28. Tabakaev R.B., Kazakov A.V., Zavorin A.S. Perspektivnost nizkosortnykh topliv Tomskoy oblasti dlya teplotekhnologicheskogo ispolzovaniya [Prospects of using low-grade fuels of Tomsk region for thermal technology use]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2013, vol. 323, no. 4, pp. 41–46.
29. Kazakov A.V., Tabakaev R.B., Plakhova T.M. Vliyanie svyazuyushchikh veshchestv na prochnostnye svoystva toplivnykh briketov iz torfa [Influence of binder on strength properties of fuel briquettes from peat]. *Sbornik nauchnykh trudov II Vserossiyskoy nauchno-prakticheskoy konferentsii «Teplofizicheskie osnovy energeticheskikh tehnologiy»* (Proc. 2nd All-Russian Scien. and Pract. Conf. Thermo-physical basis of energy technologies). Tomsk, 2011. pp. 222–225.
30. Zavorin A.S., Kazakov A.V., Tabakaev R.B. Eksperimentalnye predposylki k tekhnologii proizvodstva toplivnykh briketov iz torfa [The experimental prerequisites to technique of producing fuel briquettes from peat]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2012, vol. 320, no. 4, pp. 18–22.

Received: 14 July 2014.

УДК 621.181:519.876

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ СЖИГАНИЯ РЕЗЕРВНОГО ТОПЛИВА В ТОПКЕ КОТЛА БКЗ-210-140

Гиль Андрей Владимирович,

канд. техн. наук, доцент каф. парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ФГАОУ ВО «Национальный исследовательский Томский политехнический университет», Россия, 634050, г. Томск, проспект Ленина, дом 30. E-mail: andgil@tpu.ru

Заворин Александр Сергеевич,

д-р техн. наук, профессор каф. парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ФГАОУ ВО «Национальный исследовательский Томский политехнический университет», Россия, 634050, г. Томск, проспект Ленина, дом 30. E-mail: zavorin@tpu.ru

Лебедь Дмитрий Викторович,

директор филиала «Приморская генерация» ОАО «Дальневосточная генерирующая компания», Россия, 690034, г. Владивосток, ул. Фадеева, д. 47А. E-mail: lebed-dv@dvgk.rao-esv.ru

Старченко Александр Васильевич,

д-р физ.-мат. наук, профессор каф. вычислительной математики и компьютерного моделирования механико-математического факультета ФГБОУ ВПО «Национальный исследовательский Томский государственный университет», Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, д. 36. E-mail: starch@math.tsu.ru

Актуальность работы обусловлена необходимостью оценки эффективности и надежности работы котельных агрегатов на резервном топливе после реконструкции связанной с изменением базового топлива и применяемых подходов численного анализа.

Цель работы: анализ физико-химических процессов в топочном объеме котла БКЗ-210-140 при работе на резервном топливе и номинальной нагрузке при использовании Эйлера и совмещенного Эйлера и Лагранжева подходов к моделированию. Построение математических моделей объекта исследования с учетом рационального количества расчетных областей и применения современных численных алгоритмов и подходов. Сравнение численных результатов, полученных с использованием различных программных комплексов и различного представления горения жидкого топлива в камерной топке энергетического котла. Оценка температурных полей в объеме топочной камеры, концентраций химических элементов продуктов сгорания, формирования аэродинамической структуры потоков и эффективности выгорания резервного топлива.

Методы исследования: численное моделирование на основе Эйлера и Лагранжева подходов, метод конечного объема, пристеночных функций, двухпараметрическая $k-\epsilon$ модель турбулентности, модель протекания химической реакции в турбулентном потоке Eddy-Break-Up – EBU, P1-приближение метода сферических гармоник, теоретический расчет на основе нормативного метода теплового расчета котлов.

Результаты: численное представление физико-химических процессов в топке котла БКЗ-210-140 при организации сжигания резервного топлива; сравнение результатов, полученных по различным численным моделям; оценка надежности работы испарительных поверхностей и эффективности эксплуатации котельного агрегата на резервном виде топлива; рекомендации по совершенствованию топочного режима с целью повышения эффективности эксплуатации котла БКЗ-210-140 при сжигании мазута.

Ключевые слова:

Топочная камера, горелочное устройство, параметр крутки, газодинамика, температура, мазут.

Введение

На тепловых электрических станциях, работающих как на твердом топливе, так и на природном газе, в качестве резервного топлива обычно используется мазут. Поскольку при эксплуатации котельных агрегатов запас резервного топлива должен обеспечивать бесперебойную работу в течение 3,5 суток, в ходе выполнения пуско-наладочных работ основное внимание уделяется работоспособности на основном топливе, а эффективность работы котельного агрегата на резервном топливе из-за краткосрочности рассматриваемого периода оценивается в меньшей степени.

Помимо того, что жидкие органические топлива являются самыми дорогими среди энергетических топлив, при нарушении режимов их сжигания кроме повышения расхода топлива могут наблюдаться и другие негативные последствия в виде снижения экономичности, надежности работы котла, повышения выбросов вредных веществ в атмосферу [1, 2].

Известно, что оптимальная для каждого вида топлива организация топочной аэродинамики обеспечивает устойчивость горения, позволяет поддерживать требуемые скорости и температуры

в топочном объеме, снизить уровень выбросов токсичных веществ в окружающую среду. Неравномерное и неустойчивое движение газов в топке, напротив, ведет к противоположным результатам и может наряду с этим вызвать превышение допустимых локальных тепловых нагрузок, что отразится на эффективности работы котельного агрегата [3, 4].

Реконструкция котельных агрегатов БКЗ-210-140, предназначенных по проекту для факельного сжигания чихезского бурого угля, проведена с целью перевода на сжигание природного газа в качестве базового топлива. Резервным топливом по-прежнему остался мазут, поэтому для оценки эффективности работы новой схемы сжигания на резервном топливе необходимо проанализировать физико-химические процессы в объеме топочной камеры.

Поскольку натурные многофакторные исследования процесса горения в топках котельных агрегатов, базирующиеся на экспериментальном изучении трехмерной аэродинамики горящего факела, в том числе с вихревыми течениями, являются очень дорогостоящими и трудозатратными, в настоящее время для исследования и анализа газодинамики и теплофизических процессов в котлах эффективным инструментом является численное моделирование с использованием как разработанных за рубежом (ANSYS CFD (Fluent & CFX), STAR-CD, FLOW3D, Open-FOAM и др.), так и отечественных (Flow Vision, VP2/3, SigmaFlow, FIRE 3D и т. п.), но в разной мере апробированных для этих целей пакетов прикладных программ. Обилие физических моделей в перечисленных пакетах позволяет с хорошей схожимостью предсказывать ламинарные и турбулентные течения, различные режимы теплопереноса, химические реакции, многофазные потоки и другие явления на основе гибкого построения сеток и их адаптации к полученному решению [5].

Процесс горения мазута представляется последовательным протеканием следующих фаз: мелкодисперсное распыление, испарение и термическое расщепление, концентрирование газозооной смеси, воспламенение и ее горение [6, 7]. Хотя при этом в факеле образуются и твердые соединения сажи и кокса, в большинстве работ исследуются процессы испарения, воспламенения и горения газовой фазы и не учитывается наличие твердой фазы, горение которой происходит аналогично гетерогенному горению частиц твердого топлива [3, 4]. Поэтому из анализа литературных источников сложно отдать предпочтение тому или иному численному подходу к решению задачи по горению жидкого топлива в факеле.

В связи с изложенным в данной работе были использованы ресурсы пакета прикладных программ FIRE 3D и универсального программного комплекса ANSYS. При этом расчет в программном комплексе ANSYS проведен с учетом только газовой фазы, а в пакете прикладных программ FIRE 3D – с учетом твердой фазы.

Объект моделирования

Объектом исследования является котельный агрегат БКЗ-210-140 – вертикально-водотрубный, однопарабанный, с естественной циркуляцией, П-образной компоновки, с твердым шлакоудалением. Номинальная паропроизводительность 210 т/ч, давление перегретого пара 14 МПа, расчетная температура перегретого пара 560 °С. Из-за состояния паропроводов высокого давления и необходимости продления паркового ресурса металла парового тракта котел переведен на пониженную температуру перегретого пара 545 °С. Топочная камера объемом 1093 м³ до реконструкции была оборудована четырьмя блоками тангенциально установленных прямоточных пылеугольных горелок и четырьмя мельницами-вентиляторами.

В результате выполненной реконструкции топочное устройство котла оснащено шестью низкоэмиссионными вихревыми комбинированными газомазутными горелками ГМВИ (III) – 30 производства ОАО «ТКЗ – Красный котельщик» тепловой мощностью 30 МВт каждая с центральной и периферийной раздачей природного газа и двумя потоками воздуха. Горелки расположены на боковых стенах топки по схеме треугольника с вершиной вниз (рис. 1). Воздух в газомазутные горелки подается из воздушного тракта после воздухоподогревателя и распределяется на центральный и периферийный каналы посредством регулирующей арматуры.

В качестве расчетного топлива принят малосернистый мазут марки М100 [8].

Для подавления образования оксидов азота предусмотрена система двухступенчатого сжигания, суть которой состоит в том, что основная часть топлива сжигается при недостатке воздуха, а дожигание происходит за счет подачи дополнительного воздуха (около 20 %) в сопла третичного дутья в области более низких температур факела. Сопла сечением 608×208 мм установлены по два на боковых стенах топки выше верхнего яруса горелок на отметке 11,5 м.

Для сжигания мазута в центральную часть газомазутных горелок установлены паромеханические форсунки типа «Вулкан» (рис. 2). Перед форсунками обеспечивается давление топлива не менее 2,0 кгс/см², давление пара не менее 3,0 кгс/см², температура распыливающей среды (перегретый пар) 200...250 °С, удельный расход пара не более 0,02 кг/кг, вязкость топлива не более 6 °ВУ согласно ГОСТ 6258–85 [9].

Паромеханические форсунки довольно экономичны в работе в широком диапазоне регулирования, позволяющем достигать глубины регулирования до 10 % номинальной производительности без ухудшения распыления. Они имеют такую конструкцию, что при нагрузке выше 80 % работают как механические, при более низкой – как паровые форсунки. В паромеханическом режиме задействованы два канала – для подачи мазута и пара в топочное пространство. При работе котла на низ-

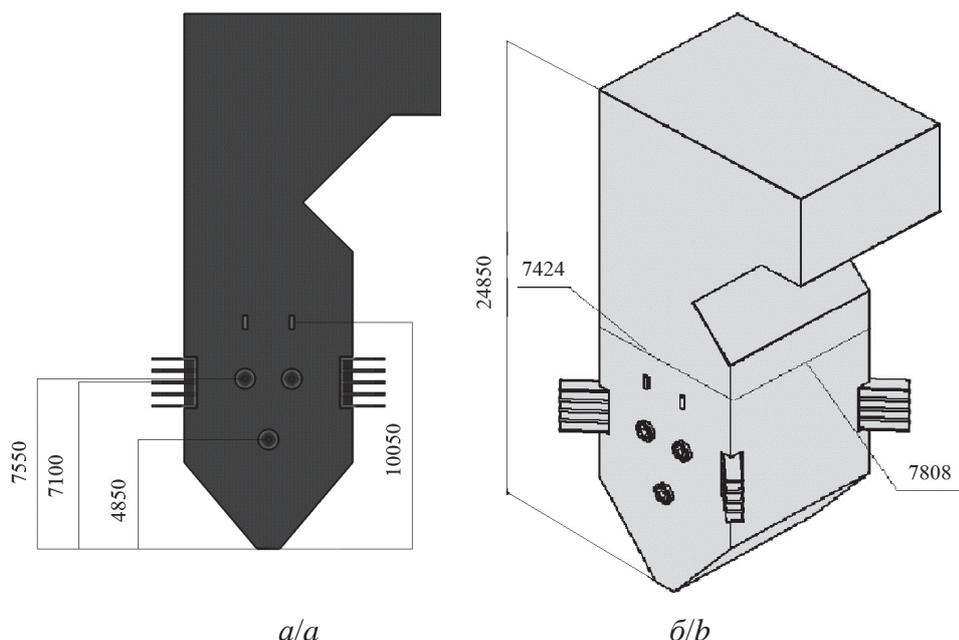


Рис. 1. Эскиз топочной камеры котла БКЗ-210–140: а) боковая стена; б) трехмерная модель

Fig. 1. Rough drawing of combustion chamber of boiler BKZ-210–140: a) side wall; b) three-dimensional model

кой нагрузке используется пар, который, пройдя паровой канал, систему отверстий в корпусе форсунки и паровой завихритель-кавитатор, встречается с мазутом, распыляя его.

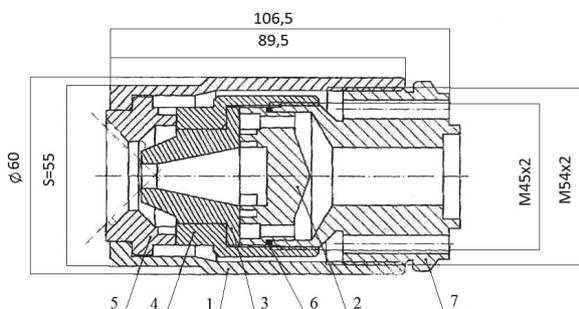


Рис. 2. Форсунка паромеханическая «Вулкан»: 1) корпус; 2) кавитатор мазутный; 3) сопло; 4) гайка поджимная; 5) излучатель паровой; 6) прокладка; 7) основание

Fig. 2. Steam-assisted burner «Vulkan»: 1) body; 2) fuel oil cavitator; 3) nozzle; 4) press screw nut; 5) steam radiator; 6) shim plate; 7) base

Расчетная сетка и параметры моделирования

При работе в программном комплексе ANSYS построенная геометрическая модель топочной камеры посредством Ansys Workbench v. 12.1.4 преобразована в расчетную структурированную тетрагональную сетку (рис. 3, а) с размерами стороны ячеек в диапазоне от $1,407 \cdot 10^{-4}$ до $1,4072 \cdot 10^{-1}$ м, что позволяет производить численное моделирование с достаточно высокой производительностью и приемлемой точностью. Полученная сетка содержит 133777 контрольных объемов и 26336 расчетных узлов [10].

После импортирования в расчетный модуль универсального пакета прикладных программ Ansys Fluent v. 12.1.4 было произведено преобразование тетрагональной структуры сетки в полиэдральную (рис. 3, б). В результате оптимизации количество контрольных объемов снизилось до 44291, что благоприятно отразилось на производительности расчета и на количестве «плохих» ячеек. Количество расчетных узлов полиэдральной сетки увеличилось до 183649, что, в свою очередь, повысило сходимость и точность численного моделирования.

При работе с программным комплексом FIRE 3D с использованием препроцессора была построена декартовая сеточная модель топочной камеры котла БКЗ-210–140 с количеством ячеек 169200.

Граничные и начальные условия математической модели задавались в соответствии с результатами предварительно проведенного теплового расчета котла, в качестве исходных данных для которого принимались: топливо – пары мазута ($C_{19}H_{30}$) при расчете в программном комплексе Ansys Fluent v. 12.1.4 и малосернистый мазут (с элементарным составом (%)) на рабочую массу: влажность 0,2, зольность 0,03, содержание серы 0,85, углерода 86,58, водорода 12,04, кислорода 0,3) при расчете с использованием пакета прикладных программ FIRE 3D; массовый расход топлива на номинальной нагрузке 4,057 кг/с; окислителем является атмосферный воздух, теоретически необходимый объем которого составляет $10,9059 \text{ м}^3/\text{кг}$; коэффициент избытка воздуха на выходе из топки 1,2 (вследствие повышенных присосов воздуха); доля первичного воздуха по отношению к общему количеству 0,175, вторичного воздуха, подаваемого в вихревые горелки 0,525, вторичного воздуха через тангенциальные

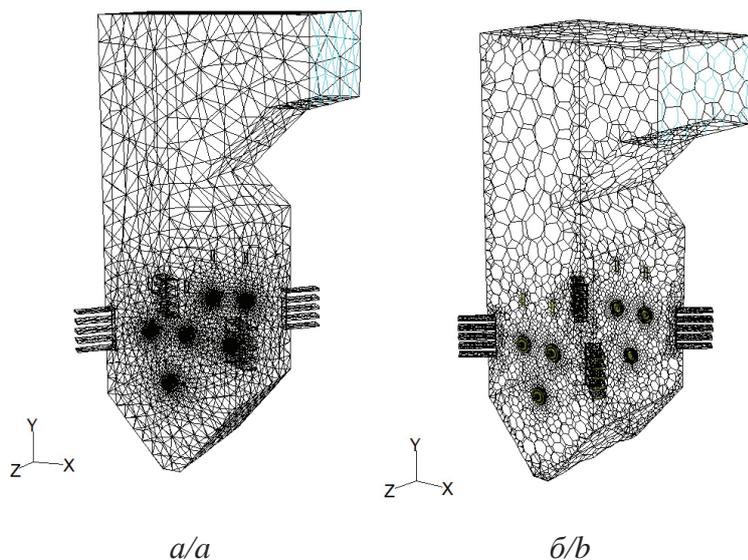


Рис. 3. Структурированная расчетная сетка для математического моделирования: а) тетрагональная; б) полиэдральная
Fig. 3. Structured computational mesh for mathematical simulation: a) tetragonal; b) polyhedral

горелки 0,10, третичного дутья через сбросные сопла 0,20; температура горячего воздуха 189 °С. Для повышения производительности расчетов воздух условно представлен в виде смеси кислорода с азотом в объемных долях 21 и 79 % соответственно.

Математическая модель

Методом конечных элементов моделировались следующие физико-химические процессы: горение паров мазута в кислороде воздуха, турбулентность в реагирующей среде, конвективный и лучистый теплообмен и т. д. В расчете принято упрощение процесса окисления горючего – уравнение брутто реакции горения паров мазута протекает необратимо в одну стадию: $C_{19}H_{30} + 26,5O_2 = 19CO_2 + 15H_2O$. Моделирование газовой фазы проводилось в приближении Эйлера. В соответствии с этим математическая модель включает в себя уравнения (запись для краткости приведена только для одной координаты) [11]:

- неразрывности

$$\frac{\partial(\rho U_i)}{\partial x_i} = 0;$$

- движения

$$\frac{\partial \rho U_i U_j}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \mu \frac{\partial U_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right] + \rho g_i, \quad j = 1, 2, 3;$$

- энергии

$$\frac{\partial U_i \rho c_p T}{\partial x_j} = -\frac{\partial q_i}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij} U_i}{\partial x_j} + S, \quad q_i = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x_i};$$

- состояния

$$\rho = \frac{p}{R_0 T \left[\frac{C_{O_2}}{M_{O_2}} + \frac{C_{N_2}}{M_{N_2}} + \frac{C_{C_{19}H_{30}}}{M_{C_{19}H_{30}}} + \frac{C_{CO_2}}{M_{CO_2}} + \frac{C_{H_2O}}{M_{H_2O}} \right]}.$$

Здесь x_i – декартовы координаты; U_i – компоненты вектора скорости; ρ, p, T, c, μ, g – плотность, давление, температура, удельная теплоемкость, динамическая вязкость смеси, ускорение свободного падения; δ_{ij} – символ Кронекера; τ_{ij} – компоненты тензора реинольдсовых напряжений; S – число Шмидта; λ – коэффициент теплопроводности; C_j – концентрация компонентов; M_j – молекулярный вес компонентов смеси.

Использовалась k - ε модель турбулентности, которая хорошо зарекомендовала себя в задачах с сильной кривизной линий тока и справедлива для полностью развитого турбулентного течения, т. е. для высоких чисел Рейнольдса, когда прямое влияние вязкости на структуру турбулентности пренебрежимо мало [12, 13].

Для описания турбулентных характеристик газа используется двухпараметрическая k - ε модель турбулентности Лаундера и Сполдинга

$$\rho u_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \rho \varepsilon + \left[(\mu + \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right],$$

$$\rho u_j \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} = 1,44 \frac{\varepsilon}{k} \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - 1,92 \frac{\varepsilon^2}{k} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{1,3} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right],$$

$$\mu_t = 0,09 \rho \frac{k^2}{\varepsilon}.$$

В данных уравнениях k, ε – кинетическая энергия турбулентности и скорость ее диссипации; μ_t – турбулентная вязкость.

В общем балансе энергии перенос тепла излучением в камерах сгорания играет важную роль. При численном исследовании радиационного теплопереноса в излучающих, поглощающих и рассеивающих средах, таких как топочные камеры, используется сложное интегро-дифференциальное уравнение для интенсивности термического излучения. Для приближенного решения этого уравнения в данной работе применяется метод сферических гармоник (его P1-приближение). Использование такого подхода для моделирования термического излучения в топочной камере обусловлено его хорошей совместимостью с конечноразностными методами.

Для математического моделирования протекающей химической реакции в турбулентном потоке одной из часто используемых моделей является модель Сполдинга (Eddy-Break-Up – EBU), отраженная в работах [13–15]. Согласно данной модели скорость химической реакции пропорциональна интенсивности турбулентного перемешивания. Однако влияние температуры потока на скорость протекающих химических реакций EBU-модель не учитывает, что не позволяет моделировать течения с переходными режимами горения, определяющими условия существования пламени.

Модифицированная модель, основанная на совместном использовании модели Сполдинга и кинетической модели, расширяет возможности моделирования и позволяет учесть различные режимы течения.

Кинетическая скорость реакции определяется следующей формулой [16]

$$\bar{w}_{kin} = A_k \bar{\rho}^2 \tilde{c}_f \tilde{c}_{ox} [-E / (R\tilde{T})],$$

где A_k – постоянный коэффициент, $\text{м}^3/(\text{кг}\cdot\text{с})$; E – энергия активации химической реакции, Дж/моль; R – универсальная газовая постоянная; \tilde{c}_f – массовая концентрация горючего; \tilde{c}_{ox} – массовая концентрация окислителя; \tilde{T} – температура газа.

Скорость турбулентного горения, согласно EBU-модели, вычисляется по формуле

$$\bar{w}_t = A_{EBU} \bar{\rho} (\varepsilon / k) \min\{\tilde{c}_f, \tilde{c}_{ox} / \nu\},$$

где ε – скорость диссипации кинетической энергии турбулентности; k – удельная кинетическая энергия турбулентности; A_{EBU} – коэффициент модели; ν – стехиометрический коэффициент.

При использовании модели EBU совместно с методом крупных вихрей отношение вычисляется [17, 18] по зависимости:

$$\varepsilon / k = \sqrt{2\tilde{S}_{ij}\tilde{S}_{ij}},$$

где \tilde{S}_{ij} – тензор скоростей деформации.

Тогда формула скорости турбулентного горения, соответственно, принимает вид

$$\bar{w}_t = A_{EBU} \bar{\rho} |\tilde{S}| \min\{\tilde{c}_f, \tilde{c}_{ox} / \nu\}.$$

Для учета зависимости скорости реакции от температуры потока формула модифицируется следующим образом

$$\bar{w}_t = A_{EBU} B_{EBU} \bar{\rho} |\tilde{S}| \min\{\tilde{c}_f, \tilde{c}_{ox} / \nu\},$$

$$B_{EBU} = 6,386 \times 10^3 \exp\left(-\frac{E}{R\tilde{T}}\right).$$

Вид связи B_{EBU} и температуры выбран по аналогии с законом Аррениуса. Коэффициент B_{EBU} изменяется в диапазоне от 0 до 1. Своё максимальное значение ($B_{EBU}^{\max}=1$) он принимает при $\tilde{T}_{\max}=2100$ К (то есть при наибольшей температуре горения). Следовательно, при температуре, близкой к наибольшей, значения, полученные по двум последним формулам, становятся фактически одинаковыми. При уменьшении температуры коэффициент B_{EBU} также начинает уменьшаться, обуславливая тем самым зависимость скорости реакции от температуры [19].

После вычисления кинетической и турбулентной скоростей горения скорость реакции окончательно определяется выражением, аналогичным формуле Щёлкина [20]

$$\bar{w} = \sqrt{\bar{w}_{kin}^2 + \bar{w}_t^2}.$$

Использование этой формулы дает возможность моделировать переход как от турбулентного к ламинарному режиму горения при уменьшении интенсивности турбулентного перемешивания, так и, наоборот, от ламинарного режима к турбулентному, соответственно, при увеличении интенсивности.

Таким образом, предложенная модель является универсальной для расчета течений реагирующего газа в широком диапазоне чисел Рейнольдса [21].

В программном продукте FIRE 3D теплообмен и горение в газовой фазе представляются на основе Эйлера способа описания, т. е. используются стационарные пространственные уравнения баланса массы, импульса, концентраций газовых компонентов и энергии для газовой смеси. Для описания движения и тепломассообмена одиночных частиц топлива и золы вдоль их траекторий с учетом обратного влияния дисперсной фазы на несущую среду применяется Лагранжев подход. Турбулентные характеристики газа рассчитываются с использованием двухпараметрической $k-\varepsilon$ модели турбулентности, также учитывающей влияние движущихся частиц. Радиационный теплообмен в двухфазном потоке представляется в рамках P1-приближения метода сферических гармоник [5].

Соответственно основные уравнения запишутся в следующей форме:

- уравнение изменения массы газовой смеси вследствие испарения влаги, газификации и горения углеродных частиц

$$\frac{\partial(\rho U_i)}{\partial x_i} = J_{evap} + J_{vap} + J_{char},$$

где ρ – плотность газовой смеси; U_i ($i=1,2,3$) – компоненты скорости газа; x_i ($i=1,2,3$) – декартовы координаты; J_{evap} , J_{vap} , J_{char} – массовые скорости испарения влаги, топлива и догорания частиц;

- уравнение количества движения для газовой фазы

$$\frac{\partial \rho U_i U_j}{\partial x_i} = -\frac{\partial p}{\partial x_j} + \rho g_j + F_j + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(\mu + \mu_T) \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} \left[\rho k + (\mu + \mu_T) \frac{\partial U_k}{\partial x_k} \right] \right]; \quad j = 1, 2, 3,$$

где p – давление; μ_T – турбулентная вязкость; μ – молекулярная вязкость; k – энергия турбулентности; δ_{ij} – символы Кронеккера ($\delta_{ii}=1$; $\delta_{ij}=0$ ($i \neq j$)); g_j – проекции ускорения свободного падения на декартовы оси; F_j – компоненты силы межфазного взаимодействия между частицами и несущей средой;

- уравнение движения частицы-маркера i -й группы ($i=1, \dots, N$),

$$\frac{dU_j^i}{dt} = \frac{(U_j - U_j^i)}{\tau_i} + g_j; \quad j = 1, 2, 3.$$

Здесь

$$\tau_i = \frac{4 \rho_p d_{pi}}{3 c_{D_i} \rho |\tilde{U}^i - \tilde{U}|};$$

$$c_{D_i} = \begin{cases} \frac{24}{Re_i} (1 + 0,15 Re_i^{0,687}); & Re_i \leq 1000; \\ 0,44; & Re_i > 1000; \end{cases}$$

$$Re_i = \frac{\rho \sqrt{\sum_{j=1}^3 (U_j^i - U_j)^2} d_{pi}}{\mu},$$

где U_j^i – компоненты скорости частиц; U_j – компоненты скорости газа; g_j – проекции ускорения свободного падения на декартовы оси; ρ_p – плотность частиц; d_{pi} – размер частиц i -й группы; c_{D_i} – коэффициент сопротивления частиц;

- уравнение энергии для газа

$$\frac{\partial \rho U_i c T}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\left[\frac{\mu}{Pr} + \frac{\mu_T}{Pr_T} \right] c \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + Q_{vol} J_{vol} + Q_{CO} J_{CO} - \frac{\partial q_i^{rad}}{\partial x_i} + \Theta,$$

где c – теплоемкость смеси газов; Pr, Pr_T – молекулярное и турбулентное ($Pr_T=0,9$) числа Прандтля; T – температура газа; Q_{vol}, Q_{CO} – тепловые эффекты реакций горения углеводородов и угарного газа; q_i^{rad} – компоненты вектора радиационного теплового потока; Θ – интенсивность теплообмена между несущей средой и частицами.

- уравнение состояния

$$\rho = \frac{p}{R_0 T \left[\frac{C_{O_2}}{M_{O_2}} + \frac{C_{N_2}}{M_{N_2}} + \frac{C_{vol}}{M_{vol}} + \frac{C_{CO}}{M_{CO}} + \frac{C_{CO_2}}{M_{CO_2}} + \frac{C_{H_2O}}{M_{H_2O}} \right]},$$

где M_j – молекулярные веса компонентов газовой смеси; R_0 – универсальная газовая постоянная, p – давление.

Результаты численного моделирования

На рис. 4 представлены результаты визуализации численных расчетов температурного уровня в горизонтальном сечении по оси верхнего яруса горелочных устройств.

В обоих вариантах расчета наблюдается аналогичное расположение температурных полей с незначи-

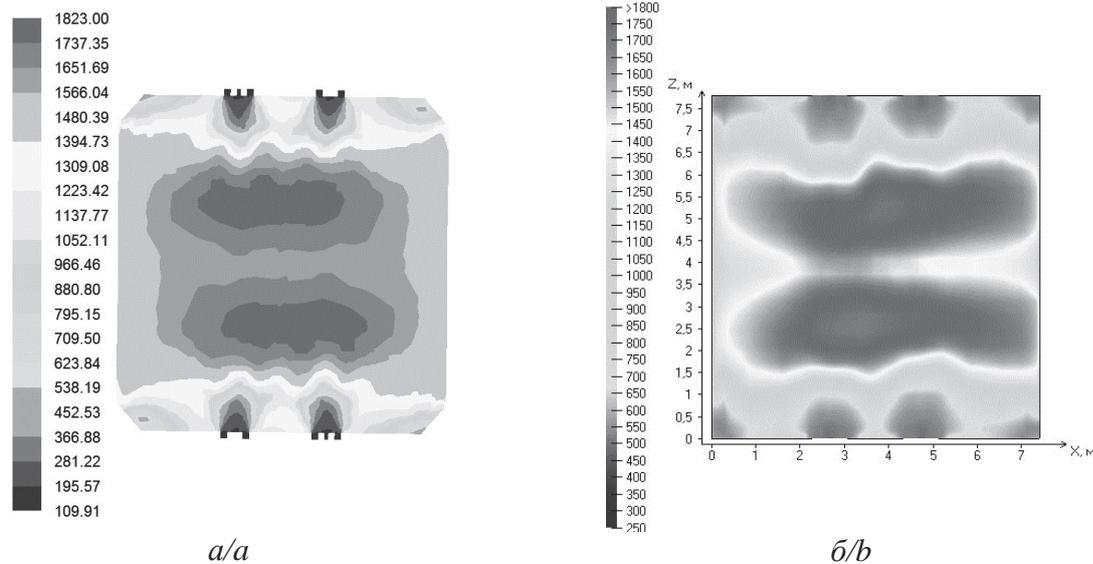


Рис. 4. Температурные поля в горизонтальном сечении топочной камеры по оси верхнего яруса горелочных устройств при использовании вычислительных пакетов: а) ANSYS Fluent; б) FIRE 3D

Fig. 4. Temperature fields in horizontal section of a combustion chamber along the axis of upper layer of a burner device while using computational packages: а) ANSYS Fluent; б) FIRE 3D

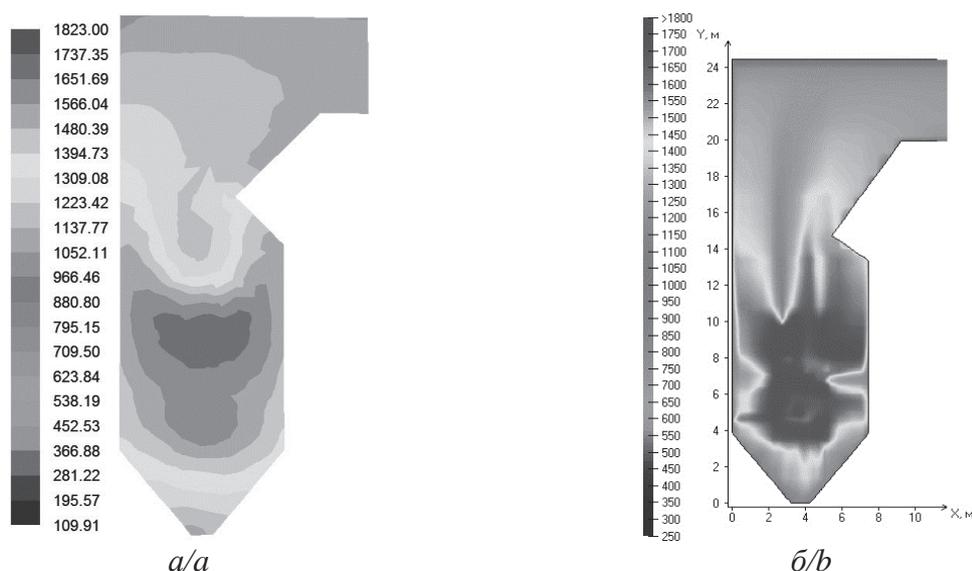


Рис. 5. Температурные поля в вертикальном сечении топочной камеры по продольной оси топочной камеры при использовании вычислительных пакетов: а) ANSYS Fluent; б) FIRE 3D

Fig. 5. Temperature fields in vertical section of a combustion chamber along the longitudinal axis of upper layer of a burner device while using computational packages: a) ANSYS Fluent; b) FIRE 3D

тельными отклонениями по температурным значениям, свидетельствующее об отсутствии единого, симметричного относительно центральной оси топочной камеры, ядра горения. Это может негативно отразиться на гидродинамических режимах работы экранных элементов в отдельных контурах циркуляции.

Визуальные картины распределения температурных полей в вертикальном сечении по продольной оси топочной камеры имеют отличия (рис. 5). При расчете в программе ANSYS Fluent максимальный уровень температур наблюдается в области расположения верхнего яруса горелочных устройств, а результирующая картина температурного уровня при расчете в программном комплексе FIRE 3D имеет максимум в области между ярусами горелок. При этом также можно отметить, что именно в данном сечении уровень температур до аэродинамического выступа при расчете в программном комплексе ANSYS Fluent выше ($\sim 100\text{--}200\text{ }^\circ\text{C}$), чем при расчете программой FIRE 3D.

Дальнейшие графические результаты представлены относительно пересечения продольной и поперечной оси топочной камеры, т. е. по центральной оси топки.

Анализируя изменение температуры по центральной оси топочной камеры, можно отметить в целом аналогичность профилей кривых (рис. 6, а). Но при этом значения температур на уровне середины холодной воронки и в области активного выгорания топливно-воздушной смеси существенно отличаются ($\sim 200\text{ }^\circ\text{C}$). Данное различие в большей степени связано с локальными значениями в конкретных сечениях, поскольку применены различные численные модели расчета процессов горения, которые влияют на итерационный расчет аэродинамической структуры потока в топке, что вносит несоот-

ветствия при рассмотрении в конкретных точках. Температура на выходе из топки составляет $1093\text{ }^\circ\text{C}$ при расчете с гомогенными реакциями горения и $992\text{ }^\circ\text{C}$ при расчете гетерогенного процесса горения.

На рис. 6, б изображены два графика зависимости изменения концентрации кислорода по высоте топки, полученные из математического моделирования в Ansys Fluent и FIRE 3D. При сравнении кривых можно отметить аналогичность профилей, но при этом на уровне расположения горелочных устройств и третичного дутья при расчете гетерогенного горения мазута с использованием программного продукта FIRE 3D наблюдаются пики повышенной концентрации, из этого следует, что воспламенение топливовоздушной смеси при расчете в программе Ansys происходит быстрее и интенсивнее, что и соответствует гомогенному горению. В целом наблюдается более высокая концентрация кислорода при использовании программного комплекса FIRE 3D примерно на 2 %.

Скоростной режим восходящего газо-воздушного потока имеет близкие значения в обоих исследованных вариантах за исключением зоны на уровне расположения нижнего яруса горелочных устройств (рис. 6, в). При расчете с использованием программы FIRE 3D закрученные потоки, истекающие из горелочных устройств, сталкиваются, образуя зону с пониженным давлением, что приводит к падению движения топочной среды. Максимальные значения скоростей наблюдаются на уровне аэродинамического выступа и соответственно сужения топочной камеры, а также вследствие дополнительного ввода объема воздуха через сопла третичного дутья. В данном сечении скорость достигает 9 м/с при расчете в программе Ansys Fluent и $10,5\text{ м/с}$ при использовании FIRE 3D.

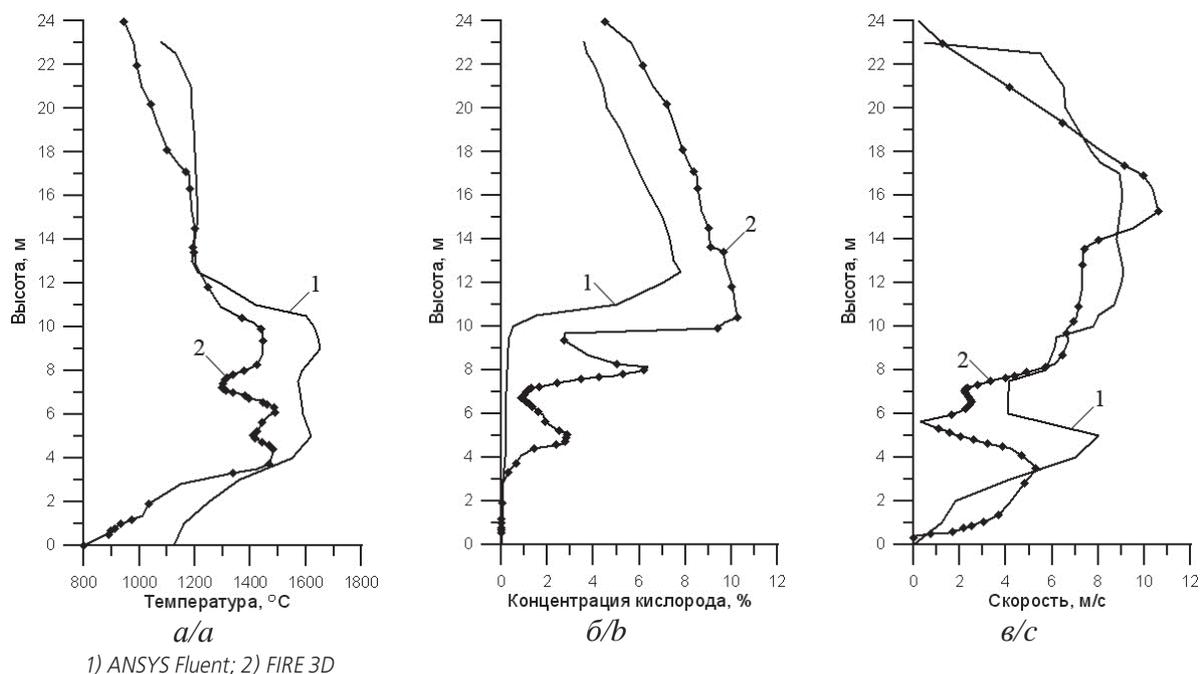


Рис. 6. Результаты численного расчета топочной среды по высоте топочной камеры: а) изменение температуры; б) изменение концентрации кислорода; в) изменение скорости газо-воздушного потока

Fig. 6. Results of numerical computation of furnace atmosphere by a combustion chamber height: a) temperature change; b) oxygen concentration change; c) change in gas-air flow speed

Заключение

Какая из рассмотренных моделей более адекватна, заключить достаточно сложно, поскольку картины визуализации и профили кривых на представленных графиках по всем рассмотренным параметрам достаточно близки. Отличия в абсолютных значениях можно отнести к тому, что они снимались по центральной оси топки, и незначительное смещение температурных, концентрационных полей рассматриваемых параметров приводит к отличию результатов в одной и той же точке при расчете по разным моделям. При сравнении значений температур на выходе из топки при расчете в принятых расчетных комплексах и значения температуры, рассчитанного по нормативному методу теплового расчета, разница не превышает 100 °C, что является допустимым при расчетных исследованиях процессов в котельных агрегатах.

Анализ совокупности данных, полученных по двум принятым к расчету моделям, показывает, что работа котельного агрегата на резервном то-

пливе представляется надежной, поскольку температурный уровень и его распределение в пределах топочного объема соответствуют допустимому тепловому напряжению и достаточно равномерен в сечениях по высоте топочной камеры. Соответственно, как процесс циркуляции пароводяной смеси, так и экраны циркуляционных контуров, судя по этим косвенным данным, в процессе эксплуатации имеют надежные параметры работы. Наличие высокоскоростных локальных зон не должно негативно отразиться на надежности работы поверхностей испарения за счет воздействия твердых частиц, поскольку наличие их в газовом потоке при сжигании мазута минимально.

Поскольку сжигание мазута по большей части является гомогенным горением в турбулентном потоке, то согласно рис. 6, б процесс выгорания топлива будет проходить полностью. Имеющий место после реконструкции котла повышенный коэффициент избытка воздуха, несомненно, при работе на мазуте влияет на снижение температуры на выходе из топки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Ghorbani A., Bazooyar B. Optimization of the combustion of SOME (soybean oil methyl ester), B5, B10, B20 and petrodiesel in a semi industrial boiler // *Energy*. – 2012 August. – V. 44. – Iss. 1. – P. 217–227.
- Daho T., Vaitilingom G., Sanogo O. Optimization of the combustion of blends of domestic fuel oil and cottonseed oil in a non-modified domestic boiler // *Fuel*. – 2009 July. – V. 88. – Iss. 7. – P. 1261–1268.
- Белоусов В.Н., Смородин С.Н., Смирнов О.С. Топливо и теория горения. Ч. II. Теория горения. – СПб.: СПбГТУРП, 2011. – 142 с.
- Лебедев Б.В., Карякин С.К. Технология сжигания органических топлив. – Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2012. – 148 с.
- Гиль А.В., Старченко А.В. Математическое моделирование физико-химических процессов сжигания углей в камерных топках котельных агрегатов на основе пакета прикладных программ FIRE 3D // *Теплофизика и аэромеханика*. – 2012. – Т. 19. – № 5. – С. 655–671.
- Аскарова А.С., Рыспаева М.Ж., Волошина И.Э. Численное моделирование горения и самовоспламенения двухфазных химических реагирующих течений с впрысками // *Известия Томского политехнического университета*. – 2009. – Т. 315. – № 4. – С. 5–9.
- González-Espinosa A., Lozano A., García J.A., Barreras F., Lincheta E. Design modification of the air diffuser in the burners of a fuel oil power plant. P. II: Interaction with the liquid spray // *Fuel*. – 2014 May. – V. 124. – P. 141–150.
- Тепловой расчет котлов (нормативный метод). – СПб.: Изд-во НПО ЦКТИ, 1998. – 256 с.
- ГОСТ 6258–85 Нефтепродукты. Метод определения условной вязкости. – М.: Изд-во ФГУП «Стандартинформ», 2006. – 7 с.
- Гиль А.В., Старченко А.В., Загорин А.С. Применение численного моделирования топочных процессов для практики перевода котлов на непроектное топливо: монография. – Томск: СТТ, 2011. – 184 с.
- Бубенчиков А.М., Старченко А.В. Численный анализ аэродинамики и горения турбулентной пылеугольной горелочной струи // *Физика горения и взрыва*. – 1997. – Т. 33. – № 1. – С. 51–59.
- Бубенчиков А.М., Старченко А.В. Численные модели динамики и горения аэродисперсных смесей в каналах. – Томск: Изд-во Том. ун-та, 1998. – 236 с.
- Spalding D.B. Mathematical models of turbulent flames: a review // *Combustion Science and Technology*. – 1976. – V. 13. – № 1–6. – P. 3–22.
- Yaxin Su, Cuiwu Chen, Along Su. Simulation of High Temperature Air Combustion with modified Eddy-Break-Up combustion model // *Energy Procedia*. – 2012. – V. 14. – P. 127–132.
- Abolfazl Irannejad, Farhad Jaberli. Large eddy simulation of turbulent spray breakup and evaporation // *International Journal of Multiphase Flow*. – 2014 May. – V. 61. – P. 108–128.
- Westbrook C.K., Dryer F.L. Simplified reaction mechanisms for the oxidation of hydrocarbon fuels in flames // *Combust. Sci. Technol.* – 1981. – V. 27. – № 1–2. – P. 31–34.
- Zhou L.X., Hu L.Y., Wang F. Large eddy simulation of turbulent combustion using different combustion models // *Fuel*. – 2008. – V. 87. – № 13–14. – P. 3123–3131.
- Murrone A., Scherrer D. Large eddy simulation of turbulent premixed flame stabilized by a backward facing step // *1st INCA Workshop*. – Villaroche, France, 2005. – P. 1–9.
- Шумихин А.А., Карпов А.И. Численное моделирование турбулентного диффузионного пламени на основе метода крупных вихрей // *Вычислительная механика сплошных сред*. – 2012. – Т. 5. – № 2. – С. 199–207.
- Седов Л.И. Механика в СССР за 50 лет. М.: Наука, 1970. – Т. 2. – 880 с.
- Бояршинов М.Г., Балабанов Д.С. Вычислительное моделирование движения сжимаемой среды, генерируемой точечным источником // *Вычислительная механика сплошных сред*. – 2010. – Т. 3. – № 3. – С. 18–31.

Поступила 14.07.2014 г.

UDC 621.181:519.876

NUMERICAL INVESTIGATION OF BURNING RESERVE FUEL IN COMBUSTION CHAMBER OF BOILER BKZ-420-140

Andrey V. Gil,

Cand. Sc., Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue,
Tomsk, 634050, Russia. E-mail: andgil@tpu.ru

Aleksandr S. Zavorin,

Dr. Sc., Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue,
Tomsk, 634050, Russia. E-mail: zavorin@tpu.ru

Dmitry V. Lebed,

Primorskaya Generatsiya, Far East Generating Company, 47A, Fadeeva street,
Vladivostok, 690034, Russia. E-mail: lebed-dv@dvkg.rao-esv.ru

Aleksandr V. Starchenko,

Dr.Sc., Tomsk State University, 36, Lenin Avenue,
Tomsk, 634050, Russia. E-mail: starch@math.tsu.ru

Relevance of the work is caused by the need to assess the effectiveness and reliability of the boiler units on reserve fuel after reconstruction associated with a change in the base fuel and approaches of numerical analysis.

The main aim of the research is to analyze physical and chemical processes in the furnace volume of boiler BKZ-210-140 operating on reserve fuel and rated load when using the Euler and Euler combined and Lagrangian modeling approaches; to construct the mathematical models of the object of study, taking into account the number of rational settlement areas and application of modern numerical algorithms and approaches; to compare numerical results obtained by using different software packages and different representations of the combustion of liquid fuel in the power boiler furnace; to evaluate temperature fields in the volume of the combustion chamber, the concentration of chemical elements of the combustion products, formation of a wind flow patterns and efficiency of backup fuel burn.

Methods: numerical simulation based on the Euler and Lagrangian approaches, the finite volume method, wall functions, the two-parameter $k-\epsilon^2$ turbulence model, the model of the chemical reaction in a turbulent flow Eddy-Break-Up – EBU, P1 approximation of spherical harmonics method, the theoretical calculation based on the standard method of thermal calculation of boilers.

Results: numerical representation of physical and chemical processes in the furnace of the boiler BKZ-210-140 at reserve fuel combustion; comparison of the results obtained by different numerical models; assessment of the reliability of evaporator surface functioning and efficient of operation of the reserve fuel boiler unit; recommendations for improving the combustion mode in order to increase the operational efficiency of the boiler BKZ-210-140 when combusting fuel oil.

Key words:

Combustion chamber, burner device, twist parameter, gas dynamics, temperature, fuel oil.

REFERENCES

1. Ghorbani A., Bazooyar B. Optimization of the combustion of SOME (soybean oil methyl ester), B5, B10, B20 and petrodiesel in a semi industrial boiler. *Energy*, 2012 August, vol. 44, Iss. 1, pp. 217–227.
2. Daho T., Vaitilingom G., Sanogo O. Optimization of the combustion of blends of domestic fuel oil and cottonseed oil in a non-modified domestic boiler. *Fuel*, 2009 July, vol. 88, Iss. 7, pp. 1261–1268.
3. Belousov V.N., Smorodin S.N., Smirnov O.S. *Toplivo i teoriya goreniya* [Fuel and combustion theory]. V. 2. *Teoriya goreniya* [Combustion theory]. St. Petersburg, SPbGTURP Publ., 2011. 142 p.
4. Lebedev B.V., Karyakin S.K. *Tekhnologiya szhiganiya organicheskikh topliv* [Technology of burning fossil fuels]. Tomsk, Tomsk Polytechnic University Publ. House, 2012. 148 p.
5. Gil A.V., Starchenko A.V. Mathematical modeling of physical and chemical processes of coal combustion in chamber furnaces of boiler aggregates based on the package of applied programs FIRE 3D. *Thermophysics and Aeromechanics*, 2012, vol. 19, no. 3, pp. 503–519.
6. Askarova A.S., Ryspaeva M.Zh., Voloshina I.E. Chislennoe modelirovanie goreniya i samovosplamneniya dvukhfaznykh khimicheskikh reagiruyushchikh techeniy s vpryskami [Numerical simulation of combustion and self-ignition of two-phase reacting chemical flows]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2009. vol. 315, no. 4, pp. 5–9.
7. González-Espinosa A., Lozano A., García J.A., Barreras F., Lincheta E. Design modification of the air diffuser in the burners of a fuel oil power plant. P. II: Interaction with the liquid spray. *Fuel*, 2014 May, vol. 124, pp. 141–150.
8. *Teplovoy raschet kotlov* [Thermal computation of boilers] (Normative method). St. Petersburg, 3rd ed., NPO TsKTI publisher, 1998. 256 p.
9. GOST 6258–85. *Nefteprodukty. Metod opredeleniya uslovnoy вязкости* [State Standard 6258–85. Petroleum products. The method of determining the relative viscosity]. Moscow, Standartinform Publ., 2007. 10 p.
10. Gil A.V., Starchenko A.V., Zavorin A.S. *Primenenie chislenogo modelirovaniya topochnykh protsessov dlya praktiki perevoda kotlov na neproektnoe toplivo* [Application of numerical simulation of furnace processes for the practice of transferring fuel boilers non-project]. Tomsk, STT, 2011. 184 p.
11. Bubenchikov A.M., Starchenko A.V. Chislenyy analiz aerodinamiki i goreniya turbulentnoy pyleugolnoy gorelochnoy strui [Numerical analysis of the aerodynamics and combustion of pulverized coal burner turbulent flow]. *Fizika goreniya i vzryva*, 1997, vol. 33, no. 1, pp.51–59.

12. Bubenchikov A.M., Starchenko A.V. *Chislennyye modeli dinamiki i goreniya aerodispersnykh smesey v kanalakh* [Numerical models of the dynamics and combustion of aerodisperse mixtures in channels]. Tomsk, Tomsk University Press, 1998. 236 p.
13. Spalding D.B. Mathematical models of turbulent flames: a review. *Combustion Science and Technology*, 1976, vol. 13, no. 1–6, pp. 3–22.
14. Yaxin Su, Cuiwu Chen, Along Su. Simulation of High Temperature Air Combustion with modified Eddy-Break-Up combustion model. *Energy Procedia*, 2012, vol. 14, pp. 127–132.
15. Irannejad A., Jaber F. Large eddy simulation of turbulent spray breakup and evaporation. *International Journal of Multiphase Flow*, 2014 May, vol. 61, pp. 108–128.
16. Westbrook C.K., Dryer F.L. Simplified reaction mechanisms for the oxidation of hydrocarbon fuels in flames. *Combust. Sci. Technol.*, 1981, vol. 27, no. 1–2, pp. 31–34.
17. Zhou L.X., Hu L.Y., Wang F. Large eddy simulation of turbulent combustion using different combustion models. *Fuel*, 2008, vol. 87, Iss. 13–14, pp. 3123–3131.
18. Murrone A., Scherrer D. Large eddy simulation of turbulent premixed flame stabilized by a backward facing step. *1st INCA Workshop*. Villaroche, France, 2005. pp. 1–9.
19. Shumikhin A.A., Karpov A.I. Chislennoe modelirovanie turbulentnogo diffuzionnogo plameni na osnove metoda krupnykh vikhrey [Numerical modeling of turbulent diffusion flame on the basis of large-eddy]. *Computational continuum mechanics*, 2012, vol. 5, no. 2, pp. 199–207.
20. Sedov L.I. *Mekhanika v SSSR za 50 let* [Mechanics in the USSR for 50 years]. Moscow, Nauka Publ., 1970, vol. 2, 880 p.
21. Boyarshinov M.G., Balabanov D.S. Vychislitelnoe modelirovanie dvizheniya szhimaemoy sredy, generiruemy tochechnym istochnikom [Computational modeling of motion of a compressible medium, generated by a point source]. *Computational continuum mechanics*, 2010, vol. 3, no. 3, pp. 18–31.

Received: 14 July 2014.

УДК 621.313.17

УРАВНЕНИЯ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ СВЯЗЕЙ В ИНДУКТИВНО-ЕМКОСТНЫХ ЭЛЕКТРОПРИВОДАХ С УЧЕТОМ ВЛИЯНИЯ МАГНИТОЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ЭФФЕКТА В СЕГНЕТОМАГНЕТИКЕ

Челухин Владимир Алексеевич,

д-р техн. наук, профессор факультета компьютерных технологий
Комсомольского-на-Амуре Государственного технического университета,
Россия, 681013, г. Комсомольск-на-Амуре, пр. Ленина, 27.
E-mail: Cheluhin-VA@mail.ru

Актуальность работы обусловлена необходимостью развития электромеханических преобразователей энергии и электроприводов с использованием новых активных материалов.

Цель работы: вывод уравнений системы электропривода индуктивно-ёмкостного типа с учетом взаимного магнитоэлектрического эффекта в активном сегнетомагнетике электромеханического преобразователя для анализа его электромеханических характеристик.

Методы исследования: математический анализ процесса управления на основе классической математической модели обобщенного электромеханического преобразователя энергии.

Результаты. Получены уравнения статических электромеханической и механической характеристик электропривода с индуктивно-ёмкостными компонентами, сегнетомагнетиком в качестве активного материала, и определен вид их характеристик. Показано, что в таких устройствах с сегнетомагнетиком в качестве активного материала возникает магнитоэлектрический эффект, влияние которого проявляется в усилении или ослаблении магнитных полей электрическими полями, и наоборот. Поскольку его влияние может быть весьма существенным – до 30 %, оно должно быть учтено в расчётах. Предложено учитывать влияние магнито-электрического эффекта с помощью введения дополнительных ЭДС, возникающих в обмотках индуктивной части и обкладках ёмкостей ёмкостной части ротора машины. Математическая модель такого двигателя в приводе индуктивно-ёмкостного двигателя постоянного тока с конвекционной ёмкостной частью проводящего типа будет содержать классические уравнения индуктивной и ёмкостной части, но с дополнительными ЭДС в обеих частях, возникающих из-за наличия магнито-электрического эффекта. Для получения уравнений механических характеристик такого двигателя предложено воспользоваться известными уравнениями обобщенной машины с добавлением в них вышеуказанной составляющей. Применяя к ним также преобразования на основе дуально-инверсной электродинамики, когда ёмкости заменяются на индуктивности, а индуктивности на ёмкости, и учтя добавочные члены взаимного влияния, получим уравнения для расчета соответствующих механических характеристик индуктивно-ёмкостного двигателя постоянного тока с конвекционной ёмкостной частью проводящего типа. Показано также, что преимуществом индуктивно-ёмкостного двигателя является универсальность регулирования, которое возможно как индуктивной, так и его ёмкостной составляющей.

Ключевые слова:

Сегнетомагнетик, индуктивно-ёмкостная компонента, математическая модель, ёмкостный электродвигатель, взаимная индуктивность, взаимная ёмкость, диэлектрик.

Развитие электромеханики и появление принципиально новых конструкций электрических машин, в том числе и индуктивно-емкостных, во многом зависит от прогресса в создании новых электротехнических материалов и успехов физики твердого тела.

Современные электротехнические комплексы созданы в подавляющей степени на основе индуктивных компонентов, разработка которых ведется уже второе столетие. Поэтому ожидать что-то принципиально новое в этом направлении уже не приходится. Качественно новый скачок в развитии электромеханических преобразователей энергии может быть осуществлен на базе новых активных и конструкционных материалов, обладающих такими уникальными свойствами, как сверхпроводимость, фазовые превращения при тепловом воздействии, сегнетомагнитные свойства. В этих условиях возникает потребность в разработке и создании новых схем и компонентов электрооборудования, работа которых основана на современных достижениях физики твердого тела и материаловедения.

На сегодня физикой твердого тела открыты и активно исследуются сегнетомагнетики – материалы, которые сочетают в себе свойства ферромагнитных материалов и сегнетоэлектриков [1–10].

Сегнетомагнетиками является сравнительно недавно открытый класс веществ, в которых одновременно существуют магнитное и сегнетоэлектрическое (или антисегнетоэлектрическое) упорядочения. Открытию сегнетомагнитных соединений физикой твердого тела предшествовал период интенсивного и успешного развития физики магнитных явлений и сегнетоэлектричества в отдельности, что отражалось в электромеханике развитием индуктивных и емкостных машин. Еще Л.Д. Ландау и Е.М. Лившиц в 1959 г. [11] указали на возможность существования в магнитоупорядоченных кристаллах равновесной электрической поляризации, пропорциональной напряженности магнитного поля, и равновесной намагниченности, пропорциональной напряженности электрического поля (линейный магнитоэлектрический эффект). В 1958 г. группа ленинградских физиков, проводя поиск новых сегнетоэлектрических

соединений, пришла к открытию сегнетоэлектриков со структурой перовскита и значительным содержанием ионов железа, что дало основание надеяться, что соединения со структурой перовскита могут быть одновременно сегнетоэлектриками и ферро-(антиферро-) магнетиками. Возможность сосуществования спонтанных магнитных моментов и поляризации не находится в противоречии с общими критериями возникновения ферромагнетизма и сегнетоэлектричества в отдельности. Магнитное упорядочение определяется обменным взаимодействием спинов, а сегнетоэлектрическое – перераспределением зарядовой плотности в решетке. Исследования, проводящиеся во многих странах в этом направлении, указывают на возможность получения сегнетомагнетиков с достаточно высокими свойствами как ферромагнитной составляющей, так и сегнетоэлектрической.

Эти свойства могут быть с успехом применены в электротехнических комплексах, с использованием в их составе индуктивно-ёмкостных компонент [12, 13].

Ранее идея создания и развития этого направления высказывалась в трудах д.т.н., профессора И.П. Копылова, академика Арм. ССР А.Г. Иосифьяна, к.т.н. С.В. Ганделяна, В.В. Минасяна [14, 15].

Однако в этих работах не рассматривались вопросы использования сегнетомагнетиков в конструкциях этих компонент. Проблема заключается в том, что этот материал наиболее активно исследуется в последние годы, и поэтому в этих работах совершенно не рассматривались вопросы взаимного влияния магнитных и электрических полей в конструкции индуктивно-ёмкостных компонент. Индуктивно-ёмкостная компонента такого комплекса будет содержать сегнетомагнетик в качестве активного материала, причем со значительным магнитоэлектрическим эффектом.

При выводе основных уравнений не учитывался взаимный магнитоэлектрический эффект в сегнетомагнетике, значительное влияние которого обнаружено также совсем недавно, и влияние которого может быть весьма существенным.

Явление магнитоэлектрического эффекта в сегнетомагнетике обнаружено недавно. Суть его – усиление или ослабление магнитных полей электрическими полями, и наоборот [16]. Его влияние может быть весьма существенным – до 30 %, и поэтому оно должно быть учтено в расчётах.

Рассмотрим учет влияния этого эффекта на примере использования в приводе индуктивно-ёмкостного двигателя постоянного тока с конвекционной ёмкостной частью проводящего типа. В таком двигателе индуктивная и ёмкостная части, расположенные в одной машине, работают на один вал. Математическая модель такого двигателя будет содержать уравнения индуктивной и ёмкостной части [17].

Для вывода уравнений воспользуемся уравнениями индуктивной обобщенной электрической машины [18–20]. Динамика обобщенной машины

описывается четырьмя уравнениями электрического равновесия в цепях её обмоток и уравнением электромеханического преобразования энергии, которое выражает электромагнитный момент машины как функцию электрических и механических координат системы:

$$\begin{aligned} u_{1\alpha} &= R_1 i_{1\alpha} + d\psi_{1\alpha}/dt; \\ u_{1\beta} &= R_1 i_{1\beta} + d\psi_{1\beta}/dt; \\ u_{2d} &= R_2 i_{2d} + d\psi_{2d}/dt; \\ u_{2q} &= R_2 i_{2q} + d\psi_{2q}/dt, \end{aligned}$$

где R_1 и R_2 – активные сопротивления фаз ротора и статора; ψ – потокосцепления; i – токи цепей. Потокосцепления каждой обмотки в общем виде определяются результирующим действием токов всех обмоток машины.

Применив к этой системе уравнений преобразования на основе дуально-инверсной электродинамики [10], получим подобную систему для ёмкостной части машины. Для этого заменим сопротивления на проводимости, напряжения – на токи, потокосцепления – на взаимные ёмкости.

$$\left. \begin{aligned} i_{1\alpha} &= G_1 u_{1\alpha} + dC_{1\alpha}^{RS}/dt; \\ i_{1\beta} &= G_1 u_{1\beta} + dC_{1\beta}^{RS}/dt; \\ i_{2d} &= G_2 u_{2d} + dC_{2d}^{RS}/dt; \\ i_{2q} &= G_2 u_{2q} + dC_{2q}^{RS}/dt, \end{aligned} \right\}$$

где G_1 и G_2 – проводимости фаз ротора и статора; C^{RS} – взаимные ёмкости электродов ротора и статора; u – напряжения на обкладках ёмкостей. Здесь также взаимные ёмкости в общем виде определяются результирующим действием напряжений на всех ёмкостях ёмкостной части машины.

Поскольку обе части машины работают в одном корпусе и жестко связаны через вал, то обе системы объединяются в одну:

$$\left. \begin{aligned} u_{1\alpha} &= R_1 i_{1\alpha} + d\psi_{1\alpha}/dt; \\ u_{1\beta} &= R_1 i_{1\beta} + d\psi_{1\beta}/dt; \\ u_{2d} &= R_2 i_{2d} + d\psi_{2d}/dt; \\ u_{2q} &= R_2 i_{2q} + d\psi_{2q}/dt; \\ i_{1\alpha} &= G_1 u_{1\alpha} + dC_{1\alpha}^{RS}/dt; \\ i_{1\beta} &= G_1 u_{1\beta} + dC_{1\beta}^{RS}/dt; \\ i_{2d} &= G_2 u_{2d} + dC_{2d}^{RS}/dt; \\ i_{2q} &= G_2 u_{2q} + dC_{2q}^{RS}/dt. \end{aligned} \right\}$$

Эта система уравнений в целом пригодна для расчёта режимов работы машины. Однако необходимо заметить, что это возможно только в одном случае – если отсутствует взаимное влияние одной части машины на другую. Такая математическая модель представляет индуктивно-ёмкостную машину как простую сумму двух машин – индуктивной и ёмкостной, работающих на одном валу и связанных между собой электрическими цепями. В физической модели такой машины отсутствует наличие сегнетомагнитного материала и учет его влияния. В реальной машине, использующей сегнетомагнетик в качестве активного материала, такое влияние обязательно будет существовать и может быть существенным. Это влияние будет двоя-

ким: взаимное влияние электрических цепей индуктивной части на электрические цепи ёмкостной части и особенно взаимное влияние полей – магнитного на электрическое и, наоборот, электрического на магнитное.

Влияние магнитоэлектрического эффекта при составлении уравнений цепей математической модели индуктивно-ёмкостной электрической машины (ИЁЭМ) можно учесть путём введения в эти уравнения дополнительных членов, учитывающих это влияние. Такой подход основан на использовании достижений в теории индуктивных машин и их математических моделей, которые с помощью методов дуально-инверсной электродинамики можно перенести на ёмкостные машины с учётом их особенностей и требований к индуктивно-ёмкостной машине.

В этом случае предполагается, что электрические поля ёмкостной части машины создают в обмотках индуктивной её части некоторые магнитные поля, возбуждающие дополнительные ЭДС в этих обмотках. Эти дополнительные ЭДС учитываются с помощью введения одной или нескольких дополнительных обмоток в индуктивной части.

Аналогично и для ёмкостной части. Предполагается, что магнитное поле индуктивной части машины создают в её ёмкостной части некоторые электрические поля, которые индуцируют дополнительные токи в её обкладках, что учитывается с помощью введения дополнительных обкладок в ёмкостной части. При таком подходе добавочные члены, учитывающие взаимное влияние частей машины, примут характер индуктивных сопротивлений для индуктивной части и характер ёмкостных для ёмкостной части, что значительно упрощает создание математической модели индуктивно-ёмкостной машины и облегчает физическое понимание процессов, проходящих в ней.

В этом случае математическая модель ИЁЭМ строится следующим образом. Вначале по соответствующей физической модели определяется число дополнительных обмоток в её индуктивной части, которые учитывают взаимное влияние ёмкостной

части. Затем такое же количество дополнительных обкладок, учитывающих влияние индуктивной части, вводятся в уравнение ёмкостной части.

Так как электрические и магнитные поля в индуктивно-ёмкостной машине целиком сосредоточены в роторе, и сегнетомагнетик устанавливается только в её роторе, то в этом случае дополнительное влияние необходимо учитывать только в роторе. Поэтому пространственная модель машины будет в общем случае содержать две дополнительные обмотки на роторе индуктивной части и две дополнительные ёмкости в роторе для ёмкостной части.

Система уравнений напряжений и токов для обобщённой ИЁЭМ будет иметь в этом случае следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} u_{1\alpha} &= R_1 i_{1\alpha} + d\psi_{1\alpha}/dt + d\psi_{1\alpha}^{sr}/dt; \\ u_{1\beta} &= R_1 i_{1\beta} + d\psi_{1\beta}/dt + d\psi_{1\beta}^{sr}/dt; \\ u_{2d} &= R_2 i_{2d} + d\psi_{2d}/dt + d\psi_{2d}^{rs}/dt; \\ u_{2q} &= R_2 i_{2q} + d\psi_{2q}/dt + d\psi_{2q}^{rs}/dt; \\ i_{1\alpha} &= G_1 u_{1\alpha} + dC_{1\alpha}^{RS}/dt + dC_{1\alpha}^{sr}/dt; \\ i_{1\beta} &= G_1 u_{1\beta} + dC_{1\beta}^{RS}/dt + dC_{1\beta}^{sr}/dt; \\ i_{2d} &= G_2 u_{2d} + dC_{2d}^{RS}/dt + dC_{2d}^{rs}/dt; \\ i_{2q} &= G_2 u_{2q} + dC_{2q}^{RS}/dt + dC_{2q}^{rs}/dt. \end{aligned} \right\}$$

В этих уравнениях добавочные члены $d\psi^{sr}$, $d\psi^{rs}$, dC^{rs} и dC^{sr} как раз и будут учитывать взаимное влияние ёмкостной и индуктивной частей. Характер знака между ними будет учитывать ослабление или усиление этого влияния.

Математическая модель ИЁЭМ, построенная на основе этой системы уравнений, будет наиболее полно отражать характер процессов, протекающих при работе машины, учитывая магнитоэлектрический эффект.

Для получения уравнений механических характеристик такого двигателя можно воспользоваться известными уравнениями обобщенной машины [12]. Применив к ним также преобразования на основе дуально-инверсной электродинамики и учтя добавочные члены взаимного влияния, получим:

Для индуктивной части

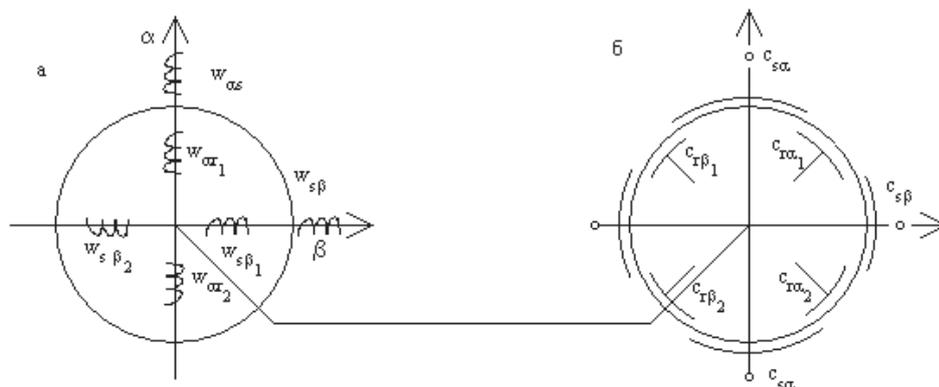


Рис. 1. Пространственная модель ИЁЭМ с учётом взаимного влияния её частей: а) индуктивной; б) ёмкостной

Fig. 1. Space model of inductance-capacitance electric machine (ICEM) considering its parts: а) inductive; б) capacity

$$u_B = i_B R_B + L_B \frac{di_B}{dt};$$

$$u_{я} = i_{я} R_{я} + L_{я} \frac{di_{я}}{dt} + k\Phi\omega \pm L_d \frac{d\omega}{dt};$$

$$M_{\mu} = k\Phi i_{я}.$$

Для ёмкостной части

$$i_B = u_B R_B + C_B \frac{du_B}{dt};$$

$$i_{я} = u_{я} R_{я} + C_{я} \frac{di_{я}}{dt} + k\Phi\omega \pm C_d \frac{d\omega}{dt};$$

$$M_{\epsilon} = k\Phi u_{я}.$$

Здесь L_d, C_d – добавочные взаимные индуктивности и емкости, индуцированные взаимным влиянием полей сегнетомагнетика (магнитоэлектрический эффект), i_d, u_d – токи и напряжения, индуцированные этим эффектом.

С учетом того, что момент для индуктивной части определяется отношением:

$$M_{\mu} = k_{\mu} \Phi_{\mu} i_{я},$$

где $k_{\mu} = p_n N / 2\pi a$ – конструктивный коэффициент; Φ_{μ} – магнитный поток индуктивной части; $i_{я}$ – ток якоря индуктивной части. Если принять, что потоки постоянны, то получим следующее уравнение механической характеристики для индуктивной части:

$$\omega = \frac{u_{я}}{k_{\mu} \Phi_{\mu}} - \frac{R_{я}}{k^2_{\mu} \Phi^2_{\mu}} M_{\mu} - \frac{I_{я}}{k^2_{\mu} \Phi^2_{\mu}} \frac{dM_{\mu}}{dt} \pm \frac{I_d}{k^2_{\mu} \Phi^2_{\mu}} \frac{dM_{\mu}}{dt}.$$

Используя дуально-инверсные положения опять, получим для ёмкостной части:

$$\omega = \frac{i_{я}}{k_{\epsilon} \Phi_{\epsilon}} - \frac{R_{я}}{k^2_{\epsilon} \Phi^2_{\epsilon}} M_{\epsilon} - \frac{U_{я}}{k^2_{\epsilon} \Phi^2_{\epsilon}} \frac{dM_{\epsilon}}{dt} \pm \frac{I_d}{k^2_{\epsilon} \Phi^2_{\epsilon}} \frac{dM_{\epsilon}}{dt}.$$

Поставляя в эти выражения значение момента для индуктивной части

$$M_{\mu} = k_{\mu} \Phi_{\mu} i_{я}$$

и ёмкостной части

$$M_{\epsilon} = k_{\epsilon} \Phi_{\epsilon} u_{я},$$

получим уравнения для электромеханических характеристик обеих частей.

Рассматривая полученные уравнения, можно заключить, что добавочное влияние магнитоэлектрического эффекта лишь увеличит или уменьшит наклон этих характеристик.

Как частный результат полученного математического описания могут быть определены уравнения статических электромеханической и механической характеристик двигателя. При постоянном потоке уравнения этих характеристик запишутся в следующем виде для индуктивной части:

$$\omega_{\mu} = \frac{u_{я}}{k_{\mu} \Phi_{\mu}} - \frac{R_{я}}{k^2_{\mu} \Phi^2_{\mu}} M_{\mu};$$

для ёмкостной части:

$$\omega_{\epsilon} = \frac{i_{я}}{k_{\epsilon} \Phi_{\epsilon}} - \frac{R_{я}}{k^2_{\epsilon} \Phi^2_{\epsilon}} M_{\epsilon}.$$

Рассматривая полученные уравнения, можно заключить, что при постоянном потоке электромеханическая и механическая характеристики линейны.

На рис. 2 показаны механические характеристики индуктивно-ёмкостной машины постоянного тока с независимым возбуждением. Здесь каждый из двух взаимосвязанных частей имеет такую характеристику $\omega=f(M_{1,2})$ линия 1. Результирующая характеристика привода показана линией 2. При отрицательном влиянии магнитоэлектрического эффекта будет снижение напряжения индуктивной части и пониженный ток ёмкостной части, поэтому результирующая механическая характеристика 3 привода почти параллельна характеристике 1, но располагается ниже.

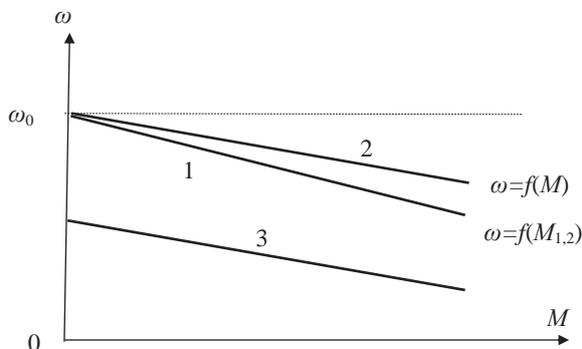


Рис. 2. Механические характеристики ИЭЭМ постоянного тока с независимым возбуждением

Fig. 2. Mechanical data of ICEM of separately excited DC

Причем если построить механические характеристики ёмкостного микродвигателя ЁКД-5-сэ/16, полученные экспериментально, то они будут иметь следующий характер, рис. 3.

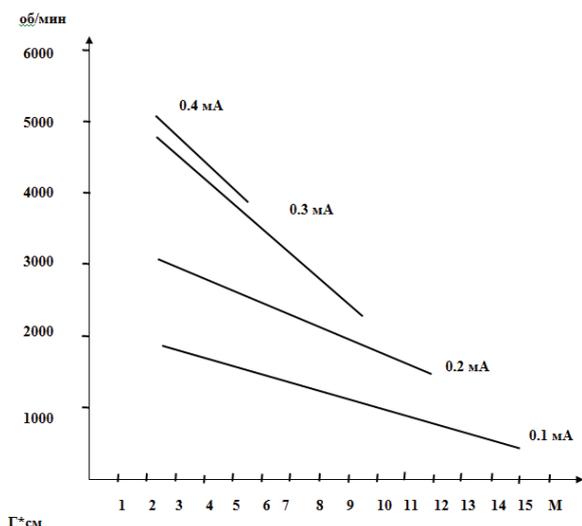


Рис. 3. Механические характеристики микродвигателя ЁКД-5-сэ/16, полученные экспериментально

Fig. 3. Mechanical data of micromotor EKD-5-сэ/16 obtained experimentally

Как видно из графиков на рис. 2, 3, с ростом значения тока емкостной машины начальная точка характеристик перемещается выше, что в точности соответствует виду механических характеристик индуктивных двигателей постоянного тока независимого возбуждения при регулировании их частоты вращения изменением значения магнитного потока возбуждения. В индуктивных двигателях постоянного тока независимого возбуждения значения угловых скоростей лежат выше точки скорости идеального холостого хода при ослаблении магнитного потока возбуждения. Эти характеристики показывают, что

с ростом нагрузки частота вращения ротора значительно уменьшается и наклон характеристик увеличивается.

В микроприводах и роботах на уровне нанотехнологий такие микропреобразователи с индуктивно-емкостной компонентой чаще всего будут работать для привода отдельных частей, работающих с небольшим отношением времени работы к общему времени работы. Поэтому целесообразнее всего рассматривать совместную работу индуктивной и емкостной компонент в комплексе с механической нагрузкой при кратковременном или повторно-кратковременном режиме нагрузки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Смоленский Г.А., Чупис И.Е. Сегнетомагнетики // Успехи физических наук. – 1982. – Т. 137. – Вып. 3. – С. 415–448.
- Челухин В.А. Экспериментальное исследование сегнетомагнетиков // Реальная структура и свойства ацентричных кристаллов: Труды Всесоюзной конф. – Благовещенск, 17–22 сент. 1990. – Ч. 2. – 199 с.
- Иванов О.Н., Скрипченко Е.А., Чумаков А.П. Синтез и физические свойства сегнетомагнетика $\text{SrBi}_2\text{Nb}_2\text{FeO}_{12}$ // Физика твердого тела. – 2006. – Т. 48. – Вып. 6. – С. 981–983.
- Веневцев Ю.Н., Гагулин В.В., Любимов В.Н. Сегнетомагнетики. – М.: Наука, 1982. – 167 с.
- Фраерман А.А. Магнитные состояния и транспортные свойства ферромагнитных наноструктур // УФН. – 2012. – V. 182. – № 12. – С. 1345–1351.
- Ter-Oganesian N.V. Dielectric and Magnetic Properties of Magnetoelectric Delafossites // Ferroelectrics. – 2012. – V. 438. – № 1 – P. 101–106.
- Spin Structures and Domain Walls in Multiferroics Spin Structures and Magnetic Domain Walls in Multiferroics / P. Pyatakov, A.K. Zvezdin, A.M. Vlasov, A.S. Sergeev, D.A. Sechin, E.P. Nikolaeva, A.V. Nikolaev, H. Chou, S.J. Sun, L.E. Calvet // Ferroelectrics. – 2012. – V. 438. – № 1. – P. 79–88.
- Nucleation-induced self-assembly of multiferroic $\text{BiFeO}_3\text{-CoFe}_2\text{O}_4$ nano-composites / S.M. Stratulat, Xiaoli Lu, A. Morelli, D. Hesse, W. Erfurth // Nano Lett. – 2013. – V. 13. – № 8. – P. 3884–3889.
- Magnetic Field-Induced Ferroelectric Switching in Multiferroic Aurivillius Phase Thin Films at Room Temperature / L. Keeney, T. Maity, M. Schmidt, A. Amann, N. Deepak // J. Am. Ceram. Soc. – 2013. – V. 96. – № 8. – P. 2339–2357.
- Пятаков А.П., Звездин А.К. Магнитоэлектрические материалы и мультиферроики // УФН. – 2012. – Т. 182. – С. 593–620.
- Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Электродинамика сплошных сред. – М.: Наука, 1992. – 266 с.
- Челухин В.А. Индуктивно-емкостная машина постоянного тока // Изв. вузов. Электромеханика. – 1987. – № 5. – С. 48–52.
- Челухин В.А. Выбор схемы соединений индуктивно-емкостной машины методом дуальных цепей // Изв. вузов. Электромеханика. – 1989. – № 8. – С. 104–107.
- Гандилян С.В., Минасян В.В. Магнито-электроиндукционные электрические машины // Док. АН Арм. ССР. Электромеханика. – 1988. – Т. XXXVI. – № 3. – С. 102–107.
- Гандилян С.В. Совмещённые магнито-электроиндукционные (индуктивно-емкостные) электромеханические преобразователи энергии // Электричество. – 1988. – № 8. – С. 22–28.
- Челухин В.А. О влиянии магнитоэлектрического эффекта на расчет цепей индуктивно-емкостной машины // Совершенствование электрооборудования и средств автоматизации технологических процессов: Тезисы докл. 2 Дальневосточной конф. – Комсомольск-на-Амуре, 25–27 мая 1989. – Комсомольск-на-Амуре: Комсомольский-на-Амуре ПТИ, 1989. – С. 93–94.
- Копылов И.П. Применение вычислительных машин в инженерно-экономических расчетах (электрические машины). – М.: Высш. шк., 1980. – 256 с.
- Ключев В.И. Теория электропривода. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 560 с.
- Чиликин М.Г., Сандлер А.С. Общий курс электропривода. 6 изд., доп. и перераб. – М.: Энергоиздат, 1981. – 576 с.
- Копылов И.П. Электромеханические преобразователи энергии. – М.: Энергия, 1973. – 400 с.

Поступила 28.03.2014 г.

UDC 621.313.17

EQUATIONS OF ELECTROMECHANICAL COUPLINGS IN INDUCTANCE-CAPACITANCE ELECTRIC DRIVES CONSIDERING THE INFLUENCE OF MAGNETOELECTRIC EFFECT IN FERROELECTROMAGNET

Vladimir A. Chelukhin,

Dr. Sc., Komsomolsk-on-Amur State Technical University, 27, Lenin Avenue, Komsomolsk-on-Amur, 681013, Russia. E-mail: Cheluhin-VA@mail.ru

Relevance of the work is caused by the need to develop electromechanical energy converters and drives using new active materials.

The main aim of the research is to derive the equation of the electric drive system inductive capacitive type, taking into account the mutual magnetoelectric effect in the active ferroelectromagnet of electromechanical transducer to analyze its electromechanical characteristics.

Methods: control mathematical analysis based on classical mathematical model of the generalized electromechanical energy converter.

Results. The author has obtained the equations of static electromechanical and mechanical characteristics of the electric drive with induction-capacitive components, ferroelectromagnet as an active material and determined the type of their characteristics. It is shown that in such devices with ferroelectromagnets as an active material magnetoelectric effect occurs. Its influence is manifested in strengthening or weakening of magnetic fields by the electric ones, and vice versa. As its impact can be substantial – up to 30 %, it must be taken into account in calculations. The author proposed to take into account the impact of magneto-electric effect by introducing additional emf arising in inductive windings and capacitive plates of the tanks in the machine rotor. The mathematical model of the motor in the drive of inductive capacitive DC motor with convection capacitive part of conductive type contains classical equations of inductive and capacitive parts, but with additional voltage in both parts arising due to magneto-electric effect. To obtain the mechanical characteristic equations of the engine it was proposed to use the known equations of the generalized machine adding the above mentioned component. Applying the conversions based on dual-inversion electrostatics to them when tanks are replaced by inductance and the capacitance are replaced by the inductance, and taking into account the mutual influence of the additional terms, one can obtain the equations for calculating the corresponding mechanical properties of inductive-capacitive DC motor with convection capacitive part of the conductive type. It was shown as well that the advantage of the inductive-capacitive engine is control versatility which is possible both by inductive and capacitive components.

Key words:

Ferroelectromagnet, inductive capacitive component, mathematical model, capacitive motor, mutual inductance, mutual capacitance, dielectric.

REFERENCES

- Smolensky G.A. Chupis I.E. Segnetomagnetiki [Ferroelectromagnets]. *Uspekhi fizicheskikh nauk*, 1982, vol. 137, Iss. 3, pp. 415–448.
- Chelukhin V.A. Eksperimentalnoe issledovanie segnetomagnetikov [Experimental study ferroelectromagnets]. *Realnaya struktura i svoystva atsentrirnykh kristallov: Trudy Vsesoyuznoy konferentsii* [Proc. of All-Union Conference. Real structure and properties of acentric crystals]. Blagoveshchensk, 17–22 September, 1990. P. 2, 199 p.
- Ivanov O.N., Scripchenko E.A., Chumakov A.P. Sintez i fizicheskie svoystva segnetomagnetiki $\text{SrBi}_2\text{Nb}_2\text{FeO}_{12}$ [Synthesis and physical properties of ferroelectromagnet $\text{SrBi}_2\text{Nb}_2\text{FeO}_{12}$]. *Fizika tverdogo tela – Solid State Physics*, 2006, vol. 48, Iss. 6, pp. 981–983.
- Venevtsev U.N., Gagulin V.V., Lyubimov V.N. *Segnetomagnetiki* [Ferroelectromagnets]. Moscow, Nauka Publ., 1982. 167 p.
- Fraerman A.A. *Magnitnye sosoyaniya i transportnye svoystva ferromagnitnykh nanostruktur* [Magnetic states and transport properties of ferromagnetic nanostructures]. *Phys. Usp.*, 2012, vol. 55, no. 12, pp. 1255–1260.
- Ter-Oganessian N.V. Dielectric and Magnetic Properties of Magnetoelectric Delafossites. *Ferroelectrics*, 2012, vol. 438, no. 1, pp. 101–106.
- Pyatakov P., Zvezdin A.K., Vlasov A.M., Sergeev A.S., Sechin D.A., Nikolaeva E.P., Nikolaev A.V., Chou H., Sun S.J., Calvet L.E. Spin Structures and Domain Walls in Multiferroics Spin Structures and Magnetic Domain Walls in Multiferroics. *Ferroelectrics*, 2012, vol. 438, no. 1, pp. 79–88.
- Stratulat S.M., Xiaoli Lu, Morelli A., Hesse D., Erfurth W. Nucleation-induced self-assembly of multiferroic $\text{BiFeO}_3\text{-CoFe}_2\text{O}_4$ nano-composites. *Nano Lett.*, 2013, vol. 13, no. 8, pp. 3884–3889.
- Keeney L., Maity T., Schmidt M., Amann A., Deepak N. Magnetic Field-Induced Ferroelectric Switching in Multiferroic Aurivillius Phase Thin Films at Room Temperature. *J. Am. Ceram. Soc.*, 2013, vol. 96, no. 8, pp. 2339–2357.
- Pyatakov A.P., Zvezdin A.K. Magnitoelektricheskie materialy i multiferroiki [Magnetolectric materials and multiferroics]. *Physics-Uspekhi*, 2012, vol. 182, pp. 593–620.
- Landau L. D., Lifshitz E. M. *Electrodynamics of Continuous Media*. Oxford, Pergamon Press, 1984. 66 p.
- Chelukhin V.A. Induktivno-emkostnaya mashina postoyannogo toka [Inductive-capacitive DC machine]. *Izvestiya vuzov. Elektromekhanika – Proceedings of Higher Education. Electromechanics*, 1987, no. 5, pp. 48–52.
- Chelukhin V.A. Vybory skhemy soedineniy induktivno-emkostnoy mashiny metodom dualnykh tsepey [Choosing the schematic inductive capacitive machines by dual chains]. *Izvestiya vuzov. Elektromekhanika – Proceedings of Higher Education. Electromechanics*, 1989, no. 8, pp. 104–107.
- Gandilyan S.V., Minasyan V. Magnito-elektroinduktsionnye elektricheskie mashiny [Magneto-inductive electric machines]. *Doc. AN Arm. SSR. Elektromekhanika*, 1988, vol. XXXVI, no. 3, pp. 102–107.
- Sovmeshchennyye magnitno-elektroinduktsionnye (induktivno-emkostnye) elektromekhanicheskie preobrazovateli energii [Combined Magnetic electroinductive (inductance-capacitance) electromechanical energy converters]. *Elektrichestvo – Electricity*, 1988, no. 8, pp. 22–28.
- Chelukhin V.A. O vliyaniy magnitoelektricheskogo effekta na raschet tsepey induktivno-emkostnoy mashiny [On the influence of magnetoelectric effect on calculation of inductively machine capacitive circuits]. *Sovershenstvovanie elektrooborudovaniya i sredstv avtomatizatsii tekhnologicheskikh protsessov: Tezisy dokladov vtoroy Dalnevostochnoy konferentsii* [Perfection of electrical and process automation. Abstracts. 2 Far Eastern Conf.]. Komsomolsk-on-Amur, May 25–27 1989. Komsomolsk-on-Amur, Komsomolsk-on-Amur PTI, 1989. pp. 93–94.
- Kopylov I.P. *Primenenie vychislitelnykh mashin v inzhenerno-ekonomicheskikh raschetakh (elektricheskie mashiny)* [Application of computers in engineer economic calculations (electrical equipment)]. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 1980. 256 p.
- Klyuchev V.I. *Teoriya elektroprivoda* [Electric drive theory]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1985. 560 p.
- Chilikin M.G., Sandler A.S. *Obshchyy kurs elektroprivoda* [The general course of electric drive]. 6th ed., ext. and rev. Moscow, Energoizdat Publ., 1981. 576 p.
- Kopylov I.P. *Elektromekhanicheskie preobrazovateli energii* [Electromechanical energy converters]. Moscow, Energiya Publ., 1987. 248 p.

Received: 28 March 2014.

УДК 621.315.232

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ И ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ОПРЕДЕЛЕНИИ ДОПУСТИМЫХ ТОКОВЫХ НАГРУЗОК КАБЕЛЬНЫХ ЛИНИЙ

Навалихина Екатерина Юрьевна,

аспирант каф. «Конструирование и технологии в электротехнике»
ФГБОУ ВПО «Пермский национальный исследовательский
политехнический университет», Россия, 614990,
г. Пермь, Комсомольский пр., 29. E-mail: ekaterinanavalikhina@yandex.ru

Труфанова Наталия Михайловна,

д-р техн. наук, профессор, зав. каф. «Конструирование и технологии в
электротехнике» ФГБОУ ВПО «Пермский национальный исследовательский
политехнический университет», Россия, 614990, г. Пермь,
Комсомольский пр., 29. E-mail: ktei@pstu.ru

Обеспечение работоспособности и повышение надежности работы высоковольтных кабельных линий, проложенных в кабельных каналах под землей, при их проектировании и эксплуатации в условиях ограниченного теплообмена с окружающей средой невозможно без глубокого понимания процессов тепломассопереноса в кабельном канале с учетом реализующегося в кабельных линиях переменного электромагнитного поля и индуцированных токов в металлических экранах. Данное исследование посвящено решению совместной задачи процессов тепломассопереноса и электромагнитодинамики, возникающих в кабельных линиях, проложенных в подземном кабельном канале, в условиях естественной конвекции с учетом энергии излучения и индуцированных электромагнитных полей.

Цель исследования: разработка двумерных стационарных математических моделей процессов тепломассопереноса в условиях естественной конвекции с учетом процессов электро- и магнитодинамики, протекающих в кабельных каналах, для определения рациональной величины токовой нагрузки и обеспечения безопасной эксплуатации силовых кабелей.

Методы исследования: Для решения совместной задачи использовалась теория тепломассопереноса и электромагнитодинамики, методы математического моделирования. Численное моделирование проводилось с помощью метода конечных элементов в современных инженерных пакетах.

Результаты: Решена совместная задача тепломассопереноса и электродинамики. Определены поля температур с учетом дополнительных тепловыделений в металлических экранах силовых кабелей, возникающих за счет индуцированных токов. Оценен вклад тепловых потерь за счет индуцированных токов в экранах кабелей в общий тепловой баланс нагруженных кабельных линий. Приведены рекомендации по величине пропускной способности кабельных линий в зависимости от температуры окружающей среды.

Ключевые слова:

Математическое моделирование, кабельные линии, тепломассоперенос, охлаждение, электромагнитные поля кабелей, тепловые потери в кабелях, токовая нагрузка, индуцированные токи в экранах.

В последнее время в России наблюдается тенденция роста применения кабеля с изоляцией из сшитого полиэтилена при прокладке сетей всех классов напряжения. Зачастую единственной альтернативой передачи больших мощностей электрической энергии в стесненных городских условиях являются линии в подземном канале. При этом электроэнергетика ожидает от подземных сетей высочайшей надежности функционирования и эффективной передачи электроэнергии.

Монтаж силовых кабельных линий под землей может производиться в туннелях, траншеях, кабельных каналах.

Величина номинальной токовой нагрузки кабелей в каждом конкретном случае будет зависеть от ряда факторов: геометрических параметров кабельных линий и подземного канала, теплофизических характеристик конструктивных элементов кабелей и окружающей среды, условий теплообмена и многих других.

Основоположниками методов расчета кабельных линий являются Э.Т. Ларина, Н.И. Белорус-

сов, В.А. Привезенцев, в работах которых тепловой расчет и определение допустимой нагрузки производились с помощью тепловых схем замещения силового кабеля, построенных по аналогии с электрическими цепями. Задачи решались с использованием интегральных уравнений [1].

В данной методике смоделированы простейшие тепловые схемы замещения при стационарной работе силового кабеля в номинальном режиме.

Однако данная методика по определению пропускной способности кабельных линий не позволяет учесть в полной мере все вышеперечисленные факторы, что приводит к результатам с высокой степенью погрешности.

Таким образом, появляется необходимость разработки методики анализа тепловых режимов силовых кабелей с помощью математического моделирования.

Математические модели, построенные на основе законов сохранения и теории электромагнитного поля, дополненные начальными и граничными условиями, позволяют определять эксплуатацион-

ные характеристики силовых кабельных линий для различных условий прокладки и эксплуатации.

На сегодняшний день существует многообразие математических моделей тепловых и электродинамических процессов, протекающих в кабельных линиях и в кабельных каналах.

В работах [2, 3] авторы оценивают повышение температуры на поверхности кабеля при увеличении токовой нагрузки с помощью интегрального метода, однако такой подход имеет ограничения, касающиеся различных конструктивных элементов кабельного канала и неоднородности используемых материалов. Данные допущения не дают возможности оценить полученные результаты при конкретной геометрии кабельного канала и свойств конструктивных элементов кабелей.

Математические модели, представленные в работах [4–6], описывают процессы теплопереноса без учета конвективного переноса тепла, лучистого теплообмена и тепловыделений в металлических экранах кабельных линий. В работах зарубежных ученых [7–9] представлено исследование только электромагнитного поля. Авторы проводили численные расчеты с помощью метода конечных элементов для исследования электромагнитного поля, создаваемого трехфазным кабелем, проложенным в трубе под землей. Для проверки расчетов сравнивались численные результаты с экспериментальными данными.

Влиянию дополнительных тепловыделений в металлических экранах кабелей посвящены работы [10, 11]. Тепловыделения объясняются значительными токами, которые индуцируются в защитных металлических экранах. Однако авторы не учитывают конвекцию, зависимость теплофизических свойств от температуры и сложную конструкцию кабелей.

Влияние толщины металлического экрана в кабеле на величину тепловыделений рассматривается в работе [12]. Сделаны выводы о том, что при увеличении сечения экрана увеличиваются паразитные потери мощности. Также немаловажным фактором является взаимное расположение кабелей. При прокладке фаз сомкнутым треугольником снижаются потери, которые не зависят от длины кабеля.

В работе [13] предложен метод расчета допустимых токовых нагрузок в трехфазной системе с учетом тепловыделений в медном экране и проволочной броне из алюминиевого сплава, где появляется возможность использовать различные геометрические параметры расчетной области, теплофизические характеристики используемых материалов, начальные и краевые условия. Данный метод реализован в программном комплексе ELCUT [14].

В работах [15, 16] предложен общий подход к анализу процессов конвективного теплообмена, но не рассматриваются электромагнитные поля кабелей и дополнительные тепловые потери за счет индуцированных токов в металлических экранах.

Также в данных работах не рассматривалось влияние энергии излучения на тепловое поле в кабельном канале.

Несмотря на достаточное многообразие работ по исследованию процессов, происходящих в кабельных линиях, актуальным является решение совместной задачи по определению электродинамических и тепловых процессов, происходящих в силовых кабелях.

В данной работе рассмотрены процессы сложного теплообмена в кабельном канале, проложенном под землей, с учетом реализующегося в кабельных линиях переменного электромагнитного поля и индуцированных токов в металлических экранах кабеля с целью определения допустимых токовых нагрузок.

Для определения температурных полей силовых кабельных линий, работающих в условиях сложного теплообмена с окружающей средой (с учетом естественного конвективного теплообмена и теплового излучения), процессами теплопроводности будет решена задача теплообмена с использованием программного комплекса ANSYS.

Преыдущие исследования [17–19] позволяли получать температурные поля в подземном канале с определенным количеством кабельных линий в нем, по найденному тепловыделению с токопроводящей жилы. Тепловыделения определялись по инженерным формулам с учетом поправочных коэффициентов, рекомендованных МЭК [20]. Однако с помощью численных методов появляется возможность связать рабочий ток в кабельной линии с тепловыделениями, с учетом всех электромагнитных эффектов.

Решение поставленной задачи состояло из двух последовательных этапов. На первом этапе рассмотрена задача электродинамики, решение которой позволило определить электромагнитные поля в кабельной линии и рассчитать тепловые потери в конструктивных элементах кабеля. На втором этапе по ранее найденному тепловому потоку в конструкции кабельной линии определялось суммарное тепловое поле с учетом конвективного теплообмена, теплопроводности, энергии излучения в кабельном канале в условиях естественной конвекции.

Поперечное сечение рассматриваемой кабельной линии представлено на рис. 1. Конструктивное исполнение кабельной линии представляет собой трехфазный проводник, помещенный в полиэтиленовую трубу, внутри которой циркулирует воздух. Труба помещается в массив земли. Проводник имеет металлический экран, выполненный из меди.

Математическая модель электродинамических процессов в кабельных линиях, позволяющая учесть дополнительные тепловыделения в металлических экранах кабелей, основывается на уравнениях Максвелла.

При расчете сделаны следующие допущения: материал изоляции является изотропным, конструктивные элементы кабельной линии составляют композиционную дисперсную систему.

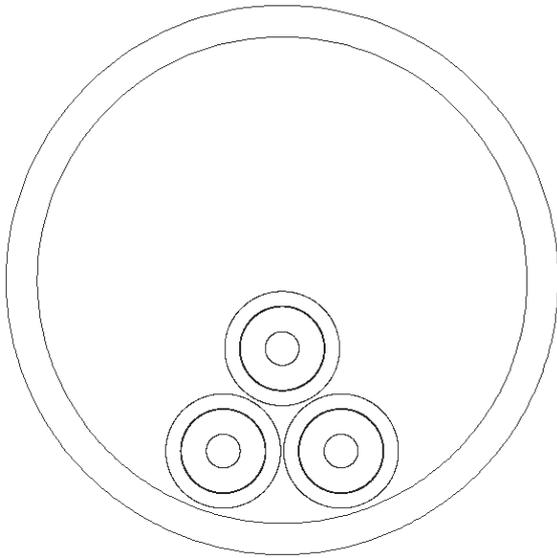


Рис. 1. Конструкция исследуемой кабельной линии

Fig. 1. Construction of the cable line

Система дифференциальных уравнений, описывающая электромагнитное поле, имеет следующий вид:

Уравнения векторного магнитного потенциала и плотности тока для проводника:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\mu_0} \frac{\partial A_z}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\mu_0} \frac{\partial A_z}{\partial y} \right) - j\omega\sigma_c A_z + J_{iz}^s = 0, \quad (1)$$

$$-j\omega\sigma_c A_z + J_{iz}^s = J_{iz}, \quad (2)$$

$$\iint_{S_c} J_{iz} = I_i, i = a, b, c. \quad (3)$$

Уравнения векторного магнитного потенциала и плотности тока для экранов кабеля:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\mu_0} \frac{\partial A_z}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\mu_0} \frac{\partial A_z}{\partial y} \right) - j\omega\sigma_s A_z + J_{sz}^s = 0, \quad (4)$$

$$-j\omega\sigma_s A_z + J_{sz}^s = J_{sz}, \quad (5)$$

$$\iint_{S_s} J_{sz} ds = I_s. \quad (6)$$

Металлические экраны кабелей, составляющих трехфазную линию, заземлены на обоих ее концах, тогда сумма обратных токов в экранах равна сумме токов в проводниках кабеля:

$$\sum_i^{[i=a,b,c]} I_i = \sum_i^{[i=a,b,c]} I_{si}. \quad (7)$$

В воздухе, который является диэлектриком, уравнение векторного магнитного потенциала имеет вид:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\mu_0} \frac{\partial A_z}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\mu_0} \frac{\partial A_z}{\partial y} \right) = 0. \quad (8)$$

В массиве земли, в котором проложена кабельная линия, уравнение для магнитного векторного потенциала имеет вид:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\mu_e} \frac{\partial A_z}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\mu_e} \frac{\partial A_z}{\partial y} \right) - j\omega\sigma_e A_z = 0, \quad (9)$$

где x, y – декартовы координаты; ω – круговая частота; A_z – компонента векторного магнитного потенциала; J_{iz}^s, J_{sz}^s – плотность тока в проводнике и в экране кабеля соответственно; μ_0, μ_e – магнитная проницаемость воздуха и массива земли соответственно; $i=a, b, c$ – фазы проводников; ε_0 – диэлектрическая проницаемость воздуха; $\sigma_c, \sigma_s, \sigma_e$ – электропроводность проводника, экрана кабеля и массива земли соответственно; I_i, I_s – ток в проводнике и в экране кабеля соответственно; S_c, S_s – площадь поперечного сечения проводника и экрана кабеля соответственно.

Система дифференциальных уравнений (1)–(9) замыкается следующими краевыми условиями:

- векторный магнитный потенциал $A_z=0$ в бесконечно удаленных от кабелей точках;
- векторный магнитный потенциал $A_z=A_{zmax}$ на внешней поверхности токопроводящей жилы;
- на границе раздела двух сред принято условие непрерывности $n(J_1 - J_2) = 0$, где n – единичный вектор внешней нормали; J – плотность тока.

Поставленная задача электродинамики решалась с помощью метода конечных элементов [21, 22].

Для проверки адекватности результатов, получаемых с помощью предложенной математической модели, были проведены сравнения результатов с данными, полученными в статье [7]. В работе [7] авторами была представлена двумерная математическая модель электродинамических процессов, протекающих в трехфазовом проводнике, который располагается в трубе под землей. Конструкция кабельной линии показана на рис. 2.

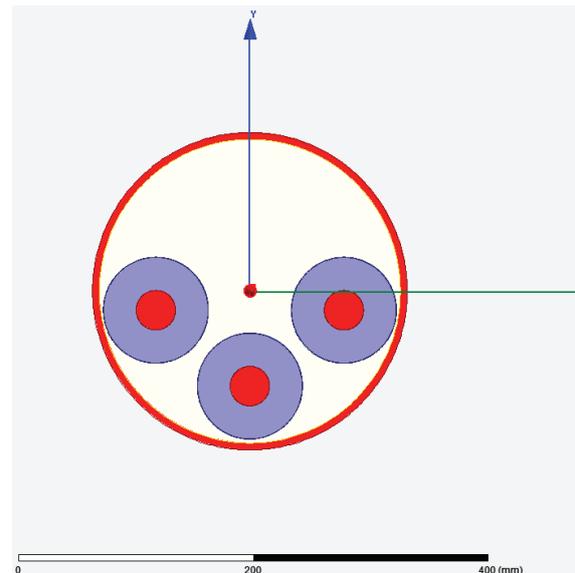


Рис. 2. Расположение силовых кабелей в кабельной линии согласно работе [7]

Fig. 2. Energy cable arrangement in a cable line according to [7]

Рассматривался трехфазный проводник с изоляцией из сшитого полиэтилена, верх изоляции

наложен медный экран. Труба выполнена из стали. Сама труба располагается в массиве земли на глубине 500 мм от поверхности.

В рассматриваемой постановке уравнение (7) примет следующий вид:

$$\sum_i^{[i=a,b,c]} I_i = I_p + \sum_i^{[i=a,b,c]} I_{si}. \quad (10)$$

Уравнения векторного магнитного потенциала и плотности тока для трубы, выполненной из стали:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\mu_p} \frac{\partial A_z}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\mu_p} \frac{\partial A_z}{\partial y} \right) - j\omega\sigma_p A_z + J_{pz}^s = 0, \quad (11)$$

$$-j\omega\sigma_p A_p + J_{pz}^s = J_{pz}, \quad (12)$$

$$\iint_{S_c} J_{pz} ds = I_p. \quad (13)$$

Система дифференциальных уравнений (1)–(6), (8)–(13) дополняется уравнением (14), которое получено на основе физического расположения стальной трубы и проводников. Как правило, в этом случае труба и металлические экраны проводников соединяются параллельно между собой и заземлены:

$$\frac{J_{zs}^s}{\sigma_s} = \frac{J_{zp}^s}{\sigma_p}, \quad (14)$$

где J_{zp}^s – плотность тока в стальной трубе; σ_p – электропроводность стальной трубы; μ_p – магнитная проницаемость стальной трубы; I_p – ток в стальной трубе; σ_s – электропроводность стальной трубы.

Авторы провели сравнения численных результатов, полученных с помощью метода конечных элементов и экспериментальных данных. При расчете электродинамических процессов на проводник подавали нагрузку в 600 А.

На рис. 3 представлены зависимости магнитной индукции в массиве земли на расстоянии от стальной трубы на 500 мм, рассчитанные с помощью приведенной выше математической модели, и приведенные данные расчета из работы [7].

Из анализа результатов, представленных на рисунке, видно, что расчетные данные, полученные с помощью представленной математической модели электродинамических процессов, достаточно хорошо согласуются с результатами, полученными в работе [7]. Максимальное расхождение по значению магнитной индукции составило не более 8 %.

Таким образом, предложенная математическая модель достаточно адекватно описывает электродинамические процессы, происходящих в кабельных линиях.

На рис. 4 представлены результаты расчета тепловыделений в конструкционных элементах одного кабеля трехфазного проводника (рис. 1), которые получены из решения электродинамической задачи (1)–(9).

Нелинейное распределение омических потерь по сечению проводника и в металлическом экране объясняется поверхностным эффектом, который возникает вследствие уменьшения амплитуды электромагнитных волн по мере их проникновения вглубь проводящей среды.

Распределение магнитной индукции по кабельной линии и внутри трубы, возникающей при переменном электромагнитном поле, представлено на рис. 5.

На следующем этапе был проведен расчет температурных полей в кабельной линии с учетом тепловыделений в экранах и без них.

Полученные ранее результаты теплового потока в конструкции кабельной линии (рис. 4) используются для определения суммарного теплового поля с учетом конвективного теплообмена, те-

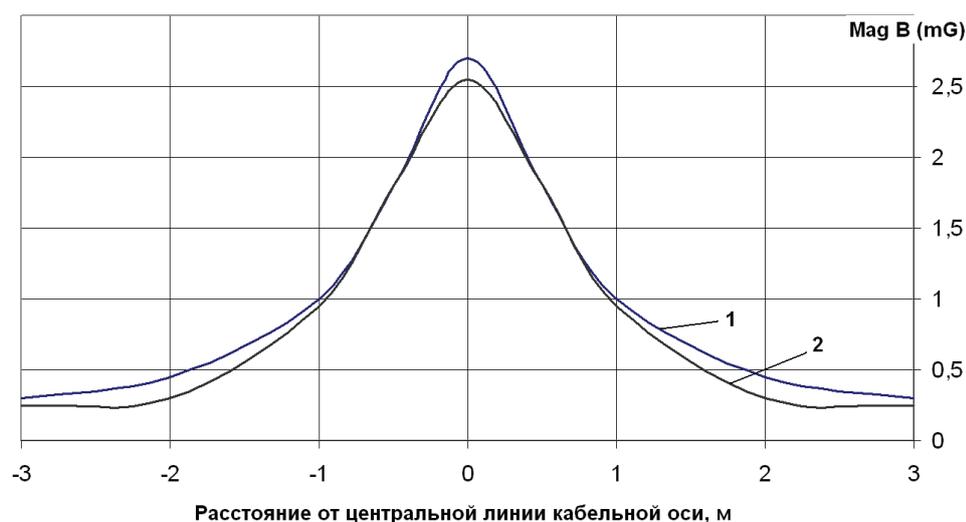


Рис. 3. Распределение магнитной индукции по поверхности земли. Данные расчета: 1) по предложенной математической модели; 2) из работы [7]

Fig. 3. Magnetic induction distribution over the earth surface. Calculation data: 1) by the model proposed; 2) from the paper [7]

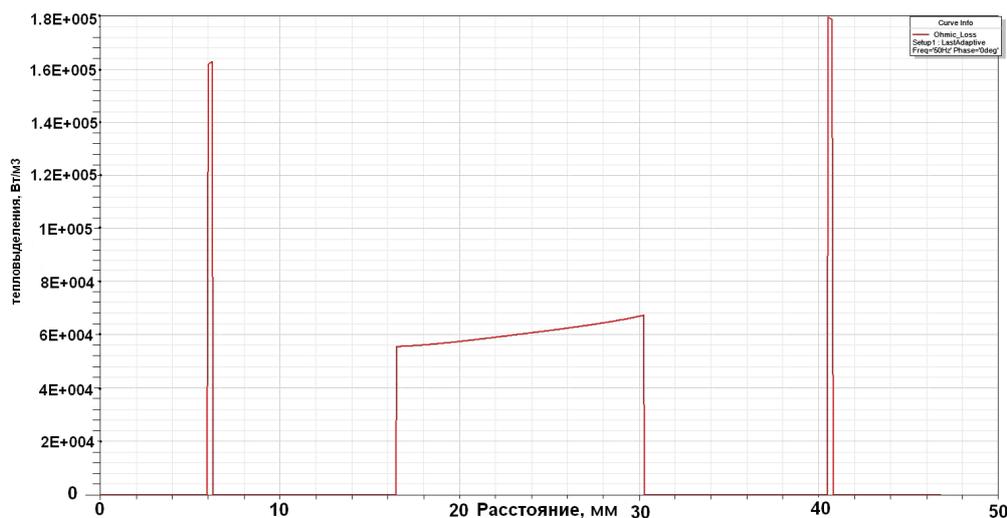


Рис. 4. Распределение омических потерь по сечению проводника

Fig. 4. Ohmic loss distribution over a conductor section

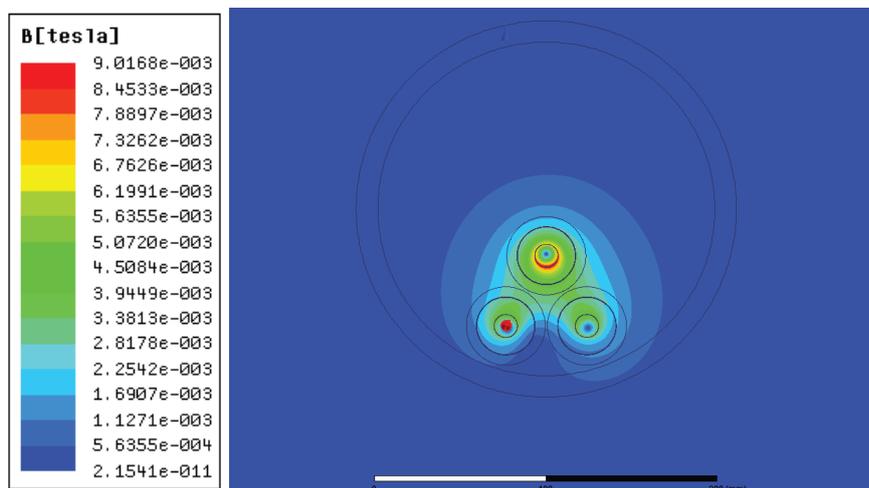


Рис. 5. Распределение магнитной индукции в кабельной линии

Fig. 5. Magnetic induction distribution in a cable line

плопроводности, энергии излучения в кабельном канале в условиях естественной конвекции.

Для анализа тепловых процессов, протекающих в кабельном канале, была сформулирована задача сложного теплообмена.

Математическое представление процессов движения и сложного теплопереноса воздуха в канале основывалась на законах сохранения массы, количества движения и энергии [23].

Были сделаны следующие допущения: задача стационарная, движение теплового потока ламинарное, теплофизические характеристики материалов постоянны, воздух является ньютоновской жидкостью ($\mu = \text{const}$).

Математическое описание законов сохранения приводит к системе дифференциальных уравнений, описывающих процессы теплопереноса в ламинарном воздушном потоке, которые имеют следующий вид:

Уравнение неразрывности:

$$\vartheta_i \frac{\partial \rho}{\partial x_i} = \rho \frac{\partial \vartheta_i}{\partial x_i}. \quad (15)$$

Уравнение движения:

$$\rho \vartheta_j \frac{\partial \vartheta_i}{\partial x_j} = \mu \Delta \vartheta_i + f_i. \quad (16)$$

Уравнение энергии для воздуха:

$$\rho c \vartheta_i \frac{\partial T}{\partial x_i} = \lambda \Delta T + q_v. \quad (17)$$

Уравнение теплопроводности для кабельных линий:

$$\lambda_k \Delta T + q_v = 0. \quad (18)$$

Уравнение теплопроводности земли:

$$\lambda_3 \Delta T = 0, \quad (19)$$

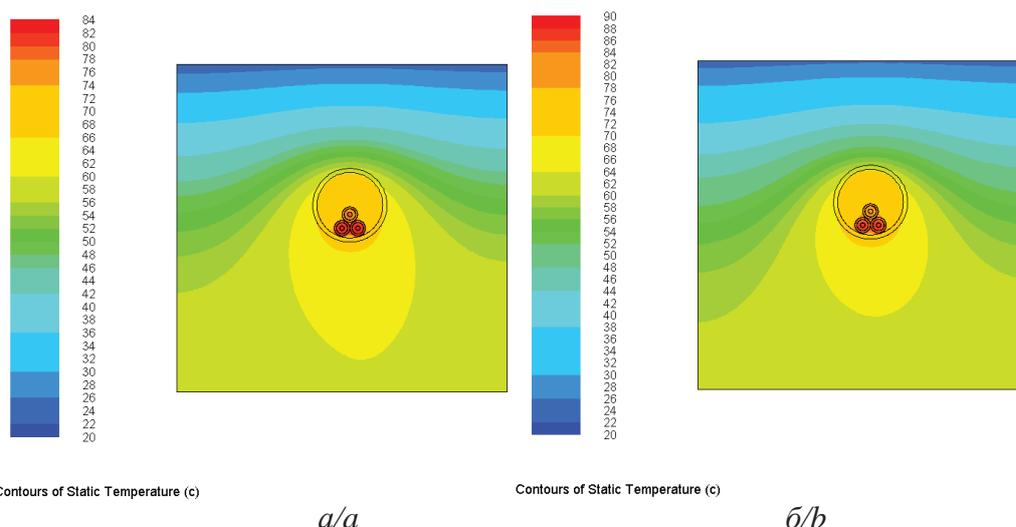


Рис. 6. Температурное поле в кабельной трубе и в массиве земли: а) без учета тепловых потерь в экране; б) с учетом тепловых потерь в экране

Fig. 6. Temperature field in a cable duct and in earth massive: a) without heat loss in the screen; b) with heat loss in the screen

где ρ – плотность воздуха (в зависимости от температуры); x – декартовы координаты; \mathcal{G}_i – компоненты вектора скорости воздуха в канале; f_i – вектор плотности массовых сил; c – теплоемкость среды; T – температура; λ – теплопроводность воздуха; q_v – мощность внутренних источников тепла; λ_k – теплопроводность конструктивных элементов кабельного канала; λ_3 – теплопроводность земли.

Конвективный теплообмен между кабелями и стенками полиэтиленовой трубы дополняется энергией излучения между сегментами поверхностей, являющихся границами областей.

Система уравнений (15)–(19) дополняется граничными условиями: на твердых непроницаемых границах канала и на поверхности кабелей задается условие прилипания и непроникновения; на поверхности земли задано граничное условие третьего рода; на двух других границах в массиве земли заданы адиабатические условия теплообмена; на границах контакта разнородных сред заданы граничные условия четвертого рода и условия сопряжения температур.

Оценка сходимости численного метода была проведена ранее в работе [17]. Строилась неструктурированная сетка с гексагональным типом ячеек. Была проведена дискретизация сетки для достижения относительной независимости результатов расчета от количества элементов с необходимой точностью.

На рис. 6 представлены температурные поля, полученные после решения поставленной температурной задачи.

Из рис. 6 видно, что дополнительные тепловые деления в металлических экранах кабеля приводят к увеличению температуры на 6 °С для данной конструкции кабельной линии и условий прокладки. Этот факт необходимо учитывать при расчете нагрузочной способности кабельной линии во избежание превышения допустимой температуры в

изоляции кабеля, что может привести к выходу из строя кабельной линии.

Данные расчеты допустимы при температуре окружающей среды, равной 20 °С. Естественно было бы предположить, что при понижении температуры окружающей среды появляется возможность увеличить номинальную токовую нагрузку кабельных линий.

На рис. 7 представлена зависимость температуры в кабельной линии от температуры окружающей среды при заданной токовой нагрузке.

Из рис. 6 видно, что при охлаждении грунта до отрицательных значений (зимнее время года) максимальная температура в кабельной линии существенно падает при постоянстве других параметров (условий теплообмена, заданной токовой нагрузки).

При понижении температуры окружающей среды появляется возможность догрузить кабельные линии токовой нагрузкой. Такая необходимость может возникнуть при аварийном режиме работы рядом расположенных кабельных линий либо при режиме перегрузки.

Таблица. Эксплуатационные характеристики силовой кабельной линии

Table. Performance specifications of energy cable line

$T_{cp}, ^\circ C$ $T_{avr}, ^\circ C$	-20	-10	0	10	20
Расчетный ток, А Rated current, A	335	318	305	292	274
Увеличение номинального тока, % Increase in nominal current, %	22	16	11	6	0
Мощность, передаваемая по кабельной линии, МВ·А Capacity in a cable line, MV·A	20,3	19,3	18,5	17,7	16,6

В таблице приведены рассчитанные токовые нагрузки при различных температурах силового кабеля и мощности, передаваемые по одной ка-

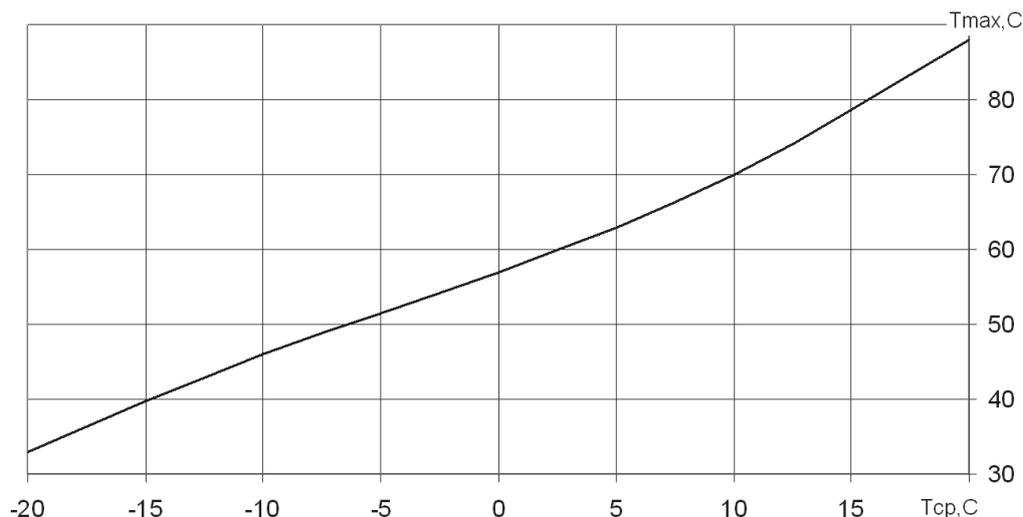


Рис. 7. Температурные зависимости в кабельной линии от температуры окружающей среды

Fig. 7. Temperature dependences in a cable line on environmental temperature

бальной линии. Полученные значения по пропускной способности носят рекомендательный характер и приемлемы для конкретных геометрии кабельной линии, условий тепломассопереноса, дополнительных тепловыделений в металлических экранах.

Важно для каждого варианта условий прокладки и эксплуатации кабельных линий рассчитывать свои токовые нагрузки.

Из рис. 7 и из таблицы видно, что при температуре окружающего массива земли равной $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ максимальная температура кабельной линии составляет $33\text{ }^{\circ}\text{C}$, что дает нам возможность увеличить передаваемую мощность по кабельной линии на 22 %, тем самым увеличивая пропускную способность всей энергетической системы в целом.

Из проведенных численных исследований можно сделать следующие выводы:

1. Предложена математическая модель, учитывающая тепловые и электродинамические процессы, происходящие в кабельных линиях, для определения токовых нагрузок.

2. Необходимо исследовать процессы тепломассопереноса и электродинамики, возникающие в кабельных линиях, для конкретных геометрических параметров силовых кабелей и кабельной линии, условий прокладки и эксплуатации.

3. Учет дополнительных тепловыделений в металлических экранах силовых кабелей позволяет рассчитать оптимальную токовую нагрузку кабельной линии для безопасной эксплуатации электрической системы.

4. Изменение климатических условий окружающей среды влияет на реализующееся температурное поле в кабельной линии, что, в свою очередь, позволяет увеличивать либо снижать нагрузочную способность силовых кабелей.

Для дальнейших исследований представляет научный интерес задача по определению токовых нагрузок нескольких кабельных линий, расположенных в кабельных каналах под землей при различных режимах нагружения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ларина Э.Т. Силовые кабели и кабельные линии. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 368 с.
2. Lin S., Hau X. Analytical method of calculating the transient and steady-state temperature rises for cable-bundle in tray and ladder // IEEE Transactions Power Delivery. – 1998. – V. 13. – № 3. – P. 691–698.
3. Liang M. An assessment of conductor temperature rises of cables caused by a sudden application of short pulse in a daily cyclic load // IEEE Transactions on Power Delivery. – 1999. – V. 14. – № 2. – P. 307–313.
4. De Leon F., Anders G.J. Effects of backfilling on cable ampacity analyzed with the finite elements method // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2008. – V. 23. – № 2. – P. 537–543.
5. R. de Lieto Vollaro, Fontana L., Vallati A. Thermal analysis of underground electrical power cables buried in non-homogeneous soils // Applied Thermal Engineering. – 2011. – V. 31. – P. 772–778.
6. Modeling the impact of electric vehicle charging on heat transfer around underground cables / J.S. Marshall, P.D. Hines, J.D. Zhang, F. Minervini, S. Rinjitham // Electric Power Systems Research. – 2013. – V. 97. – P. 76–83.
7. Xiao-Bang Xu, Guanghao Liu. Investigation of the magnetic field produced by unbalanced phase current in an underground three-phase pipe-type cable // Electric Power Systems Research. – 2002. – V. 62. – P. 153–160.
8. Xiao-Bang Xu, G. Liu. A two-step numerical solution of magnetic field produced by elf sources within a steel pipe // Progress in Electromagnetics Research, PIER. – 2000. – V. 28. – P. 17–28.
9. Kuang J., Boggs S. Pipe-type cable losses for balanced and unbalanced currents // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2002. – V. 17. – № 2. – P. 313–317.

10. Титков В.В. К оценке теплового режима трехфазной линии из СПЭ-кабеля // Кабель-news. – 2009. – № 10. – С. 47–51.
11. Dmitriev V., Gonzalez L. Electrical and thermal analysis on optical ground wire cables in short-circuit regime by coupled equations // Electric Power Systems Research. – 2013. – V. 201. – P. 80–87.
12. Дмитриев М.В. Выбор сечения экранов однофазных силовых кабелей // Кабель-news. – 2009. – № 5. – С. 69–73.
13. Грешняков Г.В., Ковалев Г.Г., Дубицкий С.Д. К вопросу о выборе предельно допустимых токов силовых кабелей // Кабели и провода. – 2011. – № 6. – С. 12–16.
14. Дубицкий С.Д. Elcut 5.1. – платформа разработки приложений анализа полей // Exponenta Pro. Математика в приложениях. – 2004. – № 1. – С. 14–20.
15. Yang Liu, Nhan Phan-Thien, Kemp R. Coupled conduction-convection problem for an underground duct containing eight insulated cables // International Journal of Computational Engineering Science. – 2000. – V. 1. – № 2. – P. 187–206.
16. Hwang C.C., Chang J.J., Chen H.Y. Calculation of ampacities for cables in trays using finite elements // Electric Power Systems Research. – 2000. – V. 54. – P. 75–81.
17. Труфанова Н.М., Навалихина Е.Ю. Управление токовой нагрузкой линий в кабельном канале с учетом сложного теплообмена // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. – 2012. – Т. 12. – № 4 (5) – С. 1318–1321.
18. Навалихина Е.Ю. Численное исследование нестационарного режима работы кабельных линий, проложенных в подземном канале // Научно-технический вестник Поволжья. – 2012. – № 3. – С. 38–41.
19. Determining operating characteristics of cables laid within a cable duct / A.G. Shcherbinin, N.M. Trufanova, E.Yu. Navalikhina, V.G. Savchenko // Russian Electrical Engineering. – 2011. – V. 82. – № 11. – P. 588–591.
20. ГОСТ Р МЭК 60287-1-1-2009. Кабели электрические. Расчет номинальной токовой нагрузки. Ч. 1-1. – М.: Стандартинформ, 2009. – 28 с.
21. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов. – М.: Мир, 1979. – 392 с.
22. Патанкар С.В. Численное решение задач теплопроводности и конвективного теплообмена при течении в каналах / пер. с англ. – М.: Изд-во МЭИ, 2003. – 312 с.
23. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа. – М.: Наука, 1973. – 848 с.

Поступила 17.04.2014 г.

UDC 621.315.232

MATHEMATICAL MODELING OF HEAT AND ELECTROMAGNETIC PROCESSES WHEN DETERMINING CURRENT CAPACITY IN CABLE LINES

Ekaterina Yu. Navalikhina,

Perm National Research Polytechnic University, 29, Komsomolsky prospect,
Perm, 614990, Russia. E-mail: ekaterinanavalikhina@yandex.ru

Natalia M. Trufanova,

Dr. Sc., Perm National Research Polytechnic University, 29, Komsomolsky
prospect, Perm, 614990, Russia. E-mail: ktei@pstu.ru

Ensuring performance and reliability of high-voltage cable lines laid in underground conduits, when designing and operating in limited heat exchange with the environment, it is impossible without a thorough understanding of heat and mass transfer in a duct considering alternating electromagnetic field and induced currents in metal screens realized in cable lines. The study focuses on solution of a collaborative problem of heat and mass transfer and electric and magneto dynamics arising in cable lines laid in underground cable channel under natural convection considering radiation energy and induced electromagnetic fields.

The main aim of the study is to develop two-dimensional steady-state mathematical models of heat and mass transfer in natural convection considering electro- and magneto dynamics occurring in cable ducts to determine the rational value of current load and to ensure safe operation of the power cables.

The methods used in the study: In order to solve the collaborative problem the authors used the theory of heat and mass transfer and electric and magneto dynamics, methods of mathematical modeling. Numerical simulation was carried out using the finite element method in modern engineering packages.

The results: The authors solved the joint task of heat and mass transfer and electrodynamics and determined the temperature fields considering the additional heat generation in metal screens of power cables, arising due to the induced currents. The contribution of heat loss due to the induced currents in the cable shield into the overall heat balance of loaded cables was estimated. The paper introduces the recommendations for the largest bandwidth of cable lines depending on the ambient temperature.

Key words:

Mathematical modeling, cable lines, heat and mass transfer, refrigeration, electromagnetic fields, heat losses in the cables, current load, induced currents in the screens.

REFERENCES

- Larina E.T. *Silovye kabeli i kabelnye linii* [Power cables and cable lines]. Moscow, Energoaudit Publ., 1984. 368 p.
- Lin S., Hau X. Analytical method of calculating the transient and steady-state temperature rises for cable-bundle in tray and ladder. *IEEE Transactions Power Delivery*, 1998, vol. 13, no. 3, pp. 691–698.
- Liang M. An assessment of conductor temperature rises of cables caused by a sudden application of short pulse in a daily cyclic load. *IEEE Transactions Power Delivery*, 1999, vol. 14, no. 2, pp. 307–313.
- De Leon F., Anders G.J. Effects of backfilling on cable ampacity analyzed with the finite elements method. *IEEE Transactions Power Delivery*, 2011, vol. 23, pp. 537–543.
- R. de Lieto Vollaro, Fontana L., Vallati A. Thermal analysis of underground electrical power cables buried in non-homogeneous soils. *Applied Thermal Engineering*, 2011, vol. 31, pp. 772–778.
- Marshall J.S., Hines P.D., Zhang J.D., Minervini F., Rinjitham S. Modeling the impact of electric vehicle charging on heat transfer around underground cables. *Electric Power Systems Research*, 2013, vol. 97, pp. 76–83.
- Xiao-Bang Xu, Guanghao Liu. Investigation of the magnetic field produced by unbalanced phase current in an underground three-phase pipe-type cable. *Electric Power Systems Research*, 2002, vol. 62, pp. 153–160.
- X.-B. Xu, G. Liu. A two-step numerical solution of magnetic field produced by elf sources within a steel pipe. *Progress in Electromagnetics Research, PIER*, 2000, vol. 28, pp. 17–28.
- Kuang J., Boggs S. Pipe-type cable losses for balanced and unbalanced currents. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2002, vol. 17, no. 2, pp. 313–317.
- Titkov V.V. K otsenke teplovogo rezhima trekhfaznoy linii iz SPE-kabelya [The estimation of thermal regime of three-phase line of XLPE cable]. *Kabel-news*, 2009, no. 10, pp. 47–51.
- Dmitriev V., Gonzalez L. Electrical and thermal analysis on optical ground wire cables in short-circuit regime by coupled equations. *Electric Power Systems Research*, 2013, vol. 201, pp. 80–87.
- Dmitriev M.V. Vybore secheniya ekranov odnofaznykh silovykh kabeley [Sizing screens of single-phase power cables]. *Kabel-news*, 2009, no. 5, pp. 69–73.
- Greshnyakov G.V., Kovalev G.G. K voprosu o vybore predelno-dopustimyykh tokov silovykh kabeley [On selection of maximum allowable current of power cables]. *Kabeli i provoda*, 2011, no. 6, pp. 12–16.
- Dubitskiy S.D. Elcut 5.1. – platforma razrabotki prilozheniy analiza poley [Elcut 5.1. is the platform for developing field analysis application]. *Exponenta Pro. Matematika v prilozheniyakh*, 2004, no. 1, pp. 14–20.
- Yang Liu, Nhan Phan-Thien, Kemp R. Coupled conduction-convection problem for an underground duct containing eight insulated cables. *International Journal of Computational Engineering Science*, 2000, vol. 1, no. 2, pp. 187–206.
- Hwang C.C., Chang J.J., Chen H.Y. Calculation of ampacities for cables in trays using finite elements. *Electric Power Systems Research*, 2000, vol. 54, pp. 75–81.
- Trufanova N.M., Navalikhina E.Yu. Upravlenie tokovoy nagruzkoy linii v kabelnom kanale s ucheto slozhnogo teploobmena [Controlling line current load in a cable channel considering complex heat]. *Izvestiya Samarskogo nauchnogo centra Rossiyskoy akademii nauk*, 2012, vol. 12, no. 4 (5), pp. 1318–1321.
- Navalikhina E.Yu. Chislennoe issledovanie nestacionarnogo rezhima raboty kabelnykh linii, prolozhenykh v podzemnom kanale [Numerical study of unsteady operation mode of cable lines in an underground channel]. *Nauchno-tehnicheskiy vestnik Povolzhya*, 2013, no. 3, pp. 38–41.
- Shcherbinin A.G., Trufanova N.M., Navalikhina E.Yu., Savchenko V.G. Determining operating characteristics of cables laid within a cable duct. *Russian Electrical Engineering*, 2011, vol. 82, no. 11, pp. 588–591.
- GOST R IEC 60287-1-1-2009. *Kabeli elektricheskie. Raschet nominalnoy tokovoy nagruзки. Ch. 1-1* [Electric cables. RLA calculation. P. 1-1]. Moscow, Standartinform Publ., 2009. 28 p.
- Segerlind L. *Primenenie metoda konechnykh elementov* [Application of the Finite Element Method]. Moscow, Mir Publ., 1979. 392 p.
- Patankar S.V. *Chislenoye resheniye zadach teploprovodnosti i konvektivnogo teploobmena pri techenii v kanalakh* [Computation of conduction and Duct Flow Heat Transfer]. Moscow, MEI Press, 2003. 312 p.
- Loitsyansky L.G. *Mekhanika zhidkosti i gaza* [Mechanics of fluids and gas]. Moscow, Nauka Publ., 1973. 848 p.

Received: 17 April 2014.

УДК 621.3.013.62; 621.314.21; 621.314.222.8

ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ ПРОЦЕССЫ И УСЛОВИЯ ВОЗНИКНОВЕНИЯ РЕЗОНАНСНЫХ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ В ОБМОТКАХ ТРАНСФОРМАТОРА

Сабат Мирослав Богданович,

ассистент кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий, городов и сельского хозяйства» Национального Университета «Львовская политехника», Украина, 79013, г. Львов, ул. С. Бандеры, 12.
E-mail: myrosлав003@gmail.com

Никонец Алексей Леонидович,

аспирант кафедры «Электрические станции» Национального Университета «Львовская политехника», Украина, 79013, г. Львов, ул. С. Бандеры, 12.
E-mail: nykonets@gmail.com

Венгер Владимир Петрович,

аспирант кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий, городов и сельского хозяйства» Национального Университета «Львовская политехника», Украина, 79013, г. Львов, ул. С. Бандеры, 12.
E-mail: vol.venher@gmail.com

Венгер Виктор Петрович,

аспирант кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий, городов и сельского хозяйства» Национального Университета «Львовская политехника», Украина, 79013, г. Львов, ул. С. Бандеры, 12.
E-mail: venherviktor@gmail.com

Актуальность работы: На данном этапе развития сетей стран СНГ приоритетной является проблема повышения надежности работы трансформаторов, основная часть парка которых давно выработала свой ресурс. Проблема повышения надежности актуальна также для проектирования, испытаний и изготовления новых трансформаторов.

Цель работы: с помощью экспериментальных исследований сформулировать условия, при которых имеющиеся уровни витковой изоляции будут недостаточными для надежной эксплуатации трансформатора в электрической сети.

Методы исследования: частотные методы натурного эксперимента и анализа электрических цепей.

Результаты: Впервые установлено, что резонансные перенапряжения в частях обмотки – основная причина витковых замыканий в обмотках трансформаторов при действии на них со стороны сети внутренних перенапряжений. Усиление продольной изоляции всей обмотки даст возможность повысить надежность работы трансформаторов. Как альтернатива, возможна разработка мероприятий для сети, устраняющих опасные воздействия на конкретных частотах.

Выводы: Кроме классического вида внутреннего резонанса напряжений между индуктивностью обмотки и емкостью изоляции на дискретной частоте установлен факт существования резонансов между конструктивно идентичными частями обмотки высокого напряжения в варианте резонанса токов, существующего в широком диапазоне частот, и варианте резонанса напряжения, существующего в нескольких дискретных диапазонах частот. Впервые установлен механизм возникновения перенапряжений между частями обмотки трансформатора – резонанс между напряжениями взаимной индукции частей обмотки, который обусловлен обменом мощности между частями обмотки по путям замыкания магнитных потоков вне магнитопровода. При появлении любых перенапряжений со стороны сети внутри трансформатора всегда развиваются перенапряжения, которые принципиально будут иметь значения большие, чем приложенные.

Ключевые слова:

Трансформатор, резонансные перенапряжения, электромагнитные процессы, продольная изоляция, частотный метод исследования.

Анализ результатов выполненных исследований по изучению явления внутреннего резонанса

Между традиционными научными подходами к обоснованию необходимого уровня изоляции трансформаторов, обобщенными в действующей нормативной базе [1–3], и опытом эксплуатации [4, 5] существует противоречие, которое состоит в невозможности объяснить причины повреждений продольной изоляции обмоток при действии внутренних перенапряжений со стороны распределительной сети.

Единственной причиной такого противоречия может быть несоответствие используемых наукой методов исследования существу исследуемой проблемы.

Исторически все методы исследования следует разделить на методы до и после наступления компьютерной Эры. Именно первые находились в распоряжении исследователей, чьи рекомендации были использованы при формировании существующей нормативной базы.

Трудоемкость математического описания исследуемого явления вынуждала искать рациональные (упрощенные) решения.

Математическая постановка технической задачи является самой сложной и важной частью работы. Важны не столько выбираемые математические методы расчета, сколько выбранные упрощения первоначальной, подлежащей решению физической задачи.

Любое электрооборудование с обмотками высокого напряжения (ЭОВН) состоит как минимум из обмоток, магнитопровода и изоляции, которые размещены в корпусе. Как правило, на этапах проектирования электрооборудования и исследования режимов работы электросетей не учитывают все возможные взаимосвязи между указанными конструктивными составляющими ЭОВН.

Практически до конца XX в. основным допущением при расчете электромагнитных процессов в ЭОВН было пренебрежение электрической проводимостью и токами утечки в изоляции [6]. Это допущение привело к важному теоретическому выводу, сформулированному в [1. С. 65–66]: «...внутренние перенапряжения, в сравнении с импульсными, характеризуются медленным изменением напряжения, поэтому их действие практически одинаково для всех электрически соединенных точек подстанции», то есть на продольную изоляцию они не действуют. Этот вывод важен не только потому, что он сформулирован авторитетным специалистом в области изоляции. На основании этого вывода сформулированы рекомендации [1–3], которые положены в основу проектирования, изготовления, эксплуатации и высоковольтных испытаний всего существующего парка высоковольтного оборудования.

Остается исследовать процессы в трансформаторе при действии импульсных перенапряжений.

Принципиальной особенностью рассматриваемых объектов исследования, (силовые трансформаторы, трансформаторы напряжения) является то, что это объекты с распределенными параметрами, между продольными элементами обмоток которых существует явление взаимоиנדукции. Поэтому все попытки анализа процесса внутри объекта с использованием теории расчета цепей с сосредоточенными параметрами были обречены на неудачу.

Существует небольшое количество моделей, в которых сделана попытка анализа перенапряжений в обмотках трансформаторов с учетом распределенности их параметров [7–9]. Авторами одной из них [8] предложена схема замещения обмотки и составлена система уравнений, которая её описывает. Основная трудность решения такой системы, которая характерна для всех публикаций [7–9], состоит в необходимости однозначного определения функций взаимоиנדукции между разными витками обмотки, в том числе с учетом нелинейных свойств магнитопровода. Поэтому предложено практически рассматривать переходный процесс упрощенно, разбивая его на три этапа, кото-

рые изложены в [8]. Предложенный в [8] упрощенный подход в оценке кратностей перенапряжений вдоль обмотки высокого напряжения (ВН) как разнице напряжений в установившемся и начальном режимах относится в первую очередь к импульсным воздействиям со стороны сети. Считается также, что, благодаря однородности обмотки ВН, установившееся распределение напряжения вдоль обмотки ВН для сетей с заземленной нейтралью описывается наклонной прямой, а для сетей с изолированной нейтралью – горизонтальной прямой линией. В процессе развития собственных колебаний напряжение будет превышать установившееся значение, приближаясь к нему по мере затухания колебаний.

Значительная часть всех видов электрооборудования с обмотками высокого напряжения преждевременно выходит из строя из-за повреждения изоляции. Статистика аварийных трансформаторов, приведенная в «Докладе IEEE по результатам регистрации данных о повреждении силовых трансформаторов» [10], свидетельствует, что из 164 зафиксированных случаев 10 % повреждений касаются ошибочных действий персонала, 17 % – дефектов диэлектриков и более 25 % возникают по неизвестным причинам. Таким образом, почти в четверти случаев аварий вообще не установлены причины повреждения оборудования.

Важным выводом [10] является утверждение о том, что невозможно предсказать влияние перенапряжений на трансформатор без детального анализа электроэнергетической системы в каждом конкретном случае. Попробуем выяснить причины установленной взаимосвязи между условиями эксплуатации электрооборудования с обмотками высокого напряжения (ЭОВН) в конкретной точке сети и надежностью его работы.

Для решения поставленной задачи проанализируем возможные воздействия на изоляцию оборудования с целью выявления тех особенностей, которые могли бы привести к его повреждению. Как известно, на изоляцию оборудования действует рабочее напряжение, атмосферные и внутренние перенапряжения.

Режимы работы сетей организуются таким образом, чтобы величина рабочего напряжения в любой точке не превышала допустимую для оборудования величину. Поэтому этот фактор из рассмотрения можно исключить.

Влияние атмосферных воздействий на оборудование изучено достаточно полно. Разработан целый комплекс мероприятий [2, 11–13], обеспечивающих ограничение воздействий допустимыми значениями. В этом отношении сказать, что какие-то узлы сети защищены лучше, а другие хуже, оснований нет.

Внутренние перенапряжения характеризуются многообразием причин их возникновения, величиной их амплитуды, формой и длительностью [14–20]. Следует обратить внимание, что коммутационные воздействия по отношению к изоляции

какого-либо оборудования в большинстве случаев можно рассматривать как вынуждающую ЭДС сложной формы, параметры которой не зависят от параметров изоляции рассматриваемого объекта. Внутренние перенапряжения, воздействующие на зажимы электрооборудования разных видов и классов напряжения, существенно отличаются по форме. Тем не менее, для испытаний коммутационными волнами должно быть стандартизировано минимальное число форм волны [1]. Ограничиться одной волной не представляется возможным ввиду существенно разнящейся зависимости электрической прочности изоляции разного вида от формы воздействующего внутреннего перенапряжения [1]. Формы импульса (апериодическая или колебательная) и его параметры должны быть указаны в нормативной документации на электрооборудование отдельных видов [2]. Форма волны для испытания внутренней изоляции трансформаторов, выключателей, кабелей и т. п. пока не установлена; ещё не выявлен тип внутренних перенапряжений, при воздействии которых электрическая прочность этой изоляции минимальна [1].

В случаях использования ограничителей перенапряжений (ОПН) или разрядников, рассчитанных на коммутационные перенапряжения, амплитуды перенапряжений не превышают допустимые для изоляции оборудования значения. В случаях, когда ОПН не применены (сети с напряжением меньше 220 кВ), установленные испытательные амплитуды коммутационных перенапряжений скорректированы с пробивным напряжением разрядников типа РВС [1]. Таким образом, амплитуды внутренних перенапряжений ограничиваются защитными устройствами во всех случаях.

Остаётся не проанализированным только один фактор – форма внутреннего перенапряжения, а с учётом физики переходного процесса, более конкретно – частота свободных колебаний переходного процесса, которая определяется значениями эквивалентных индуктивностей и ёмкости сети для данных конкретных условий.

ТОЭ [21] утверждают, что изменение частоты вынуждающего напряжения может существенно изменить параметры режима любой схемы только в случае наличия в этой схеме индуктивности L и ёмкости C . Для конкретных значений L и C существует частота свободных колебаний:

$$\omega_{\text{св}} = \frac{1}{\sqrt{LC}}. \quad (1)$$

В случае совпадения частоты вынуждающей ЭДС с частотой свободных колебаний наступает резонанс.

В целом багаж эффективных методов исследований не позволял разработчикам учитывать влияние взаимозависимости параметров сети и оборудования на нормы испытательных напряжений. Именно поэтому в [22] указаны границы применения «от 3 до 500 кВ», а в [2]: «...напряжения 3 кВ и выше».

Упрощенный учет входной емкости трансформатора и емкости между входными и выходными выводами, совместно с неизменными значениями индуктивностей холостого хода и короткого замыкания трансформатора, позволил авторам доклада 12–03 [23] качественно обосновать принципиальную возможность появления в трансформаторе явления внутреннего резонанса. Для изучения явления использовались как расчетные, так и экспериментальные методы.

Резонансные характеристики крупных трансформаторов исследуются с конца 60-х гг. XX столетия. Повреждения трансформаторов сверхвысоких номинальных напряжений (750 кВ) (СВН) связывали с резонансом в обмотках, однако такого рода повреждения сравнительно редки. Тем не менее, если другие процессы нельзя было считать причиной повреждения трансформатора, резонанс рассматривался как возможная причина. В связи с этим проводились обширные исследования явлений в обмотках трансформаторов при различных конфигурациях энергосистемы и при воздействии определенного вида колебательных перенапряжений. Для изучения этих явлений в начале 70-х гг. была создана рабочая группа IEEE (США), а в 1979 г. – РГ 12–07 СИГРЭ, выпустившая отчет 12–14 [23].

Несовершенство применявшихся методов исследования, их большая трудоемкость, отсутствие понятной и четкой программы исследований на перспективу привели к топтанию на одном месте.

В [24] приведены результаты экспериментальных исследований по распределению напряжения частотой 50 Гц вдоль обмотки высокого напряжения (ВН) в режиме холостого хода и короткого замыкания обмотки низкого напряжения (НН). Показано, что в режиме короткого замыкания обмотки НН имеет место перераспределение вынужденной составляющей напряжения обмотки ВН между ее отдельными частями, обусловленное передачей мощности из одной части обмотки ВН в другую часть либо непосредственно, либо с помощью обмотки НН.

Отмечается, что «поле рассеяния трансформатора индуктирует в проводах обмоток э.д.с., под действием которых протекают токи. Эти токи замыкаются внутри отдельных проводов и между параллельными ветвями обмотки и в отличие от токов нагрузки не выходят за пределы обмотки. ...если производится вычисление параметров трансформатора, работающего при повышенных частотах, могут стать необходимыми учет емкости между элементами обмоток и рассмотрение обмоток трансформатора как цепей с распределенными параметрами» [25. С. 139, 194].

По сути, как в [24], так и в [25] рассматривается одно и то же физическое явление только под разными углами зрения. Автора [25] интересуют величины добавочных потерь в обмотках трансформатора, что сказывается, прежде всего, на технико-экономических показателях трансформатора.

Нас же интересуют величины напряжений на частях обмотки, которые могут быть определяющими для выбора витковой изоляции.

Задача исследований – с помощью экспериментов сформулировать условия, при которых имеющиеся уровни витковой изоляции будут недостаточными для надежной эксплуатации трансформатора в электрической сети.

Изложение основных результатов исследования

Детальные исследования проведены на стандартном трансформаторе напряжением 20/0,4 кВ, мощностью 20 кВА с естественным масляным охлаждением. Для возможности проведения запланированного эксперимента трансформатор был реконструирован. Дополнительно на крышку бака были выведены ответвления обмоток ВН (рис. 1). В качестве источника питания, который имитирует свободную составляющую внутренних перенапряжений с изменяющейся частотой, использовался генератор низкочастотных сигналов ГЗ-109. Для измерения напряжений использовались вольтметры типа В7-21А с высоким входным сопротивлением (не менее 8 МОм, входная емкость не более 100 пФ).

Результаты измерения относительных значений напряжений на части обмотки ВН, соответствующих 47 и 53 % ее длины, при действии на обмотку внутренних перенапряжений различной частоты в режиме холостого хода обмотки НН представлены на рис. 2.

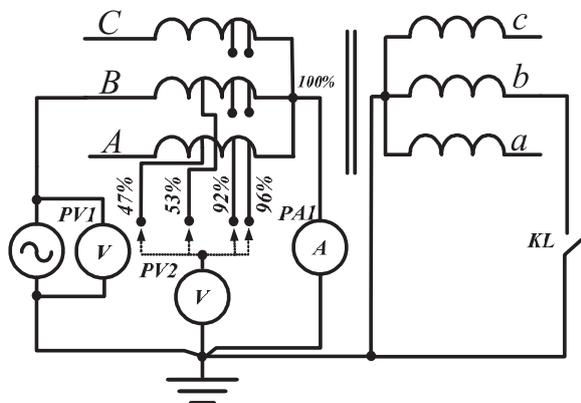


Рис. 1. Схема испытания трансформатора с указанием выводов обмотки ВН, на которых производились измерения

Fig. 1. Circuit of transformer test including high voltage (HV) winding ends where the measurements were carried out

Из рис. 2 видно, что для частот до 1000 Гц распределение напряжения вдоль обмотки равномерное. При частотах выше 1000 Гц наблюдается плавное уменьшение напряжение на участке обмотки в 47 %, которое на частоте 14000 Гц достигает значения 0,34. Наоборот, на участке обмотки в 53 % имеет место постепенное увеличение напряжения, которое достигает значения 0,73 на частоте 15000 Гц. Начиная с частоты 14000 Гц напряжение на 47 % участке увеличивается и на ча-

стоте 16000 Гц достигает значения 0,74. Начиная с частоты 15000 Гц напряжение на 53 % участке уменьшается и достигает значения 0,28 на частоте 16000 Гц. При частотах более 20000 Гц наблюдается относительная стабилизация распределения напряжения вдоль обмотки. Важно также, что на частоте 15000 Гц сумма напряжений на участках 47 и 53 % в 1,26 раз превышает напряжение источника питания.

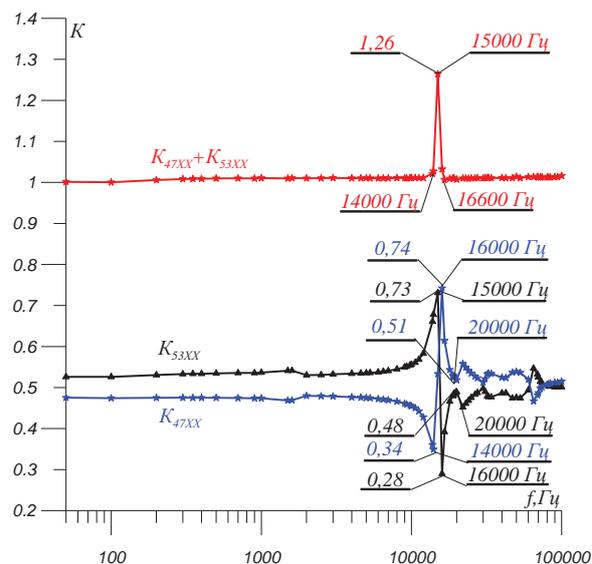


Рис. 2. Относительные значения напряжений K на частях обмотки ВН, соответствующих 47 и 53 % ее длины, при действии на обмотку внутренних перенапряжений различной частоты в режиме холостого хода

Fig. 2. Relative values of voltages K on HV winding parts which correspond to 47 and 53 % of its length affected by open circuit internal over-voltages of different frequencies

Распределение напряжения между участками обмотки ВН 47 и 53 % изменится, если обмотку НН замкнут (рис. 3). Уже при частоте 50 Гц относительное значение напряжения вместо 0,47 для участка 47 % составило величину 0,42, то есть уменьшилось на 10 %, а на участке 53 % составило величину 0,58, то есть увеличилось на 10 %, что важно для витковой изоляции, ибо она в режиме КЗ подвергается воздействию температур, значительно превышающих температуру нормального режима.

С увеличением частоты до 15000 Гц значение напряжения на 47 % участке снижается до величины 0,16. В диапазоне частот 15000–16600 Гц напряжение на участке 47 % увеличивается от 0,16 до 0,91, а в диапазоне 16600–30000 Гц эти значения снижаются от 0,91 до 0,51.

На участке 53 % с увеличением частоты до 16600 Гц значения напряжения плавно увеличиваются до величины 1,29, а в диапазоне 16600–18900 Гц резко снижаются до величины 0,29. В диапазоне частот 18900–30000 Гц величина напряжения плавно увеличивается до своего естественного значения.

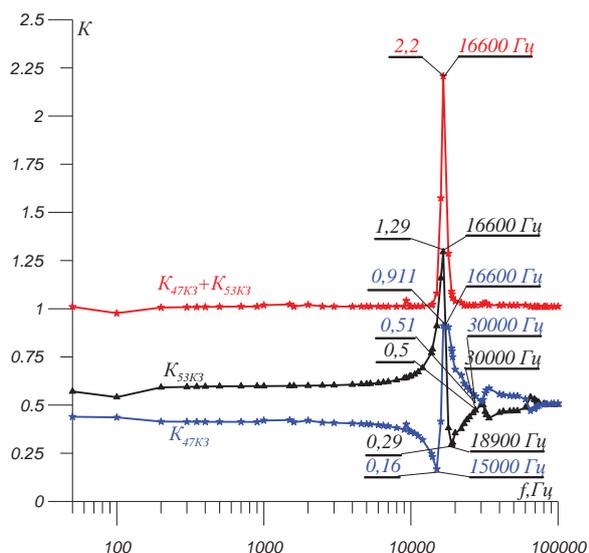


Рис. 3. Относительные значения напряжений K на частях обмотки ВН, соответствующих 47 и 53 % ее длины, при действии на обмотку внутренних перенапряжений различной частоты в режиме короткого замыкания

Fig. 3. Relative values of voltages K on HV winding parts which correspond to 47 and 53 % of its length affected by internal short circuit over-voltages of different frequencies

На рис. 2 и 3 также показана зависимость суммы модулей напряжения на частях обмотки от частоты. Диапазоны частот, в которых эта сумма имеет величину больше единицы, соответствуют ситуации, когда между векторами напряжений имеет место сдвиг по фазе. Величина сдвига легко может быть найдена из соответствующего треугольника напряжений.

Сравнение данных рис. 2 и 3 показывает, что режим работы обмотки НН существенно влияет на результаты опытов. Потому на рис. 4 построено отношение величин напряжения на участках обмотки ВН 47 и 53 % в режиме КЗ обмотки НН к аналогичным величинам в режиме холостого хода обмотки НН.

Как видно из рис. 4, напряжение на участке 47 % в диапазоне частот 50–15000 Гц постепенно уменьшается по отношению к этому же напряже-

нию в режиме холостого хода с величины 0,894 до 0,314. В интервале частот 15000–18000 Гц это напряжение увеличивается до значения 1,66. Затем в диапазоне частот 18000–19000 Гц оно уменьшается до значения 0,613 и начиная с 19000 Гц плавно возвращается к своему естественному значению.

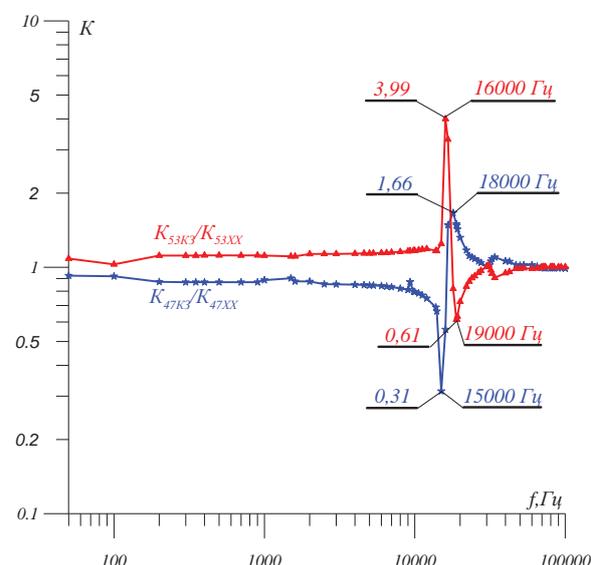


Рис. 4. Отношение величин напряжений K на участках обмотки ВН 47 и 53 % в режиме КЗ обмотки НН к аналогичным величинам в режиме холостого хода обмотки НН

Fig. 4. The ratio of voltages K on HV winding parts 47 and 53 % at LV winding short circuit to the same values at open circuit LV winding

Напряжение на участке 53 % в диапазоне частот 50–16000 Гц плавно увеличивается с величины 1,094 до 3,99, в диапазоне 16000–19000 Гц уменьшается до значения 0,61, а при частотах более 19000 Гц плавно возвращается к своему естественному значению.

Подводя итог количественному исследованию процессов, следует отметить, что с уменьшением длины части обмотки ВН, для которой проводились исследования, относительная кратность пере-

Таблица. Результаты расчетов максимальной относительной кратности перенапряжений на частях обмотки ВН

Table. Results of calculation of maximum signed over-voltage ratio on HV winding parts

Диапазон частот, Гц Frequency range, Hz	Часть обмотки ВН, % HV winding part, %	4	8	44	47	53	56	92	96
		16400–18000	Холостой ход Open circuit	2,8	2,4	2,24	1,57	1,37	1,63
Короткое замыкание Short circuit	5,51		4,63	4,1	1,93	2,44	3,24	1,18	1,094
27500–34000	Холостой ход Open circuit	1,14	1,41	0,85	1,136	0,93	1,14	1,118	0,93
	Короткое замыкание Short circuit	1,7	1,94	0,85	1,24	0,94	1,23	1,15	1,079
70000–77000	Холостой ход Open circuit	1,53	1,13	0,91	1,066	0,96	1,124	1,039	0,92
	Короткое замыкание Short circuit	1,47	1,095	0,85	1,049	0,97	1,129	1,017	1,009

напряжения увеличивается (по отношению к номинальному напряжению части обмотки). Результаты расчетов максимальной относительной кратности перенапряжений приведены в таблице.

Как видно из таблицы, существуют три диапазона опасных частот 14600–18000, 27500–34000 и 70000–77000 Гц, при которых величины перенапряжений максимальны.

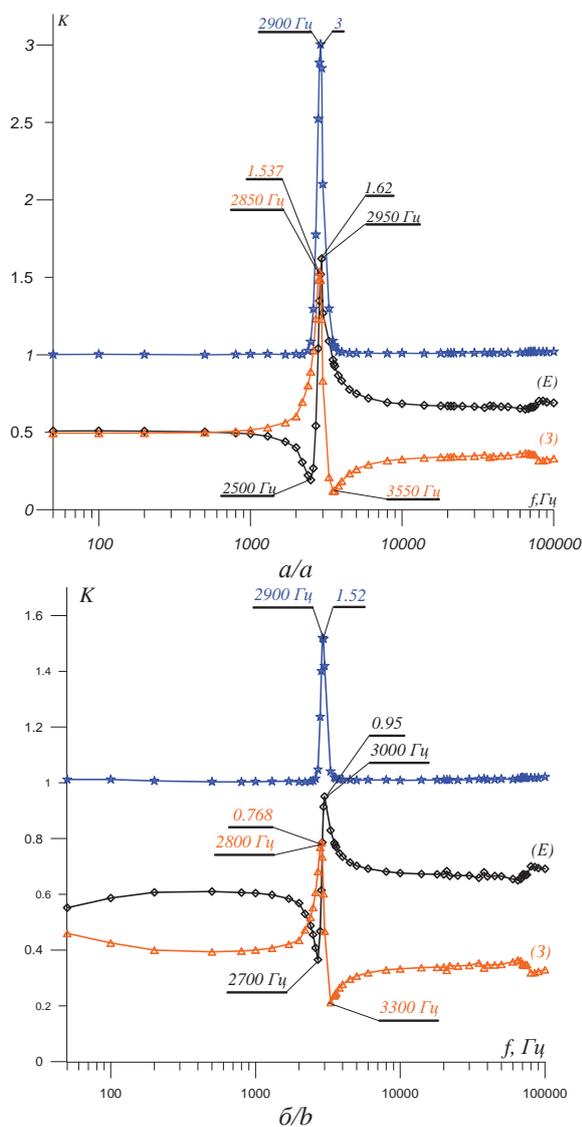


Рис. 5. Относительные значения напряжения K на частях обмотки ВН, соответствующие 50 % от начала и 50 % от конца ее длины, при действии на обмотку трансформатора напряжения типа НОМ-10 внутренних перенапряжений различной частоты в режиме: а) холостого хода; б) КЗ обмотки НН

Fig. 5. Relative values of voltage K on HV winding parts. The values correspond to 50 % from the beginning and 50 % from the end of its length. The NOM-10 type voltage transformer winding is affected by internal over-voltages of different frequencies: a) open circuit; b) short circuit LV winding

Другой, не известной ранее, особенностью процессов является перераспределение напряжений на частях обмотки в зависимости от частоты при-

ложенного напряжения и режима работы обмотки НН (рис. 4, 5), что приводит к перенапряжениям на отдельных элементах обмотки и, по-видимому, потребует увеличения уровня изоляции всей обмотки, а не отдельной какой-либо ее части.

Описанные процессы присущи любому электрооборудованию с обмотками ВН. В зависимости от параметров обмотки и состояния изоляции меняться будут значения резонансных частот и кратностей перенапряжений. В качестве иллюстрации этого положения на рис. 5 приведены относительные значения напряжений на частях обмотки ВН трансформатора напряжения типа НОМ-10. В этом случае резонансная частота составила 2900 Гц, а перенапряжения в режиме холостого хода обмотки НН превысили значения перенапряжений в режиме КЗ обмотки НН.

Разновидность внутреннего резонанса между частями обмотки предполагает, что результирующие сопротивления двух разных частей обмотки имеют разный характер. Одна часть обмотки – индуктивная. Вторая часть – емкостная. При частоте, на которой индуктивное сопротивление одной части обмотки равно емкостному сопротивлению другой части, наступает резонанс напряжений.

Для формулирования условий возникновения резонанса необходимо изучить свойства каждой части обмотки, а также учесть наличие взаимной индукции между частями обмотки. Если в обмотке ВН выделить какую-либо ее часть и для этой части построить частотную характеристику как отношение значения приложенного напряжения источника к значению тока на выходе из обмотки, то такая характеристика будет иметь ряд чередующихся максимумов и минимумов (рис. 6, 7). На рисунках в индексах при Z указаны соответствующие сопротивлениям части обмотки ВН в процентах. Максимум характеристики соответствует «резонансу токов», а минимум – «резонансу напряжений».

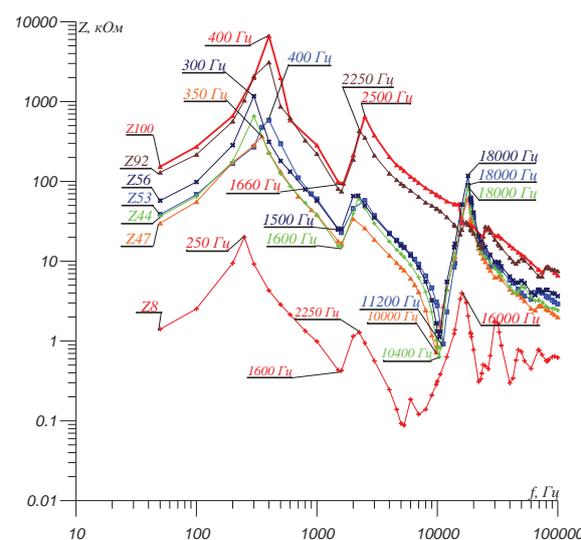


Рис. 6. Частотные характеристики частей обмотки ВН трансформатора для режима холостого хода обмотки НН

Fig. 6. Frequency characteristics of HV winding parts in transformer for open circuit LV winding

Как видно из рис. 6, 7, резонансные частоты характеристик отдельных частей обмотки не совпадают между собой. Важно, что сопротивление части может быть большим, чем сопротивление всей обмотки. Так, на частоте 18000 Гц (рис. 6) значения модулей сопротивлений $Z_{56}=117,1$; $Z_{44}=85,45$; $Z_{47}=60$; $Z_{53}=89,34$ кОм. Для рис. 7 соответственно на частоте 20000 Гц $Z_{56}=144,74$, $Z_{44}=84,28$ кОм и на частоте 19200 Гц $Z_{47}=66,9$, $Z_{53}=70,31$ кОм. При этом сопротивление всей обмотки Z_{100} для опыта на рис. 6 составило 29,22 кОм, а для опыта на рис. 7 – 29,81 кОм.

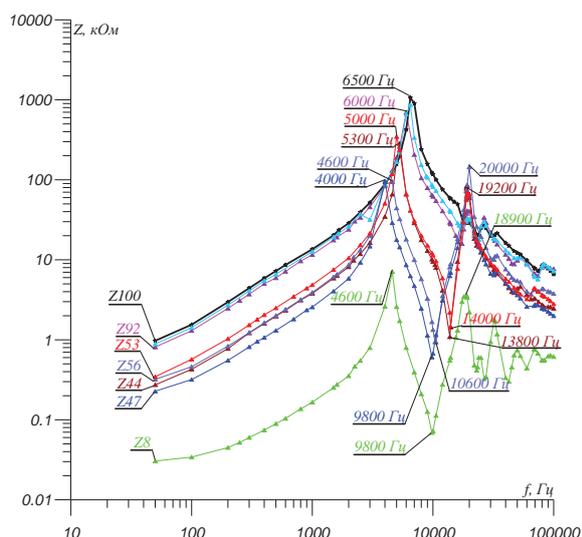


Рис. 7. Частотные характеристики частей обмотки ВН трансформатора для режима короткого замыкания обмотки НН

Fig. 7. Frequency characteristics of HV winding parts in transformer for short circuit LV winding

По мере уменьшения длины части обмотки, на которую подано напряжение, увеличивается относительно и интенсивность колебаний на высоких частотах, которые в характеристиках 100 или 92 % части были практически подавлены.

Для количественной оценки резонансных явлений необходимо таким образом организовать эксперимент, чтобы имелась возможность учесть явления взаимной индукции между такими частями обмотки, которые вместе составляют целую обмотку. Соответствующие результаты измерения сопротивлений частей обмотки 4 и 96, 8 и 92, 44 и 56, 53 и 47 % при подаче напряжения на всю (100 %) обмотку как в режиме холостого хода обмотки НН, так и в режиме ее КЗ приведены на рис. 8–10.

Как известно, модели отдельных частей обмотки, которые в сумме представляют модель всей обмотки, могут быть представлены в виде суммы двухполюсников, каждый из которых состоит из параллельно включенных элементов R, L, C. Количество таких двухполюсников определяется количеством частот, на которых развивается резонанс токов для данной обмотки в заданном режиме работы трансформатора (рис. 11), а взаимное влияние между частями обмотки учитывается наличием взаимных индукций $M_{11-12}...M_{11-j2}$. Параметры модели рис. 11 зависят от режима работы других обмоток

трансформатора. Их количественное определение связано с необходимостью преодоления значительных экспериментальных и расчетных сложностей. В [24] изложены методы моделирования, которые позволяют в неявном виде учесть наличие взаимных индуктивностей и решить эти задачи. Но для качественного анализа процессов модель рис. 11 более предпочтительна. Несовпадение резонансных частот частей обмотки (рис. 6, 7) обусловлено разными законами изменения собственной индуктивности и продольной емкости от длины части обмотки. Если на начальном этапе исследований пренебречь наличием взаимной индуктивности, то несовпадение резонансных частот частей обмотки должно привести к перераспределению приложенного к обмотке напряжения между ее отдельными частями в широком диапазоне частот. Таким образом, на одних частях обмотки напряжение окажется больше, а на других меньше, чем при равномерном распределении, что витковая изоляция соответствующей части обмотки воспринимает как появление перенапряжений. Учет взаимной индукции приводит к изменению частот, на которых наблюдается резонанс токов для отдельных частей обмотки. Так, для вариантов деления обмотки на части, соответствующие 53 и 47 и 56 и 44 % вместо частот 400, 350, и 300 Гц (рис. 6) получили частоту 400 Гц (рис. 8, 9). Вместо частот 5000 и 4000 Гц (рис. 7) соответственно получена частота 6500 Гц (первый вариант) и 7000 Гц (второй вариант) (рис. 8, 9). При неизменных значениях продольных емкостей модели (рис. 11) увеличение резонансных частот из-за влияния взаимной индукции означает уменьшение эквивалентных индуктивностей двухполюсников модели (рис. 11). Степень этого уменьшения для разных частей обмотки разная, что не исключает, а только несколько корректирует степень перераспределения напряжения между частями обмотки.

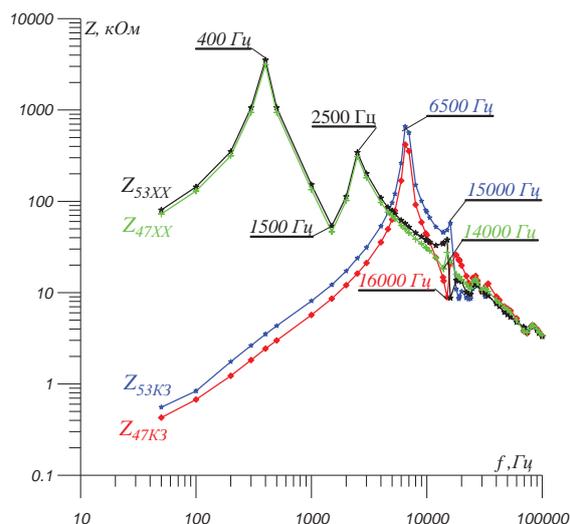


Рис. 8. Зависимость от частоты сопротивлений 47 и 53 % частей обмотки при подаче напряжения на всю (100 %) обмотку

Fig. 8. Dependence of 47 and 53 % winding parts at voltage supply to the whole (100 %) winding on resistance frequency

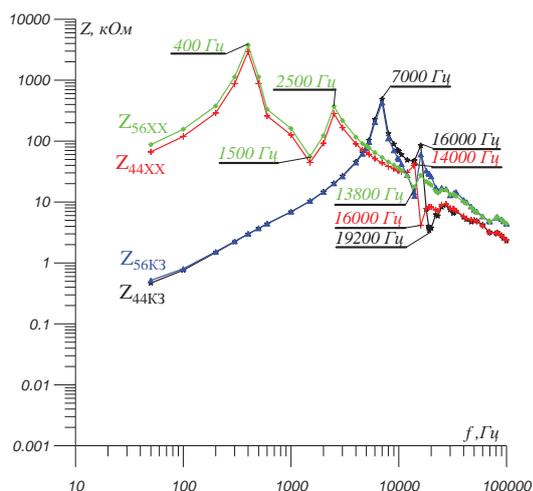


Рис. 9. Зависимость от частоты сопротивлений 56 и 44 % частей обмотки при подаче напряжения на всю (100 %) обмотку

Fig. 9. Dependence of 56 and 44 % winding parts at voltage supply to the whole (100 %) winding on resistance frequency

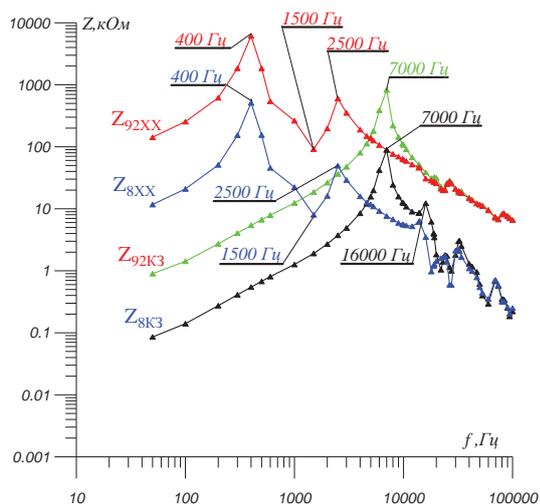


Рис. 10. Зависимость от частоты сопротивлений 92 и 8 % частей обмотки при подаче напряжения на всю (100 %) обмотку

Fig. 10. Dependence of 92 and 8 % winding parts at voltage supply to the whole (100 %) winding on resistance frequency

Как видно из сравнения рис. 8–10 и рис. 6, 7, наличие взаимной индукции между частями общей обмотки обеспечило существенно большую «синхронизацию» частот экстремумов функций. Качественные изменения произошли в диапазоне частот 14000–18000 Гц. Обращает внимание изменение формы характеристик вблизи минимума на частоте 14000 Гц и практическое совмещение всех характеристик в одну, в диапазоне частот 16000–20000 Гц. Особая форма характеристик вблизи минимума функции на частоте 14000 Гц коррелируется с относительно плавным нарастанием перенапряжений на элементах обмотки. Особенностью резонансного процесса внутри обмотки является то, что резонанс имеет место не между индуктивностью одной части обмотки и геометрической емкостью другой части, а между эквивалентными сопротивлениями частей обмотки. При подаче напряжения на обмотку ВН возникает сквозной ток через обмотку, который обуславливает, благодаря явлению взаимной индукции, появление в частях обмотки уравнительных токов. В результате вместо эквивалентных сопротивлений частей обмотки на рис. 6, 7 мы получили эквивалентные сопротивления частей обмотки на рис. 8–10.

Распределение перенапряжений между сопротивлениями частей обмоток (рис. 8–10) в относительных номинальных единицах в зависимости от частоты приложенного напряжения для разных режимов работы обмотки НН трансформатора показано на рис. 12. Как видно из рис. 12, обмотка ВН трансформатора имеет несколько диапазонов частот (15000–18000, 25000–30000, 70000–80000 Гц), в пределах которых возможен резонанс напряжений.

В общем случае суммарный магнитный поток можно разложить на две составляющие – основной магнитный поток и поток рассеяния. Составляющая напряжения, обусловленная основным магнитным потоком, распределяется равномерно вдоль обмотки. Составляющая напряжения, обусловленная потоком рассеяния, зависит от величины и характера уравнительных потоков мощности, которые циркулируют на данном участке обмотки ВН. В зависимости от соотношения составляющих суммарного магнитного потока для конкретного участка обмотки ВН меняется величина результирующего напряжения на этом участке.

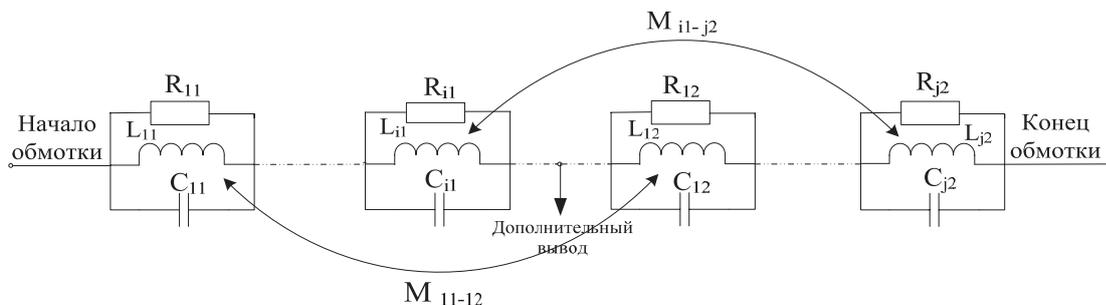


Рис. 11. Модель обмотки ВН с дополнительным выводом для заданного режима работы трансформатора

Fig. 11. Model of HV winding with additional terminal for the predetermined operation mode of the transformer

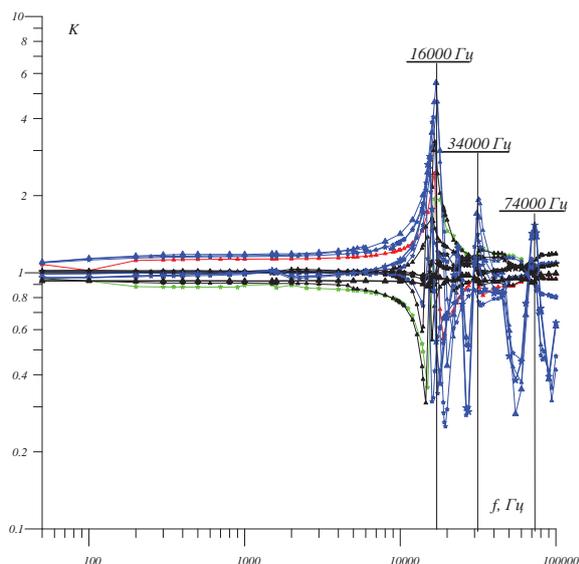


Рис. 12. Распределение перенапряжений между сопротивлениями разных частей обмоток в относительных номинальных единицах в зависимости от частоты приложенного напряжения для разных режимов работы обмотки НН трансформатора

Fig. 12. Over-voltage distribution between resistances of winding different parts in relative nominal units depending on frequency of the applied voltage for different operation modes of the transformer LV winding

Всё многообразие вышеописанных ситуаций можно разделить на три характерные группы.

К первой группе следует отнести режимы, при которых сумма модулей результирующих сопротивлений частей обмотки равна модулю результирующего сопротивления всей обмотки (рис. 6, 7). В этом случае сопротивление частей и всей обмотки определяется исключительно основным магнитным потоком. Для этой группы режимов распределение напряжения вдоль обмотки линейно.

Ко второй группе следует отнести режимы, при которых сумма модулей результирующих сопротивлений частей обмотки меньше модуля результирующего сопротивления всей обмотки. В этом случае, за счет наличия взаимной индуктивности между частями обмотки, возникает перераспределение напряжений между частями обмотки в широком диапазоне частот. При этом напряжения на частях обмотки совпадают по фазе, а их сумма равна приложенному напряжению.

К третьей группе следует отнести режимы, при которых сумма модулей результирующего сопротивления частей обмотки больше величины результирующего сопротивления. При этом напряжения на частях обмотки не совпадают по фазе. Наступает резонанс напряжений.

Подводя итоги качественному исследованию электромагнитных процессов в обмотках трансформатора, следует сделать вывод, что существует два независимых, взаимно дополняющих друг друга процесса. Первый процесс связан с разными резонансными частотами, при которых наступает резонанс токов дополняющих частей и всей обмот-

ки (рис. 6, 7). Если частота резонанса токов части обмотки наступает раньше частоты резонанса токов для всей обмотки, то происходит процесс перераспределения величины напряжения между частями обмотки при неизменной величине напряжения на всей обмотке. Неизменное по величине напряжение на всей обмотке обуславливает неизменное значение сквозного тока. При неизменном значении тока увеличение сопротивления части обмотки приводит к соответствующему росту напряжения на части обмотки, и наоборот, уменьшение сопротивления другой части обмотки приводит к уменьшению напряжения на этой другой части. Этот процесс характерен для разных частей обмотки во всем диапазоне частот свободной составляющей внутренних перенапряжений: от 50 до 100000 Гц, и может быть причиной витковых замыканий в обмотке. Таким образом, резонанс токов в части обмотки – причина появления перенапряжений на этой части.

Второй процесс – резонанс напряжений, который появляется в строго ограниченном узком диапазоне частот.

Выводы

Впервые установлено, что резонансные перенапряжения в частях обмотки – основная причина витковых замыканий обмоток трансформаторов при действии на них со стороны сети внутренних перенапряжений.

Усиление продольной изоляции обмотки даст возможность повысить надежность работы трансформаторов.

Резонанс токов в дополняющих частях обмотки обуславливает появление перенапряжений на этих частях в диапазоне частот от 50 до 100000 Гц. Частота свободной составляющей перенапряжений сети определяет конструкцию части обмотки, для которой перенапряжения будут максимальны.

Резонанс напряжений между дополняющими частями обмотки обуславливает появление более значительных кратностей перенапряжений, но в строго определенном узком диапазоне частот.

Каждая обмотка ВН любого трансформатора имеет несколько диапазонов резонансных частот.

Главный вывод исследований: кроме классического вида внутреннего резонанса напряжений между индуктивностью обмотки и емкостью изоляции на дискретной частоте установлен факт существования резонансов между конструктивно идентичными частями обмотки ВН в варианте резонанса токов, существующего в широком диапазоне частот, и варианте резонанса напряжения, существующего в нескольких дискретных диапазонах частот.

При появлении любых перенапряжений со стороны сети внутри трансформатора всегда развиваются перенапряжения, которые принципиально будут иметь значения бóльшие, чем приложенные.

Важно, что ни один директивный документ в Мире не учитывает это массовое явление!

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сапожников А.В. Уровни изоляции электрооборудования высокого напряжения. Нормы и методы испытания электрической прочности. – М.: Энергия, 1969. – 296 с.
2. ГОСТ 1516.2–97, Межгосударственный стандарт, Электрооборудование и электроустановки переменного тока на напряжение 3 кВ и выше, Общие методы испытаний электрической прочности изоляции. – Киев: Госстандарт Украины, 1999. – 32 с.
3. ГОСТ 1516.3–96. Межгосударственный стандарт, электрооборудование переменного тока на напряжение от 1 до 750 кВ. Требования к электрической прочности изоляции. – Киев: Госстандарт Украины, 1999. – 54 с.
4. Ганус А.И., Старков К.А. Повреждаемость трансформаторов напряжения в областных электрических сетях АК «Харьковоблэнерго» и мероприятия по ее снижению // Світлотехніка і електроенергетик». – 2003. – № 1. – С. 76–81.
5. Ахметшин Р.С., Рыбаков Л.М. Технические средства диагностирования силовых трансформаторов 10/0,4 кВ на основе частотных характеристик // Электричество. – 2005. – № 5. – С. 20–26.
6. Лейтес Л.В., Пинцов А.М. Схемы замещения многообмоточных трансформаторов. – М.: Энергия, 1974. – 192 с
7. Математичне моделювання в електроенергетиці: підручник/ О.В. Кириленко, М.С. Сегеда, О.Ф. Буткевич, Т.А. Мазур. – Львів: Видавництво Національного університету «Львівська політехніка», 2010. – 608 с.
8. Техника высоких напряжений / Л.Ф. Дмоховская, В.П. Ларионова, Ю.С. Пинталь, Д.В. Разевиг, Е.Я. Рябкова / под общ. ред. Д.В. Разевича. Изд. 2-е, перераб. и доп. – М.: Энергия, 1976. – 488 с.
9. Сегеда М.С., Черемних Є.В., Мазур Т.А. Математичне моделювання вільних коливань напруги в обмотках трансформаторів з урахуванням взаємодукції між витками під час імпульсних перенапруг // Дніпропетровськ Науковий вісник НГУ. – 2013. – № 1. – С. 68–76.
10. Рабочие группы А2/А3/В3.21. Электрическая среда трансформаторов. Влияние переходных процессов // ELECTRA 218. – Paris, February 2005. – Paris: CIGRE, 2005. – С. 12–26.
11. Руководство по защите электрических сетей 6–1150 кВ от грозовых и внутренних перенапряжений. РД 153-34.3-35.125-99. Изд. 2-е, утверждено Первым заместителем председателя Правления РАО «ЕЭС России» О.В. Бритвиным 12.07.1999 г. – СПб.: ПЭИПК, 1999. – 333 с.
12. Правила устройства электроустановок. 6-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 640 с.
13. Правила технической эксплуатации электроустановок потребителей и правила техники безопасности при эксплуатации электроустановок потребителей. – М.: Министерство Энергетики и Электрификации СССР, 1969. – 352 с.
14. Половой И.Ф., Михайлов Ю.А., Халилов Ф.Х. Перенапряжения на электрооборудовании высокого и сверхвысокого напряжения. – Л.: Энергия, 1975. – 255 с.
15. Техника высоких напряжений / под общ. ред. д.т.н. проф. Г.С. Кучинского. – СПб.: Петербургский энергетический институт повышения квалификации Министерства топлива и энергетики Российской Федерации, 1998. – 699 с.
16. Долгинов А.И. Перенапряжения в электрических системах. – М.; Л.: ГЭИ, 1962. – 512 с.
17. Рюденберг Р. Переходные процессы в электроэнергетических системах. – М.: Изд-во иностранной литературы, 1955. – 714 с.
18. Артемьев Д.Е., Тиходеев Н.Н., Шур С.С. Статистические основы выбора изоляции линий электропередачи, коммутационные перенапряжения и электрические характеристики изоляции // под ред. Н.Н. Щедрина. – М.; Л.: Энергия, 1965. – 376 с.
19. Артемьев Д.Е., Тиходеев Н.Н., Шур С.С. Координация изоляции линий электропередачи. Статические принципы координации уровней изоляции ЛЭП высших классов напряжения // под ред. Н.Н. Щедрина. – М.; Л.: Энергия, 1966. – 282 с.
20. Дмоховская Л.Ф. Инженерные расчеты внутренних перенапряжений в электропередачах. – М.: Энергия, 1972. – 288 с.
21. Теоретические основы электротехники. Т. 1. Основы теории линейных цепей / под ред. проф. П.А. Ионкина. – М.: Высшая школа, 1976. – 544 с.
22. ГОСТ 1516.1–76*. Электрооборудование переменного тока на напряжение от 3 до 500 кВ. Требования к электрической прочности изоляции. – М.: ИПК Изд-во стандартов, 1999. – 61 с.
23. Энергетика за рубежом. Трансформаторы. Перенапряжения и координация изоляции. Переводы докладов международной конференции по большому электрическому система (СИГРЭ-84) / под ред С.Д. Лизунова, А.К. Лоханина. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 420 с.
24. Физические явления внутреннего резонанса в электрооборудовании с обмотками высокого напряжения: Монография / И.Р. Бучковський, М.М. Молнар, А.Л. Никонен, Л.А. Никонен, М.Б. Сабат / под ред. д.т.н. проф. Л.А. Никонца. – Львов: Друк НВФ «Українські технології», 2012. – 166 с.
25. Васютинский С.Б. Вопросы теории и расчета трансформаторов. – Л.: Энергия, 1970. – 432 с.

Поступила 17.03.2014 г.

UDC 621.3.013.62; 621.314.21; 621.314.222.8

ELECTROMAGNETIC PROCESSES AND CONDITIONS OF OCCURRING RESONANCE OVERVOLTAGE IN POWER TRANSFORMER WINDINGS

Myroslav B. Sabat,

National University «Lviv Polytechnic», 12, St. Bandery Street, Lviv, 79013, Ukraine. E-mail: myroslav003@gmail.com

Aleksey L. Nykonets,

National University «Lviv Polytechnic», 12, St. Bandery Street, Lviv, 79013, Ukraine. E-mail: nykonets@gmail.com.

Vladimir P. Venger,

National University «Lviv Polytechnic», 12, St. Bandery Street, Lviv, 79013, Ukraine. E-mail: vol.venher@gmail.com

Viktor P. Venger,

National University «Lviv Polytechnic», 12, St. Bandery Street, Lviv, 79013, Ukraine. E-mail: venherviktor@gmail.com

The relevance of the study: At the present stage of CIS countries network development the problem of increase the operation reliability of transformers, which main part has been already out of date is of the first-priority. The problem is also up to date for designing, testing and producing new transformers.

The main aim of the study is to state, using the experimental research, the terms, when the existing levels of turn insulation are not sufficient for reliable transformer operation in the electrical network.

The methods used in the study: Frequency methods of natural experiment and electrical circuit analysis.

The results: For the first time it has been stated that resonance overvoltage in winding parts causes turn faults in transformer windings, while they are influenced by power system inner overvoltage. Making the longitudinal insulation of a winding stronger gives a possibility to increase operation reliability of the transformer. As an alternative, there is a possibility to develop actions for network, which eliminate dangerous impacts on specific frequencies.

Conclusions: Besides the classical type of internal voltage resonance between winding inductance and insulation capacitance, resonances between constructively-identical parts of high voltage winding were established. They exist in a wide frequency range in terms of current resonance and in a few discrete frequency ranges, in terms of voltage resonance. For the first time the mechanism of overvoltage appearance between parts of transformer windings has been stated – the resonance between mutual induction voltages of winding parts is caused by energy exchange between the winding parts on the ways of magnetic flux beyond the magnetic core. Overvoltage, which values are fundamentally higher, than the applied ones, occurs inside a transformer as any network overvoltage appear.

Key words:

Transformer, resonance overvoltage, electromagnetic processes, longitudinal insulation, frequency research method.

REFERENCES

1. Sapozhnikov A.V. *Urovni izolyatsii elektrooborudovaniya vysokogo napryazheniya. Normy i metody ispytaniya elektricheskoy prochnosti* [Insulation levels of high-voltage electrical equipment. Standards and methods of electric strength test]. Moscow, Energiya Publ., 1969. 296 p. книга
2. GOST 1516.2–97. *Electrooborudovanie i electroustanovki peremennogo toka na napryazhenie 3 kV i vyshhe* [State Standard 1516.2–97. Interstate standard, AC electrical equipment and installations with rated voltage 3 kV and higher. Main test methods of electrical strength of insulation]. Kiev, State standard of Ukraine, 1999. 32 p.
3. GOST 1516.3–96. *Mezhgosudarstvenny standart, elektrooborudovanie peremennogo toka na napryazhenie ot 1 do 750 kV* [Interstate standard, alternative current electrical equipment with rated voltage from 1 to 750 kV. Insulation electrical strength requirements]. Kiev, State standard of Ukraine, 1999. 54 p.
4. Ganus A.I., Starkov K.A. *Povrezhdaemost transformatorov napryazhenia v oblastnykh elektricheskikh setyah AK «Kharkovoblenergo» i meropriyatiya po ee ispytaniyu* [Voltage transformer damaging in local power networks of «Kharkovoblenergo» and its reducing measures]. *Lighting technology and electrical power engineering*, 2003, no. 1, pp. 76–81.
5. Akhmetshin R.S., Rybakov L.M. *Tekhnicheskie sredstva diagnostirovaniya silovykh transformatorov 10/0,4 kV na osnove chastotnykh kharakteristik* [Technical tools for diagnosing 10/0,4 kV power transformers based on frequency characteristic]. *Elektrichestvo*, 2005, no. 5, pp. 20–26.
6. Leytes L., Pintsov A. *Skhemy zameshcheniya mnogoobmotochnykh transformatorov* [Equivalent circuits of multiwinding transformers]. Moscow, Energiya Publ., 1974. 192 p.
7. Kirilenko O.V., Segeda M.S., Butkevich O.F., Mazur T.A. *Matematychni modelyuvannya v elektroenergetyky* [Mathematical modelling in power engineering]. Lviv: National university «Lviv Polytechnic» Press., 2010. 608p.
8. Dmikhovskaya L., Larionova V., Pintal Yu., Razevich D., Ryabkova. *Tekhnika vysokikh napryazhenii* [High-voltage engineering]. Moscow, Energiya Publ., 1976. 2nd ed., revised and updated. 488 p.
9. Segeda M.S., Cheremnyh E.V., Mazur T.A. *Matematychni modelyuvannya vilnykh kolyvan napryugy v obmotkakh transformatoriv z uralhuwannam vzaimoindukcii mizh vytkamy pid chas impulsnykh perenaprug* [Mathematical modelling of voltage free oscillation in transformer windings taking into consideration mutual induction between turns under the influence of impulse overvoltage]. *Dnepropetrovsk Scientific bulletin of NGU*, 2013, no. 1, pp. 68–76.

10. Rabochie gruppy A2/A3/B3.21. Elektricheskaya sreda transformatorov. Vliyaniye perekhodnykh protsessov [CIGRE working group A2-A3-B3.21. Electrical Environment of Transformers. Impact of fast transients]. ELECTRA 218. Paris, February 2005. Paris, CIGRE, 2005. pp. 12–26.
11. *Rukovodstvo po zashchite elektricheskikh setey 6–1150 kV ot grozovykh i vnutrennikh perenapryazheniy* [Manual on 6–1150 kV electrical network protection against lightning and internal overvoltage]. RD 153–34.3–35.125–99. 2nd ed., 12.07.1999. St-Petersburg, PEIPK Publ. house, 1999. 333 p.
12. *Pravila ustroystva elektroustanovok* [The rules of electrical equipment setup]. 6th ed., revised and updated. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1985. 640 p.
13. *Pravila tekhnicheskoy ekspluatatsii elektroustanovok potrebiteley i pravila tekhniki bezopasnosti pri ekspluatatsii elektroustanovok potrebiteley* [Regulations of technical maintenance of consumer electrical equipment and safety standards of consumer electrical equipment maintenance]. Moscow, Department of Energy and Electrification of USSR, 1969. 352 p.
14. Polovoy I.F., Mikhaylov Yu.A., Khalilov F.Kh. *Perenapryazheniya na elektrooborudovanii vysokogo i sverkhvysokogo napryazheniya* [Overvoltage on high- and ultrahigh voltage electrical equipment]. Leningrad, Energiya Publ., 1975. 255 p.
15. *Tekhnika vysokikh napryazheniy* [High-voltage engineering]. Ed. by G. Kuchinskiy. St-Petersburg, St. Petersburg electrical engineering advanced training institute of the department of fuel and energy of Russian Federation, 1998. 699 p.
16. Dolginov A.I. *Perenapryazheniya v elektricheskikh sistemakh* [Overvoltage in electrical systems]. Moscow; Leningrad, GEI Press, 1962. 512 p.
17. Ryudenberg R. *Perekhodnye processy v electroenergeticheskikh sistemakh* [Transient processes in electrical systems]. Moscow, Foreign literature publishing house, 1955. 714 p.
18. Artemyev D., Tikhodeev N., Shur S. *Statisticheskie osnovy vybora izolyatsii liniy elektroperedachi, kommutatsionnye perenapryazheniya i elektricheskie kharakteristiki izolyatsii* [Statistic fundamentals of power line insulation selection, commutation overvoltage and electrical characteristics of the insulation]. Ed. by N. Shchedrin. Moscow; Leningrad, Energiya, 1965. 376 p.
19. Artemyev D., Tikhodeev N., Shur S. *Koordinatsiya izolyatsii liniy elektroperedachi. Statisticheskie printsipy koordinatsii urovney izolyatsii LEP vysshikh klassov napryazheniya* [Power line insulation coordination, statistic principles of insulation level coordination of the highest voltage class power line]. Ed. by N. Shchedrin. Moscow; Leningrad, Energiya publ., 1966. 282 p.
20. Dmikhovskaya L. *Inzhenernye raschety vnutrennikh perenapryazheniy v elektroperedachakh* [Engineering calculations of internal overvoltage in electricity transmission]. Moscow, Energiya Publ., 1972. 288 p.
21. *Teoreticheskie osnovy elektrotekhniki. Osnovy teorii lineynykh tseyey* [Theory of electrotechnology. The basis of linear circuit theory]. Ed. by P. Ionkin. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 1976. Vol. 1, 544 p.
22. GOST 1516.1–76* *Electrooborudovanie peremennogo toka na napryazhenie ot 3 do 500 kV. Trebovaniya k elektricheskoy prochnosti izolyatsii* [State Standard 1516.1–76*. Alternative current electrical equipment with rated voltage from 3 to 500 kV. Insulation electrical strength requirements]. Moscow, IPK Press, 1985. 61 p.
23. *Energetika za rubezhom. Transformatory. Perenapryazheniya i koordinatsiya izolyatsii. Perevody dokladov mezhdunarodnoy konferentsii po bolshym elektricheskim sistemam* [CIGRE-84. Power engineering abroad. Transformers. Overvoltage and insulation management. Translations of international conference reports of big electrical systems]. Eds. S. Lizunov, A. Lokhanin. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1986. 420 p.
24. Buchkovsky I., Molnar M., Nikonets A., Nikonets L., Sabat M. *Fizicheskie yavleniya vnutrennego rezonansa v elektrooborudovanii s obmotkami vysokogo napryazheniya* [Physical phenomenon of internal resonance in electrical equipment with high voltage windings]. Ed. by Nikonets L. Lviv, Ukrainian technologies Press., 2012. 166 p.
25. Vasyutinsky S. *Voprosy teorii i rascheta transformatorov* [Problems of transformer theory and computation]. Leningrad, Energiya Publ., 1970. 432 p.

Received: 14 March 2014.

УДК 621.37

«КРИВАЯ ЖИЗНИ» СТАТОРНЫХ ОБМОТОК АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ ДЛЯ ЛИФТОВ

Шпет Наталья Анатольевна,

аспирант кафедры электромеханических комплексов и материалов
Энергетического института Томского политехнического университета,
Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30. E-mail: Shpet_Nataly@sibmail.com

Муравлёв Олег Павлович,

д-р техн. наук, профессор кафедры электромеханических комплексов
и материалов Энергетического института Томского политехнического
университета, Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30. E-mail: mop@tpu.ru

Актуальность работы обусловлена необходимостью повышения эксплуатационной надёжности статорных обмоток двухскоростных асинхронных двигателей, устанавливаемых в основной привод лифтов жилых домов, отказы которых влекут за собой длительный простой и являются достаточно дорогостоящими по исправлению.

Цель работы: оценка надёжности статорных обмоток асинхронных двигателей для лифтов по результатам информации об отказах, полученных в процессе их эксплуатации, выбор с помощью критериев согласия моделей надёжности и построение «кривой жизни».

Методы исследования: Поставленная в работе цель достигалась при помощи вероятностно-статистического метода, предусматривающего сбор и анализ статистической информации и использующего теоремы теории вероятностей и математической статистики, а также пакетов прикладных программ Word, Excel, MathCAD.

Результаты: Исследованы отказы статорных обмоток асинхронных двигателей для лифтов. На их основе сформирован исходный массив данных, состоящий из наработок статорных обмоток асинхронных двигателей для лифтов до отказа и до цензурирования. В качестве моделей эксплуатационной надёжности рассмотрены: нормальная, экспоненциальная, логарифмически-нормальная и модель Вейбулла. Разработана программа оценки эксплуатационной надёжности в математическом редакторе MathCAD, позволяющая построить эмпирические распределения с последующим расчетом по ним параметров теоретических распределений и показателей надёжности. С помощью коэффициента корреляции между эмпирическим и теоретическим распределением осуществлен выбор более объективной модели надёжности. Построена «кривая жизни» статорных обмоток асинхронных двигателей для лифтов, которая в дальнейшем может быть использована для разработки наиболее эффективной системы технического обслуживания и ремонта.

Ключевые слова:

Асинхронный двигатель, пассажирский лифт, лебедка, эксплуатационная надёжность, отказ, цензурированная выборка, обмотки статора, законы распределения отказов, вероятность безотказной работы.

Высокий уровень надёжности лифта на начальном этапе эксплуатации еще не гарантирует его высокой эффективности в процессе всей эксплуатации, так как надёжность и долговечность работы обеспечивается не только качеством изготовления и монтажа, но и проведением различных мероприятий для своевременного предупреждения и оперативного устранения возможных отказов и неисправностей, позволяющих повысить уровень надёжности элементов лифта на всех этапах его эксплуатации.

Конструкция пассажирского лифта состоит из довольно большого числа элементов, которые должны обеспечить надёжную работу при эксплуатации [1–3]. С целью определения узлов, наиболее часто выходящих из строя, был выполнен анализ отказов выборки, состоящей из 446 тихоходных пассажирских лифтов грузоподъемностью до 400 кг, установленных в период с 1986 по 2011 гг. в жилых домах этажностью от 5 до 17 [4]. Исследуемые лифты оборудованы редукторными лебедками, в состав которых входят двухскоростные асинхронные двигатели (АД) с короткозамкнутым ротором. В обмотку статора АД вмонтированы датчики температурной защиты. Большая часть данных получена с помощью устройств управления, которые контролируют состояние лифтов. При возник-

новении неисправности система автоматически определяет характер отказа, высвечивая на индикаторе код ошибки и записывая его в память.

Исследования показали, что максимальное количество отказов приходится на три узла: кабину лифта с приводом дверей – 39,5 %, двери шахты – 22,6 % и лебедку – 15,6 %. Наиболее надёжными элементами лебедки являются редуктор – 2 % и канатоведущий шкив – 1 %. Отказы тормозной системы составляют 48 %, коммутирующей аппаратуры – 39 %, отказы АД – 10 %.

Выходы из строя АД влекут за собой длительный простой лифтов и являются достаточно дорогостоящими по исправлению. Причиной затрат времени и средств на восстановительные работы служит не столько сложность двигателей, сколько их масса. Большинство отказов невозможно устранить в машинном помещении, требуется транспортирование на ремонтный участок. Также установлено, что чаще всего отказы лифтовых АД происходят из-за повреждения обмоток статора [5]. Следовательно, обоснование средств и методов повышения их эксплуатационной надёжности является актуальной задачей.

Оценку эксплуатационной надёжности (ЭН) асинхронных двигателей для лифтов следует про-

водить вероятностно-статистическим методом, так как он дает точную оценку характеристик надежности [6]. Данный метод использует:

- математическую статистику, предусматривающую сбор и анализ статистической информации;
- теоремы теории вероятностей, что дает возможность обработать статистические данные об отказах и получить адекватные модели надежности.

При этом отказы рассматриваются как некоторые отвлеченные случайные события, а многообразные физические состояния элементов сводятся к двум состояниям – исправное и неисправное.

Для реализации указанного метода сформирован массив исходных данных, состоящий из случайных величин t_1, t_2, \dots, t_n , которые являются независимыми друг от друга [7–9]. В качестве случайной величины используется наработка в соответствии с ГОСТ 27.002–89 [10]. Двигатели для привода лифтов работают в периодическом повторно-кратковременном режиме с частыми пусками и электромагнитным торможением, а во время перерывов подвергаются воздействиям окружающей среды, при этом происходит ухудшение изоляции и пропиточных материалов статорных обмоток. Появившиеся микротрещины увеличивают электропроводность изоляции, приводя к межвитковым замыканиям в обмотке. Таким образом, наработка определяется как календарная продолжительность эксплуатации, включающая время полезного функционирования и перерывы.

Информация об отказах статорных обмоток лифтовых АД в нашем случае известна на интервале трех лет (декабрь 2010 – декабрь 2013 гг.), остальное время эксплуатации представляет собой интервалы неопределенности, другими словами, исходные данные являются цензурированными наработками [11]. Кроме того, данное цензурирование многократное, так как наработки обмоток ограничены разным временем начала эксплуатации и отказами по причине выхода из строя других элементов двигателя.

Вышеуказанная выборка разбита на пять групп (табл. 1–5), которые состоят из АД, установленных в различные временные периоды (гг.):

- 1986–1990;
- 1990–1995;
- 1995–2000;
- 2000–2005;
- 2005–2011.

Статистическая информация для каждой из групп двигателей рассматривалась независимо друг от друга.

С целью обработки полученного массива исходных данных разработана программа для оценки ЭН в редакторе MATHCAD, алгоритм которой представлен на рис. 1. Основной алгоритм служит расчет параметров моделей надежности, так как без них невозможен анализ цензурированных выборок. Математический пакет MATHCAD выбран для создания программы в виду своей наглядности и отсутствия требований сначала писать программу, реализующую те или иные математические

расчеты, а потом запускать ее в исполнение. Вместо этого, с помощью встроенного редактора формул, математические выражения вводятся в виде, максимально приближенном к общему виду в офисных приложениях WINDOWS, одновременно с получением результата. Кроме того, MATHCAD обладает обширной библиотекой встроенных функций, необходимых для статистического и вероятностного анализа [12–14].

Таблица 1. Нарботка статорных обмоток АД, установленных в 1986–1990 гг.

Table 1. Operation time of windings of asynchronous motor (AM) installed in 1986–1990

№ лифта Elevator	Отказ Failure	Нарботка, ч Operation time, h	№ лифта Elevator	Отказ Failure	Нарботка, ч Operation time, h
1	есть	26150	16	есть	1305
2		14131	17		18394
3		22232	18		20997
4		23332	19		14470
5		20151	20		12349
6		25265	21		8152
7		232	22		12069
8		26220	23		1450
9		24737	24		21467
10		6238	25		13365
11		4298	26		12470
12		18540	27		3609
13		10018	28		16483
14		9232	29		13896
15	22328	30-96	нет	26232	

Таблица 2. Нарботка статорных обмоток АД, установленных в 1990–1995 гг.

Table 2. Operation time of windings of AM installed in 1990–1995

№ лифта Elevator	Отказ Failure	Нарботка, ч Operation time, h	№ лифта Elevator	Отказ Failure	Нарботка, ч Operation time, h	
1	есть	26230	8	есть	16594	
2		2232	9		14640	
3		25232	10		12660	
4		1281	11		нет	16569
5		8337	12		14586	
6		8963	13-89		нет	26232
7		12204				

Таблица 3. Нарботка статорных обмоток АД, установленных в 1995–2000 гг.

Table 3. Operation time of windings of AM installed in 1995–2000

№ лифта Elevator	Отказ Failure	Нарботка, ч Operation time, h	№ лифта Elevator	Отказ Failure	Нарботка, ч Operation time, h	
1	есть	26040	7	есть	13312	
2		9523	8		18042	
3		20265	9		2722	
4		16099	10		нет	9635
5		15523	11		13073	
6		4193	12-70		нет	26232

Таблица 4. Нарботка статорных обмоток АД, установленных в 2000–2005 гг.

Table 4. Operation time of windings of AM installed in 2000–2005

№ лифта Elevator	Отказ Failure	Нарботка, ч Operation time, h	№ лифта Elevator	Отказ Failure	Нарботка, ч Operation time, h
1	есть	17004	9	нет	2795
2		26230	10		12801
3		10569	11		18907
4		5877	12		3662
5		17995	13		20465
6		15228	14		3129
7		1070	15		2870
8		14112	16-83		26232

Таблица 5. Нарботка статорных обмоток АД, установленных в 2005–2011 гг.

Table 5. Operation time of windings of AM installed in 2005–2011

№ лифта Elevator	Отказ Failure	Нарботка, ч Operation time, h	№ лифта Elevator	Отказ Failure	Нарботка, ч Operation time, h
1	есть	26202	23	нет	4094
2		15973	24		17794
3		22424	25-26		21312
4		12299	27		19536
5		4725	28		18888
6		3131	29		18384
7		12212	30-31		17568
8		8233	32		18648
9		16018	33		16608
10		18647	34-35		16584
11		858	36-37		16392
12		836	38-39		16248
13		5897	40-44		16104
14		4424	45-46		15768
15		13366	47		15600
16		5303	48-51		15360
17		5604	52		14640
18		374	53-54		13920
19		5531	55		13008
20		2968	56		12984
21		2962	57-58		12912
22		2222	59-108		26232

Программа для оценки ЭН работает следующим образом:

1. Загружается массив исходных данных из текстового файла, который состоит из двух векторов: вектора наработок и вектора индикатора, указывающего либо на наработку до отказа, либо на наработку до цензурирования. Далее вектор наработок ранжируется по принципу возрастания путем перетасовки с применением оператора $sort(w)$.
2. Находится число нулей в векторе индикатора слева от первой единицы, и в дальнейшем не учитываются цензурированные наработки меньше первой наработки до отказа.
3. Массив с исходными данными разделяется на два: наработки до отказа и наработки до цензурирования.

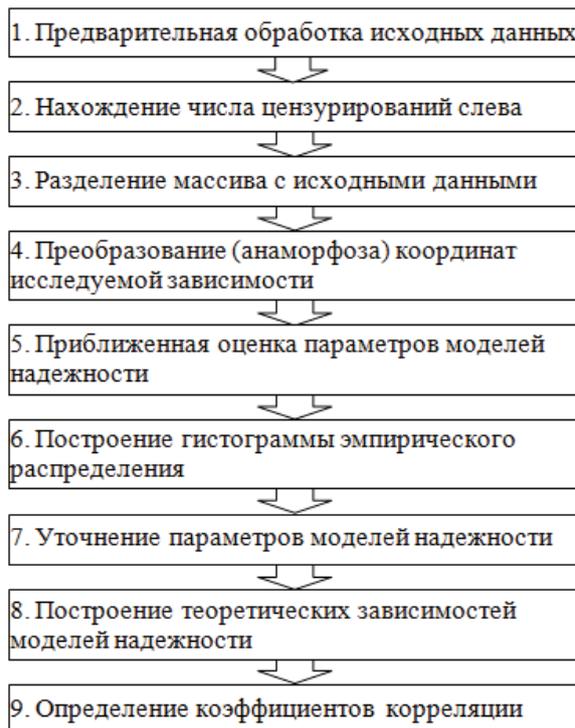


Рис. 1. Алгоритм оценки эксплуатационной надежности

Fig. 1. Algorithm of estimating operating reliability

4. Преобразовываются координаты исследуемой зависимости с целью приведения ее к линейному виду с помощью графического метода [6, 15]. Суть метода состоит в проведении прямой линии среди опытных точек, построенных в координатах, которые соответствующим образом связаны с исследуемой функцией распределения:

$$y = A + B \cdot x;$$

где A и B – параметры модели надежности; $x=f(t)$, $y=f(P)$ – функции анаморфозы, представленные в табл. 6.

Рассматриваются наиболее распространенные теоретические модели надежности: нормальная, экспоненциальная, логарифмически-нормальная и модель Вейбулла [16].

Таблица 6. Функции анаморфозы

Table 6. Anamorphosis function

		Модель надежности Reliability model			
		Экспоненциальная Exponential	Вейбулла Weibull	Нормальная Normal	Логарифмически-нормальная Lognormal
x_i	t_i	$\ln t_i$	$U_{\alpha}(F_N)$	$U_{\alpha}(F_N)$	$U_{\alpha}(F_N)$
y_i	$\Lambda(t_i)$	$\ln \Lambda(t_i)$	$ t_i $	$\ln t_i $	$\ln t_i $

Примечание: t_i – наработка до отказа; $U_{\alpha}(F_N)$ – квантиль стандартного нормального распределения.

Note: t_i is the failure time; $U_{\alpha}(F_N)$ is the fractal of standard normal distribution.

5. Предварительно оцениваются параметры модели надежности методом наименьших квадратов, который является одним из наиболее универсальных методов оценки неизвестных параметров зависимостей [17].

Параметры нормальной модели (α, β) и параметры модели Вейбулла (μ, σ) определяются по формулам (1) и (2). При этом параметру μ соответствует α , а σ соответствует β . По этим же формулам определяются параметры логарифмически-нормальной модели надежности l_μ и l_σ , только значения переменных предварительно логарифмируются [18]:

$$\alpha = \exp \left[\frac{1}{N-1} \cdot \left(\sum_{i=1}^N x_i - \beta \cdot \sum_{i=1}^N y_i \right) \right], \quad (1)$$

$$\beta = \frac{(N - k_0) \cdot \sum_{i=1}^N y_i \cdot x_i - \sum_{i=1}^N y_i \cdot \sum_{i=1}^N x_i}{(N - k_0) \cdot \sum_{i=1}^N y_i^2 - \left(\sum_{i=1}^N y_i \right)^2}, \quad (2)$$

где k_0 – число цензурирующих наработок; N – общее число исследуемых образцов.

Параметр экспоненциальной модели находится по следующей формуле:

$$\lambda = d / \sum_{i=1}^N t_i,$$

где d – количество отказавших образцов.

6. Строятся гистограммы эмпирического распределения интенсивности отказов и вероятности безотказной работы $P(t)$ с использованием оператор *hist*. При этом для нахождения эмпирического распределения вероятности безотказной работы (ВБР) учитываются гистограммы, как отказов, так и цензурированных. Зная функцию ВБР, легко определить остальные показатели надежности. А график интенсивности отказов обладает хорошей наглядностью, по нему можно судить не только о законе распределения, но и о физике деградационного процесса [19].

7. Уточняются параметры моделей надежности с помощью оператора *Minerr* по условию стремления к нулю разницы опытного и теоретического распределений. Этот оператор выполняет нелинейный подбор параметров заданной функции, которая находится в наилучшем согласии с экспериментальными точками:

- Изображается требуемый вид функции с указанием искомых параметров, и приводятся их предполагаемые значения, определенные в предварительном расчете. Для определения ВБР при нормальной модели надежности используется оператор *snorm*, для определения плотности распределения наработок до отказа – оператор *dnorm*, для расчета ВБР при логнормальной модели надежности – *plnorm* и плотности распределения наработок – *dlnom*.

- Записывается уравнение разницы опытной и теоретической функций, которое решается командой *Minerr* по условию ее равенства нулю, что приводит к определению искомых параметров в измененных обозначениях. Фрагмент программы представлен на рис. 2.

- По полученным параметрам определяются: математическое ожидание и коэффициент вариации, а также выражения для расчета ВБР, интенсивности отказов и плотности распределения наработок.

Нормальная модель надежности

Given

$$0 = \text{Pemp} - \text{snorm} \left[\frac{-(\text{tm} - \mu 1)}{\sigma 1} \right]$$

$$\begin{pmatrix} \mu \\ \sigma \end{pmatrix} := \text{Minerr}(\mu 1, \sigma 1)$$

до коррекции:

$$\begin{pmatrix} \mu 1 \\ \sigma 1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 40592.085 \\ 21792.422 \end{pmatrix}$$

уточненные:

$$\begin{pmatrix} \mu \\ \sigma \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 39176.255 \\ 23625.377 \end{pmatrix}$$

Рис. 2. Фрагмент программы

Fig. 2. Program segment

8. После последовательного расчета всех перечисленных моделей надежности производится их сравнительный анализ: строятся графики теоретических распределений в сочетании с гистограммой эмпирического распределения, которые позволяют получить первое представление о согласии теории и эксперимента.

9. Для более объективного выбора закона рассчитывается коэффициент корреляции между эмпирическим и теоретическим распределением [20]:

$$r_{xy} = S_{xy} / \sqrt{S_x S_y}, \quad (3)$$

где S_x и S_y – вариации; S_{xy} – ковариация.

Чем ближе полученное значение коэффициента корреляции к единице, тем выше степень согласия этих распределений. Формула (3) в предлагаемой программе заменена оператором *corr(x,y)*. Результаты расчета сведены в табл. 7.

Вычисления показали, что коэффициент корреляции максимален для статорных обмоток АД, установленных в лифтах в:

- 1986–1990 гг. – для нормальной модели;
- 1990–2005 гг. – для экспоненциальной модели;
- 2005–2011 гг. – для модели Вейбулла.

На основании принятых моделей надежности в табл. 8 приведена функция интенсивности отказов статорных обмоток лифтовых асинхронных двигателей.

Таблица 7. Коэффициенты корреляции

Table 7. Correlation ratio

Период установки (гг.) Installation period	Коэффициент корреляции Correlation ratio			
	Модель Model			
	Нормальная Normal	Экспоненциальная Exponential	Логарифмически-нормальная Lognormal	Вейбулла Weibull
1986–1990	0,997	0,986	0,986	0,993
1990–1995	0,980	0,996	0,995	0,996
1995–2000	0,959	0,985	0,984	0,980
2000–2005	0,981	0,991	0,987	0,990
2005–2011	0,968	0,987	0,986	0,989

Таблица 8. Функция интенсивности отказов статорных обмоток лифтовых асинхронных двигателей

Table 8. Failure rate function of stator windings of elevator AM

Период установки (гг.) Installation period	Модель надежности Reliability model	Функция интенсивности отказов Failure rate function
1986–1990	Нормальная Normal	$\lambda(t) = \frac{\sqrt{\frac{2}{\pi}} \cdot \exp\left[-\frac{(t-34835)^2}{2 \cdot 19400^2}\right]}{19400 \cdot \Phi\left(\frac{t-34835}{19400 \cdot \sqrt{2}}\right)}$
1990–1995	Экспоненциальная Exponential	$\lambda(t) = 4,7 \cdot 10^{-6}$
1995–2000		$\lambda(t) = 5,0 \cdot 10^{-6}$
2000–2005		$\lambda(t) = 4,8 \cdot 10^{-6}$
2005–2011	Вейбулла Weibull	$\lambda(t) = 0,0007 \cdot 0,588 \cdot t^{0,588-1}$

Примечание: $\Phi(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x \exp(-x^2) dx$ – интеграл вероятности (интеграл Лапласа).

Note: $\Phi(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x \exp(-x^2) dx$ is the probability integral (Laplace integral).

Каждая из исследуемых групп двигателей имеет различное время эксплуатации до начала наблюдений, это дает возможность для их объединения и построения кривой интенсивности отказов на достаточно большом промежутке времени, что отражено на рис. 3.

«Кривая жизни», представленная на рис. 3, наглядно демонстрирует, что время эксплуатации статорных обмоток лифтовых АД имеет три явно выраженных периода: T_1 – приработки, T_2 – нормальной работы и T_3 – износа.

Период приработки характеризуется высокой интенсивностью отказов, которая постепенно падает. Отказы в этот период вызваны скрытыми дефектами, допущенными на стадиях разработки и изготовления. Большинство из них выявляются и устраняются в процессе испытаний. Однако при массовом производстве невозможно проверить каждое изделие, поэтому часть обмоток лифтовых АД оказывается со скрытыми дефектами, которые вызывают отказы в первый период эксплуатации. Высокая ин-

тенсивность отказов обмоток объясняется также особым режимом нагружения, который характеризуется большим количеством циклов работы и массой перевозимого груза при заселении новостройки. В результате происходит нагрев, вызванный протеканием токов перегрузки. Для предотвращения выхода из строя электродвигателя срабатывают датчики температурной защиты, что в данном случае рассматривается как отказ. Отказы первого периода в дальнейшем не влияют на надежность устройства в последующие периоды его использования.

В период нормальной работы АД для лифтов происходят внезапные отказы, которые носят случайный характер. Такие отказы происходят из-за аварий на подающих подстанциях, коротких замыканий в распределительных сетях, коммутационных и грозовых возмущений, неравномерности распределения нагрузки по фазам, обрыва проводников в обмотках статора или кабеля, межвиткового и межфазного замыкания обмоток, нарушения контактов и разрушения соединений, выполненных пайкой или сваркой. В этом случае имеет место наиболее низкий уровень интенсивности отказов приблизительно постоянной величины.

После периода нормальной работы наступает период износа, имеющий отказы возрастающей интенсивности. Отказы связаны со снижением сопротивления изоляционных материалов обмотки статора вследствие ее старения, разрушения и увлажнения.

Итак, подводя итоги, можно констатировать следующее:

1. Исследованы отказы статорных обмоток асинхронных двигателей для лифтов, имеющих однотипную конструкцию и эксплуатируемых примерно в одинаковых условиях. На их основе сформирован исходный массив данных (наработка статорных обмоток асинхронных двигателей для лифтов до отказа и до цензурирования) для определения модели надежности. В качестве моделей эксплуатационной надежности рассмотрены: нормальная, экспоненциальная, логарифмически-нормальная и модель Вейбулла.
2. Разработана программа оценки эксплуатационной надежности в математическом редакторе MATHCAD, позволяющая построить эмпирические распределения с последующим расчетом по ним параметров теоретических распределений и показателей надежности, а также осуществить выбор моделей надежности с помощью коэффициента корреляции.
3. Путем объединения участков функции интенсивности отказов получена «кривая жизни» статорных обмоток АД для лифтов, не встречающаяся ранее в литературе. Вид данной кривой приводится неоднократно, но количественные значения найдены впервые:
 - Явно выраженный период приработки обмоток АД длится около двух лет. Интенсивность отказов в течение первого года умень-

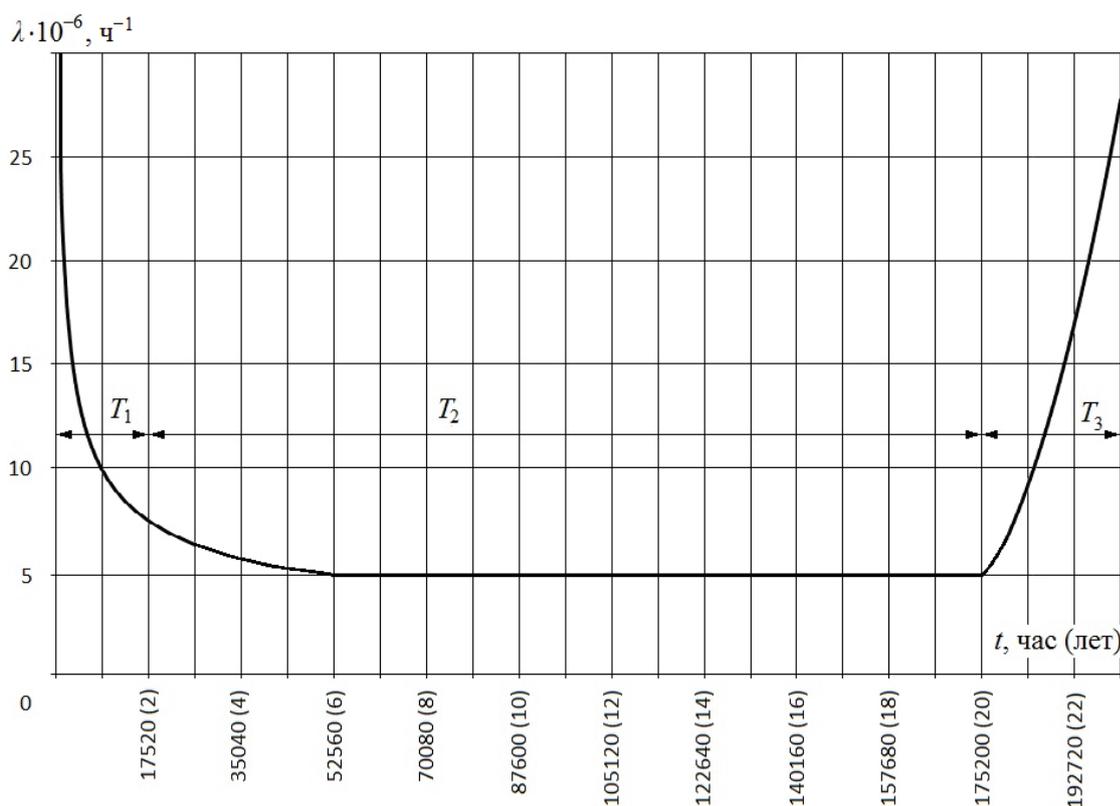


Рис. 3. «Кривая жизни» статорных обмоток АД для лифтов

Fig. 3. «Life curve» of stator windings of elevator AM

шается в несколько раз, в течение второго падает более плавно, приближаясь к постоянному значению.

- После двух лет эксплуатации обмоток лифтовых двигателей интенсивность отказов снижается незначительно в пределах $2,0 \cdot 10^{-6} \text{ ч}^{-1}$, поэтому на участке длительностью в 18 лет можно считать ее постоянной на уровне $5,0 \cdot 10^{-6} \text{ ч}^{-1}$ и отнести это время к периоду нормальной работы.

- Период износа наступает после 20 лет эксплуатации двигателей. В течение 3 лет интенсивность отказов увеличивается почти в 5 раз и достигает $23 \cdot 10^{-6} \text{ ч}^{-1}$.

Полученная «кривая жизни» статорных обмоток АД для лифтов в дальнейшем может быть использована для разработки наиболее эффективной системы технического обслуживания и ремонта.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лифты / под общ. ред. Д.П. Волкова. – М.: Изд-во АСВ, 1999. – 480 с.
2. Лифт пассажирский. Руководство по эксплуатации 0601.00.00.000 РЭ. – М.: Изд-во ОАО «Щербинский лифтостроительный завод», 2010. – 176 с.
3. Яновски Л. Проектирование механического оборудования лифтов / пер. с англ. под ред. С.Д. Бабичева. – М.: Изд-во АСВ, 2005. – 336 с.
4. Шпет Н.А., Муравлев О.П. Исследование отказов пассажирских лифтов по данным эксплуатации // Известия Томского политехнического университета. – 2013. – Т. 323. – № 4. – С. 123–125.
5. Шпет Н.А. Анализ отказов асинхронных двигателей для лифтов в эксплуатации // Электромеханические преобразователи энергии: Матер. V Юбилейной Междунар. науч.-техн. конф. им. Г.А. Сипайлова. – Томск, 12–14 октября 2011. – Томск: ТПУ, 2011. – С. 25–28.
6. Кузнецов Н.Л. Надежность электрических машин. – М.: Изд. дом МЭИ, 2006. – 432 с.
7. Муравлев О.П., Ведяшкин М.В. Эксплуатационная надежность асинхронных двигателей мостовых кранов // Известия вузов. Электромеханика. – 2011. – № 6. – С. 38–41.
8. ГОСТ 27.503–81. Надежность в технике. Система сбора и обработки информации. Методы оценки показателей надежности. Введ. 1982–07–01. – М.: Государственный комитет СССР по стандартам: Изд-во стандартов, 1982. – 56 с.
9. Ведяшкин М.В., Муравлев О.П. Оценка уровня надежности асинхронных двигателей мостовых кранов на стадии эксплуатации // Электротехника. – 2013. – Т. 323. – № 7. – С. 50–54.
10. ГОСТ 27.002–89. Надежность в технике. Основные понятия. Термины и определения. Введ. 1990–01–07. – М.: Государственный комитет СССР по стандартам: Изд-во стандартов, 2002. – 24 с.
11. Анализ надежности технических систем по цензурированным выборкам / В.М. Скрипник, А.Е. Назин, Ю.Г. Приходько, Ю.Н. Благовещенский. – М.: Радио и связь, 1988. – 184 с.
12. Ведяшкин М.В. Компьютерная модель эксплуатационной надежности обмоток крановых асинхронных двигателей // Электротехника. – 2012. – № 6. – С. 59–61.

13. Крушель Е.Г., Панфилов А.Э. Осваиваем Mathcad. – Волгоград: ВолгГТУ, 2006. – 179 с.
14. Яньков В.Ю., Попов А.А., Бобырь Г.А. Решение прикладных задач в пакете «МАТКАД». – М.: Спутник+, 2011. – 140 с.
15. Хан Г., Шапиро С. Статистические модели в инженерных задачах / пер. с англ. под ред. В.В. Налимова. – М.: Изд-во Мир, 1969. – 395 с.
16. Диллон Б., Сингх Ч. Инженерные методы обеспечения надежности систем / пер. с англ. под ред. Е.Г. Коваленко – М.: Изд-во Мир, 1984. – 318 с.
17. Бронштейн И.Н., Семендяев К.А. Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов / пер. с нем. под ред. Г. Гроше, В. Циглера. – М.: Наука, 1981. – 720 с.
18. Аронов И.З., Бургасов Е.И. Оценка надежности по результатам сокращенных испытаний. – М.: Изд-во стандартов, 1987. – 184 с.
19. Капур К., Ламберсон Л. Надежность и проектирование систем. Пер. с англ. под ред. И.А. Ушакова – М.: Изд-во Мир, 1980. – 598 с.
20. Ефремов Л.В. Практика вероятностного анализа надежности техники с применением компьютерных технологий. – СПб.: Наука, 2008. – 216 с.

Поступила 03.03.2014 г.

UDC 621.37

«LIFE CURVE» OF STATOR WINDINGS OF ASYNCHRONOUS MOTORS FOR ELEVATORS

Natalya A. Shpet,

Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue, Tomsk,
634050, Russia. E-mail: Shpet_Natalya@sibmail.com

Oleg P. Muravlev,

Dr. Sc., Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue, Tomsk,
634050, Russia. E-mail: mop@tpu.ru

The relevance of the work is justified by the need to improve the operational reliability of stator windings of induction motors, installed in the main drive of elevators in residential buildings. Their failures are expensive to fix and entail long-term downtime.

The main aim of the work is to estimate the reliability of stator windings of elevators induction motors and to construct the «life curve». The reliability is to be estimated using the failure information, obtained in the course of their operation.

Research methods: The aim of the work had been achieved using probabilistic and statistical method with a help of the following software packages: MS Word, MS Excel, MathCAD. The utilized method is based on theorems of probability theory and mathematical statistics using collection and analysis of statistical data.

Results: The authors have studied the failures of stator windings of elevators induction motors. The initial data set was constructed based on the research results. The data set consists of failures and censoring time of stator windings of elevators induction motors. The authors considered normal, exponential, log-normal and Weibull model as the operational reliability models. A MathCAD-based program was developed to evaluate operational reliability which allows building experimental distributions and further calculating parameters of theoretical distributions and reliability. The most appropriate reliability model was chosen based on the correlation between empirical and theoretical distributions. As a result the «life curve» of the stator windings of elevators was constructed; it can be further used to develop more effective system of maintenance and repair.

Key words:

Asynchronous motor, passenger elevator, hoist, operating reliability, failure, censored samples, stator windings, failure distribution laws, probability of failure-free operation.

REFERENCES

1. *Lifty* [Lifts]. Ed. by D.P. Volkov. Moscow, ASV Publ., 1999. 480 p.
2. *Lift passazhirskiy* [Passenger lift]. *Rukovodstvo po ekspluatatsii 0601.00.00.000 RE* [Operation manual]. Moscow, Shcherbinsky liftostroitelny zavod, 2010. 176 p.
3. Janovsky L. *Proektirovanie mekhanicheskogo oborudovaniya lif-tov* [Elevator mechanical design]. Tr. engl. Ed. by S.D. Babichev. Moscow, ASV Publ., 2005. 336 p.
4. Shpet N.A., Muravlev O.P. Issledovanie otkazov passazhirskikh liftov po dannym ekspluatatsii [Study of passenger elevator failures according operation data]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2013, vol. 323, no. 4, pp. 123–125.
5. Shpet N.A. Analiz otkazov asinkhronnykh dvigateley dlya liftov v ekspluatatsii [Failure analysis of asynchronous motors for lifts in operation]. *Elektromekhanicheskie preobrazovateli energii: materialy V Yubileynoy Mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii imeni G.A. Sipaylova* [Electromechanical energy converters. Proc. of the V G.A. Sipaylov Anniversary International Scientific and Technical Conference]. Tomsk, 12–14 October 2011. Tomsk, Tomsk Polytechnic University Publ. House, 2011. pp. 25–28.
6. Kuznetsov N.L. *Nadezhnost elektricheskikh mashin* [Reliability of electrical machines]. Moscow, MEI Press, 2006. 432 p.
7. Muravlev O.P., Vedyashkin M.V. Ekspluatatsionnaya nadezhnost asinkhronnykh dvigateley mostovykh kranov [Operational reliability of induction motors of overhead traveling cranes]. *Izvestiya vuzov. Elektromekhanika – Bulletin of the Universities. Electromechanics*, 2011, no. 6, pp. 38–41.
8. GOST 27.503–81. *Nadezhnost v tekhnike. Sistema sbora i obrabotki informatsii. Metody otsenki pokazateley nadezhnosti. Vveden 1982–07–01* [Reliability engineering. Information collection and

- processing. Reliability estimation methods. Introduced 1982–07–01]. Moscow, USSR State Committee the standards, 1982. 56 p.
9. Vedyashkin M.V., Muravlev O.P., Otsenka urovnya nadezhnosti asinkhronnykh dvigateley mostovykh kranov na stadii ekspluatatsii [Assessing the reliability level of induction motors of overhead traveling cranes at the operational stage]. *Elektrotehnika – Electrotechnics*, 2013, vol. 323, no. 7, pp. 50–54.
 10. GOST 27.002–89. Nadezhnost v tekhnike. Osnovnye ponyatiya. Terminy i opredeleniy. Vveden 1990–01–07 [State Standard 27.002–89. Reliability engineering. Basic concepts. Terms and definitions. Introduced 1991–01–07]. Moscow, USSR State Committee the standards, 2002. 24 p.
 11. Skripnik V.M., Nazin A.E., Prikhodko Yu.G., Blagoveshchenskiy Yu.N. *Analiz nadezhnosti tekhnicheskikh sistem po tsenzurovannym vyborokam* [Reliability analysis of technical systems by censored samples]. Moscow, Radio i svyaz Publ., 1988. 184 p.
 12. Vedyashkin M.V. Kompyuternaya model ekspluatatsionnoy nadezhnosti obmotok kranovykh asinkhronnykh dvigateley [Computer model of operational reliability for crane asynchronous motor windings]. *Elektrichestvo – Electricity*, 2012, no. 6, pp. 59–61.
 13. Krushel E.G., Panfilov A.E. *Osvaivaem Mathcad* [Studying Mathcad]. Volgograd, Volgograd State Technical University press, 2006. 179 p.
 14. Yankov V.Yu., Popov A.A., Bobyr G.A. *Reshenie prikladnykh zadach v pakete Mathcad* [Solution of applications in Mathcad]. Moscow, Sputnik+ Publ., 2011. 140 p.
 15. Hahn G.J., Shapiro S.S. *Statisticheskie modeli v inzhenernykh zadachah* [Statistical models in engineering]. Tr. engl. Ed. by V.V. Nalimov. Moscow, Mir Publ., 1969. 395 p.
 16. Dhillon B.S., Singh C. *Inzhenernye metody obespecheniya nadezhnosti sistem* [Engineering reliability]. Tr. engl. Ed. by E.G. Kovalenko. Moscow, Mir Publ., 1984. 318 p.
 17. Bronshteyn I.N., Semendyaev K.A. *Spravochnik po matematike dlya inzhenerov i uchashchikhsya vtuzov* [Mathematical handbook for engineers and students of technical universities]. Tr. deut. Ed. by G. Groshe, V. Tsigler. Moscow, Nauka Publ., 1981. 720 p.
 18. Aronov I.Z., Burtasov E.I. *Otsenka nadezhnosti po rezultatam sohrashchennykh ispytaniy* [Reliability estimation by the results of abbreviated tests]. Moscow, Standards Publ., 1987. 184 p.
 19. Kapur K.C., Lamberson L.R. *Nadezhnost i proektirovanie sistem* [Reliability in engineering design]. Tr. engl. Ed. by I.A. Ushakov. Moscow, Mir Publ., 1980. 598 p.
 20. Efremov L.V. *Praktika veroyatnostnogo analiza nadezhnosti tekhniki s primeneniem kompyuternykh tekhnologiy* [Practice of probabilistic reliability analysis of techniques using computer technology]. St. Petersburg, Nauka Publ., 2008. 216 p.

Received: 03 March 2014.

УДК 621.31:629.78

ИМИТАЦИОННАЯ МОДЕЛЬ КОНТРОЛЛЕРА СОЛНЕЧНОЙ БАТАРЕИ

Пост Сергей Сергеевич,

аспирант каф. систем автоматики, автоматизированного управления и проектирования Института космических и информационных технологий ФГОУ ВПО «Сибирский федеральный университет», Россия, 660074, г. Красноярск, ул. Киренского, 26, корп. УЛК. E-mail: serseric@mail.ru

Донцов Олег Анатольевич,

магистрант каф. систем автоматики, автоматизированного управления и проектирования Института космических и информационных технологий ФГОУ ВПО «Сибирский федеральный университет», Россия, 660074, г. Красноярск, ул. Киренского, 26, корп. УЛК. E-mail: badzed_bz@mail.ru

Иванчура Владимир Иванович,

д-р техн. наук, профессор каф. систем автоматики, автоматизированного управления и проектирования Института космических и информационных технологий ФГОУ ВПО «Сибирский федеральный университет», Россия, 660074, г. Красноярск, ул. Киренского, 26, корп. УЛК. E-mail: ivan43ura@yandex.ru

Краснобаев Юрий Вадимович,

д-р техн. наук, профессор каф. систем автоматики, автоматизированного управления и проектирования Института космических и информационных технологий ФГОУ ВПО «Сибирский федеральный университет», Россия, 660074, г. Красноярск, ул. Киренского, 26, корп. УЛК. E-mail: uvkras@mail.ru

Имитационные модели автономных систем электропитания находят применение при проектировании таких систем и позволяют осуществлять прогноз их функционирования с учётом деградиционных изменений энергетических характеристик солнечной и аккумуляторных батарей. Применение типовых элементов при создании имитационных моделей позволяет оперативно изменять топологию систем электропитания, позволяя учитывать внешние факторы, влияющие на работу системы, – освещённость, температуру, угол падения солнечных лучей и др. Актуальность статьи обусловлена необходимостью создания имитационной модели типового элемента автономной системы – контроллера солнечной батареи.

Цель исследования: разработка имитационной модели контроллера солнечной батареи для пополнения базы типовых элементов.

Задача: создание имитационной модели контроллера солнечной батареи, логика функционирования которой соответствует логике функционирования реального контроллера в различных режимах: в режиме заряда аккумуляторной батареи постоянным током заданной величины, в режиме поиска точки экстремального регулирования солнечной батареи, в режиме заряда аккумуляторной батареи снижающимся током при достижении напряжения аккумуляторной батареи определённого уровня; также модель должна осуществлять контроль за состоянием аккумуляторной батареи и, в случае снижения напряжения аккумуляторной батареи до нижнего уровня, отключать нагрузку.

Методы исследования: имитационное моделирование с использованием языка *Simulink*, входящего в состав программного пакета *MatLAB 7.9*.

Результаты: разработана имитационная модель контроллера солнечной батареи, адекватно отражающая логику работы реального контроллера, что позволяет использовать её на этапах проектирования и эксплуатации автономных систем электропитания. Модель защищена свидетельством о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2013612150.

Ключевые слова:

Автономная система электропитания, контроллер солнечной батареи, имитационная модель, аккумуляторная батарея, солнечная панель.

Введение

Автономные системы электропитания (СЭП), в которых в качестве первичного источника электропитания используются солнечные батареи (СБ), все более широко применяются в различных сферах жизни. К ним можно отнести туристические лагеря, загородные дома и дачные участки, фермерские хозяйства, разного рода экспедиции и научные базы, иные объекты, удалённые от про-

мышленных сетей электроснабжения. Значительный рост числа таких СЭП вызван, *во-первых*, расширением спектра различных электронных устройств и потребностью людей в их регулярном использовании, и, *во-вторых*, существенным снижением стоимости СБ, в пересчёте на единицу генерируемой мощности [1, 2].

Топологии указанных СЭП очень разнообразны и развиваются более полувека в связи с их внедре-

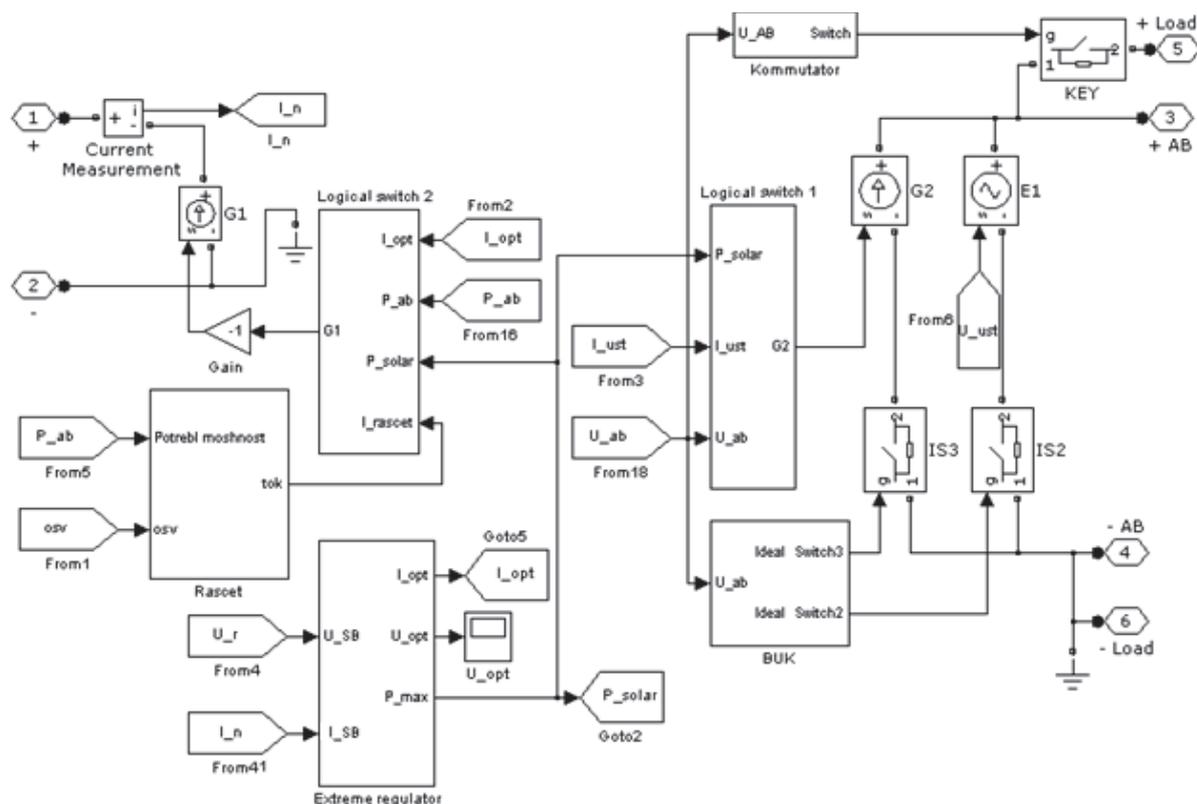


Рис. 1. Структурная схема модели контроллера СБ

Fig. 1. Block diagram of solar cell (SC) controller model

нием в космическую технику. Наземные автономные СЭП мощностью до единиц киловатт наиболее часто основаны на топологии, при которой СБ соединена с нагрузкой через кабельную сеть и контроллер СБ. При этом аккумуляторная батарея (АБ), входящая в состав СЭП и выполняющая функцию буферного источника энергии, подключается к дополнительным клеммам этого контроллера.

При избытке генерируемой мощности контроллер СБ обеспечивает передачу энергии в нагрузку и заряд АБ. При этом заряд АБ может производиться как неизменным током заданной величины, так и снижающимся током при поддержании напряжения АБ на заданном, обычно максимально допустимом уровне. При возникновении дефицита генерируемой мощности начинается разряд АБ и контроллер СБ обеспечивает отключение нагрузки при разряде АБ до допустимого уровня. В последние годы наибольшее распространение получили контроллеры, которые, при дефиците генерируемой мощности, переходят в режим отбора от СБ максимально возможной мощности – режим экстремального регулирования (ЭР). Такие контроллеры, называемые МРРТ (Maximum Power Point Tracker) контроллеры, позволяют повысить энергоотдачу СБ до 30 % [3, 4].

Постановка задачи

При проектировании и эксплуатации автономных СЭП на основе СБ возникает ряд задач, реше-

ние которых целесообразно осуществлять посредством имитационного моделирования процессов в таких системах. Так, на этапе проектирования имитационное моделирование позволяет осуществить проверку правильности расчёта мощности солнечной батареи и ёмкости аккумуляторной батареи исходя из обеспечения энергодобавки в автономной СЭП при заданных условиях её функционирования. На этапе эксплуатации СЭП имитационное моделирование позволяет осуществить проверку обеспечения энергодобавки в системе при изменении условий эксплуатации, например, при иной, отличной от первоначально заданной, временной диаграмме мощности нагрузки. Кроме того, имитационное моделирование позволяет осуществить прогноз функционирования автономной СЭП с учётом деградационных изменений энергетических характеристик СБ и АБ. Для создания имитационной модели автономной СЭП необходимы имитационные модели всех её компонентов, а именно: модели СБ и АБ, и нагрузки, а также модели контроллера. Модели всех компонентов СЭП, кроме контроллера СБ, рассмотрены в [5–9]. Ниже представлены результаты разработки, тестирования имитационной модели и макетирования контроллера СБ.

Описание модели контроллера СБ

Схематически контроллер представляет собой силовую цепь, в виде импульсного преобразо-

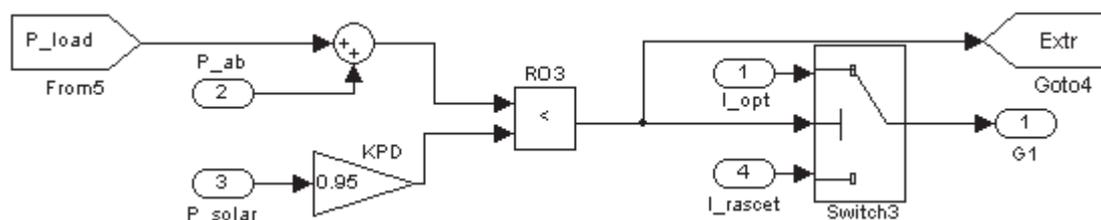


Рис. 2. Структурная схема блока Logical Switch2

Fig. 2. Block diagram of Logical Switch 2

вателя энергии, и устройство управления. Устройство управления изменяет режимы работы импульсного преобразователя энергии при реализации оговоренных выше функций контроллера [10–13].

Структурная схема модели контроллера СБ приведена на рис. 1. Клеммы 1 и 2 служат для подключения моделей кабельной сети и СБ, а к клеммам 3 и 4 подключается модель АБ. К клеммам 5 и 6 подключается нагрузка. Функциональный блок Key отключает нагрузку при снижении уровня напряжения АБ ниже задаваемого.

В модели контроллера входная цепь импульсного преобразователя энергии представлена управляемым источником тока G1, а выходная цепь – управляемыми источниками тока G2 и напряжения E1. Причём при работе контроллера в режиме заряда АБ током заданной величины к клеммам 3 и 4 посредством ключа IS3 подключается источник тока G2, а при заряде АБ снижающимся током к клеммам 3 и 4 посредством ключа IS2 подключается источник напряжения E1. При моделировании процессов в СЭП у контроллера СБ измеряются входные ток $I_{вх}$ и напряжение $U_{вх}$ и выходные ток $I_{вых}$ и напряжение $U_{вых}$. Затем производится вычисление выходной мощности $P_{вых} = I_{вых} \cdot U_{вых}$ и входной мощности $P_{вх} = P_{вых} / \eta$, где η – КПД импульсного преобразователя энергии. После чего посредством управляемого источника тока G1 задаётся входной ток контроллера $I_{вх}$ согласно выражению: $I_{вх} = P_{вх} / U_{вх}$.

Режим работы контроллера СБ задаётся блоком Logical Switch 2. Его структурная схема приведена на рис. 2.

В состав блока входят: сравнивающее устройство RO3, блок KPD учёта коэффициента полезного действия силовой цепи контроллера и ключ Switch3. Блок RO3 сравнивает мощность P_{SA} , генерируемую солнечной батареей, уменьшенную на величину КПД, и суммарную мощность аккумуляторной батареи P_{AB} вместе с нагрузкой P_{load} .

При недостатке генерируемой мощности и выполнении условия $P_{AB} + P_{load} > P_{SA}$ с выхода блока RO3 на вход ключа Switch3 поступает логическая единица, переводящая этот ключ в верхнее положение. При этом сигнал I_{opt} с выхода блока экстремального регулирования поступает на управляющий вход источника тока G1, и источник тока G1 начинает потреблять ток от СБ, соответствующий максимальной мощности СБ. Таким образом,

контроллер СБ обеспечивает режим экстремального регулирования СБ.

При избытке генерируемой мощности и выполнении условия $P_{AB} + P_{load} < P_{SA}$ с выхода блока RO3 на вход ключа Switch3 поступает логический ноль, переводящий ключ Switch3 в нижнее положение. При этом сигнал I_{rascet} с выхода блока Rascet поступает на управляющий вход источника тока G1, и источник тока G1 начинает потреблять от СБ ток, при котором АБ будет заряжаться либо постоянным током заданной величины, либо снижающимся током при фиксированном напряжении на АБ.

При избытке генерируемой мощности электроэнергия поступает в нагрузку, и, в случае необходимости, производится заряд АБ. В случае, когда напряжение на АБ меньше допустимого, включён ключ IS3, и на выход контроллера поступает энергия от управляемого источника тока G2. При увеличении напряжения на АБ до допустимого выключается ключ IS3, а ключ IS2 включается, и на выход контроллера поступает энергия от управляемого источника напряжения E1. При этом заряд АБ производится снижающимся током из условия постоянства напряжения на АБ. Ключами IS2 и IS3 управляет блок «BUC». Его структурная схема приведена на рис. 3.

В состав блока BUC входят сравнивающее устройство RO, а также ключи Switch2 и Switch1. Сравнивающее устройство RO сравнивает текущее напряжение АБ U_{AB} и сигнал U_{ust} , соответствующий максимально допустимому напряжению АБ.

Если напряжение АБ ниже максимально допустимого уровня и выполняется условие $U_{AB} < U_{ust}$, с выхода блока RO на вход ключа Switch1, управляющего ключом IS3, и на вход ключа Switch2, управляющего ключом IS2, поступает логический ноль, переводящий ключи в нижнее положение. При этом на управляющий вход ключа IS3 поступает логическая единица, а на управляющий вход ключа IS2 поступает логический ноль. Таким образом, ключ IS3 замкнут, ключ IS2 разомкнут, и АБ заряжается от источника тока G2.

Если напряжение АБ достигает допустимого уровня и выполняется условие $U_{AB} = U_{ust}$, с выхода блока RO на вход ключей Switch1 и Switch2 поступает логическая единица, переводящая ключи в верхнее положение. При этом на управляющий вход ключа IS3 поступает логический ноль, а на управляющий вход ключа IS2 поступает логическая единица. Таким образом, ключ IS2 замкнут,

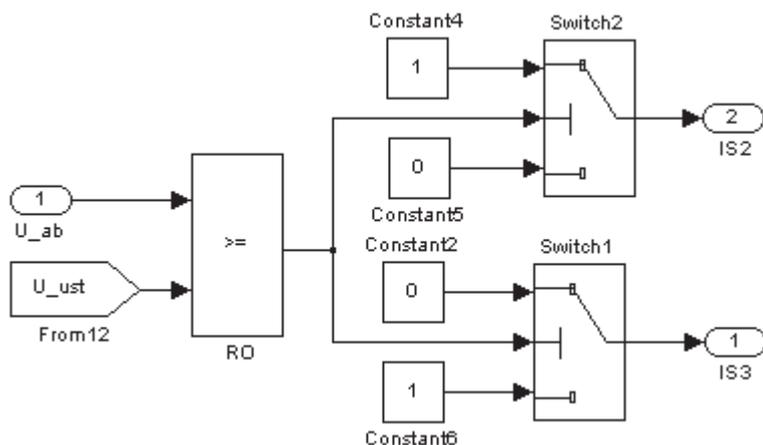


Рис. 3. Структурная схема блока ВУК

Fig. 3. Block diagram of BUK

ключ IS3 разомкнут, и АБ заряжается падающим током при постоянном напряжении, задаваемом источником напряжения E1.

При дефиците мощности, генерируемой СБ, электроэнергия от СБ поступает в нагрузку. В зависимости от величины дефицита мощности возможен как заряд, так и разряд АБ. Контроллер переводится в режим экстремального регулирования, который задаётся блоком Logic Switch1. Его структурная схема приведена на рис. 4.

Главную функцию в составе блока Logical Switch1 выполняет функциональный блок S-Function Builder1. Функциональный блок сравнивает мощность P_{SA} , генерируемую солнечной батареей, уменьшенную на величину КПД силовой цепи контроллера, с суммарной мощностью аккумуляторной батареи P_{AB} вместе с нагрузкой P_{load} .

В случае недостатка мощности СБ и выполнения условия $P_{AB} + P_{load} > P_{SA}$ система работает в режиме экстремального регулирования. В этом режиме ток заряда АБ рассчитывается по формуле $I_{AB} = (P_{SA_{max}} \cdot \eta - P_{load}) / U_{AB}$.

В случае избытка мощности СБ и выполнения условия $P_{AB} + P_{load} < P_{SA}$ АБ заряжается током, рассчитываемым по формуле $I_{AB} = P_{AB} / U_{AB}$, где $P_{AB} = P_{SA} \cdot \eta - P_{load}$. Ток заряда АБ не должен превышать уставочное значение $I_{ust} = 0,1 C_{AB}$, где C_{AB} – ёмкость АБ, А·ч. Функцию ограничения тока заряда АБ выполняет блок Saturation Dynamic.

В режиме ЭР обеспечивается пошаговый поиск точки максимума мощности СБ. Для чего измеряются входные ток и напряжение контроллера и вычисляется входная мощность $P_{вх} = I_{вх} \cdot U_{вх}$. После этого посредством управляемого источника тока G1

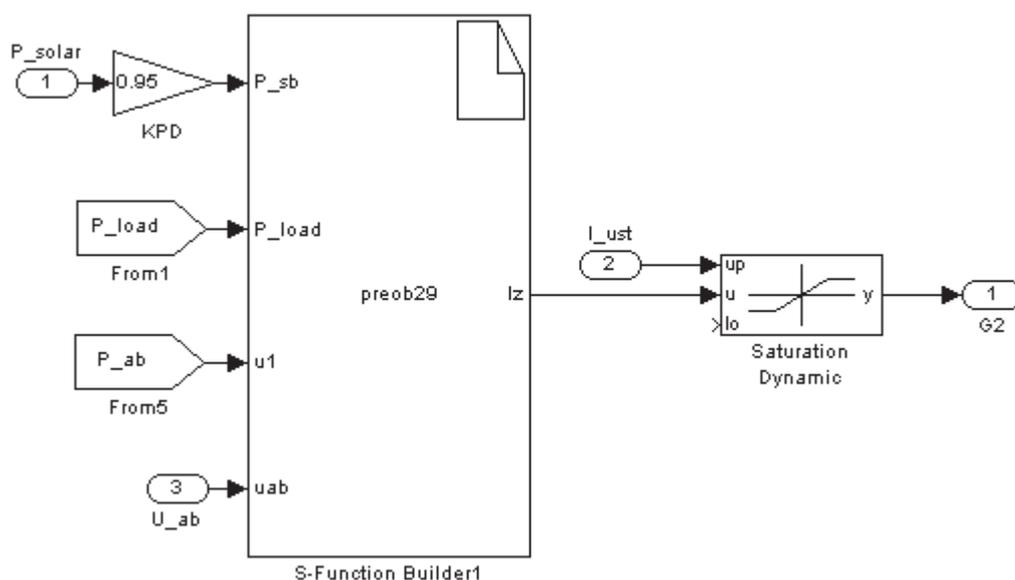


Рис. 4. Структурная схема блока Logical Switch1

Fig. 4. Block diagram of Logical Switch1

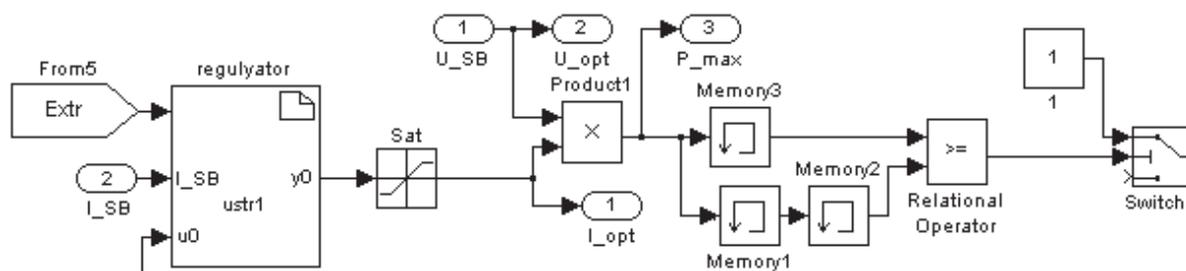


Рис. 5. Структурная схема блока Extreme regulator

Fig. 5. Block diagram of Extreme regulator

изменяется входной ток контроллера на величину $\Delta I_{вх}$ и, после измерения новых значений входного тока и напряжения контроллера, вычисляется новое значение входной мощности $P_{вх.н}$. Определяется приращение мощности по выражению $\Delta P_{вх} = P_{вх.н} - P_{вх}$ и, в случае положительного значения $\Delta P_{вх}$, производится следующее изменение входного тока контроллера на величину $\Delta I_{вх}$. В случае отрицательного значения $\Delta P_{вх}$ производится изменение знака приращения входного тока контроллера.

На рис. 5 представлена структурная схема блока Extreme regulator, отвечающего за нахождение точки максимальной мощности СБ.

На вход блока Extreme regulator поступают текущие значения тока и напряжения СБ, а также сигнал Extr с блока Logical Switch 2, активизирующий режим поиска точки максимальной мощности.

Начальное значение I_{SB} входного тока контроллера, потребляемого от СБ – задается в функциональном блоке «regulator». В блоке перемножения Product1 рассчитывается мощность, соответствующая потребляемому току и напряжению. Блок сравнения Relation Operator сравнивает значения $P_{вх.н}$ и $P_{вх}$. Результат сравнения $\Delta P_{вх}$ подается на вход функционального блока «regulator».

На основании результата сравнения, блок определяет знак приращения входного тока контроллера I_{SB} – значения тока I_{opt} и напряжения U_{opt} , соответствующие максимальной мощности P_{max} , поступают на выход блока [14, 15].

Тестирование модели контроллера СБ

Для тестирования модели контроллера СБ использована схема СЭП, приведённая на рис. 6. Модель состоит из солнечной батареи, контроллера СБ, аккумуляторной батареи и нагрузки.

Модель СБ имеет следующие параметры: напряжение холостого хода $U_{xx} = 20$ В, ток короткого замыкания $I_{кз} = 6,14$ А, максимальная мощность, генерируемая батареей, $P_{max} = 100$ Вт.

Модель АБ имеет следующие параметры: ёмкость АБ $C_{AB} = 100$ А·ч; номинальное напряжение АБ $U_{AB} = 12$ В; максимальное напряжение АБ $U_{AB,max} = 14,2$ В; максимально допустимая величина напряжения, до которой может быть разряжена АБ $U_{AB,min} = 10,5$ В.

Мощность, потребляемая нагрузкой, может меняться в течение суток. На рис. 6 представлен примерный вид задаваемой временной диаграммы потребляемой мощности со стороны нагрузки.

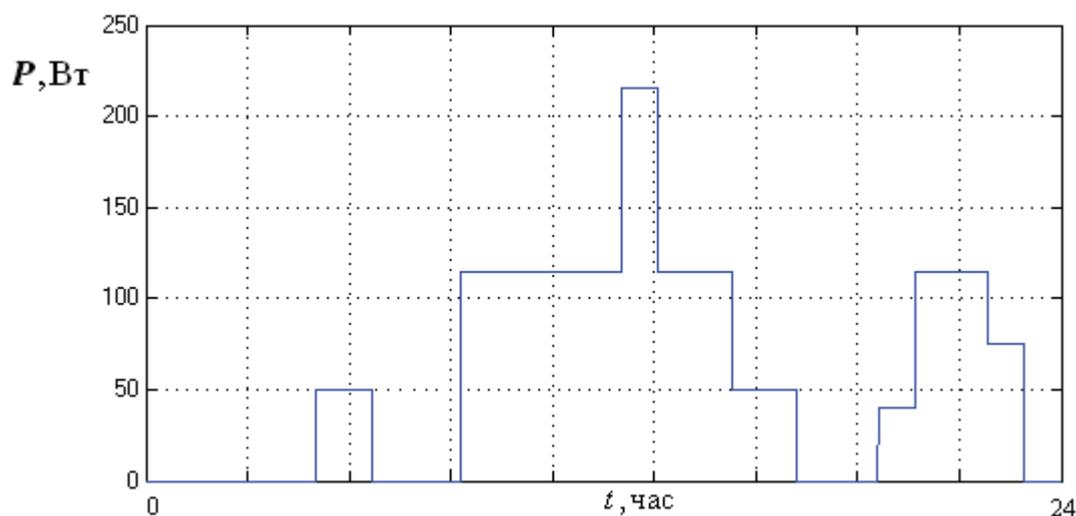


Рис. 6. Временная диаграмма потребляемой мощности

Fig. 6. Time pattern of power consumption

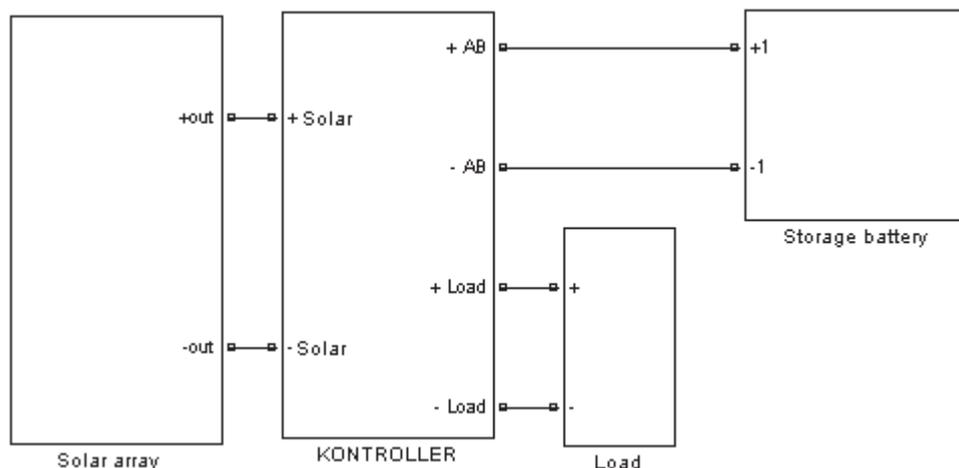


Рис. 7. Модель системы электропитания

Fig. 7. Power supply system model

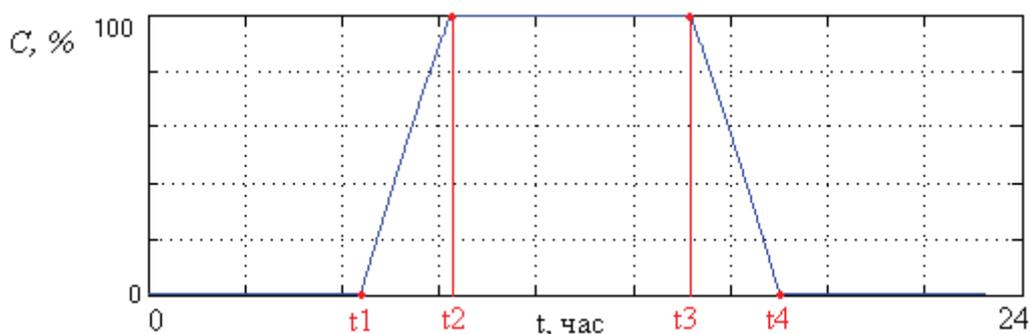


Рис. 8. Изменение уровня освещенности СБ в течение суток

Fig. 8. Change in SC light level within 24 hours

Рассмотрим работу модели контроллера совместно с моделями СБ и АБ. На рис. 8 приведена временная диаграмма изменения освещённости СБ в течение суток. На рис. 9 приведены временные диаграммы, поясняющие работу системы.

На временном интервале $0...t_1$ СБ не освещается. В момент времени t_1 СБ начинает освещаться, и к моменту времени t_2 уровень освещенности достигает максимальной величины. В момент времени t_3 уровень освещенности начинает снижаться, и в момент времени t_4 СБ перестаёт освещаться.

На рис. 9 приведены полученные при моделировании процессов временные диаграммы тока I_{AB} и напряжения U_{AB} аккумуляторной батареи за сутки. На временном интервале $0...t_1$ СБ не освещается, потребление мощности со стороны нагрузки не происходит и ток АБ равен нулю. В момент времени t_1 происходит коммутация нагрузки и АБ переходит в режим разряда. В момент времени t_2 нагрузка отключается; на СБ начинает падать солнечный свет, и контроллер СБ, в условиях малой генерируемой мощности, начинает работать в режиме ЭР. В момент времени t_3 происходит коммутация нагрузки и ток заряда снижается. В момент времени t_4 напряжение АБ достигает максимально допустимого уровня и АБ переходит в режим заря-

да падающим током. В момент времени t_5 СБ перестаёт освещаться и АБ переходит в режим разряда. В момент времени t_7 происходит коммутация нагрузки и АБ переходит в режим разряда. В момент времени t_8 происходит отключение нагрузки и разряд АБ прекращается. Согласно алгоритму работы контроллера, отключение нагрузки производится при снижении напряжения на АБ до уровня 10,5 В.

Как видно из временной диаграммы, напряжение АБ остаётся выше 10,5 В и отключение нагрузки не происходит. Следовательно, энергобаланс в системе выполняется.

Алгоритмы функционирования элементов устройства управления модели контроллера СБ были использованы при разработке макета контроллера СБ. Макет контроллера СБ состоит из силовой части и управляющего устройства. Силовая часть контроллера СБ выполнена по схеме конвертора понижающего типа [16]. Принципиальная схема силовой цепи приведена на рис. 10. Основным элементом управляющего устройства является микроконтроллер ATmega8 [17–19], который формирует импульсы управления заданной длительности и частоты. Управляющие импульсы поступают на вход драйвера ключа, который обеспе-

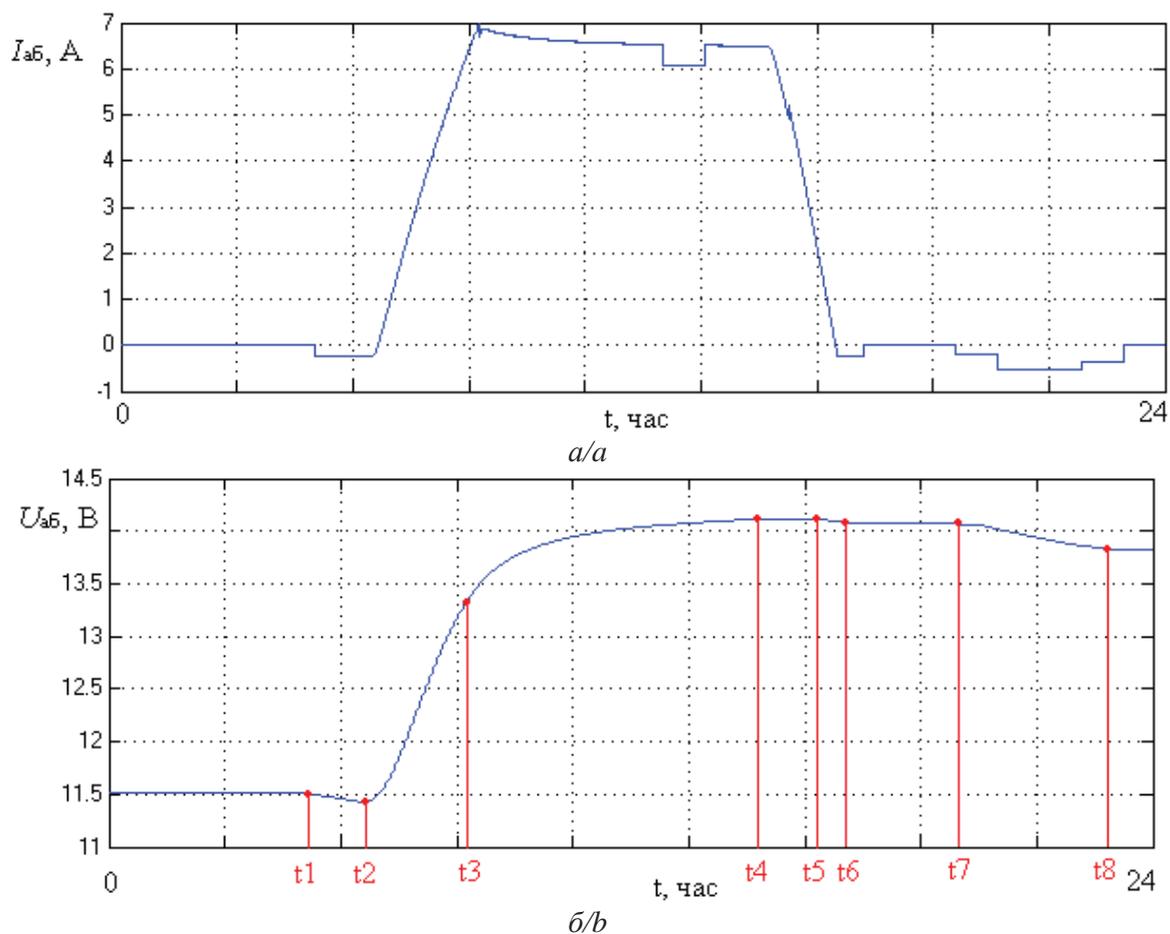


Рис. 9. Изменение уровня тока и напряжения АБ в течение суток

Fig. 9. Change in current and voltage level of battery cell (BC) within 24 hours

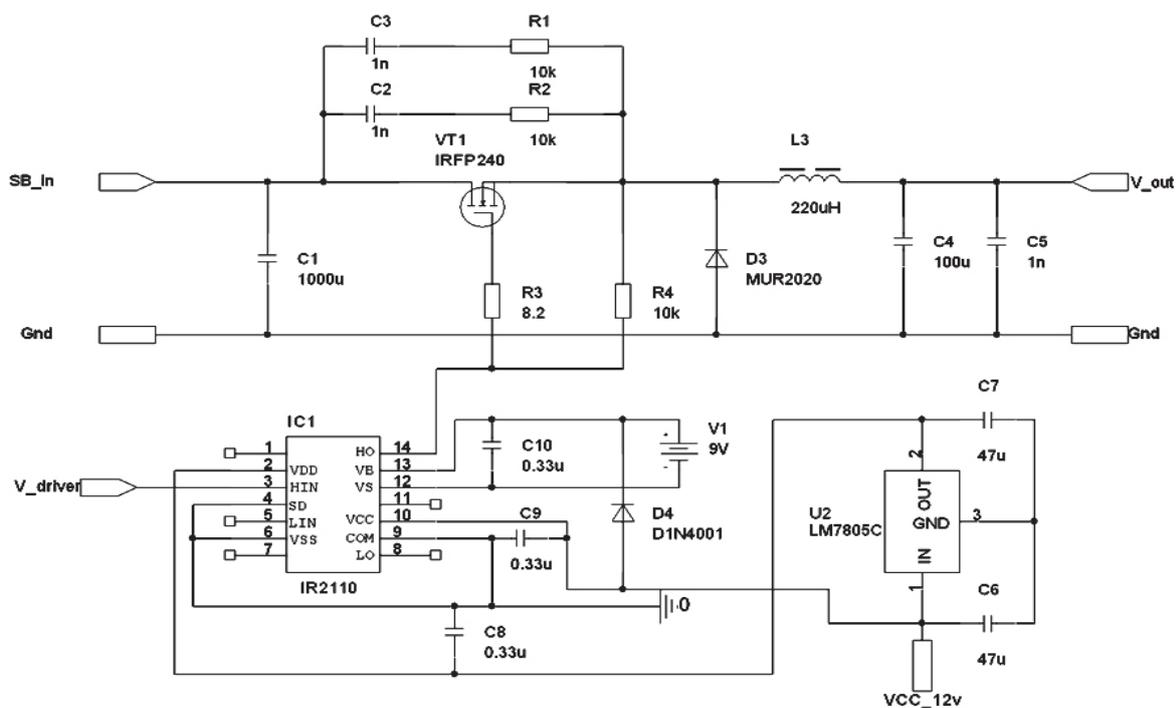


Рис. 10. Принципиальная схема силовой цепи контроллера СБ

Fig. 10. Basic diagram of power circuit of SC controller

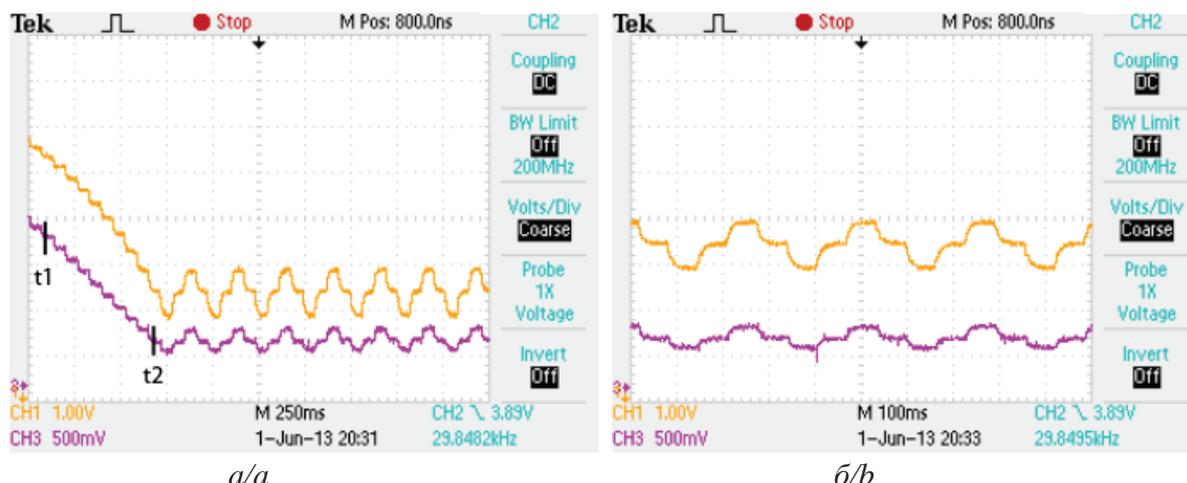


Рис. 11. Осциллограммы сигналов напряжения и тока СБ в режиме поиска максимальной мощности

Fig. 11. Oscillograph patterns of SC current and voltage signals in peak output search mode

чивает согласование уровней импульсов, формируемых микроконтроллером с сигналами управления силовым ключом [20].

Сравнение результатов экспериментальных исследований процессов в СЭП с макетом контроллера СБ и результатов тестирования модели СЭП с описанной выше моделью контроллера СБ показали их удовлетворительную сходимость. На рис. 11 в качестве иллюстрации приведена осциллограмма перехода макета СЭП из режима заряда АБ фиксированным током в режим ЭР.

Осциллограммы, приведенные на рис. 11, поясняют работу контроллера в режиме поиска экстремальной мощности.

Напряжение СБ представлено верхним графиком, ток СБ – нижним. Как видно из временных диаграмм, в момент времени t_1 происходит включение режима поиска максимальной мощности, далее происходит периодическое изменение коэффициента заполнения импульсов управления силовым ключом конвертора, и к моменту времени t_2 максимальная мощность оказывается найденной, после чего осуществляются поисковые движе-

ния рабочей точки в окрестностях максимума мощности СБ (рис. 11, б).

Заключение

1. Разработана имитационная модель контроллера солнечной батареи. При дефиците генерируемой мощности модель контроллера функционирует в режиме экстремального регулирования отбора этой мощности, при её избытке – в режиме заряда аккумуляторной батареи постоянным током заданной величины либо падающим током. Данная модель адекватно отображает логику работы реального контроллера, что позволяет использовать её на этапах проектирования и эксплуатации автономных систем электропитания.
2. В ходе испытаний разработанного макета контроллера солнечной батареи подтверждена его работоспособность во всех режимах, включая режим экстремального регулирования. Таким образом, экспериментально установлена правильность разработанных алгоритмов функционирования устройства управления контроллера и применённых схемотехнических решений.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Плеханов С.И. Солнце – это жизнь, а не батарейка // Химия и жизнь. – 2012. – № 8. URL: <http://www.hij.ru/read/issues/2012/avgust/1174/> (дата обращения: 22.05.2014).
2. Области применения солнечных батарей. URL: <http://www.solarbat.info/solnechnie-batarei-i-moduli/oblasti-primeneniya-solnechnix-batarei/> (дата обращения: 22.05.2014).
3. Что такое МРРТ-контроллеры? // Солнечный дом. Контроль и автоматика. 2002. URL: <http://solarhome.ru/ru/control/mppt/index.htm> (дата обращения: 23.05.2014).
4. Контроллеры для солнечных батарей // Инвенторы Ру. 2007. URL: <http://inventory.ru/category/kontrollery-dlja-solnechnyh-batarej/> (дата обращения: 25.05.2014).
5. Раушенбах Г. Справочник по проектированию солнечных батарей / пер. с англ. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 360 с.
6. Алатов И.М. Модель солнечной батареи // Информатика и системы управления: межвуз. сб. науч. тр. – Красноярск. – Вып. 9. – С. 182–190.
7. Иванчура В.И., Чубарь А.В., Пост С.С. Энергетические модели элементов автономных систем электропитания // Научный журнал СФУ. Секция «Техника и технологии». – 2012. – Т. 5. – № 2. – С. 179–190.
8. MatLAB and Simulink for technical computing. Implement generic battery model // Mathworks. 1994. URL: <http://www.mathworks.com/help/physmod/powersys/ref/battery.html> (дата обращения: 23.05.2014).
9. Источники энергии систем электроснабжения космических аппаратов: монография // М.В. Лукьяненко. – Красноярск: Сиб. гос. аэрокосмич. ун-т, 2008. – 176 с.
10. Электромеханические преобразователи энергии / С.С. Пост, В.И. Иванчура, Ю.В. Краснобаев, О.А. Донцов // Электромех-

- ханические преобразователи энергии: VI Междунар. научно-техн. конф. (ЭПЭ-2013). – Томск, 9–11 октября 2013. – С. 180–185.
11. Пост С.С. Модель контроллера солнечной батареи // Управление и информатика в технических системах: Матер. Всерос. научно-техн. конф., посвящённой 80-летию Заслуженного деятеля науки и техники РСФСР, профессора Б.П. Соустина. – Красноярск, 15–18 мая 2013. – Красноярск: Изд-во, ИКИТ СФУ. – С. 151–154.
 12. Зотов В.А. Имитационное моделирование энергетической системы с фотоэлементом в режиме отбора максимальной мощности // Научное сообщество студентов XXI столетия: XI Междунар. заочная научно-практ. конф. – Новосибирск, 11–17 мая 2012.
 13. Модель контроллера солнечной батареи: Свидетельство о государственной регистрации РФ программы для ЭВМ № 2013612150; заявл. 21 декабря 2012; опубл. 15.02.2013
 14. Черных И.В. Моделирование электротехнических устройств в MATLAB, Simulink и SimPowerSystems. – М.: ДМК Пресс; СПб.: Питер, 2008 – 288 с.
 15. Культин Н.Б. C/C++ в задачах и примерах. – СПб.: БХВ-Петербург, 2006. – 288 с.
 16. Донцов О.А. Использование экстремального регулятора в автономных системах электропитания // Молодёжь и наука–2012. URL: <http://conf.sfu-kras.ru/sites/mn2012/thesis/s006/s006-040.pdf> (дата обращения: 24.05.2014).
 17. Компания Atmel. Техническое описание. ATmega8. URL: http://www.atmel.com/ru/ru/Images/Atmel-2486-8-bit-AVR-microcontroller-ATmega8_L_summary.pdf (дата обращения: 24.05.2014).
 18. Обзор по фирмам. Atmel. Микроконтроллеры // Рынок микроэлектроники. 1998. AVR. ATmega8. URL: <http://www.gaw.ru/html.cgi/txt/ic/Atmel/micros/avr/atmega8.htm> (дата обращения: 24.05.2014)
 19. Design of a solar charge controller for a 100 WP solar PV system / Ishtiak Ahmed Karim, Abid Azad Siam, Navid Ahmed Mamun, Irin Parveen, Swaramita Saha Sharmi // Projournal of engineering research (per). – 2013. – V. 1 (4). URL: <http://www.projournals.org/PER/1220131101.pdf> (дата обращения: 25.05.2014)
 20. Найвель Г.С., Мазель К.Б., Хусаинов Ч.И. Источники электропитания радиоэлектронной аппаратуры: справочник. – М.: Радио и связь, 1986. – 576 с.

Поступила 16.06.2014 г.

UDC 621.31:629.78

SIMULATION MODEL OF A SOLAR CELL CONTROLLER

Sergey S. Post,

Siberian Federal University, 26, Kirensky street, Krasnoyarsk, 660074, Russia. E-mail: serseric@mail.ru

Oleg A. Dontsov,

Siberian Federal University, 26, Kirensky street, Krasnoyarsk, 660074, Russia. E-mail: badzed_bz@mail.ru

Vladimir I. Ivanchura,

Dr. Sc., Siberian Federal University, 26, Kirensky street, Krasnoyarsk, 660074, Russia. E-mail: ivan43ura@yandex.ru

Yury V. Krasnovaev,

Dr. Sc., Siberian Federal University, 26, Kirensky street, Krasnoyarsk, 660074, Russia. E-mail: uvkras@mail.ru

Simulation models of power supply autonomous systems are used when designing such systems and allow predicting their operation, taking into account degradation changes in power characteristics of solar and storage batteries. The use of typical elements when designing simulation models allows changing rapidly the topology of power supply systems. This allows taking into account the external factors that affect the system operation – illumination, temperature, sunlight incidence angle. Relevance of the research is conditioned by the need to develop a simulation model of a typical element of an autonomous system – solar controller.

The main aim of the study: development of a simulation model of a solar battery controller for renewing typical elements base.

The task of the research is to develop the simulation model of solar controller, logic of operation of which corresponds to the logic of functioning of real solar controller in different modes: storage battery charging with constant current of a given value; searching for a point of solar battery optimizing control; storage battery charging with dropping current when storage battery voltage achieve certain level; the model should control as well over the storage battery state and disconnect the load in the case of storage battery voltage drop to a lower level.

The methods used in the study: simulation using the software package MatLAB 7.9.

The results: The authors have developed the simulation model of the solar battery controller, reflecting adequately the logic in real controller operation, which allows applying it when designing and service of autonomous power supply systems. The model is protected by the certificate of state registration of the computer software № 2013612150.

Key words:

Autonomous power supply system, solar cell controller, simulation model, storage battery, solar array.

REFERENCES

1. Plekhanov S.I. Solntse – eto zhizn, a ne batareyka [Sun is life, but not a battery]. *Khimiya i zhizn*, 2012. Available at: <http://www.hij.ru/read/issues/2012/avgust/1174/> (accessed 22 May 2014).
2. *Oblasti primeneniya solnechnykh batarey* [Area of using solar batteries]. Available at: <http://www.solarbat.info/solnechnie-batarei-i-moduli/oblasti-primeneniya-solnechnix-batarei> (accessed 22 May 2014).
3. Chto takoe MRRT-kontrollery? [What is MPPT controller?]. *Solnechny dom. Kontrol i avtomatika* [Solar home. Control and automatic]. Available at: <http://solarhome.ru/ru/control/mppt/index.htm> (accessed 23 May 2014).
4. *Kontrollery dlya solnechnykh batarey* [Controller for solar cell batteries]. Available at: <http://inventory.ru/category/kontrollery-dlya-solnechnykh-batarej/> (accessed 25 May 2014).
5. Rauschenbach H. *Spravochnik po proektirovaniyu solnechnykh batarey* [Directory on designing solar cell batteries]. Translated from English. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1983. 360 p.
6. Alatov I.M. Model solnechnoy batarei [Model of the solar cell battery]. *Informatika i sistemy upravleniya*, Krasnoyarsk, vol. 9, pp. 182–190.
7. Ivanchura V.I., Chubar A.V., Post S.S. Energeticheskie modeli elementov avtonomnykh sistem elektropitaniya [The energetic models of the elements of power supply systems]. *Nauchny zhurnal SFU. Tekhnika i tekhnologiya – Scientific journal of the Siberian Federal University, «Technique and technologies»*, 2012, vol. 5, no. 2.
8. *Mathworks. MatLAB and Simulink for technical computing. Implement generic battery model*. Available at: <http://www.mathworks.com/help/physmod/powersys/ref/battery.html> (accessed 23 May 2014).
9. Lukyanenko M.V. *Istochniki energii sistem elektrosnabzheniya kosmicheskikh apparatov: monografiya* [Electric sources of power supply systems of space vehicles]. Krasnoyarsk, Siberian State Aerocosmic University Press, 2008. 176 p.
10. Post S.S., Ivanchura V.I., Krasnobaev Yu.V., Dontsov O.A. Elektromekhanicheskie preobrazovateli energii [Electromechanical energy converters]. *Elektromekhanicheskie preobrazovateli energii. VI Mezhdunarodnaya nauchno-tekhnicheskaya konferentsiya* [Electromechanical energy converters. VI International research conference]. Tomsk, 9–11 October 2013. Vol. 6, pp. 180–185.
11. Post S.S. Model kontrollera solnechnoy batarei [Model of a solar controller]. *Kontrol i informatika v tekhnicheskikh sistemakh: Materiali Vserossiyskoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii po svyashennoy 80-letiyu professora B.P. Soustina* [Control and informatics in technical systems: Materials of All-Russia scientific conference, devoted to the eightieth anniversary of professor B.P. Soustin]. Krasnoyarsk, 15–18 May 2013. pp. 151–154.
12. Zotov V.A. Imitatsionnoe modelirovanie energeticheskoy sistemy s fotoelementom v rezhime otbora maksimalnoy moshchnosti [Simulation model of power photovoltaic system in extreme regulation mode]. *Nauchnoe soobshchestvo studentov XXI stoletiya: XI Mezhdunarodnaya Zaochnaya nauchno-prakticheskaya konferentsiya* [XI scientific conference. Scientific community of students of XXI century]. Novosibirsk, 11–17 May 2012.
13. Ivanchura V.I., Chubar A.V., Krasnobaev Yu.V., Post S.S. *Model kontrollera solnechnoy batarei* [Model of the solar controller]. Certificate RF no. 2013612150, 2013.
14. Chernykh I.V. *Modelirovanie elektrotekhnicheskikh ustroystv v MATLAB, Simulink i SimPowerSystems* [Simulation of electro-technical devices using MATLAB, Simulink and SimPowerSystems]. Moscow, DMK Press; St. Petersburg, Piter Publ., 2008. 288 p.
15. Kultin N.B. *C/C++ v zadachah i primerah* [C++ in tasks and examples]. St. Petersburg, BHV-Peterburg Publ., 2006. 288 p.
16. Dontsov O. A. Ispolzovanie ekstremalnogo regulatora v avtonomnykh sistemakh elektropitaniya [Using extreme power governor in autonomous systems of power supply]. *Molodezh i nauka*, 2012. Available at: <http://conf.sfu-kras.ru/sites/mn2012/thesis/s006/s006-040.pdf> (accessed 24 May 2014).
17. *Company Atmel. Technical description. ATmega8*. Available at: http://www.atmel.com/ru/ru/Images/Atmel-2486-8-bit-AVR-microcontroller-ATmega8_L_summary.pdf (accessed 24 May 2014).
18. *Microenergetic market. Browse of firms. Atmel. Mikrokontrolleri. AVR. ATmega8*. Available at: <http://www.gaw.ru/html.cgi/txt/ic/Atmel/micros/avr/atmega8.htm> (accessed 24 May 2014).
19. Ishtiak Ahmed Karim, Abid Azad Siam, Navid Ahmed Mamun, Irin Parveen, Swaramita Saha Sharmi. Design of a solar charge controller for a 100 WP solar PV system. *Projournal of engineering research (per)*, 2013, vol. 1 (4). Available at: <http://www.projournals.org/PER/1220131101.pdf> (accessed 25 May 2014).
20. Naivelt G.S., Mazel K.B., Khusainov Ch.I. *Istochniki elektropitaniya radioelektronnoy apparatury* [Power sources for radio electronic devices]. Moscow, Radio i Svyaz Publ., 1986. 576 p.

Received: 16 June 2014.

УДК 621.313

РАСЧЕТ ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ПРИВОДА КОЛЕБАТЕЛЬНОГО ДВИЖЕНИЯ

Татевосян Андрей Александрович,

канд. техн. наук, доцент каф. «Электрическая техника» ФГБОУ ВПО
«Омский государственный технический университет»,
Россия, 644050, г. Омск, пр. Мира, 11. E-mail: karo1@mail.ru

Татевосян Александр Сергеевич,

канд. техн. наук, доцент каф. «Теоретическая и общая электротехника»
ФГБОУ ВПО «Омский государственный технический университет»,
Россия, 644050, г. Омск, пр. Мира, 11. E-mail: karo1@mail.ru

В статье изложены основные вопросы теории, расчета и проектирования электромагнитных устройств, приведены оптимальные соотношения геометрических размеров конструкций электромагнитных устройств, исходя из условия минимума массы активных материалов, необходимых для их изготовления. Рассмотрены примеры задач проектирования электромагнитных устройств, отвечающие требованиям надежности производимых расчетов и достоверности полученных результатов. Представлен сравнительный анализ конструкций электромагнитных устройств по условию минимума массы активных материалов, имеющих магнитопроводы на основе Ш- и П-образного электротехнического железа с одной и двумя намагничивающими обмотками, а также цилиндрические броневые магнитопроводы, цилиндрический якорь и корпус в виде скобы при обеспечении заданных выходных параметров (тяговое усилие или мощность). Показано, что электромагнитные устройства на основе магнитопроводов с двумя намагничивающими обмотками имеют на 10–30 % меньшую массу по сравнению с однообмоточными. На примере задачи проектирования электромагнитного привода поршневого компрессора с помощью разработанного программного обеспечения проведено исследование режимов работы энергопреобразования электромагнитных устройств при обеспечении заданного закона движения якоря. В качестве критерия оптимальности при решении задачи принят максимум коэффициента полезного действия электромагнитных устройств. Влияние вихревых токов в стали на энергетические показатели привода учитывается путем синтеза многоконтурной схемы замещения электромагнитных устройств. Расчет магнитного поля при определении статических характеристик электромагнитных устройств проводится методом вероятных путей магнитного потока. Разработанные алгоритмы и программы по оптимальному проектированию электромагнитных устройств обладают новизной и практической значимостью.

Ключевые слова:

Электромагнитный привод, оптимизация, поршневой компрессор, электромагнит, многоконтурная схема замещения, максимум клд.

Электромагнитные устройства (ЭМУ) находят широкое применение в электромагнитных приводах различных механизмов, электромагнитных реле, контакторах, электромагнитных клапанах, в гидро- и пневмосистемах, тормозных электромагнитах, магнитных муфтах, электромагнитных молотах и т. п. [1]. Конструкции ЭМУ разнообразны и классифицируются по ряду признаков: по способу действия (удерживающие – для удержания грузов или деталей, например, электромагнитные столы станков, грузоподъемные электромагниты, магнитные железоотделители; притягивающие совершают механическую работу, притягивая свой якорь); по способу включения (с параллельной катушкой – ток в катушке определяется параметрами самого электромагнита и напряжения сети; с последовательной катушкой – ток в катушке определяется параметрами устройств, в цепь которых включена катушка); по роду тока (постоянный, переменный); по характеру движения якоря: (поворотные – якорь совершает поворот относительно некоторой фиксированной точки или оси; прямоходные – якорь перемещается поступательно) и др.

Расчет динамических характеристик ЭМУ сопровождается значительными трудностями, связанными с необходимостью построения математи-

ческой модели, описывающей переходный процесс в ЭМУ в виде системы нелинейных уравнений с переменными коэффициентами, и использования численных методов ее решения при принятых начальных и граничных условиях [2]. В рамках направления по исследованию динамических характеристик ЭМУ с использованием программно-аппаратных комплексов рассматриваются методы экспериментального определения интегральных характеристик линейного электромагнитного привода [3, 4].

Для обеспечения расчетов при составлении математической модели стремятся описать аналитически только основные процессы, связанные с энергопреобразованием в электрических и магнитных цепях и в механической системе ЭМУ [5]. Все другие процессы, хотя и зависящие от времени (например, неравномерное распределение магнитной индукции в сечении магнитопровода, обусловленное наличием вихревых токов в нешихтованных стальных массивах [6]; насыщение магнитопровода; рассеяния магнитного потока с учетом истинной геометрии элементов магнитной системы и т. п.) не учитываются. Для большинства встречающихся на практике случаев вихревыми токами в магнитопроводе (если он шихтован, то

есть набран из листов электротехнической стали) и магнитным сопротивлением ферромагнитных участков магнитной системы ЭМУ можно пренебречь. Если воспользоваться этими допущениями при построении математической модели для исследования динамики ЭМУ, то протекающие в нем процессы могут быть описаны следующей системой уравнений [7, 8]:

$$\begin{cases} iR_k + \frac{d\psi}{dt} = u(t), \\ m \frac{dV}{dt} = F_{эм} - \xi \frac{dX}{dt} - \chi X - F_0, \\ V = \frac{dX}{dt}, \end{cases}$$

при уравнениях связи

$$\psi = iL(X), \quad F_{эм} = \frac{1}{2} i^2 \frac{dL(X)}{dX}, \\ R_k = R_{20} [1 + \alpha(\theta_{ср} - 20)], \quad \theta_{ср} = \theta(i, R_k, t),$$

при начальных и граничных условиях

$$\text{для } t=0: i=0, V=0, X=X_{нач}, X_{нач} \leq X \leq X_{кон},$$

где R_{20} – сопротивление обмотки при 20 °С; α – температурный коэффициент сопротивления материала провода обмотки; $\theta_{ср}$ – зависимость средней (по объему) температуры θ обмотки от тока, сопротивления и времени; ξ и χ – коэффициенты, определяющие противодействующие усилия, зависящие соответственно от скорости и перемещения якоря; F_0 – противодействующее усилие, не зависящее от хода якоря; $X_{нач}$ и $X_{кон}$ – соответственно начальное и конечное положения якоря.

При заданном питающем напряжении $u(t)$ и параметрах механической системы (ξ, χ), связанной с ЭМУ, его динамические характеристики определяются зависимостью индуктивности обмотки $L=L(x)$

от перемещения якоря (в случае ненасыщенной магнитной системы) и сопротивлением обмотки. Из решения системы уравнений динамическими характеристиками ЭМУ являются зависимости $X(t), i(t), F_{эм}(t), V(t)$ и другие. Взаимосвязи между величинами, описываемые системой уравнений, можно представить в виде структурной схемы

(рис. 1) [9]. На схеме обозначены: $E_x = I \frac{dL(x)}{dx} V$ –

противо-ЭДС движения; $F_{эм} = \frac{1}{2} I^2 \frac{dL(x)}{dX}$ – усилие

тяги электромагнита; $T(X) = \frac{L(X)}{R_k}$ – постоянная

времени обмотки; $P = \frac{d}{dt}$ – оператор дифференцирования; F_c – сила сопротивления, приложенная к

подвижным частям магнитной системы ЭМУ.

Из структурной схемы видно, что ЭМУ является достаточно сложным нелинейным объектом управления. Схема содержит блоки перемножения в прямом канале и каналах обратной связи по ЭДС движения E_x и силам сопротивления F_c , приложенным к подвижным частям ЭМУ, а также нелинейные функции постоянной времени и индуктивности обмотки от положения якоря [10]. Операторы, определяющие индуктивность обмотки электромагнита $L(x)$ и среднюю по объему обмотки температуру $\theta(i, R_k, t)$, конкретизируются при рассмотрении расчета соответствующих магнитных систем ЭМУ и теплового расчета обмотки. Операторы, определяющие противодействующие движению подвижных частей ЭМУ силы, зависят от конкретных характеристик и параметров устройства.

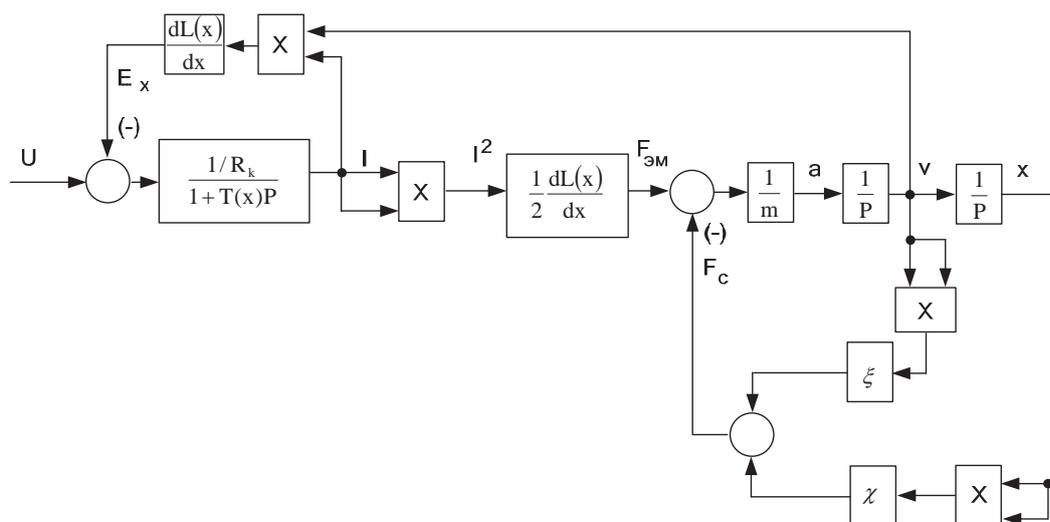


Рис. 1. Структурная схема для исследования динамических характеристик ЭМУ без учета влияния вихревых токов в магнитопроводе

Fig. 1. Block diagram for studying dynamic characteristics of electromagnetic device (EmD) without considering eddy currents in magnetic core

Учет влияния вихревых токов на процессы энергопреобразования и переходные процессы в электрических цепях с ЭМУ имеет важное значение при наличии в их конструкциях нешихтованных стальных массивов, пронизываемых изменяющимся во времени магнитным потоком. В отличие от тока в обмотке вихревые токи циркулируют не в каких-либо определенных контурах, а распределяются по всему объему нешихтованного магнитопровода. Поэтому определить активные сопротивления, собственные и взаимные индуктивности для контуров вихревых токов представляется затруднительным. Для облегчения расчетов целесообразно влияние вихревых токов учесть путем введения эквивалентной короткозамкнутой обмотки, сцепленной с полным магнитным потоком. В такой модели уравнения, описывающие процессы в обмотке, имеют вид:

$$iR_k + \frac{d\psi}{dt} = U; \quad 0 = i_b R_b + \frac{d\psi_b}{dt};$$

$$\psi = L(x)i + M(x)i_b; \quad \psi_b = L_b(x)i_b + M(x)i,$$

где ψ_b , L_b , R_b , i_b – соответственно потокосцепление, индуктивность, активное сопротивление и ток в эквивалентной короткозамкнутой обмотке; M – взаимная индуктивность между основной и короткозамкнутой обмотками. Если принять, что $L=M=L_b$, то структурная схема ЭМУ с короткозамкнутой обмоткой существенно упрощается (рис. 2). При этом, однако, возможны расхождения результатов расчета активного сопротивления R_b короткозамкнутой обмотки на порядок и более по различным методикам и, как следствие этого, значительные отклонения в поведении математической модели и реального ЭМУ во временной области.

В связи с этим целесообразно использование цепно-полевого подхода к учету влияния вихревых токов на процессы в магнитных системах ЭМУ [11], основанного на совместном решении уравнений электромагнитного поля в проводящей среде (нешихтованные стальные массивы) и уравнения электрического состояния обмотки возбуждения при ее отключении от источника питания и зако-

рачивании накоротко. В ходе решения задачи при фиксированном положении якоря определяется зависимость тока обмотки возбуждения от времени и по ней синтезируется многоконтурная схема замещения ЭМУ, показанная на рис. 3. Параметры схемы замещения зависят от положения якоря, причем влияние ее каждой последующей параллельной ветви схемы на процессы энергопреобразования в ЭМУ уменьшается [12]. Из схемы замещения следует, что не весь ток i , потребляемый от источника питания, протекает через индуктивность $L=L(x)$, которая есть не что иное, как статическая индуктивность обмотки. Часть тока проходит через параллельные ветви схемы, содержащие активное сопротивление R_j ($j=1,2,\dots,n$), и является отражением воздействия вихревых токов на процессы энергопреобразования. На основе многоконтурной схемы замещения можно построить математическую модель ЭМУ для исследования его динамических характеристик, подобную той, что рассматривалась выше, но с использованием большего числа уравнений для описания электрического состояния цепи. Однако полученная модель не является универсальной и применяется только для ненасыщенных магнитных систем ЭМУ с последовательной магнитной цепью.

Для облегчения решения задачи оптимизации магнитной системы ЭМУ при заданных технических условиях при разработке программного обеспечения целесообразно предварительно вывести соотношения размеров катушечного окна и сечения магнитопровода, при которых масса активных материалов будет минимальной. Массу ЭМУ можно найти по выражению:

$$m_{ЭМУ} = m_c + m_{я} + m_M, \tag{1}$$

где m_c – масса магнитопровода; $m_{я}$ – масса якоря; m_M – масса обмотки.

Исходя из условия обеспечения выходных параметров ЭМУ, будем полагать, что площади поперечных сечений катушечного окна под намагничивающую обмотку и магнитопровода заранее определены. Тогда в зависимости от типа магнитной системы и конструкции магнитопровода массу

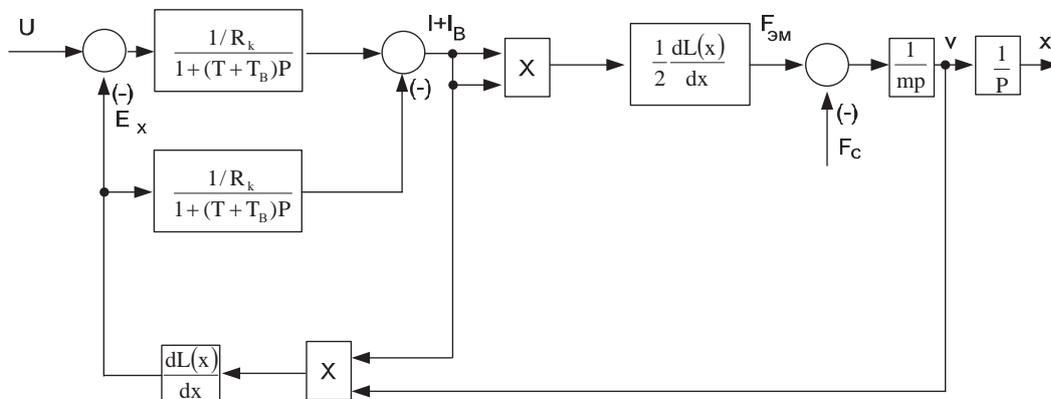


Рис. 2. Структурная схема для исследования динамических характеристик ЭМУ с учетом вихревых токов в магнитопроводе

Fig. 2. Block diagram for studying dynamic characteristics of EmD considering eddy currents in magnetic core

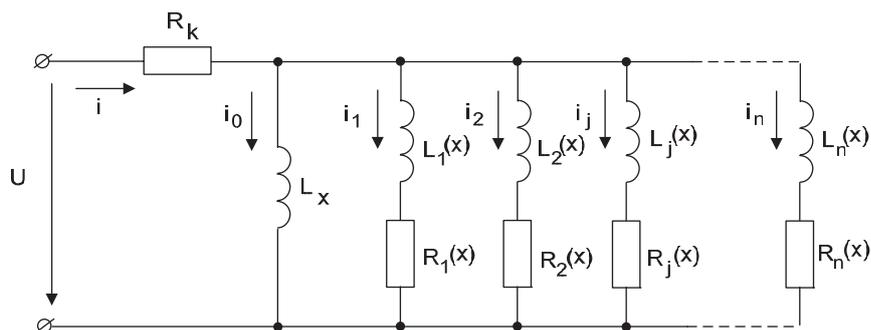


Рис. 3. Многоконтурная схема замещения ЭМУ с массивным якорем

Fig. 3. Multi stage equivalent circuit of EmD with with solid anchor

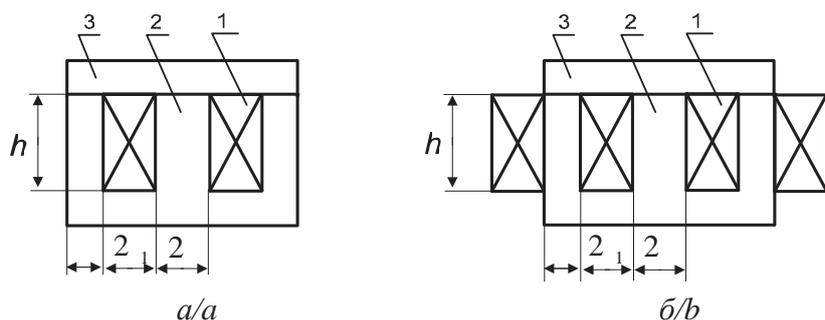


Рис. 4. Конструкция ЭМУ на основе Ш-образного магнитопровода: а) с одной; б) с двумя обмотками

Fig. 4. EmD construction based on W-shaped magnetic core with: a) one; b) two windings

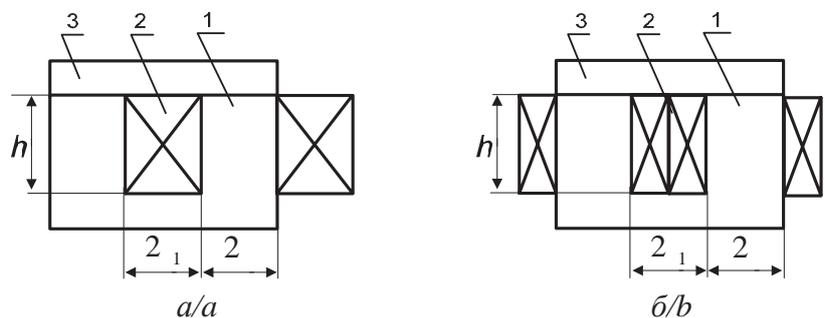


Рис. 5. Конструкция ЭМУ на основе П-образного магнитопровода: а) с одной; б) с двумя обмотками

Fig. 5. EmD construction based on U-shaped magnetic core with: a) one; b) two windings

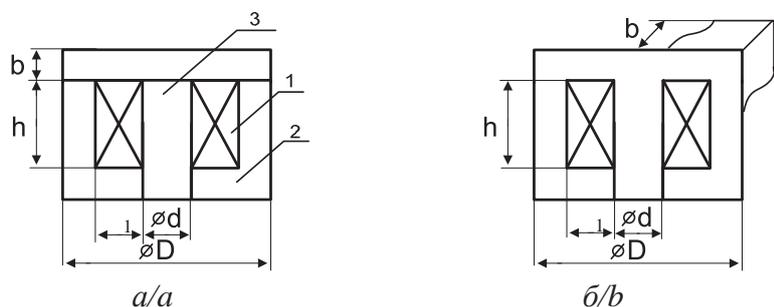


Рис. 6. Конструкция бронированного ЭМУ: а) с цилиндрическим якорем и корпусом; б) с цилиндрическим якорем и корпусом в виде скобы

Fig. 6. Construction of shell-type EmD: a) with cylindrical anchor and body; b) U-shaped with cylindrical anchor and body

ЭМУ можно выразить через независимые переменные, определяющие отношение размеров катушечного окна и сечения магнитопровода. Для нахождения минимума массы ЭМУ необходимо опреде-

лить частные производные от выражения (1) по независимым переменным и приравнять их к нулю. В табл. 1. представлены соотношения составляющих минимальных масс конструкций ЭМУ для

Таблица 1. Минимальные по массе активных материалов конструкции ЭМУ

Table 1. EmD constructions, minimal by weight of active materials

Рисунок Figure	Составляющие массы ЭМУ	Оптимальные соотношения $n_{\text{опт}} = \frac{h}{2 \cdot l_1}; r_{\text{опт}} = \frac{b}{2 \cdot l}$
4, а	$m_c = 2S_c \gamma_c K_c (h + l + l_1),$ $m_r = 2S_c \gamma_c K_c (l + l_1),$ $m_m = 2S_{\text{окна}} \gamma_m K_3 (2l + b + \pi \cdot l_1)$	$n_{\text{опт}} = \frac{h}{2 \cdot l_1} = 1 + \frac{\pi S_{\text{окна}} \gamma_m K_3}{2 S_c \gamma_c K_c},$ $r_{\text{опт}} = \frac{b}{2 \cdot l} = 1 + \frac{S_c \gamma_c K_c}{S_{\text{окна}} \gamma_m K_3}$
4, б	$m_c = S_c \gamma_c K_c (2h + l + l_1),$ $m_r = S_c \gamma_c K_c (2l + l_1),$ $m_m = 2S_{\text{окна}} \gamma_m K_3 (2l + 2b + \pi \cdot l_1)$	$n_{\text{опт}} = \frac{h}{2 \cdot l_1} = 1 + \pi \frac{S_{\text{окна}} \gamma_m K_3}{S_c \gamma_c K_c},$ $r_{\text{опт}} = \frac{b}{2 \cdot l} = \frac{1}{2} \left[1 + \frac{S_c \gamma_c K_c}{S_{\text{окна}} \gamma_m K_3} \right]$
5, а	$m_c = 2S_c K_c \gamma_c (h + l + l_1),$ $m_r = 2S_c K_c \gamma_c (l_1 + 2l),$ $m_m = 2S_{\text{окна}} K_3 \gamma_m (2l + B + \pi l_1)$	$n_{\text{опт}} = \frac{h}{2l_1} = 1 + \frac{\pi S_{\text{окна}} K_3 \gamma_m}{2 S_c K_c \gamma_c},$ $r_{\text{опт}} = \frac{B}{2l} = 1 + 2 \frac{S_c K_c \gamma_c}{S_{\text{окна}} K_3 \gamma_m}$
5, б	$m_c = 2S_c K_c \gamma_c (h + 2l + l_1),$ $m_r = 2S_c K_c \gamma_c (l_1 + 2l),$ $m_m = 2S_{\text{окна}} K_3 \gamma_m \left(2l + B + \frac{\pi}{2} l_1 \right)$	$n_{\text{опт}} = \frac{h}{2l_1} = 1 + \frac{\pi S_{\text{окна}} K_3 \gamma_m}{4 S_c K_c \gamma_c},$ $r_{\text{опт}} = \frac{B}{2l} = 1 + 2 \frac{S_c K_3 \gamma_c}{S_{\text{окна}} K_c \gamma_m}$
6, а	$m_c = S_c K_c \gamma_c (h + 3l + 2l_1),$ $m_r = S_c K_c \gamma_c (h + b),$ $m_m = S_{\text{окна}} K_3 \gamma_m (d + l_1)$	$n_{\text{опт}} = \frac{h}{l_1} = 1 + \frac{\pi S_{\text{окна}} K_3 \gamma_m}{2 S_c K_c \gamma_c}$
6, б	$m_c = S_c K_c \gamma_c (h + 2b + 2l_1),$ $m_r = S_c K_c \gamma_c (h + b),$ $m_m = S_{\text{окна}} K_3 \gamma_m \pi (d + l_1)$	$n_{\text{опт}} = \frac{h}{l_1} = 1 + \frac{\pi S_{\text{окна}} K_3 \gamma_m}{2 S_c K_c \gamma_c}$

прямоугольных (рис. 4 а, б; 5 а, б) и цилиндрических (рис. 6. а, б) магнитопроводов с одной и двумя намагничивающими обмотками.

На рис. 4–6 приняты обозначения: 1 – обмотка; 2 – магнитопровод; 3 – якорь; 2l – ширина среднего стержня; 2l₁ – ширина окна магнитопровода; h – высота катушечного окна; D – наружный диаметр магнитопровода; d – диаметр якоря; b – толщина диска полюса.

На рабочий процесс энергопреобразования в электромагнитном приводе возвратно-поступательного движения поршневого компрессора [13, 14] оказывают влияние многочисленные факторы, которые можно при оптимизации конструкций электромагнитных двигателей по максимуму КПД выразить через обобщенные параметры импульсного источника питания, электромагнитного двигателя и компрессора [15]. К ним относятся:

- для источника питания

максимальное значение напряжения на обмотке двигателя (U_д), угол укорочения импульса напряжения (α), фазовый угол сдвига между квадратом потокосцепления и законом движения якоря (ωt_к), частота питающего напряжения (f);

- для электромагнитного двигателя

значение инверсной индуктивности обмотки на середине хода якоря (a), глубина модуляции инверсной индуктивности обмотки (m), добротность двигателя (ρ=Ra/ω, где R – постоянное активное сопротивление, отражающее тепловые потери в сердечнике и в обмотке, ω=2πf – угловая частота;

- для компрессора

среднее значение мощности, передаваемой в механическую подсистему (P_М), ход поршня (2x_М).

Использование в анализе процессов энергопреобразования в электромагнитном двигателе линейной зависимости инверсной индуктивности (величины обратной индуктивности) обмотки от хода якоря при отсутствии в первом приближении насыщения стали магнитопровода позволяет математически сформулировать задачу по отысканию оптимальных токов и напряжений в функции времени электромагнитного двигателя, обеспечивающих периодический режим его работы с максимальным КПД [16]. В ходе ее решения исследование функции относительных потерь P_r^{*} от параметра ωt_к ведет к получению следующих математических выражений, представленных в табл. 2.

Таблица 2. Решение задачи оптимального управления электромагнитным двигателем на заданный закон движения якоря
Table 2. Solution of a problem of electromagnetic motor optimal control on the desired law of anchor movement

Величина Value		Математическое описание Mathematical description	Примечание Note
Функция квадрата потокосцепления Function of linkage square		$\psi^2(t) = \psi_k^2 [1 + \cos k\omega(t - t_k)]$	где $\psi_k = \sqrt{2} \cdot U_n / (k\omega)$ – действующее значение потокосцепления linkage effective value; $k = \frac{\pi}{\pi - \alpha}$ – коэффициент скважности импульсов pulse ratio
Напряжение на Voltage across	индуктивности inductance	$u_L(t) = -\frac{k\omega \cdot \psi_k}{\sqrt{2}} \sin \frac{k\omega(t - t_k)}{2}$	$x(t) = x_0 + \sum_{v=1}^N [x_{vs} \sin v\omega t] + \sum_{v=1}^N [x_{vc} \cos v\omega t]$ – разложение закона движения якоря в ряд Фурье по синусным x_{vs} и косинусным x_{vs} составляющим anchor movement law Fourier transformation in terms of sine x_{vs} and cosine x_{vs} components
	активном сопротивлении active resistance	$u_r(t) = \sqrt{2} \psi_k R a \left[1 + m \left(\frac{x(t)}{x_M} - 1 \right) \right] \cos \frac{k\omega(t - t_k)}{2}$	
	зажимах обмотки двигателя motor winding terminal	$u(t) = u_L(t) + u_r(t)$	
Ток Current		$i(t) = \sqrt{2} \psi_k a \left[1 + m \left(\frac{x(t)}{x_M} - 1 \right) \right] \cos \frac{k\omega(t - t_k)}{2}$	
Мощность Power	потребляемая двигателем consumed by a motor	$P_c(t) = 2\omega \psi_k^2 \left\{ \frac{R\Gamma(t)}{\omega} \cos^2 \frac{k\omega(t - t_k)}{2} - \frac{k}{4} \sin k\omega(t - t_k) \right\} \Gamma(t)$	$0 \leq x(t) \leq 2x_M$ – граничные значения хода якоря anchor movement boundary values
	передаваемая в механическую подсистему transmitted to a mechanical subsystem	$P_a(t) = -\frac{1}{2} a m \psi_k^2 [1 + \cos k\omega(t - t_k)] \frac{x'(t)}{x_M}$	$\Gamma(t) = a \left[1 + m \left(\frac{x(t)}{x_M} - 1 \right) \right]$ – зависимость инверсной индуктивности обмотки от хода якоря dependence of winding inverse inductance on anchor movement
	тепловых потерь of heat loss	$P_f(t) = i^2(t)R$	
	поступающая в обмотку от внешнего источника from external source to a winding	$P_M(t) = -\frac{1}{2} \omega \psi_k^2 \Gamma(t) k \sin k\omega(t - t_k)$	
	магнитного поля of magnetic field	$P_\mu(t) = P_M(t) - P_f(t)$	

Представленные в табл. 2 математические выражения величин справедливы на интервале времени $-\pi + \alpha + \omega t_k \leq \omega t \leq \pi - \alpha + \omega t_k$, вне этого интервала они обращаются в нуль. Для определения оптимального угла сдвига ωt_k по фазе между функциями квадрата потокосцепления $\psi^2(t)$ и хода якоря $x(t)$, при котором кпд электромагнитного двигателя

$$\eta = (1 + P_r^*)^{-1}$$

достигает максимума, необходимо выполнить условие $dP_r^*(\omega t_k)/d\omega t_k = 0$, или иначе

$$P_r'(\omega t_k) \cdot P_M(\omega t_k) - P_M'(\omega t_k) \cdot P_r(\omega t_k) = 0,$$

где

$$P_r'(\omega t_k) = \frac{b\omega}{2\pi} \psi_k^2 \cdot k^2 \times \sum_{v=1}^n v(-1)^v \cdot [x_{vc} \cdot \cos v\omega t_k + x_{vs} \sin v\omega t_k] \cdot \frac{\sin v\alpha}{v^2 - k^2},$$

$$P_r(\omega t_k) = R\psi_k^2 \cdot \frac{k^2}{\pi} \times \sum_{v=1}^{2n} (-1)^v \cdot [B_v \cdot \cos v\omega t_k - A_v \sin v\omega t_k] \cdot \frac{\sin v\alpha}{v^2 - k^2},$$

$$A_0 = a^2 \left[1 + m \left(\frac{x_0}{x_M} - 1 \right) \right]^2 + \frac{b^2}{2} \sum_{n=1}^N (x_{nc}^2 + x_{ns}^2),$$

$$A_v = 2 \cdot a \cdot b \cdot x_{vc} \left[1 + m \left(\frac{x_0}{x_M} - 1 \right) \right] + \frac{b^2}{2} \sum_{n=1}^{2N} \{x_{ns} [x_{(n+v)s} + x_{(n-v)s}] + x_{nc} [x_{(n+v)s} + x_{(n-v)s}]\},$$

$$B_v = 2 \cdot a \cdot b \cdot x_{vs} \left[1 + m \left(\frac{x_0}{x_M} - 1 \right) \right] + \frac{b^2}{2} \sum_{n=1}^{2N} \{x_{nc} [x_{(n+v)s} + x_{(n-v)s}] - x_{ns} [x_{(n+v)s} + x_{(n-v)s}]\}.$$

Установленная решением задачи оптимизации в аналитическом виде взаимосвязь обобщенных параметров импульсного источника питания, электромагнитного двигателя и компрессора, доставляющая максимум кпд электромеханического преобразователя, была положена в основу алгоритма исследования процессов энергопреобразования в электромагнитном двигателе, который реализован в программе «Анализ» [17].

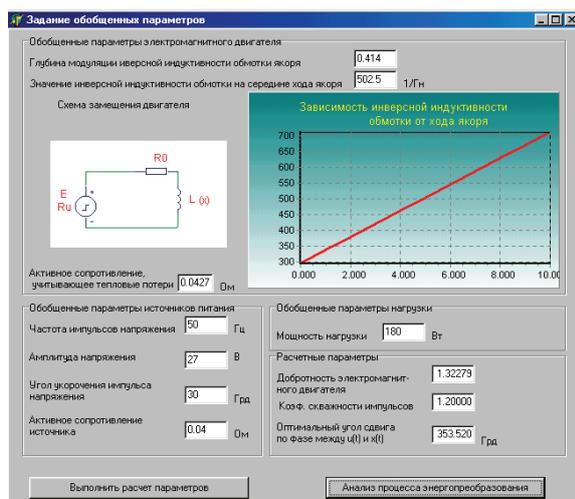


Рис. 7. Обобщенные параметры электромагнитного двигателя, источника питания и компрессора

Fig. 7. Generalized parameters of electromagnetic motor, supply source and compressor

Разработанная программа позволяет на стадии проектирования произвести поверочный расчет предварительно выбранных параметров, а также получить необходимый угол сдвига ωt_k между квадратом потокоцепления и ходом якоря, при котором обеспечивается максимум КПД привода.

На рис. 7 представлено окно ввода обобщенных параметров элементов электромагнитного приво-

да. Расчет для несинусоидального закона движения якоря осуществлялся при следующих исходных данных:

- для электромагнитного двигателя: глубина модуляции инверсной индуктивности обмотки якоря, $m=0,414$; значение инверсной индуктивности обмотки на середине хода якоря, $a=502,5 \text{ Гн}^{-1}$; активное сопротивление, учитывающее тепловые потери, $R=0,043 \text{ Ом}$;

- для источника питания: частота питающего напряжения $f=50 \text{ Гц}$; амплитуда напряжения $U_d=27 \text{ В}$; угол укорочения импульса напряжения $\alpha=30^\circ$; активное сопротивление источника $R=0,04 \text{ Ом}$;

- для компрессора: мощность нагрузки $P_m=180 \text{ Вт}$.

На рис. 8 представлены результаты проведенного исследования процессов энергопреобразования электромагнитного привода. В данном окне осуществляется вывод расчетных значений мощности, передаваемой из электрической цепи в механическую подсистему, мощность тепловых потерь, максимально возможный КПД электромагнитного двигателя, а также действующее значение силы тока в цепи.

В табл. 3–5 представлены результаты исследования режимов работы электромагнитного привода при варьировании значений глубины модуляции инверсной индуктивности обмотки, угла укорочения импульсов питающего напряжения для различных законов движения якоря.

Таблица 3. Влияние глубины модуляции на параметры электромагнитного привода при $a=502,5$; $\alpha=30^\circ$; $U_d=27 \text{ В}$; $f=50 \text{ Гц}$; $R=0,083 \text{ Ом}$

Table 3. Influence of modulation depth on electromagnetic drive parameters at $a=502,5$; $\alpha=30^\circ$; $U_d=27 \text{ V}$; $f=50 \text{ Hz}$; $R=0,083 \text{ Ohm}$

Закон движения якоря, $x(t) \cdot 10^{-3} \text{ м (m)}$ Anchor movement law	Параметры оптимального управления Optimal control parameters	Глубина модуляции инверсной индуктивности обмотки, m Modulation depth of winding inverse inductance, m						
		0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7
$x(t)=5-5\sin\omega t$ синусоидальный ход якоря Anchor sinusoidal motion	$P_m, \text{ Вт}$	42,17	84,35	126,5	168,7	210,8	253	295,2
	$\eta, \%$	19,04	31,69	40,41	46,66	51,22	54,57	57,05
	$I, \text{ А}$	46,56	46,88	47,49	48,28	49,27	50,46	51,84
$x(t)=4-5\sin\omega t-\cos 2\omega t$ несинусоидальный ход якоря Anchor nonsinusoidal motion	$P_m, \text{ Вт}$	42,47	84,94	127,4	169,8	212,3	254,8	297,2
	$\eta, \%$	19,76	33,54	43,4	50,58	55,85	59,74	62,61
	$I, \text{ А}$	45,65	45,1	44,81	44,79	45,05	45,56	46,33

Таблица 4. Влияние угла укорочения импульса напряжения на параметры электромагнитного привода при $a=502,5$; $m=0,414$; $U_d=27 \text{ В}$; $f=50 \text{ Гц}$; $R=0,083 \text{ Ом}$

Table 4. Influence of voltage pulse reduction angle on electromagnetic drive parameters at $a=502,5$; $m=0,414$; $U_d=27 \text{ V}$; $f=50 \text{ Hz}$; $R=0,083 \text{ Ohm}$

Закон движения якоря, $x(t) \cdot 10^{-3} \text{ м (m)}$ Anchor movement law	Параметры оптимального управления Optimal control parameters	Угол укорочения импульса напряжения α , град Voltage pulse reduction angle α , deg						
		10	20	30	40	50	60	70
$x(t)=5-5\sin\omega t$ синусоидальный ход якоря Anchor sinusoidal motion	$P_m, \text{ Вт}$	220,3	197,8	174,6	151,2	128,3	106,4	86,06
	$\eta, \%$	43,84	45,68	47,39	48,97	50,42	51,75	52,96
	$I, \text{ А}$	58,4	53,33	48,41	43,65	39,05	34,63	30,4
$x(t)=4-5\sin\omega t-\cos 2\omega t$ несинусоидальный ход якоря Anchor nonsinusoidal motion	$P_m, \text{ Вт}$	220	198	175,8	153,3	131,4	110,4	90,65
	$\eta, \%$	47,69	49,59	51,42	53,17	54,86	56,49	58,06
	$I, \text{ А}$	54,07	49,37	44,81	40,41	36,16	32,06	28,13

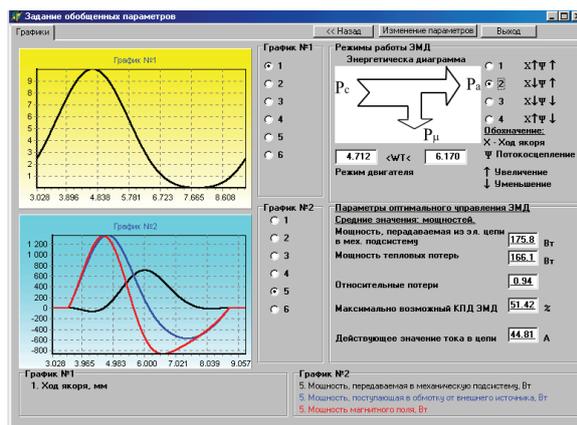


Рис. 8. Результаты исследования режимов работы электромагнитного привода

Fig. 8. Results of investigation of electromagnetic drive operation mode

Процесс энергопреобразования в электромагнитном двигателе по данным табл. 3 для несинусоидального закона движения якоря рассмотрен на рис. 9, 10.

На рис. 9 приведены временные зависимости: а) перемещения якоря; б) квадрата потокосцепления; в) потокосцепления обмотки двигателя; тока (кривая 1, г) и напряжения (кривая 2, г); мощно-

сти, передаваемой в механическую подсистему (кривая 1, д), мощности, потребляемой двигателем (кривая 2, д) и мощности магнитного поля (кривая 3, д); мощности, поступающей в обмотку (индуктивность) от внешнего источника (кривая 1, е) и мощности тепловых потерь (кривая 2, е).

Таблица 5. Влияние закона движения якоря на параметры электромагнитного привода при $a=502,5$; $m=0,414$; $\alpha=30^\circ$; $U_d=27$ В; $f=50$ Гц; $R=0,083$ Ом

Table 5. Influence of anchor movement law on electromagnetic drive parameters at $a=502,5$; $m=0,414$; $\alpha=30^\circ$; $U_d=27$ V; $f=50$ Hz; $R=0,083$ Ohm

Закон движения якоря, $x(t) \cdot 10^{-3}$ м (m) Anchor movement law	Оптимальный угол управления ωk_i , град Optimum control angle $\omega \omega k_i$, deg	Мощность компрессора $P_{\text{м}}$, Вт Compressor power P_{m} , Wt	Тепловые потери P_r , Вт Heat losses at P_r , Wt	КПД двигателя η , % Motor efficiency	Ток I, А Current
$x(t)=5-5\sin\omega t$	0,17	174,6	193,8	47,39	48,41
$x(t)=4-5\sin\omega t-\cos 2\omega t$	353,5	175,8	166,1	51,42	44,81

На рис. 10 по полученным в результате расчета временным диаграммам электрических величин показано направление истоков энергии электро-

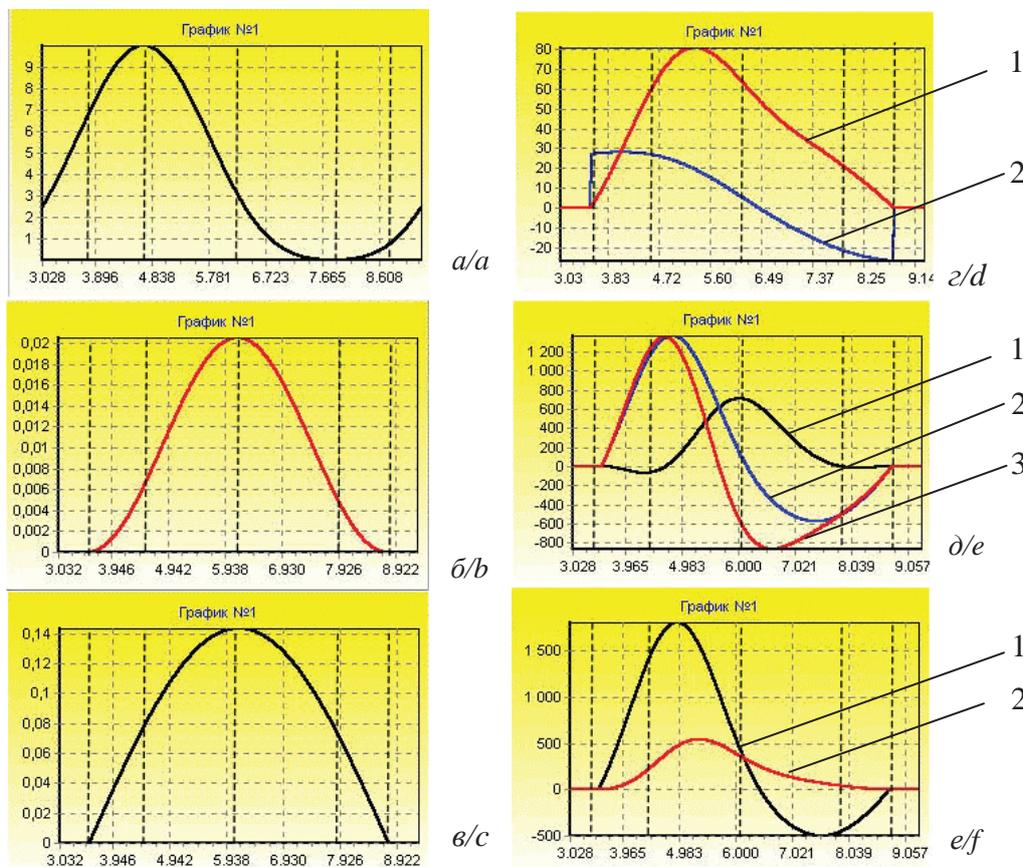


Рис. 9. Временные зависимости расчетных величин

Fig. 9. Time dependence of rated values

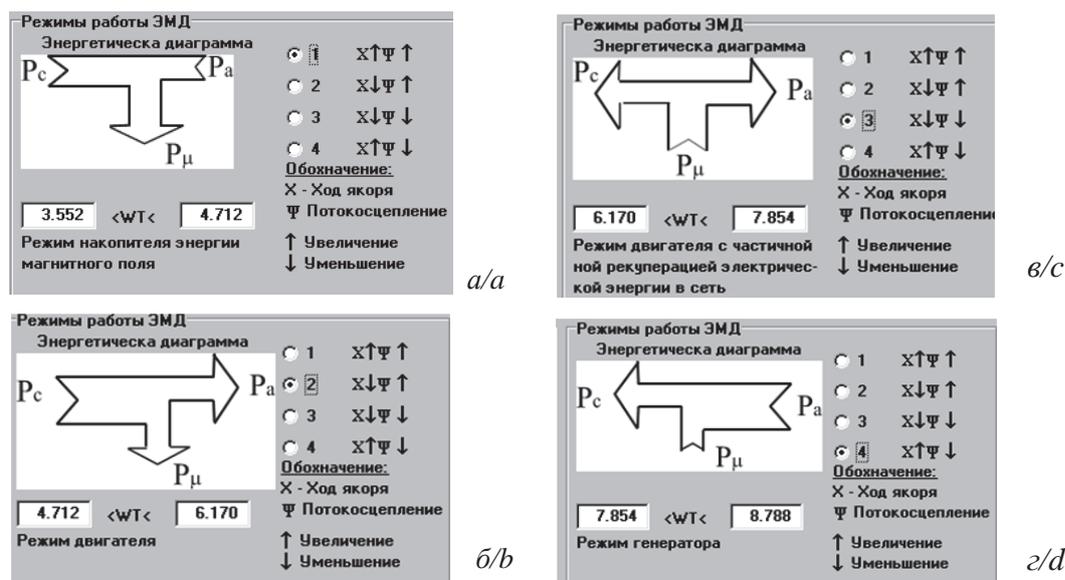


Рис. 10. Направление истоков энергии в электромагнитном приводе: а) режим накопителя энергии; б) двигательный режим; в) режим с частичной рекуперацией энергии в сеть; характеризуется потреблением не только механической энергии внешнего источника, но и электрической энергии из сети; г) генераторный режим.

Fig. 10. Energy source directions in electromagnetic drive: a) energy storage mode; b) motor operation; c) energy partial recovery mode; d) generator mode

магнитного двигателя в определенные интервалы времени соответствующие общим принципам электромеханического преобразования [18].

В режиме накопителя энергии механическая и электрическая энергии преобразуются в энергию магнитного поля и запасаются в магнитной системе. Двигательный режим обусловлен тем, что двигатель потребляет от источника питания электрическую энергию, которая за вычетом тепловых потерь частично или полностью преобразуется в механическую энергию. Режим с частичной рекуперацией энергии в сеть объединяет процессы, при которых совершается механическая работа под действием электромагнитной силы притяжения с преодолением внешних механических сил, но часть энергии магнитного поля, запасаемой в магнитной системе двигателя, возвращается источнику питания. Генераторный режим объединяет процессы, связанные с совершением работы внешних механических сил по преодолению электромагнитной силы притяжения, а уменьшение потокосцепления свидетельствует об отдаче электрической энергии источнику питания

Заключение

В результате исследований, выполненных в работе, разработано алгоритмическое и программное обеспечение по выбору оптимальных электромагнитных параметров ЭМУ. Программное обеспечение учитывает оптимальное соотношение размеров однокатушечных и двухкатушечных магнитных систем ЭМУ, удовлетворяющих минимуму массы активных материалов и для случая использования ЭМУ в качестве привода электромагнитных механизмов макси-

мум коэффициента полезного действия. Представленные в алгоритмическом обеспечении ЭМУ расчетные соотношения устанавливают взаимосвязь обобщенных параметров импульсного источника питания, электромагнитного двигателя и поршневого компрессора на заданный закон движения якоря.

Разработанное алгоритмическое и программное обеспечение позволяет:

«Статика ЭМУ»

- определить параметры зависимости инверсной индуктивности обмотки ЭМУ от хода якоря (глубину модуляции инверсной индуктивности обмотки, значение инверсной индуктивности обмотки на середине хода якоря) по заданным геометрическим размерам магнитной системы ЭМУ, учитывающей прямоугольные и цилиндрические магнитопроводы, различную форму рабочего зазора;
 - построить основные характеристики ЭМУ (статическую тяговую характеристику, зависимость индуктивности обмотки от хода якоря).
- #### «Синтез ЭМУ»
- вычислить амплитуды и показатели степени экспоненциальных составляющих тока обмотки ЭМУ при отключении ее от источника питания и закорачивании накоротко при фиксированном положении якоря;
 - определить параметры многоконтурной схемы замещения ЭМУ с массивным якорем по методу затухания постоянного тока в цепи обмотки в зависимости от величины рабочего зазора;
 - получить аппроксимирующее выражение параметров схемы замещения ЭМУ от величины рабочего зазора;

«Анализ ЭМУ»

- учесть влияние различных факторов (закон движения якоря, угол укорочения импульса, глубина модуляции инверсной индуктивности обмотки и др.) на показатели работы ЭМУ в качестве привода поршневых компрессоров при обеспечении максимума коэффициента полезного действия;
- построить временные диаграммы электрических величин (тока; напряжения на обмотке двигателя; мощности, потребляемой двигателем; мощности, передаваемой в механическую подсистему; мощности магнитного поля и др.), определяющих основные режимы энергопреоб-

разования в ЭМУ, направление истоков энергии электромагнитного двигателя в определенные интервалы времени (режим двигателя, режим генератора, режим двигателя с частичной рекуперацией электрической энергии и режим накопителя энергии магнитного поля).

Результаты численного расчета магнитного поля ЭМУ и теплопередачи могут быть использованы для корректировки геометрии магнитной системы и обмоточных данных в соответствии с техническим заданием по оптимальному проектированию [19, 20].

Разработанные алгоритмы и программы по оптимальному проектированию ЭМУ обладают новизной и практической значимостью.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ивашин В.В., Кудинов А.К., Певчев В.П. Электромагнитные приводы для импульсных и виброимпульсных технологий // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. – 2012. – № 1. – С. 72–75.
2. Анненков А.Н., Львович И.Я., Шиянов А.И. Электропривод на базе бессердечникового линейного двигателя с редкоземельными магнитами // Электротехнические комплексы и системы управления. – 2013. – № 4. – С. 20–23
3. Татевосян А.С., Пимонова У.В. Аппаратно-программный измерительный комплекс для исследования динамики электромагнита постоянного тока // Россия молодая: Передовые технологии – в промышленность!: Матер. V Всерос. молод. науч.-техн. конф. с междунар. участием. – Омск, 2013. – Кн. 2. – С. 329–332.
4. Медведев В.В., Батищев Д.В., Гуммель А.А. Экспериментальное определение интегральных характеристик линейного электромагнитного привода // Известия высших учебных заведений. Северо-Кавказский регион. Серия: Технические науки. – 2014. – № 1. – С. 22–25.
5. Моделирование электромеханических процессов в энергосберегающих электромагнитных приводах вибрационных установок / А.А. Черно, А.П. Гуров, А.С. Минчула, Д.Л. Безверхний // Электротехнические и компьютерные системы. – 2011. – № 3. – С. 397–399.
6. Пуйло Г.В., Насыпаная Е.П., Левин Д.М. Математическое моделирование электромагнитных характеристик электротехнических стале // Электротехника и электромеханика. – 2011. – № 6. – С. 29–32.
7. Нейман Л.А., Рогова О.В. К исследованию тяговых характеристик электромагнитных приводов с учетом зубчатости элементов магнитопровода // Доклады Академии наук высшей школы Российской Федерации. – 2013. – № 1 (20). – С. 100–108.
8. Геча В.Я., Мильшин А.Ю. Определение тягового усилия и динамических характеристик цилиндрического электромагнита с различной формой штока // Электротехнические комплексы и системы управления. – 2013. – № 1. – С. 2–7.
9. Татевосян А.С., Татевосян А.А. Программное обеспечение по исследованию моделей электромагнитных устройств // Омский научный вестник. – 2001. – Вып. 14. – С. 133–135.
10. Дементьев Ю.Н. Математическое описание электроприводов переменного тока с вентильным преобразователем в нормальном и аварийном режимах. // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 321. – № 4. – С. 131–136.
11. Jansen L. A semi-explicit formulation of a coupled electromagnetic field/circuit problem // Original Research Article Journal of Computational and Applied Mathematics. – 2014, May. – V. 262. – P. 150–160.
12. Певчев В.П., Кудинов А.К. Составление схем замещения электромагнитных систем // Электротехника. – 2012. – № 03. – С. 32–36.
13. Nan-Chyuan Tsai, Chao-Wen Chiang. Design and analysis of magnetically-drive actuator applied for linear compressor // Original Research Article Mechatronics. – 2010, August. – V. 20. – Iss. 5. – P. 596–603.
14. Jong Kwon Kim, Ji Hwan Jeong. Dynamic response of a capacity-modulated linear compressor to supply voltage disturbances // Original Research Article International Journal of Refrigeration. – 2014, April. – V. 40. – P. 84–96.
15. Абдуллаев Я.Р. Минимизация потерь активной мощности в магнитных системах переменного тока // Электричество. – 2011. – № 12. – С. 26а–35.
16. An experimental and numerical study on dynamic characteristic of linear compressor in refrigeration system / Hyun Kim, Chul-gi Roh, Jong-kwon Kim, Jong-min Shin, Yujin Hwang, Jae-keun Lee // International Journal of Refrigeration. – 2009, November. – V. 32. – Iss. 7. – P. 1536–1543.
17. Татевосян А.С., Татевосян А.А., Захарова Н.В. Анализ процессов энергопреобразования в электромагнитных механизмах с массивным сердечником при заданном законе движения // Динамика систем механизмов и машин: Матер. IV Междунар. науч.-техн. конф. – Омск, 2002. – С. 205–207.
18. Ковалев Ю.З., Татевосян А.С., Татевосян А.А. Исследование рабочих процессов энергопреобразования в электромагнитном приводе на заданный закон движения якоря при обеспечении максимума КПД // Омский Научный вестник. – 2002. – Вып. 18. – С. 78–83.
19. Татевосян А.А., Осинина Е.В. Расчет оптимальных конструкций электромагнитов постоянного тока // Россия молодая: передовые технологии – в промышленность!: Матер. V Всерос. молод. науч.-техн. конф. с междунар. участием. – Омск, 2013. – № 2. – С. 336–340
20. Лысенко О.А., Мирошник А.И. Режимы энергосбережения электромеханического комплекса: центробежный насос – асинхронный двигатель // Омский научный вестник. – 2011. – № 2 (98). – С. 145–148.

Поступила 20.05.2014 г.

UDC 621.313

CALCULATION OF OPTIMAL PARAMETERS OF OSCILLATION MOTION ELECTROMAGNETIC ACTUATOR

Andrey A. Tatevosyan,

Cand. Sc., Omsk State Technical University, 11, Mira Avenue,
Omsk, 644050, Russia. E-mail: karo1@mail.ru

Aleksandr S. Tatevosyan,

Cand. Sc., Omsk State Technical University, 11, Mira Avenue,
Omsk, 644050, Russia. E-mail: ast_51@mail.ru

This paper outlines the main problems in the theory, calculation and optimal design of electromagnetic device, gives optimal ratio of electromagnetic device structures based on conditions of mass minimum of active materials required for their manufacturing. The authors have considered the examples of optimum design of electromagnetic devices conforming the reliability requirements of the calculations carried out and the validity of the results obtained. The paper introduces a comparative analysis of electromagnetic device designs by the condition of mass minimum of active materials having magnetic cores based on the W- and U-shaped electrical iron with one and two field windings, and armored cylindrical magnetic cores, cylindrical body and an anchor in the form of staples while providing the set output parameters (traction or power). It is shown that the mass of electromagnetic devices based on magnetic cores with two field windings is by 10–30 % less than that with one coil. By the example of designing electromagnetic actuator of a piston compressor and using the software developed the authors studied optimum operating conditions for a given energy conversion of electromagnetic device armature law of motion. Maximum of electromagnetic device efficiency was accepted as the optimality criterion when solving the problem. The impact of eddy currents in steel on drive energy performance is accounted by synthesizing multi-loop equivalent circuits of electromagnetic device. Calculation of magnetic field in determining static characteristics of electromagnetic devices is carried out by the method of magnetic flux probable path. The developed algorithms and programs for optimal design of electromagnetic devices have novelty and practical significance.

Key words:

Electromagnetic drive, optimization, reciprocating compressor, electromagnet, multi stage equivalent circuit, maximum efficiency.

REFERENCES

- Ivashin V.V., Kudinov A.K., Pevchev V.P. Elektromagnitnye privoda dlya impulsnykh i vibroimpulsnykh tekhnology [Electromagnetic drives for pulse and impulse technologies]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeny. Elektromekhanika*, 2012, no. 1, pp. 72–75.
- Annenkov A.N., Lvovich I.Ya., Shiyonov A.I. Elektroprivod na baze besserdechnikovogo lineynogo dvigatelya s redkozemelnymi magnitami [Actuator on the coreless linear motor with rare earth magnets]. *Elektrotekhnicheskiye komplekxy i sistemy upravleniya*, 2013, no. 4, pp. 20–23.
- Tatevosyan A.S., Pimonova U.V. Apparato-programmny izmeritelny kompleks dlya issledovaniya dinamiki elektromagnitnogo toka [Hardware and software measurement system for studying the DC electromagnet dynamics]. *Rossiya molodaya: Peredovye tekhnologii – v promyshlennost! Materialy V Vseros. molod. nauch.tekhn. konf. s mezhdunar. uchastiem* [Young Russia: advanced technologies into industry. Proc. V All-Russian youth scientific conference]. Omsk, 2013. Vol. 2, pp. 329–332.
- Medvedev V.V., Batishchev D.V., Gummel A.A. Eksperimentalnoye opredeleniye integralnykh kharakteristik lineynogo elektromagnitnogo privoda [Experimental determination of the integral characteristics of linear electromagnetic actuator]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeny. Severo-Kavkazskiy region. Vol. Tekhnicheskiye nauki*, 2014, no. 1, pp. 22–25.
- Cherno A.A., Gurov A.P., Minchula A.S., Bezverkhny D.L. Modelirovaniye elektromekhanicheskikh protsessov v energosberegayushchikh elektromagnitnykh privodakh vibratsionnykh ustanovok [Simulation of electromechanical processes in energy-efficient electromagnetic drives of vibrating machines]. *Elektrotekhnicheskiye i kompyuternyye sistemy*, 2011, no. 3, pp. 397–399.
- Puylo G.V., Nasypanaya E.P., Levin D.M. Matematicheskoye modelirovaniye elektromagnitnykh kharakteristik elektrotekhnicheskikh staley [Mathematical modeling of the electromagnetic properties electrical steels]. *Elektrotekhnika i elektromekhanika*, 2011, no. 6, pp. 29–32. Available at: <http://cyberleninka.ru/article/n/matematicheskoe-modelirovanie-elektromagnitnykh-kharakteristik-elektrotekhnicheskikh-staley> (accessed 15 May 2014).
- Neyman L.A., Rogova O.V. K issledovaniyu tyagovykh kharakteristik elektromagnitnykh privodov s uchedom zubchatosti elementov magnitprovoda [On the investigation of the traction characteristics of electromagnetic actuators with the jagged edges of the magnetic elements]. *Doklady Akademii nauk vysshey shkoly RF*, 2013, no. 1 (20), pp. 100–108.
- Gecha V.Ya., Milshin A.Yu. Opredeleniye tyagovogo usiliya i dinamicheskikh kharakteristik tsilindricheskogo elektromagnitnogo razlichnoy formoy shtoka [Determination of traction and dynamic performance of a cylindrical electromagnet with different forms stem]. *Elektrotekhnicheskiye komplekxy i sistemy upravleniya*, 2013, no. 1, pp. 2–7. Available at: <http://www.v-ite.ru/electrotech/2013/01/pdf/2013-01-01.pdf> (accessed 15 May 2014).
- Tatevosyan A.S., Tatevosyan A.A. Programmnoye obespecheniye po issledovaniyu modeley elektromagnitnykh ustroystv [Software to study models of electromagnetic devices]. *Omsky nauchny vestnik*, 2001, vol. 14, pp.133–135.
- Dementyev Yu.N. Matematicheskoye opisaniye elektroprivodov peremennogo toka s ventilnym preobrazovatelem v normalnom i avarynom rezhimakh [Mathematical description of AC drives with the converter in normal and emergency modes]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2012, vol. 321, no. 4, pp. 131–136. Available at: <http://izvestiya.tpu.ru/ru/archive/new/article.html? id=252749&journalId> (accessed 15 May 2014).
- Jansen L. A semi-explicit formulation of a coupled electromagnetic field/circuit problem. *Original Research Article Journal of*

- Computational and Applied Mathematics*, 2014, May, vol. 262, pp. 150–160. Available at: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0377042713005967> (accessed 15 May 2014).
12. Pevchev V.P., Kudinov A.K. Sostavleniye skhem zameshcheniya elektromagnitnykh system [Compilation of equivalent circuits of electromagnetic systems]. *Elektrotehnika*, 2012, no. 03, pp. 32–36.
 13. Nan-Chyuan Tsai, Chao-Wen Chiang. Design and analysis of magnetically-drive actuator applied for linear compressor. *Original Research Article Mechatronics*, 2010, August, vol. 20, Iss. 5, pp. 596–603. Available at: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0957415810001030> (accessed 15 May 2014).
 14. Jong Kwon Kim, Ji Hwan Jeong. Dynamic response of a capacity-modulated linear compressor to supply voltage disturbances. *Original Research Article International Journal of Refrigeration*, 2014, April, vol. 40, pp. 84–96.
 15. Abdullayev Ya.R. Minimizatsiya poter aktivnoy moshchnosti v magnitnykh sistemakh peremennogo toka [Minimization of active power losses in magnetic AC systems]. *Elektrichestvo*, 2011, no. 12, pp. 26a–35.
 16. Hyun Kim, Chul-gi Roh, Jong-kwon Kim, Jong-min Shin, Yujin Hwang, Jae-keun Lee. An experimental and numerical study on dynamic characteristic of linear compressor in refrigeration system. *International Journal of Refrigeration*, 2009, November, vol. 32, Iss. 7, pp. 1536–1543. Available at: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S014070071100106X> (accessed 15 May 2014).
 17. Tatevosyan A.S., Tatevosyan A.A., Zakharova N.V. Analiz protsessov energopreobrazovaniya v elektromagnitnykh mekhanizmakh s massivnym serdechnikom pri zadannom zakone dvizheniya [Analysis of energy conversion in electromagnetic mechanisms with a massive core for the law of motion]. *Dinamika sistem mekhanizmov i mashin: Materialy IV Mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii* [Dynamics of systems, mechanisms and machines]. Omsk, 2002. pp.205–207.
 18. Kovalev Yu.Z., Tatevosyan A.S., Tatevosyan A.A. Issledovaniye rabochikh protsessov energopreobrazovaniya v elektromagnitnom privode na zadanny zakon dvizheniya yakorya pri obespechenii maksimuma KPD [The study of energy conversion workflows in an electromagnetic actuator for a given law of motion of the armature, while ensuring maximum efficiency]. *Omsky Nauchny vestnik*, 2002, Iss. 18, pp.78–83.
 19. Tatevosyan A.A., Osinina E.V. Raschet optimalnykh konstruksiy elektromagnitov postoyannogo toka [Calculation of the optimal designs electromagnets DC]. *Rossiya molodaya: peredovye tekhnologii – v promyshlennost!* [Young Russia: advanced technologies into industry]. Omsk, 2013. No. 2, pp. 336–340.
 20. Lysenko O.A., Miroshnik A.I. Rezhimy energosberezheniya elektromekhanicheskogo kompleksa: tsentrobezhny nasos – asinkhronny dvigatel [Electromechanical power-saving modes in: pump – induction motor]. *Omsky nauchny vestnik*, 2011, no. 2 (98), pp. 145–148.

Received: 20 May 2014.

УДК 621.313

РЕЖИМЫ ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЯ УСТАНОВОК ЦЕНТРОБЕЖНЫХ НАСОСОВ С АСИНХРОННЫМИ ДВИГАТЕЛЯМИ

Лысенко Олег Александрович,

канд. техн. наук, доцент каф. «Электрическая техника» ФГБОУ ВПО
«Омский государственный технический университет»,
Россия, 644050, г. Омск, пр. Мира, 11. E-mail: deolas@mail.ru

Актуальность работы: Возрастающие технологические требования к качеству производственных процессов, связанных с перекачкой невязких жидкостей, указывают на необходимость улучшения режимов работы установок перекачки жидкости с центробежными насосами, в том числе и с помощью математического моделирования. Установки центробежных насосов, как правило, моделируются с помощью обобщенных интегральных характеристик, не позволяющих исследовать поведение системы в динамических режимах работы. В то время как именно рассмотрение динамических моделей установок центробежных насосов, входящих в состав электротехнических комплексов, позволяет реализовать наиболее эффективные режимы работы, как с точки зрения энергосбережения, так и надежности. Станции перекачки жидкости, в силу технологических процессов, обладают одним из самых высоких потенциалов применения энерго- и ресурсосберегающих технологий, что согласно Указу президента РФ от 4 июня 2008 года № 889, Федеральному Закону РФ № 261 и Энергетической стратегии России на период до 2030 года представляет одно из направлений развития страны, выявляет актуальность данной темы.

Цель работы: Выявить законы частотного управления установок центробежных насосов, при которых достигается минимум потерь в силовом канале преобразования энергии, разработать методику построения вольт-частотных характеристик.

Методы исследования: методы частотного электропривода и электрических машин, методы операционного исчисления, теории численных методов решения нелинейных систем дифференциальных уравнений, методы теории гидравлики, теории центробежных лопастных машин. Использовались следующее прикладное программное обеспечение Maple, MatLab/Simulink.

Результаты: Исследованы с помощью численных экспериментов характеристики установок центробежных насосов. Разработана методика построения регулировочных вольт-частотных характеристик при скалярном частотном управлении асинхронного электродвигателя, в зависимости от режимов работы внешней гидросети центробежного насоса.

Ключевые слова:

Энергосбережение, асинхронный двигатель, насос.

Энергосбережение является одним из приоритетов государственной политики, в связи с чем руководством страны был разработан пакет нормативных документов в сфере энергосбережения и повышения энергетической эффективности [1].

Электроприводы с вентиляторной нагрузкой, к которой относятся центробежные насосы для перекачки воды и других жидкостей, потребляют до 25 % [2] всей вырабатываемой электроэнергии. В силу особенностей технологического процесса данные электроприводы имеют значительный потенциал энергосбережения. Работа этих систем отличается неравномерным потреблением жидкости, тепловой энергии в зависимости от погодных условий, времени года и суток [3, 4].

Из соображений энергоэффективности, объективно подтверждается необходимость перехода от систем дроссельного регулирования насосных агрегатов к системам автоматического управления ими, путем автоматического поддержания необходимого технологического параметра, в частности напора при изменяющемся расходе воды за счет применения частотно-регулируемых асинхронных электроприводов [5–7].

Одной из целей энергоэффективности (оптимизации) частотно-регулируемых электроприводов является достижение минимального экстремума функции потерь мощности [8–10]. Основными элементами силового канала установки центробеж-

ных насосов (УЦН) является асинхронный двигатель (АД) и центробежный насос (ЦН), составляющие систему АД–ЦН. Задача оптимизации в системе асинхронный двигатель – центробежный насос заключается в том, чтобы при заданном расходе ЦН и заданной скорости ротора определить такие значения частоты и амплитуды напряжения, при которых обеспечивается минимум потерь в двигателе. Так как при фиксированных моменте сопротивления и скорости механическая мощность не изменяется, то минимум потерь соответствует минимуму потребляемой мощности и максимуму КПД двигателя. Получение аналитического выражения для амплитуды и частоты напряжения затруднено из-за сложности системы уравнений электромеханической системы: центробежный насос – асинхронный двигатель [11, 12]. Поэтому приведем результаты численного решения.

Для описания процессов в асинхронном двигателе используется модель асинхронного двигателя с двухконтурным ротором. Применение моделей асинхронного двигателя с двухконтурной схемой замещения ротора позволяет учитывать явления насыщения и эффект вытеснения токов. Система уравнений для описания асинхронной машины с короткозамкнутым двухконтурным ротором в единой системе координат, вращающейся со скоростью ω_0 , будет иметь вид [13–15]:

$$\left\{ \begin{aligned}
 u_{Sx} &= R_S \left(\frac{k_{iS}}{R_S} p + 1 \right) i_{Sx} + \\
 &+ k_{R2} p \psi_{R1x} + k_{R1} p \psi_{R2x} - \\
 &- \omega_0 k_{iS} i_{Sy} - k_{R2} \omega_0 \psi_{R1y} - k_{R1} \omega_0 \psi_{R2y}; \\
 u_{Sy} &= R_S \left(\frac{k_{iS}}{R_S} p + 1 \right) i_{Sy} + k_{R2} p \psi_{R1y} + k_{R1} p \psi_{R2y} + \\
 &+ \omega_0 k_{iS} i_{Sx} + k_{R2} \omega_0 \psi_{R1x} + k_{R1} \omega_0 \psi_{R2x}; \\
 0 &= -k_{R2} R_{R1} i_{Sx} + \frac{1}{T_{R1}} (T_{R1} p + 1) \psi_{R1x} - \\
 &- \frac{R_{R1} L_m}{\sigma} \psi_{R2x} - (\omega_0 - p_{\Pi} \omega_m) \psi_{R1y}; \\
 0 &= -k_{R2} R_{R1} i_{Sy} + \frac{1}{T_{R1}} (T_{R1} p + 1) \psi_{R1y} - \\
 &- \frac{R_{R1} L_m}{\sigma} \psi_{R2y} + (\omega_0 - p_{\Pi} \omega_m) \psi_{R1x}; \\
 0 &= -k_{R1} R_{R2} i_{Sx} + \frac{1}{T_{R2}} (T_{R2} p + 1) \psi_{R2x} - \\
 &- \frac{R_{R2} L_m}{\sigma} \psi_{R1x} - (\omega_0 - p_{\Pi} \omega_m) \psi_{R2y}; \\
 0 &= -k_{R1} R_{R2} i_{Sy} + \frac{1}{T_{R2}} (T_{R2} p + 1) \psi_{R2y} - \\
 &- \frac{R_{R2} L_m}{\sigma} \psi_{R1y} + (\omega_0 - p_{\Pi} \omega_m) \psi_{R2x}; \\
 M &= \frac{3}{2} p_{\Pi} k_{R2} (\psi_{R1x} i_{Sy} - \psi_{R1y} i_{Sx}) + \\
 &- \frac{3}{2} p_{\Pi} k_{R1} (\psi_{R2x} i_{Sy} - \psi_{R2y} i_{Sx}); \\
 \omega_m &= \frac{M - M_{\Pi}}{Jp},
 \end{aligned} \right. \quad (1)$$

где

$$\vec{u}_S = u_{Sx} + ju_{Sy}, \quad \vec{i}_S = i_{Sx} + ji_{Sy},$$

$$\vec{\psi}_{R1} = \psi_{R1x} + j\psi_{R1y}, \quad \vec{\psi}_{R2} = \psi_{R2x} + j\psi_{R2y}$$

– напряжение, ток статора и потокоцепления ротора соответственно;

$$k_{R1} = \frac{L_{R1} L_m - L_m^2}{L_{R1} L_{R2} - L_m^2}, \quad k_{R2} = \frac{L_{R2} L_m - L_m^2}{L_{R1} L_{R2} - L_m^2}, \quad \sigma = L_{R1} L_{R2} - L_m^2,$$

$$T_{R1} = \frac{L_{R1} L_{R2} - L_m^2}{R_{R1} L_{R2}}, \quad T_{R2} = \frac{L_{R1} L_{R2} - L_m^2}{R_{R2} L_{R1}},$$

$$k_{iS} = \frac{L_S L_{R1} L_{R2} - L_S L_m^2 - L_{R1} L_m^2 - L_{R2} L_m^2 + 2L_m^3}{L_{R1} L_{R2} - L_m^2}$$

– безразмерные коэффициенты; L_S, L_{R1}, L_{R2}, L_m – индуктивности статора, ротора и взаимоиндуктивность между статором и ротором соответственно; R_S, R_{R1}, R_{R2} – активное сопротивление статора и ротора; J – момент инерции на валу двигателя, учитывающий инерционность двигателя и центробежного насоса; ω_m, ω_0 – частота вращения ротора и ча-

стота вращения поля статора; M – развиваемый двигателем момент; M_{Π} – момент сопротивления центробежного насоса.

Входными внешними воздействиями на асинхронный двигатель, согласно (1), будут проекции вектора напряжения \vec{u}_S статора: u_{Sx} и u_{Sy} , частота вращения статора ($\omega_0 = 2\pi f$), а также момент нагрузки M_{Π} .

В качестве гидравлической подсистемы используется модель, полученная на основе метода электрогидравлических аналогий [16–18], – схема замещения (рис. 2) с параметрами:

$H_{cm} \sin(\omega_m t)$ – противоЭДС статического напора; $L_{\mu Q}$ – индуктивность, которая характеризует изменение расхода жидкости в зависимости от количества лопастей; $L_{\mu H}$ – индуктивность, которая характеризует изменение напора жидкости в зависимости от количества лопастей; $R_{\Delta Q}$ – активное сопротивление, учитывающее объемные потери; $L_{\Delta Q}$ – индуктивность, учитывающая объемные потери; $R_{\Delta QH}$ – активное сопротивление, учитывающее потери напора в отводе; $L_{\Delta H}$ – индуктивность, учитывающая потери напора в отводе.

Для схемы на рис. 1 в операторной форме можно записать:

$$\left\{ \begin{aligned}
 k_{\omega}^2 h_{0d} &= R_{\text{мех}} k_{\omega} q_{\text{мех}d} + L_{\text{мех}} p k_{\omega} q_{\text{мех}d} - \omega_m L_{\text{мех}} k_{\omega} q_{\text{мех}q}; \\
 k_{\omega}^2 h_{0q} &= R_{\text{мех}} k_{\omega} q_{\text{мех}q} + L_{\text{мех}} p k_{\omega} q_{\text{мех}q} + \omega_m L_{\text{мех}} k_{\omega} q_{\text{мех}d}; \\
 k_{\omega}^2 h_{0d} &= L_{\mu H} p k_{\omega} q_{\Delta d} - \omega_m L_{\mu H} k_{\omega} q_{\Delta q} + \\
 &+ L_{\mu Q} k_{\omega} q_{\mu d} - \omega_m L_{\mu Q} k_{\omega} q_{\mu q}; \\
 k_{\omega}^2 h_{0q} &= L_{\mu H} p k_{\omega} q_{\Delta q} + \omega_m L_{\mu H} k_{\omega} q_{\Delta d} + \\
 &+ L_{\mu Q} p k_{\omega} q_{\mu q} + \omega_m L_{\mu Q} k_{\omega} q_{\mu d}; \\
 L_{\mu Q} p k_{\omega} q_{\mu d} - \omega_m L_{\mu Q} k_{\omega} q_{\mu q} &= \\
 &= R_{\Delta q} k_{\omega} q_{\Delta d} + L_{\Delta q} p k_{\omega} q_{\Delta d} - \omega_m L_{\Delta q} k_{\omega} q_{\Delta q}; \\
 L_{\mu Q} p k_{\omega} q_{\mu q} + \omega_m L_{\mu Q} k_{\omega} q_{\mu d} &= \\
 &= R_{\Delta q} k_{\omega} q_{\Delta q} + L_{\Delta q} p k_{\omega} q_{\Delta q} + \omega_m L_{\Delta q} k_{\omega} q_{\Delta d}; \\
 L_{\mu Q} p k_{\omega} q_{\mu d} - \omega_m L_{\mu Q} k_{\omega} q_{\mu q} &= (R_{\Delta H} + R_{\Gamma}) k_{\omega} q_{\Delta d} + \\
 &+ L_{\Delta H} p k_{\omega} q_{\Delta d} - \omega_m L_{\Delta H} k_{\omega} q_{\Delta q} + H_{\text{CTd}}; \\
 L_{\mu Q} p k_{\omega} q_{\mu q} + \omega_m L_{\mu Q} k_{\omega} q_{\mu d} &= (R_{\Delta H} + R_{\Gamma}) k_{\omega} q_{\Delta q} + \\
 &+ L_{\Delta H} p k_{\omega} q_{\Delta q} + \omega_m L_{\Delta H} k_{\omega} q_{\Delta d} + H_{\text{CTq}}; \\
 q_{\Sigma d} &= q_{\text{мех}d} + q_{\Delta d}; \\
 q_{\Sigma q} &= q_{\text{мех}q} + q_{\Delta q}; \\
 q_{\Sigma d} &= q_{\mu d} + q_{\Delta d} + q_{Hd}; \\
 q_{\Sigma q} &= q_{\mu q} + q_{\Delta q} + q_{Hq}.
 \end{aligned} \right. \quad (2)$$

Входными внешними воздействиями на центробежный насос, согласно (2), будут проекции вектора напора холостого хода $h_{0\alpha}$ и $h_{0\alpha\beta}$, частота вращения ротора АД (частота вращения рабочего колеса) ω_m , а также сопротивление нагрузки гидравлической магистрали R_{Γ} .

Уравнение связи между двигателем и насосом записывается исходя из равенства механических

мощностей – потребляемой насосом и вырабатываемой двигателем:

$$M_H \omega_m = k_\omega^3 q_\Sigma h_0, \quad (3)$$

где $k_\omega q_\Sigma = \sqrt{(k_\omega q_{\Sigma\alpha})^2 + (k_\omega q_{\Sigma\beta})^2}$, $h_0 = \sqrt{h_{0\alpha}^2 + h_{0\beta}^2}$,

$k_\omega = \frac{\omega_m}{\omega_{\text{ЦНном}}}$, $\omega_{\text{ЦНном}}$ – номинальная скорость вращения рабочего колеса центробежного насоса.

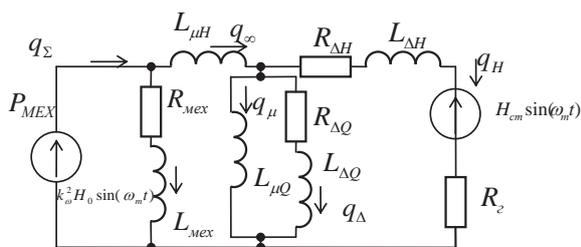


Рис. 1. Модель ЦН на основе электрогидравлических аналогий

Fig. 1. Model of a centrifugal pump based on electrohydraulic analogies

Совместно рассматривая уравнения (1)–(3), получим динамическую модель для комплекса асинхронный двигатель – центробежный насос.

Алгоритм оптимизации потерь мощности двигателя, с помощью модели, представленной уравнениями (1)–(3), выглядит следующим образом:

- 1) задается расход насоса q_H (путем изменения R_2) и угловая скорость ω_m ;
- 2) задается действующее значение напряжения U , приложенное к двигателю;
- 3) численно находится такая скорость ω_0 , которая при расчете действительного расхода q дает результат $q=q_H$;

4) рассчитываются суммарные потери мощности в двигателе, и строится зависимость потерь мощности от напряжения (рис. 2);

5) в процессе расчета определяется точка с минимумом потерь мощности, строится вольт-частотная регулировочная характеристика (рис. 3, зависимость a).

Таким образом, задача сводится к отысканию минимума функции потерь мощности двигателя, т. е. $\Delta P(U, f, R_2, H_{ст}) \rightarrow \min$.

Если проанализировать полученные результаты (рис. 3, зависимость a), то можно сказать, что полученная характеристика аппроксимируется до составной кривой, состоящей из квадратичной зависимости с некоторым коэффициентом и линейного участка прямой (рис. 3, зависимость b). Данный факт говорит о необходимости уточнения квадратичной зависимости регулировочной характеристики, используемой для электроприводов с вентиляторной механической характеристикой [12].

Однако полученный результат будет соответствовать только одному режиму с определенным сопротивлением напорной магистрали ($Q=Q_{\text{ном}}$, при $\omega_m=\omega_{\text{ном}}$). Как известно, центробежный насос имеет множество режимов работы, ограниченных рекомендованными значениями сопротивлений напорной магистрали, где конкретное значение напора определяется пересечением напорной характеристики насоса, соответствующей выбранной скорости ω_m , и характеристикой трубопровода. Различными сопротивлениям напорной магистрали будут отвечать различные механические характеристики сопротивления ЦН (рис. 4).

По предложенной методике можно также определить регулировочные характеристики (рис. 5) для семейства кривых характеристик трубопрово-

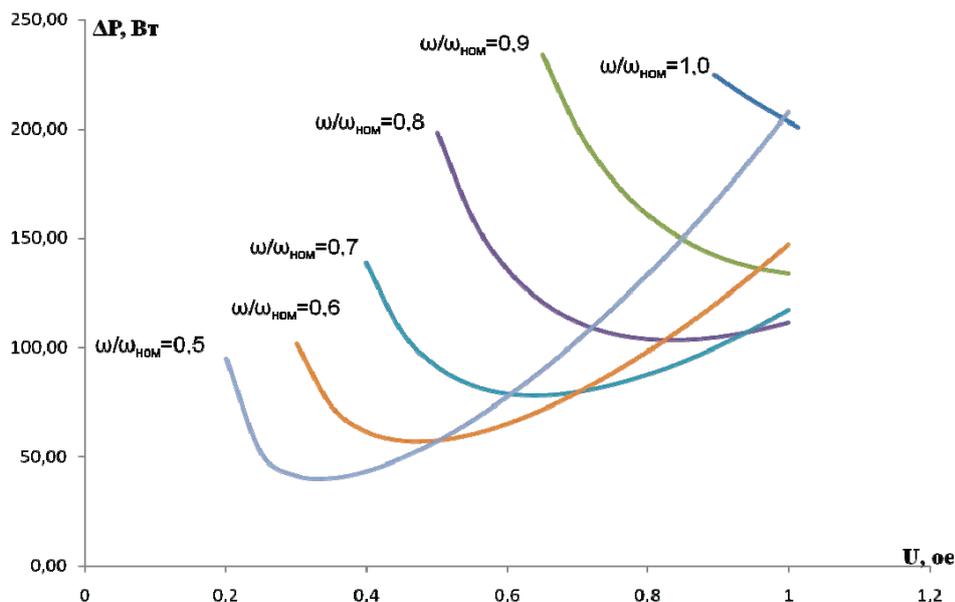


Рис. 2. Зависимость потерь ΔP в АД типа А80А2УЗ от напряжения ($P=1,5$ кВт) при разных скоростях

Fig. 2. Dependence of ΔP losses in asynchronous motor (AM) of А80А2УЗ type ($P=1,5$ kWt) at different rates

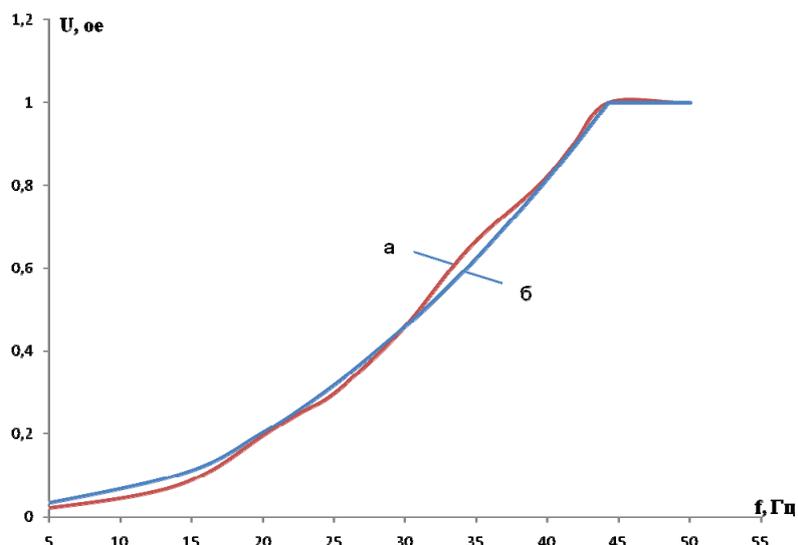


Рис. 3. Регулировочные характеристики: а) точная; б) аппроксимированная

Fig. 3. Regulation curves: a) neat; б) approximate

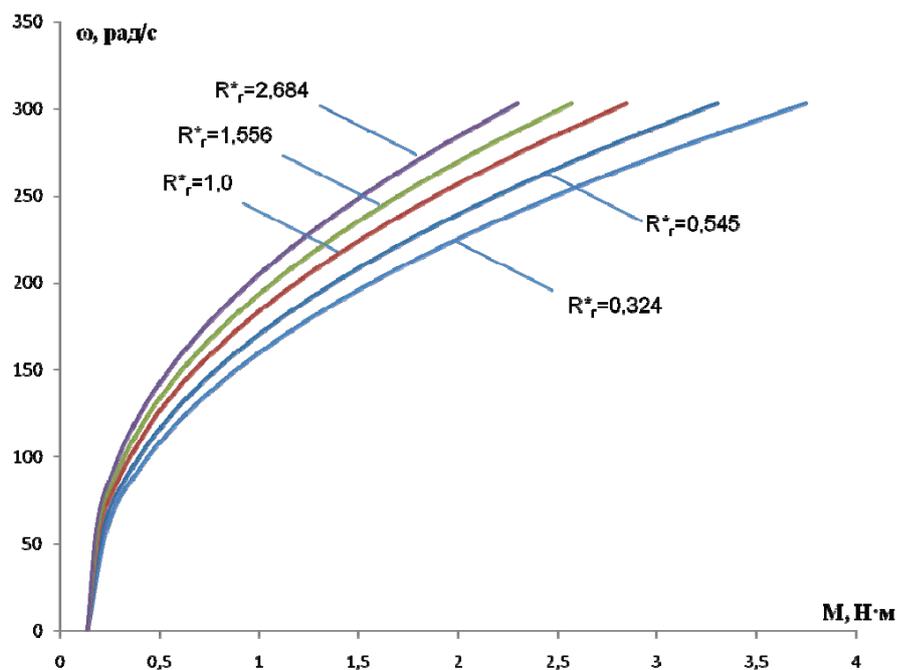


Рис. 4. Зависимости момента сопротивления ЦН при различных сопротивлениях напорной магистрали

Fig. 4. Dependence of centrifugal pump (CP) resistance moment at different resistances of pressure main

да (рис. 5). На рис. 4 более пологий вид имеют регулировочные характеристики, имеющие меньшее гидравлическое сопротивление. Кроме того, для соответствующих регулировочных характеристик с помощью уравнений (1)–(3) строится зависимость напора от частоты (рис. 6).

Таким образом, зная сопротивление напорной магистрали и используя данную методику для построения регулировочных характеристик, можно получить наиболее экономичный режим работы установки центробежного насоса.

Полученные регулировочные характеристики определены для случая работы насоса на сеть без противодействия, однако в большинстве случаев насос или насосная станция работает на гидросеть, обладающую статическим давлением. Вышеописанная методика, а также модель ЦН, работающего на сеть с противодействием, позволяет получить соответствующие регулировочные характеристики для каждого режима. Так как центробежный насос может работать на трубопровод с характеристиками, у которых статический напор изменяется в широких

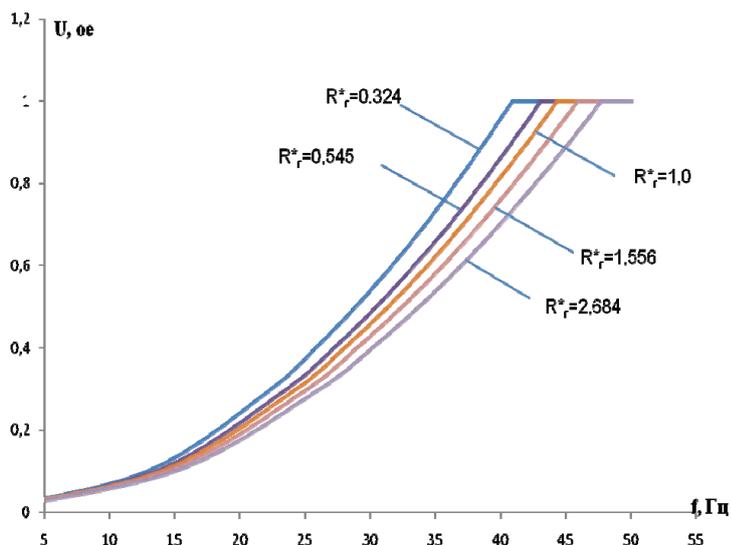


Рис. 5. Регулировочные характеристики при различных сопротивлениях напорной магистрали

Fig. 5. Regulation curves at different resistances of pressure main

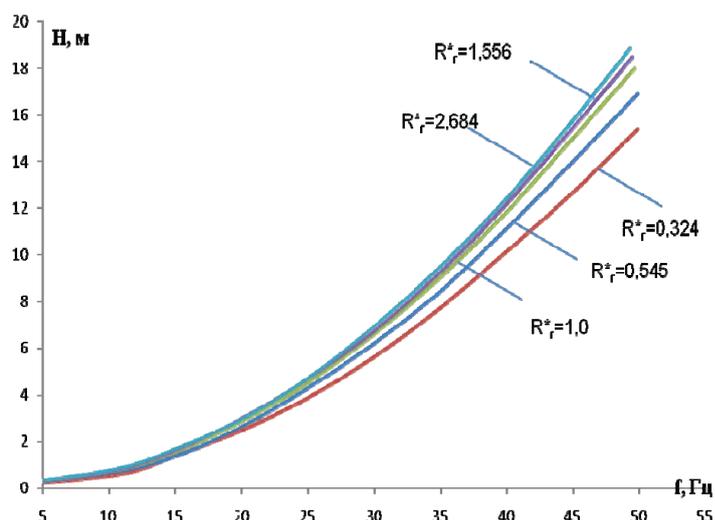


Рис. 6. Регулировочные характеристики напора при различных сопротивлениях напорной магистрали

Fig. 6. Pressure regulation curves at different resistances of pressure main

диапазонах (от 0 до $0,75H_{ном}$), то регулировочные характеристики необходимо получить во всем этом диапазоне. Как видно на рис. 7, с увеличением статической составляющей сопротивления насосной магистрали увеличивается показатель степени механической характеристики (уменьшается наклон кривой), а кроме того, уменьшается диапазон регулирования.

Регулировочная характеристика при этом будет иметь вид (4)

$$f = \left(\frac{U^*}{k_{Uf}} \right)^{\frac{1}{a_{Uf}}}, \quad (4)$$

где $U^* = U/U_{ном}$ — относительное значение напряжения; k_{Uf} — коэффициент аппроксимированной вольт-частотной характеристики; a_{Uf} — показатель степени аппроксимированной вольт-частотной характеристики.

Для того чтобы определить k_{Uf} и a_{Uf} , необходимо для различных статических составляющих сопротивления магистрали в границах рабочего участка ЦН определить соответствующие вольт-частотные характеристики и аппроксимированные кривые, соответствующие этим характеристикам, представляющие собой степенную функцию (4). Для каждого значения статического напора по предложенной выше методике оптимизации потерь в асинхронном двигателе с использованием уравнений (1)–(3) получим регулировочные характеристики частотного управления асинхронным двигателем. Семейство регулировочных характеристик для конкретного значения $H_{ст}$ будет соответствовать определенному значению R_r , т. е. определенной подаче насосной установки, что определяет момент нагрузки для двигателя.

Анализ показывает, что коэффициент аппроксимированной вольт-частотной характеристики k_{Uf}

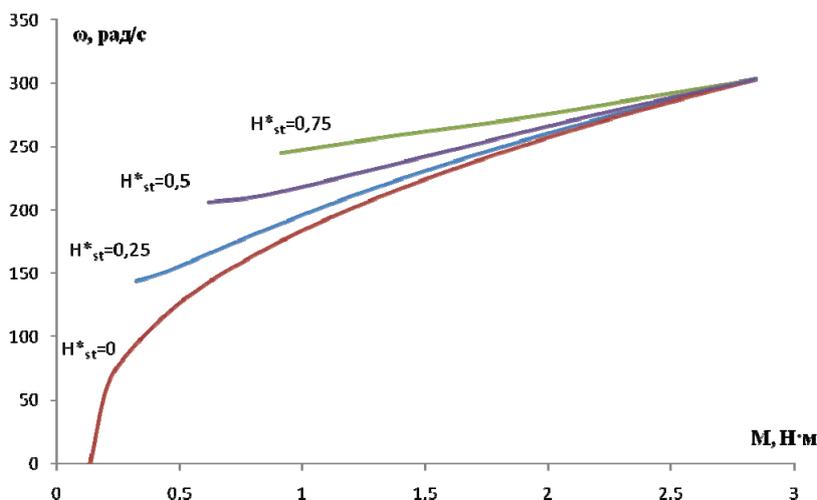


Рис. 7. Механические характеристики ЦН при различном противодействии

Fig. 7. CP mechanical characteristics at different resistance

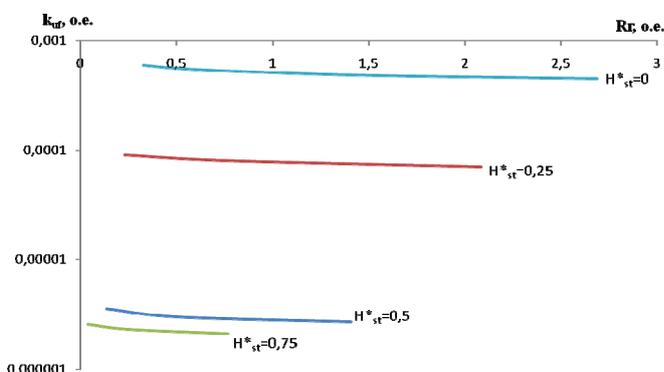


Рис. 8. Зависимость коэффициента аппроксимированной вольт-частотной характеристики

Fig. 8. Dependence of coefficient of approximated volt-frequency characteristic

зависит от динамической (R_r) и статической (H_{st}^*) составляющих полного гидравлического сопротивления (рис. 8).

В то же время показатель степени аппроксимированной вольт-частотной характеристики a_{Uf} зависит от статической составляющей гидравлического сопротивления (H_{st}^*) (рис. 9). Используя полученные графические зависимости, а также зная параметры трубопровода, можно определить k_{Uf} и a_{Uf} , тем самым построив регулировочную характеристику, соответствующую режиму работы насосной установки, с точки зрения энергоэффективности.

Как видно из рис. 5, регулировочная характеристика является составной, т. е. состоящей из кривой, соответствующей степенной функции (4), и отрезка прямой $U^*=1$. Место их пересечения определяется граничной частотой $f_{гр}$ (5), которая определяется как:

$$f_{гр} = \left(\frac{1}{k_{Uf}} \right)^{\frac{1}{a_{Uf}}} \quad (5)$$

Тогда общее уравнение для регулировочной характеристики (6) можно записать как:

$$\begin{cases} f = \left(\frac{U^*}{k_{Uf}} \right)^{\frac{1}{a_{Uf}}}, & f < f_{гр}; \\ U^* = 1, & f \geq f_{гр}. \end{cases} \quad (6)$$

Энергетическая эффективность регулируемого привода обеспечивается главным образом тем, что с его помощью поддерживается более выгодный с энергетической точки зрения технологический процесс перекачки жидкости насосными установками. Необходимый режим работы насосных установок создается с помощью соответствующих систем управления, однако алгоритм и законы по которым осуществляется регулирование, могут быть самыми разными [19, 20].

Выводы

Представленная математическая модель УЦН в целом позволяет исследовать переходные процессы УЦН, такие как пуск/останов двигателя, сброс/наброс гидравлической нагрузки, и анализировать энергетические характеристики силового канала в установившихся режимах работы.

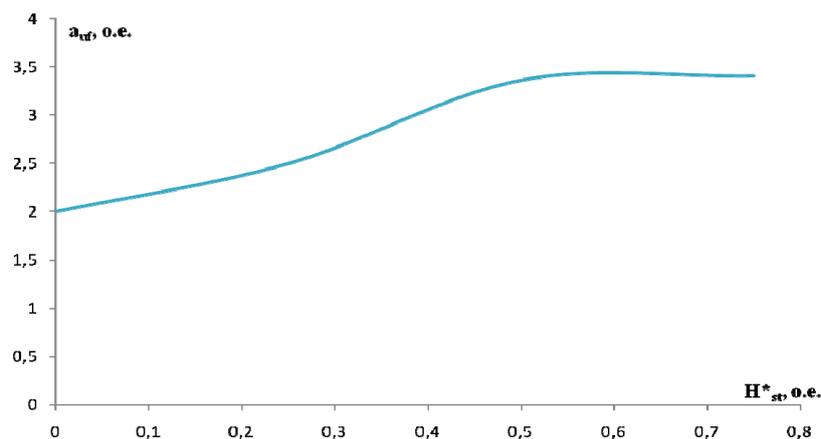


Рис. 9. Зависимость показателя степени аппроксимированной вольт-частотной характеристики

Fig. 9. Dependence of index of approximated volt-frequency characteristic degree

Разработанная методика позволяет избежать относительно сложных аналитических способов получения регулировочных вольт-частотных ха-

рактеристик, при скалярном частотном управлении, для асинхронного электропривода центробежных насосов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Ефремов В.В., Маркман Г.З. «Энергосбережение» и «энергоэффективность»: уточнение понятий, система сбалансированных показателей «энергоэффективности» // Известия Томского политехнического университета. – 2007. – Т. 311. – № 4. – С. 146–148.
- Лезнов Б.С. Энергосбережение и регулируемый привод в насосных установках. – М.: ИК «ЯГОРБА» – Биоинформсервис, 1998. – 180 с.
- Толпаров Д.В., Дементьев Ю.Н. Анализ систем управления насосных станций // Известия Томского политехнического университета. – 2007. – Т. 311. – № 4. – С. 113–118.
- Бейерлейн Е.В. Обоснование применения энергосберегающей схемы испытаний крупных асинхронных электродвигателей // Известия Томского политехнического университета. – 2009. – Т. 315. – № 4. – С. 69–73.
- Power maximization of an asynchronous wind turbine with a variable speed feeding a centrifugal pump / T. Ouchbel, S. Zouggar, M.L. Elhafyani, M. Seddik, M. Oukili, A. Aziz, F.Z. Kadda // Energy Conversion and Management. – 2014. – V. 78. – P. 976–984.
- Belgacem B.Gh. Performance of submersible PV water pumping systems in Tunisia // Energy for Sustainable Development. – 2012. – V. 16. – Iss. 4. – P. 415–420.
- Аристов А.В. Электропривод колебательного движения с регулируемой нейтрально положением // Известия Томского политехнического университета. – 2011. – Т. 318. – № 4. – С. 128–131.
- Дементьев Ю.Н. Оптимальное управление вентильным преобразователем в электроприводах переменного тока // Известия Томского политехнического университета. – 2013. – Т. 322. – № 4. – С. 138–142.
- Oguz Y., Dede M. Speed estimation of vector controlled squirrel cage asynchronous motor with artificial neural networks // Energy Conversion and Management. – 2011, January. – V. 52. – Iss. 1. – P. 675–686.
- Семькина Ю.И., Завьялов В.М., Глазко М.А. Градиентное управление многодвигательным асинхронным электроприводом // Известия Томского политехнического университета. – 2009. – Т. 315. – № 4. – С. 65–69.
- Лысенко О.А., Дегтярев А.В., Хамитов Р.Н. Моделирование электротехнического комплекса в системе «асинхронный двигатель – центробежный насос» // Известия Транссиба. – 2013. – № 3 (15). – С. 30–35.
- Тютеева П.В. Алгоритм оценки эффективности работы асинхронных двигателей в насосных агрегатах // Известия Томского политехнического университета. – 2009. – Т. 315. – № 4. – С. 74–79.
- Федоренко А.А., Лазовский Э.Н., Печатнов М.А. Уравнения динамики асинхронной машины, инвариантные к скорости вращения системы координат // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 320. – № 4. – С. 142–146.
- Ряхина Е.Ю., Ковалев Ю.З., Лысенко О.А. Условия физической реализуемости математических моделей асинхронных двигателей // Промышленная энергетика. – 2012. – № 1. – С. 47–50.
- An investigation of the dynamic electromechanical coupling effects in machine drive systems driven by asynchronous motors / T. Szolc, R. Konowrocki, M. Michajlow, A. Pręgoska // Mechanical Systems and Signal Processing. – 2014. – V. 49. – P. 118–134.
- Костышин В.С. Моделирование режимов работы центробежных насосов на основе электрогидравлической аналогии: дис. ... д-ра. техн. наук. – Ивано-Франковск, 2000. – 115 с.
- Татевосян А.А. Синтез многоконтурной схемы замещения эластомеров // Электротехнические и информационные комплексы и системы. – 2013. – Т. 9. – № 3. – С. 24–30.
- Использование электрогидравлической технологии для создания буронабивных свай / Н.Т. Зиновьев и др. // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 321. – № 4. – С. 173–176.
- Система управления центробежным насосом: пат. 2511934 Российская Федерация, МПК F04D15/00, F04D13/06. № 20121139730/06, заявл. 17.09.12; опублик. 10.04.14, Бюл. № 10. – 5 с.
- Лысенко О.А., Хамитов Р.Н. Система стабилизации напора установок центробежных насосов со скалярным управлением частоты вращения асинхронного двигателя // Известия Транссиба. – 2013. – № 4 (16). – С. 25–30.

Поступила 20.05.2014 г.

ENERGY SAVING MODES OF CENTRIFUGAL PUMPS INSTALLATIONS WITH ASYNCHRONOUS ENGINES

Oleg A. Lysenko,

Cand. Sc., Omsk State Technical University, 11, Mira Avenue,
Omsk, 644050, Russia. E-mail: deolas@mail.ru

Relevance of the research: Increasing technological requirements to the quality of production processes associated with non-viscous liquid pumping indicate the need to improve the operating conditions of liquid transfer systems with centrifugal pumps, including the improvement with the help of mathematical modeling. Installations of centrifugal pumps are modeled as a rule using the generalized integral characteristics which do not allow studying the behavior of the system under dynamic operating conditions. While, this consideration of dynamic models of centrifugal pump units included in the electrical systems allows realizing the most efficient modes of operation, both in terms of energy efficiency and reliability.

Fluid pumping stations, due to technological processes have one of the highest potential of applying energy-saving technologies that is one of the areas of the country development and it reveals the relevance of the topic according to the presidential decree of June 4, 2008 № 889, the Federal Law of the Russian Federation № 261, and the Energy Strategy of Russia for the period up to 2030.

The main aim of the study is to determine the frequency steering laws of centrifugal pump installations at which the minimum losses in the power conversion channel occur and to develop the methodology for constructing voltage-frequency characteristics.

The methods used in the study: frequency electric drive and electric machines methods, methods of operational calculus, the theory of numerical methods for solving nonlinear systems of differential equations, methods of the theory of hydraulics, theory centrifugal machines. The authors used Maple, MatLab / Simulink.

The results: The authors investigated characteristics of centrifugal pump installations by means of numerical experiments, developed the technique of constructing the adjustment of voltage- frequency characteristics with scalar frequency control of asynchronous motor depending on operation modes of external drainage system.

Key words:

Energy efficiency, asynchronous motor, pump.

REFERENCES

- Efremov V.V., Markman G.Z. «Energoberezhenie» i «Energoeffektivnost»: utochnenie ponyaty, sistema sbalansirovannykh pokazateley «energoeffektivnosti» [«Energy saving» and «energy efficiency»: specification of concepts, system of the balanced indicators of «energy efficiency»]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2007, vol. 311, no. 4, pp. 146–148.
- Leznov B.S. *Energoberezhenie i reguliruemyy privod v nasosnykh ustanovkakh* [Energy saving and adjustable drive in pump applications]. Moscow, YaGORBA – Bioinformservis, 1998. 180 pp.
- Tolparov D.V., Dementev Yu.N. Analiz sistem upravleniya nasosnykh stantsiy [Analysis of control systems of pump stations]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2007, vol. 311, no. 4, pp. 113–118.
- Beyerleyn E.V. Obosnovanie primeneniya energosberegayushchey skhemy ispytany krupnykh asinkhronnykh elektrodvigatelay [Justification of application of energy saving scheme in testing large asynchronous electric motors]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2009, vol. 315, no. 4, pp. 69–73.
- Ouchbel T., Zouggar S., Elhafyani M.L., Seddik M., Oukili M., Aziz A., Kadda F.Z. Power maximization of an asynchronous wind turbine with a variable speed feeding a centrifugal pump. *Energy Conversion and Management*, 2014, vol. 78, pp 976–984.
- Belgacem B.Gh. Performance of submersible PV water pumping systems in Tunisia. *Energy for Sustainable Development*, 2012, vol. 16, Iss. 4, pp. 415–420.
- Aristov A.V. Elektropriwod kolebatelnogo dvizheniya s reguliruemoy neytralyu polozheniya [Oscillating motion electric drive with an adjustable position neutral]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2011, vol. 318, no. 4, pp. 128–131.
- Dementev Yu.N. Optimalnoe upravlenie ventilnym preobrazovatelem v elektroprivodakh peremennogo toka [Optimum control of a valve converter in alternating current electric drives]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2013, vol. 322, no. 4, pp. 138–142.
- Oguz Y., Dede M. Speed estimation of vector controlled squirrel cage asynchronous motor with artificial neural networks. *Energy Conversion and Management*, 2011 January, vol. 52, Iss. 1, pp. 675–686.
- Semykina Yu.I., Zavyalov V.M., Glazko M.A. Gradientnoe upravlenie mnogodvigatelnykh asinkhronnykh elektroprivodom [Gradient control of multi-engine asynchronous electric drive]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2009, vol. 315, no. 4, pp. 65–69.
- Lysenko O.A., Degtyarev A.V., Khamitov R.N. Modelirovanie elektrotehnicheskogo kompleksa v sisteme «asinhronnyy dvigatel – tsentrobezhnyy nasos» [Simulation of electrical complex in «induction motor – centrifugal pump» system]. *Izvestiya Transsiba*, 2013, no. 3 (15), pp. 30–35.
- Tyuteva P.V. Algoritm otsenki effektivnosti raboty asinkhronnykh dvigateley v nasosnykh agregatakh [Algorithm of assessing overall performance of asynchronous engines in pump units]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2009, vol. 315, no. 4, pp. 74–79.
- Fedorenko A.A., Lazovsky E.N., Pechatnov M.A. Uravneniya dinamiki asinkhronnoy mashiny, invariantnyye k skorosti vrashcheniya sistemy koordinat [The dynamics equations of asynchronous machine invariant to rotation speed of coordinate system]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2012, vol. 320, no. 4, pp. 142–146.
- Ryakhina E.Yu., Kovalev Yu.Z., Lysenko O.A. Usloviya fizicheskoy realizuemosti matematicheskikh modeley asinkhronnykh dvigateley [Conditions of physical feasibility of mathematical models of asynchronous engines]. *Promyshlennaya energetika*, 2012, no. 1, pp. 47–50.
- Szolec T., Konowrocki R., Michajlow M., Pręgoswska A. An investigation of the dynamic electromechanical coupling effects in machine drive systems driven by asynchronous motors. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2014, vol. 49, pp. 118–134.
- Kostyshin V.S. *Modelirovanie rezhimov raboty tsentrobezhnykh nasosov na osnove elektrogidravlicheskoy analogii. Dis. Dokt.*

- nauk* [Simulation of operation modes of centrifugal pumps based on electro analogy. Dr. Diss.] Ivano-Frankovsk, 2000. 115 pp.
17. Tatevosyan A.A. Sintez mnogokonturnoy skhemy zameshcheniya elastomerov [Synthesis of multi-loop equivalent circuit of elastomers]. *Elektrotekhnicheskie i informatsionnye komplekсы i sistemy*, 2013, vol. 9, no. 3, pp. 24–30.
 18. Zinovev N.T. Ispolzovanie elektrogidravlicheskoj tekhnologii dlya sozdaniya buronabivnykh svay [Electrohydraulic technology to create bored piles]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2012, vol. 321, no. 4, pp. 173–176.
 19. Lysenko O.A. *Sistema upravleniya tsentrobezhnym nasosom* [Centrifugal pump management system]. Patent RF no. 2511934, 2014.
 20. Lysenko O.A., Khamitov R.N. Sistema stabilizatsii napora ustanovok tsentrobezhnykh nasosov so skalyarnym upravleniem chastyoty vrashcheniya asinkhronnogo dvigatelya [Pressure stabilization system in centrifugal pumps installations with scalar management of asynchronous engine rotation frequency]. *Izvestiya Transsiba*, 2013, no. 4 (16), pp. 25–30.

Received 20 May 2014.

УДК 519.63:621.37:621.3.049.76

ВЛИЯНИЕ НАЧАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ НА ПОВЕДЕНИЕ ДВУХЭЛЕКТРОДНЫХ МИКРОЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ

Драгунова Людмила Соломоновна,

доцент кафедры информатики Сибирского университета потребительской кооперации, Россия, 630087, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, д. 26.

E-mail: secmet@sibupk.nsk.su

Драгунов Валерий Павлович,

д-р техн. наук, профессор кафедры полупроводниковых приборов и микроэлектроники Новосибирского государственного технического университета, Россия, 630073, г. Новосибирск, пр. К. Маркса, д. 20.

E-mail: drag@adm.nstu.ru

Проведен анализ особенностей функционирования двухэлектродных микроэлектромеханических систем с учетом электромеханических взаимодействий между элементами системы. В качестве примера рассмотрены микроэлектромеханические системы с плоскопараллельной и гребенчатой конструкциями электродов. Рассмотрено влияние начальных условий. На примере динамических систем, описываемых обыкновенными дифференциальными уравнениями, иллюстрируются три типа решений: состояние равновесия, устойчивое периодическое решение и квазипериодическое решение. Анализ проводился с помощью исследования фазовых траекторий. Показано, что допустимые значения напряжения источника питания, при которых эффект схлопывания еще не проявляется для двухэлектродных микроэлектромеханических систем с плоскопараллельной конструкцией электродов, превышают соответствующие значения для микроэлектромеханических систем с гребенчатой конструкцией электродов. Установлено, что на начальном этапе работы эффект схлопывания в данных микроэлектромеханических систем может наблюдаться и при напряжениях источника питания, существенно меньших значений $V_{0,кр}$, которые определяются лишь из условия статического равновесия. Получены выражения, позволяющие определить область начальных условий (смещений и скоростей), при которых эффект схлопывания электродов не проявляется. Показано, что при уменьшении напряжения применяемого источника питания область начальных условий, при которых эффект схлопывания не проявляется, расширяется. Такой подход позволяет предсказать потенциально аварийные ситуации, обнаружить неизвестные ранее режимы, предложить эффективные алгоритмы управления. Найдены аналитические выражения, позволяющие определить допустимые значения напряжения источника питания, при которых эффект схлопывания электродов не проявляется при нулевых начальных условиях. Показано, что вес подвижного электрода может существенно влиять на отсутствие и проявление эффекта схлопывания.

Ключевые слова:

Начальные условия, микроэлектромеханическая система, фазовый портрет, критические значения, электромеханические взаимодействия, эффект схлопывания, фазовые траектории, критические значения, электростатические силы.

Введение

При разработке микроэлектромеханических систем (МЭМС) возникает необходимость в оценке влияния электростатических полей на поведение подвижного элемента [1–6]. Как правило, именно электромеханические взаимодействия ограничивают предельно допустимые параметры и предельно достижимые характеристики системы. Электромеханические взаимодействия в МЭМС носят сугубо нелинейный характер [7, 8]. Поэтому при анализе работы и оценке максимально достижимых характеристик системы, как правило, ограничиваются определением предельно допустимого напряжения источника питания $V_{0,кр}$ исходя лишь из условия статического равновесия [9–13]. В то же время известно, что поведение колебательных систем на начальном этапе работы во многом определяется начальными условиями (смещением и скоростью подвижного элемента в момент $t_0=0$).

В данной работе проводится анализ влияния начальных условий на поведение двухэлектродных МЭМС.

Двухэлектродная микроэлектромеханическая система с плоскопараллельными электродами

Проанализируем поведение двухэлектродной МЭМС сначала на примере простейшей механической системы (рис. 1) («mass-spring model»).

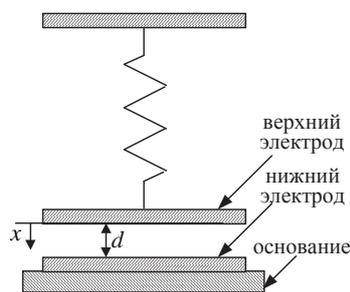


Рис. 1. Схема простейшей электромеханической системы

Fig. 1. Diagram of a simpl electromechanical system

Как правило, современные МЭМС создаются с использованием технологий микроэлектроники. При этом добротность механических частей систе-

мы может достигать десятков тысяч [14–17]. В результате вклад диссипативной составляющей становится существенным за времена порядка сотен и даже тысяч периодов колебаний системы.

Анализируя роль начальных условий, мы можем ограничиться рассмотрением лишь начального момента времени длительностью всего в несколько периодов собственных колебаний системы, когда диссипативные процессы еще вносят малый вклад. Поэтому в дальнейшем будем предполагать, что на начальном этапе на подвижный электрод действуют только три силы: сила упругости пружины, электростатическая сила и сила веса F_0 . В этом случае уравнение равновесия (баланс сил) в линейном приближении для силы упругости [2, 18] может быть представлено в виде

$$m \frac{d^2 x}{dt^2} + kx = \frac{\varepsilon_0 \varepsilon S}{2} \left(\frac{V_0}{d_0 - x} \right)^2 + F_0, \quad (1)$$

где m – масса подвижного электрода; k – коэффициент квазиупругой силы; x – величина смещения верхнего электрода от положения равновесия; d_0 – начальное расстояние между электродами; ε_0 – электрическая постоянная; ε – относительная диэлектрическая проницаемость, S – площадь электрода; V_0 – величина приложенного напряжения.

Вводя безразмерные переменные $\lambda_{sp} = CV_0^2 / 2kd^2$, $z = (xF_0/k)/d$ и $\tau = \omega_0 t$ (здесь $d = d_0(1 - Sp)$, $C = \varepsilon_0 \varepsilon S/d$, $Sp = F_0/(kd_0)$, $\omega_0 = \sqrt{k/m}$), выражение (1) можно представить в виде

$$\frac{d^2 z}{d\tau^2} + z = \frac{\lambda_{sp}}{(1 - z)^2}. \quad (2)$$

В этих обозначениях поведение системы определяется одним параметром λ_{sp} , а уравнение, связывающее λ_{sp} с координатой положения равновесия \bar{z} , принимает вид:

$$\Phi(\bar{z}, \lambda_{sp}) = \bar{z}(1 - \bar{z})^2 - \lambda_{sp} = 0. \quad (3)$$

Выражение (3) при $\lambda_{sp} = 4/27$ имеет кратный корень $\bar{z} = 1/3$, следовательно, $\lambda_{sp} = 4/27$ есть бифуркационное значение параметра. Таким образом, если значение λ_{sp} будет больше $4/27 \approx 0,1481481\dots$, то при любых начальных условиях подвижный электрод, в конце концов, приблизится к неподвижному с предельно возможной скоростью, и произойдет соприкосновение электродов (схлопывание).

Как правило, в большинстве работ, где рассматриваются электромеханические взаимодействия в МЭМС, на определении этого критического значения λ_{sp} (точнее $V_{0,кр} = \sqrt{2kd\lambda_{sp}/C_0}$), соответствующего условию статического равновесия, и останавливаются. При этом остается неясным будет ли система устойчивой при произвольных начальных условиях, если значение λ_{sp} меньше $4/27$.

Анализ поведения электромеханической системы, описываемой уравнением (2), проведем с помощью исследования фазовых траекторий [19]. Для этого введем фазовые координаты

$$v = \frac{dz}{d\tau} \text{ и } \frac{dv}{d\tau} = \frac{\lambda_{sp}}{(1 - z)^2} - z. \quad (4)$$

В этих обозначениях (4) уравнение для интегральных кривых принимает вид

$$v^2 = \frac{2\lambda_{sp}}{1 - z} - z^2 + C, \quad (5)$$

здесь – константа интегрирования.

На рис. 2 приведены интегральные кривые, рассчитанные с использованием (5) для $\lambda_{sp} = 0,08$. Вблизи особой точки типа центр (точка a) траектории представляют собой замкнутые кривые, близкие к окружностям, что соответствует колебаниям, близким к гармоническим. Так как система нелинейна, то при увеличении амплитуды колебаний её фазовый портрет усложняется. Если представляющая точка в начальный момент времени находится внутри области, ограниченной сепаратрисой (в данном случае кривая 2), то подвижный электрод будет совершать периодические колебания. Если же представляющая точка в начальный момент времени находится вне области, ограниченной сепаратрисой, то подвижный электрод будет двигаться со всевозрастающей скоростью по направлению к неподвижному, пока не произойдет соприкосновение электродов (эффект схлопывания).

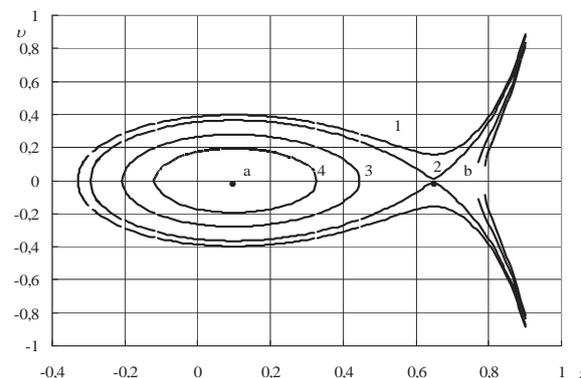


Рис. 2. Фазовый портрет колебаний двухэлектродной МЭМС при $\lambda_{sp} = 0,08$ и C : 1) $-0,01$; 2) $-0,0346$; 3) $-0,09$; 4) $-0,13$

Fig. 2. Phase portrait of oscillations of double-electrode micro-electromechanical system (MEMS) at $\lambda_{sp} = 0,08$ and C : 1) $-0,01$; 2) $-0,0346$; 3) $-0,09$; 4) $-0,13$

Уравнение сепаратрисы получим, подставив в (5) условие, что сепаратриса проходит через особую точку типа седло (в нашем случае точка b). При этом уравнение сепаратрисы принимает вид:

$$b(\lambda_{sp}) = -\frac{1}{12} A(\lambda_{sp}) - \frac{1}{3A(\lambda_{sp})} + \frac{2}{3} - i\sqrt{3} \left[\frac{1}{12} A(\lambda_{sp}) - \frac{1}{3A(\lambda_{sp})} \right], \quad (6)$$

здесь $b(\lambda_{sp}) - z$ координата точки b . В нашем случае

$$b(\lambda_{sp}) = -\frac{1}{12}A(\lambda_{sp}) - \frac{1}{3A(\lambda_{sp})} + \frac{2}{3} - i\sqrt{3} \left[\frac{1}{12}A(\lambda_{sp}) - \frac{1}{3A(\lambda_{sp})} \right], \quad (7)$$

где

$$A(\lambda_{sp}) = \sqrt[3]{108\lambda_{sp} - 8 + 12\sqrt{81\lambda_{sp}^2 - 12\lambda_{sp}}}.$$

На рис. 3 приведены интегральные кривые – сепаратрисы, рассчитанные с использованием (6) и (7) для нескольких значений λ_{sp} . Видно, что при увеличении λ_{sp} обе особые точки сближаются, область начальных условий, соответствующих периодическим колебаниям, сокращается, и при $\lambda_{sp} < 4/27$ остается одна особая точка (результат слияния центра с седлом). Такая особая точка соответствует неустойчивому состоянию равновесия. В этом случае при любых начальных условиях подвижный электрод будет двигаться со всевозрастающей скоростью по направлению к неподвижному до соприкосновения электродов.

Отметим, что согласно (6) и рис. 3 эффект схлопывания может иметь место и при $\lambda_{sp} < 4/27$, если координаты представляющей точки, соответствующие начальным условиям ($z_{нач}, v_{нач}$), будут находиться вне области, ограниченной соответствующей сепаратрисой.

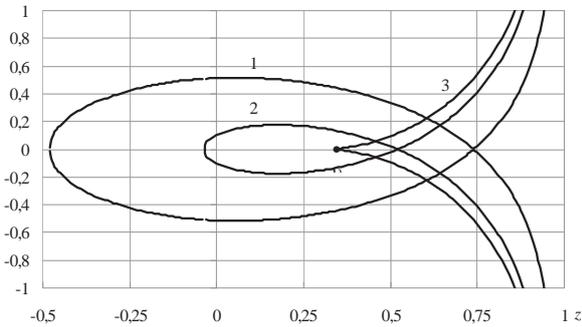


Рис. 3. Интегральные кривые – сепаратрисы двухэлектродной МЭМС, рассчитанные с использованием (6) для λ : 1) 0,05; 2) 0,12; 3) 4/27

Fig. 3. Integral curves – separatrices of double-electrode MEMS calculated by (6) for λ : 1) 0,05; 2) 0,12; 3) 4/27

На рис. 4 приведены зависимости смещения подвижного электрода от времени, рассчитанные с использованием (2) при $\lambda_{sp} = 0,13$, нулевой начальной скорости ($v_{нач} = 0$), но не нулевом начальном смещении ($z_{нач} \neq 0$). Видно, что колебательный режим системы наблюдается лишь тогда, когда координата представляющей точки, соответствующая начальным условиям ($z_{нач} = 0$), находится в области, ограниченной сепаратрисой, соответствующей $\lambda_{sp} = 0,13$.

Выражение (6), в частности, позволяет сделать заключение и о том, при каком максимальном значении λ_{sp} эффект схлопывания не проявится при нулевых начальных условиях. Решая систему (3), (6) с учетом того, что данная сепаратриса должна

проходить через точку (0,0), получим, что при нулевых начальных условиях эффект схлопывания не будет иметь место в случае, если $\lambda_{sp} < 1/8$. При этом относительная амплитуда собственных колебаний не превысит 0,5.

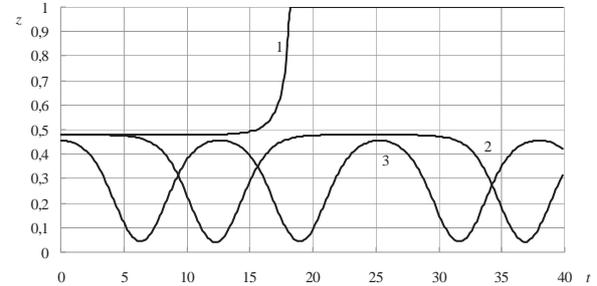


Рис. 4. Зависимости смещения подвижного электрода от времени, рассчитанные при $\lambda_{sp} = 0,13$ и начальных условиях: 1) $z_{max}, 0$; 2) $0,9998z_{max}, 0$; 3) $0,95z_{max}, 0$. Здесь $z_{max} = b(\lambda_{sp}) = 0,4790889$ – максимально допустимое значение начального смещения соответствующее $\lambda_{sp} = 0,13$

Fig. 4. Time dependences of mobile electrode bias calculated at $\lambda_{sp} = 0,13$ and initial conditions: 1) $z_{max}, 0$; 2) $0,9998z_{max}, 0$; 3) $0,95z_{max}, 0$. $z_{max} = b(\lambda_{sp}) = 0,4790889$ is maximum permitted value of initial displacement corresponding to $\lambda_{sp} = 0,13$

На рис. 5 приведены зависимости смещения подвижного электрода от времени, рассчитанные с использованием (2) при нулевых начальных условиях (0,0) для нескольких значений λ_{sp} .

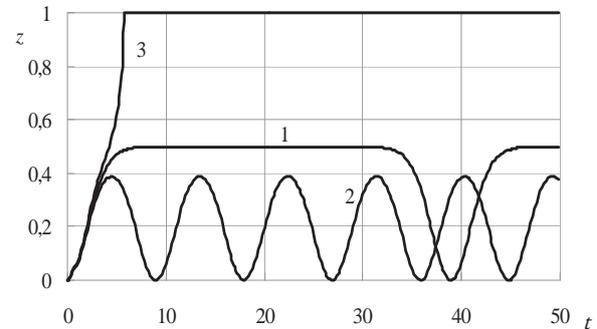


Рис. 5. Зависимости смещения подвижного электрода от времени, рассчитанные при нулевых начальных условиях для λ : 1) 0,125; 2) 0,119; 3) 0,131

Fig. 5. Time dependences of mobile electrode bias calculated at zero-initial conditions for λ : 1) 0,125; 2) 0,119; 3) 0,131

Видно, что по мере увеличения λ_{sp} форма колебаний все более отличается от гармонической (оставаясь периодической), а при $\lambda_{sp} > 1/8$ проявляется эффект схлопывания.

Двухэлектродная микроэлектромеханическая система с гребенчатой конструкцией электродов

В ряде случаев при изготовлении одноконденсаторных МЭМС применяется гребенчатая, или встречно-штыревая, конструкция электродов [20–23]. При такой конструкции подвижный электрод перемещается между двумя неподвижными электродами, электрически соединенными между

собой. В этом случае при сделанных ранее допущениях и отсутствии силы F_0 уравнение равновесия (аналог (2)) принимает вид:

$$\frac{d^2z}{d\tau^2} + z = \frac{4\lambda \cdot z}{(1 - z^2)^2}, \quad (8)$$

здесь $z=x/d_0$, а $\lambda=CV_0^2/2kd_0^2$. Видно, что поведение данной системы также определяется одним параметром λ , а уравнение, связывающее параметр λ с координатой положения равновесия \bar{z} , принимает вид:

$$\Phi(\bar{z}, \lambda) = \bar{z}(1 - \bar{z}^2)^2 - 4\lambda\bar{z} = 0. \quad (9)$$

Выражение (9) при $\lambda=1/4$ имеет кратный корень. Таким образом, в этом случае бифуркационное значение параметра $\lambda=1/4$. Отметим, что это значение превышает соответствующее значение для двухэлектродных МЭМС с плоскопараллельной конструкцией электродов. Следовательно, если значение λ будет больше $1/4$, то при любых начальных условиях подвижный электрод, в конце концов, приблизится к неподвижному, и произойдет соприкосновение электродов (схлопывание).

Проведем анализ, будет ли система устойчивой при произвольных начальных условиях, если значение λ меньше $1/4$.

Для этого опять введем фазовые координаты

$$v = \frac{dz}{d\tau} \text{ и } \frac{dv}{d\tau} = \frac{4\lambda \cdot z}{(1 - z^2)^2} - z. \quad (10)$$

В этих обозначениях (10) уравнение для интегральных кривых принимает вид

$$v^2 = \frac{4\lambda}{1 - z^2} - z^2 + C, \quad (11)$$

здесь C – константа интегрирования.

Уравнение сепаратрисы для данного случая получим, подставив в (11), условие прохождения сепаратрисы через особую точку типа седло. При этом уравнение сепаратрисы принимает вид:

$$v^2 = \frac{4\lambda}{1 - z^2} - z^2 + 1 - 4\sqrt{\lambda}. \quad (12)$$

На рис. 6 приведены интегральные кривые – сепаратрисы, рассчитанные с использованием (12) для нескольких значений λ . Видно, что при увеличении λ особые точки (центр (a) и седло (b) с координатами (0,0) и $(\pm\sqrt{1-2\sqrt{\lambda}}, 0)$, соответственно) сближаются, область начальных условий, соответствующая периодическим колебаниям, сокращается, и при $\lambda=1/4$ остается одна особая точка (седло). Она соответствует неустойчивому состоянию равновесия. В этом случае при любых начальных условиях подвижный электрод будет двигаться со всевозрастающей скоростью по направлению к неподвижному.

Используя (12), при заданном λ можно установить, какие начальные условия попадают в область, ограниченную соответствующей сепаратрисой, и, следовательно, гарантируют отсутствие эффекта схлопывания. Например, согласно (12) при $v_{нач}=0$

эффект схлопывания будет отсутствовать, если начальное смещение $z_{нач} < z_{max} = \sqrt{1-2\sqrt{\lambda}}$.

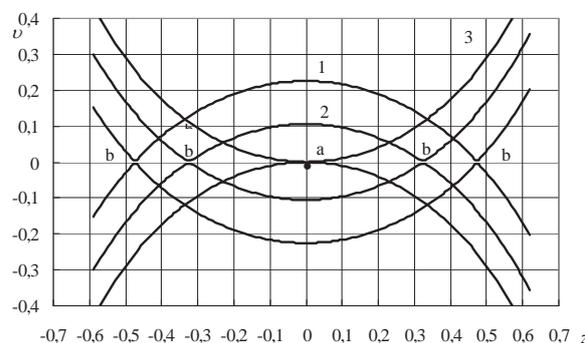


Рис. 6. Интегральные кривые – сепаратрисы двухэлектродной МЭМС с гребенчатыми электродами, рассчитанные с использованием (12) для λ : 1) 0,15; 2) 0,2; 3) 1/4

Fig. 6. Integral curves – separatrices of double-electrode MEMS with interdigitated-finger electrodes calculated by (12) for λ : 1) 0,15; 2) 0,2; 3) 1/4

На рис. 7 приведены зависимости смещения подвижного электрода от нормированного времени, рассчитанные с использованием (8) при $\lambda=0,15$, нулевой начальной скорости, но не нулевой начальной смещении.

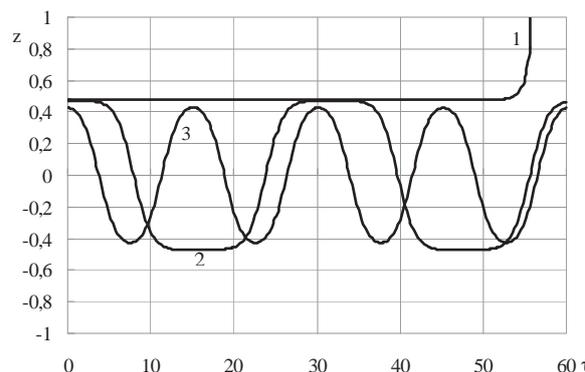


Рис. 7. Зависимости смещения подвижного электрода от времени, рассчитанные при $\lambda=0,15$ и начальных условиях: 1) $z_{max}, 0$; 2) $0,999z_{max}, 0$; 3) $0,95z_{max}, 0$. Здесь $z_{max}=0,4747666$ – максимально допустимое значение начального смещения z , соответствующее $\lambda=0,15$

Fig. 7. Time dependences of mobile electrode bias calculated at $\lambda=0,15$ and initial conditions: 1) $z_{max}, 0$; 2) $0,999z_{max}, 0$; 3) $0,95z_{max}, 0$. $z_{max}=0,4747666$ is maximum permitted value of initial displacement z corresponding to $\lambda=0,15$

Видно, что если начальное смещение подвижного электрода превышает z_{max} , в системе наблюдается эффект схлопывания.

Если на работу одноконденсаторной МЭМС с гребенчатой конструкцией электродов влияет еще и постоянная сила F_0 , то соответствующее уравнение равновесия принимает вид

$$\frac{d^2z}{d\tau^2} + z - Sp = \frac{4\lambda \cdot z}{(1 - z^2)^2}. \quad (13)$$

В данном случае поведение системы определяется двумя параметрами $-\lambda$ и Sp , а уравнение, связ-

зывающее $-\lambda$ и Sp с координатой положения равновесия \bar{z} , принимает вид:

$$\Phi(\bar{z}, \lambda) = (\bar{z} - Sp)(1 - \bar{z}^2) - 4\lambda\bar{z} = 0. \quad (14)$$

Анализ (14) показывает, что равновесие в системе возможно, только если $\lambda \leq 1/4$. Максимальное значение $\lambda = 1/4$ соответствует случаю отсутствия внешней силы $Sp = 0$. С увеличением Sp допустимое значение λ уменьшается, как показано на рис. 8. Видно, что сила веса может существенно влиять на поведение системы.

В данном случае уравнение для интегральных кривых принимает вид:

$$v^2 = \frac{4\lambda}{1-z^2} - z^2 + 2zSp + C,$$

а уравнение сепаратрисы можно представить в виде:

$$v^2 = \frac{4\lambda}{1-z^2} - (z^2 - b^2) + 2(z-b)Sp - \frac{4\lambda}{1-b^2}, \quad (15)$$

здесь b – корень уравнения (14).

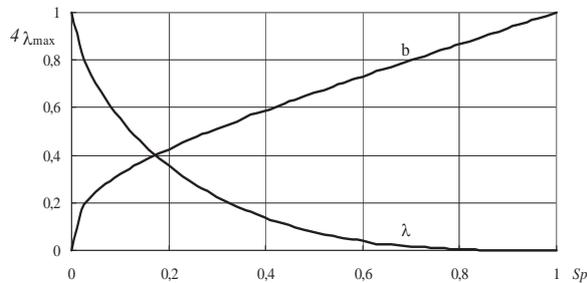


Рис. 8. Зависимости $4\lambda_{\max}$ и b от приведенной внешней силы Sp

Fig. 8. Dependence of $4\lambda_{\max}$ and b on equivalent external force Sp

Выражение (15) позволяет сделать заключение и о том, при каком максимальном значении λ для заданного значения внешней силы Sp эффект схлопывания не проявится при нулевых начальных условиях. Решая систему (14), (15) с учетом того, что соответствующая сепаратриса должна проходить через точку $(0,0)$, получим, что при нулевых начальных условиях эффект схлопывания не будет иметь место в случае, если λ будет меньше

$$\hat{\lambda} = 0,25(\hat{b} - 2Sp) \frac{1 - \hat{b}^2}{\hat{b}}. \quad (16)$$

При этом относительная амплитуда колебаний не превысит значения

$$\hat{b} = \frac{1}{6}A_0 + \frac{2}{3}\frac{Sp^2}{A_0} + \frac{1}{3}Sp, \quad (17)$$

здесь

$$A_0 = \sqrt[3]{108Sp + 8Sp^3 + 12Sp\sqrt{12Sp^2 + 81}}.$$

На рис. 9 приведены зависимости $\hat{\lambda}$ и \hat{b} от приведенной силы Sp , рассчитанные с использованием (16) и (17). Видно, что при нулевых начальных условиях диапазон допустимых значений приведенной силы оказывается ограниченным значением $Sp = 0,5$.

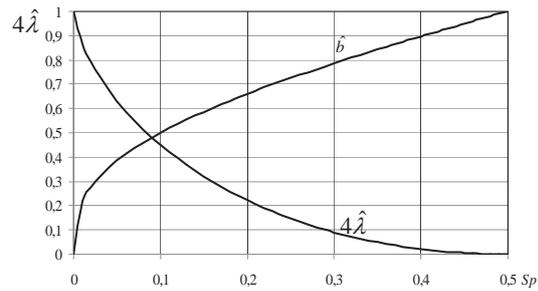


Рис. 9. Зависимости параметра $\hat{\lambda}$ и смещения \hat{b} от приведенной силы Sp

Fig. 9. Dependence of parameter $\hat{\lambda}$ and bias \hat{b} on equivalent external force Sp

На рис. 10 приведены зависимости смещения подвижного электрода от времени, рассчитанные с использованием (13) при нулевых начальных условиях и $Sp = 0,4$ для нескольких значений λ . Для наглядности момент t_0 смещен в точку $0,2$.

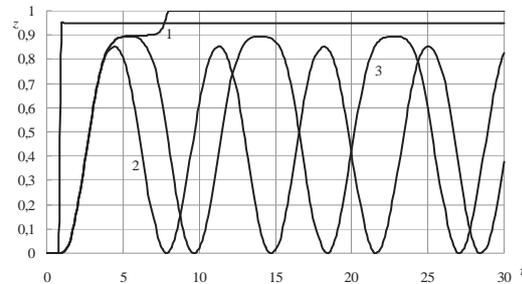


Рис. 10. Зависимости смещения подвижного электрода от времени, рассчитанные при нулевых начальных условиях и $Sp = 0,4$ для λ , равных: 1) λ , 2) $0,8\lambda$, 3) $0,999\lambda$

Fig. 10. Time dependences of mobile electrode bias calculated at zero-initial conditions and $Sp = 0,4$ for λ , equal to 1) λ , 2) $0,8\lambda$, 3) $0,999\lambda$

Видно, что по мере увеличения λ форма колебаний все более отличается от гармонической (оставаясь периодической), а при $\lambda = \hat{\lambda}$ проявляется эффект схлопывания.

Заключение

Проведен анализ влияния начальных условий на поведение одноконденсаторных МЭМС с плоскопараллельной и гребенчатой конструкциями электродов с учетом электромеханических взаимодействий.

Показано, что эффект схлопывания может наблюдаться в данных МЭМС на начальном этапе работы и при напряжениях источника питания меньших $V_{0,кр}$, которые определяются из условия статического равновесия.

Получены выражения, позволяющие определить область начальных условий (смещений и скоростей), при которых эффект схлопывания электродов не проявляется.

Показано, что вес подвижного электрода может существенно влиять на отсутствие и проявление эффекта схлопывания, что необходимо учитывать при проектировании.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Nemirovsky Y., Vochobza-Degani O. A methodology and model for the pull-in parameters of electrostatic actuators // *Jour. of microelectromechanical system.* – 2001. – V. 10. – № 4. – P. 601–615.
- Драгунов В.П. Нелинейная динамическая модель упругого элемента микромеханических систем // *Нано- и микросистемная техника.* – 2004. – № 10. – С. 2–29.
- Драгунов В.П. Микромеханический электростатический преобразователь // *Доклады Академии наук высшей школы Российской Федерации.* – 2007. – № 1. – С. 5–66.
- Dragunov V.P., Kostsov E.G. Specific features of operation of electrostatic microgenerators of energy // *Optoelectronics, Instrumentation and Data Processing.* – 2009. – Т. 45. – № 3. – С. 234–242.
- Dragunov V.P., Ostertak D.I. Microelectromechanical Converters // *Russian Microelectronics.* – 2012. – V. 41. – № 2. – P. 107–121.
- Драгунов В.П., Доржиев В.Ю. Трехэлектродная двухконденсаторная МЭМС со встроенным зарядом // *Нано- и микросистемная техника.* – 2014. – № 2. – С. 33–38.
- Драгунов В.П., Остертак Д.И. Электростатические взаимодействия в МЭМС с плоскопараллельными электродами. Ч. II. Расчет электростатических сил // *Нано- и микросистемная техника.* – 2010. – № 8. – С. 40–47.
- Драгунов В.П., Доржиев В.Ю. Анализ влияния pull-in эффекта на параметры трехэлектродных МЭМС // *Доклады Академии наук высшей школы Российской Федерации.* – 2013. – № 2 (21). – С. 87–97.
- Pamidighantam S., Puers R., Baert K., Harrier A.C. Tilmans. Pull-in voltage analysis of electrostatically actuated beam structures with fixed–fixed and fixed–free end conditions // *Jour. of micromechanics and microengineering.* – 2002. – V. 12. – P. 458–464.
- Degani Ofir, Nemirovsky Yael. Design considerations of rectangular electrostatic torsion actuators based on new analytical pull-in expressions // *Jour. of microelectromechanical systems.* – 2002. – V. 11. – № 1. – P. 20–26.
- An energy-based electroelastic beam model for MEMS applications // *Sensors and actuators A.* – 2005. – V. 121. – № 2. – P. 500–507.
- Electrical stability of a MEMS-based AC voltage reference // *A. Karkkainen, N. Nisnek, A. Manninen, N. Pesonen et al. // Sensors and actuators A.* – 2007. – V. 137. – № 1. – P. 169–174.
- Lu Miao, Lu Xuekun, Jang Min-Woo, Stephen A. Characterization of carbon nanotube nanoswitches with gigahertz resonance frequency and low pull-in voltages using electrostatic force microscopy // *Jour. of micromechanics and microengineering.* – 2010. – V. 20. – № 10. – P. 105016–105023.
- Rast S., Wattinger C., Gysin U., Meyr E. Dynamics of damped cantilevers // *Review of scientific instruments.* – 2000. – V. 71. – № 7. – P. 2772–2775.
- Quality factors in micron- and submicron-thick cantilevers // *K.Y. Yasumara, T.D. Stowe, E.M. Chow et al. // Jour. of microelectromechanical systems.* – 2000. – V. 9. – № 1. – P. 117–125.
- Micromachined variable capacitors with wide tuning range // *Xiao Zhixiong, Peng Wuyong, P.F. Wolfenbittel, K.R. Farmer // Sensors and actuators A.* – 2003. – V. 104. – № 3. – P. 299–305.
- Halvorsen E. Energy harvesters driven by broadband random vibrations // *Jour. of 4microelectromechanical systems.* – 2008. – V. 17. – № 5. – P. 1061–1070.
- Драгунов В.П. Нелинейность упругих элементов микромеханических систем // *Нано- и микросистемная техника.* – 2004. – № 5. – С. 7–13.
- Андронов А.А., Витт А.А., Хайкин С.Э. Теория колебаний. – М.: Наука, 1981. – 568 с.
- Lee Ki Bang, Cho Young-Ho. A triangular electrostatic comb array for micromechanical resonant frequency tuning // *Sensors and actuators A.* – 1998. – V. 70. – № 1–2. – P. 112–117.
- Forke R., Scheibner D., Mehner J.E., Gessner T., Dotzel W. Electrostatic force coupling of MEMS oscillators for spectral vibration measurements // *Sensors and actuators A.* – 2008. – V. 142. – № 1. – P. 276–283.
- Chiu Y., Tseng V.F.G. A capacitive vibration-to-electricity energy converter with integrated mechanical switches // *Jour. of micromechanics and microengineering.* – 2008. – V. 18. – № 10. – P. 10404–10412.
- Драгунов В.П., Остертак Д.И. Предельные характеристики микроэлектромеханических преобразователей энергии // *Научный вестник Новосибирского государственного технического университета.* – 2009. – № 1 (34). – С. 129–141.

Поступила 14.05.2014 г.

UDC 519.63:621.37:621.3.049.76

INFLUENCE OF INITIAL CONDITIONS ON THE BEHAVIOR OF TWO-ELECTRODE MICROELECTROMECHANICAL SYSTEMS

Ludmila S. Dragunova,

Siberian University of Consumer Cooperation, 26, K. Marx prospect, Novosibirsk, 630087, Russia. E-mail: secmet@sibupk.nsk.su

Valeryi P. Dragunov,

Dr. Sc., Novosibirsk State Technical University, 20, K. Marx prospect, Novosibirsk, 630073, Russia. E-mail: drag@adm.nstu.ru

The authors have analyzed the areas of functioning of two-electrode microelectromechanical systems taking into account the electro-mechanical interactions between system elements. As an example, the paper considers the systems with a plane-parallel and interdigitated electrode structure and the influence of the initial conditions. For the dynamic systems described by ordinary differential equations, three types of solution are illustrated: equilibrium state, stable periodic and quasiperiodic solutions. The analysis was carried out by examining the phase trajectories. It is shown that the allowable values of power supply voltage, where the pull-in-effect has not manifested for two-electrode for microelectromechanical systems with plane-parallel electrodes design, are higher than the corresponding values for microelectromechanical systems with comb electrodes. It was found out that at the initial stage of operation the pull-in-effect in microelectromechanical systems data can be observed in the power supply voltage, significantly lower values of $V_{0,кр}$, which are determined only by the conditions of static equilibrium. The authors obtained the expressions which allow defining the field of initial conditions (displacement and velocity), where the electrode pull-in-effect does not occur. It is shown that when decreasing voltages of the applied power source, the initial conditions domain, under which the pull-in-effect does not occur, is expanded. In some cases such an approach allows predicting potential emergencies, revealing new, previously unknown, modes and elaborating the effective algorithms to control the system. The authors found out the analytical expressions which allow determining the allowable values of power source voltage, where the pull-in-effect of the electrodes does not occur with zero initial conditions. It is shown that the weight of the movable electrode can significantly influence the manifestation and the lack of the pull-in-effect.

Key words:

Initial conditions, micromechanical system, phase portrait, critical values, electromechanical interaction, pull-in-effect, phase trajectories, electrostatic forces.

REFERENCES

- Nemirovsky Y., Bochobza-Degani O. A methodology and model for the pull-in parameters of electrostatic actuators. *Jour. of microelectromechanical system*, 2001, vol. 10, no. 4. pp. 601–615.
- Dragunov V.P. Nelineynaya dinamicheskaya model uprugogo elementa mikromekhanicheskikh sistem [Nonlinear dynamic model of the elastic element of micromechanical systems]. *Nano- i mikrosistemnaya tekhnika – Journal of nano and microsystem technique*, 2004, no. 10, pp. 23–29.
- Dragunov V.P. Mikromekhanichesky elektrostatchesky preobrazovatel [Micromachined electrostatic transducer]. *Doklady Akademii nauk vysshey shkoly Rossiyskoy Federatsii – Proceedings of the Russian Higher School Academy of Sciences*, 2007, no. 1, pp. 56–66.
- Dragunov V.P., Kostov E.G. Specific features of operation of electrostatic microgenerators of energy. *Optoelectronics, Instrumentation and Data Processing*, 2009, vol. 45, no. 3, pp. 234–242.
- Dragunov V.P., Ostertak D.I. Microelectromechanical Converters. *Russian Microelectronics*, 2012, vol. 41, no. 2, pp. 107–121.
- Dragunov V.P., Dorzhiev V.Yu. Trekhelektrodnaya dvukhkondensatornaya MEMS so vstroennym zaryadom [Three-electrode two-capacitor MEMS with built-in charge]. *Nano- i mikrosistemnaya tekhnika – Journal of nano and microsystem technique*, 2014, no. 2, pp. 33–38.
- Dragunov V.P., Ostertak D.I. Elektrostatcheskie vzaimodeystviya v MEMS s ploskoparallelnymi elektrodami. Ch. II. Raschet elektrostatcheskikh sil [Electrostatic interactions in MEMS with parallel plate electrodes. P. II. Calculation of electrostatic forces]. *Nano- i mikrosistemnaya tekhnika – Journal of nano and microsystem technique*, 2010, no. 8, pp. 40–47.
- Dragunov V.P., Dorzhiev V.Yu. Analiz vliyaniya pull-in efekta na parametry trekhelektroodnykh MEMS [Analysis of pull-in effect influence on the parameters of three-electrode MEMS]. *Doklady Akademii nauk vysshey shkoly Rossiyskoy Federatsii – Proceedings of the Russian Higher School Academy of Sciences*, 2013, no. 2 (21), pp. 87–97.
- Pamidighantam S., Puers R., Baert K., Harrier A.C. Tilmans. Pull-in voltage analysis of electrostatically actuated beam structures with fixed–fixed and fixed–free end conditions. *Jour. of micro-mechanics and microengineering*, 2002, vol. 12, pp. 458–464.
- Degani Ofir, Nemirovsky Yael. Design considerations of rectangular electrostatic torsion actuators based on new analytical pull-in expressions. *Jour. of microelectromechanical systems*, 2002, vol. 11, no. 1, pp. 20–26.
- Ligterink N.E., Patrascu M., Breedveld P.C., Stramigioli S. An energy-based electroelastic beam model for MEMS applicatios. *Sensors and actuators A*, 2005, vol. 121, no. 2, pp. 500–507.
- Karkkainen A., Nisnek N., Manninen A., Pesonen N., Oja A., Seppa H. Electrical stability of a MEMS-based AC voltage reference. *Sensors and actuators A*, 2007, vol. 137, no. 1, pp. 169–174.
- Lu Miao, Lu Xuekun, Jang Min-Woo, Stephen A. Characterization of carbon nanotube nanoswitches with gigahertz resonance frequency and low pull-in voltages using electrostatic force macroscopy. *Jour. of micromechanics and microengineering*, 2010, vol. 20, no. 10, pp. 105016–105023.
- Rast S., Wattering C., Gysin U., Meyr E. Dynamics of damped cantilevers. *Review of scientific instruments*, 2000, vol. 71, no. 7, pp. 2772–2775.
- Yasumara K.Y., Stowe T.D., Chow E.M. Quality factors in micron- and submicron-thick cantilevers. *Jour. of microelectromechanical systems*, 2000, vol. 9, no. 1, pp. 117–125.
- Xiao Zhixiong, Peng Wuyong, Wolffenbuttel P.F., Farmer K.R. Micromachined variable capacitors with wide tuning range. *Sensors and actuators A*, 2003, vol. 104, no. 3, pp. 299–305.
- Halvorsen E. Energy harvesters driven by broadband random vibrations. *Jour. of microelectromechanical systems*, 2008, vol. 17, no. 5, pp. 1061–1070.
- Dragunov V.P. Nelineynost uprugikh elementov mikromekhanicheskikh sistem [Nonlinearity of elastic elements of micromechanical systems]. *Nano- i mikrosistemnaya tekhnika – Journal of nano and microsystem technique*, 2004, no. 15, pp. 7–13.
- Andronov A.A., Vitt A.A., Khaykin S.E. Teoriya kolebany [Theory of oscillations]. Moscow, Nauka Publ., 1981. 568 p.
- Lee Ki Bang, Cho Young-Ho. A triangular electrostatic comb array for micromechanical resonant frequency tuning. *Sensors and actuators A*, 1998, vol. 70, no. 1–2, pp. 112–117.
- Forke R., Scheibner D., Mehner J.E., Gessner T., Dotzel W. Electrostatic force coupling of MEMS oscillators for spectral vibration measurements. *Sensors and actuators A*, 2008, vol. 142, no. 1, pp. 276–283.
- Chiu Y., Tseng V.F.G. A capacitive vibration-to-electricity energy converter with integrated mechanical switches. *Jour. of micro-mechanics and microengineering*, 2008, vol. 18, no. 10, pp. 10404–10412.
- Dragunov V.P., Ostertak D.I. Predelnye kharakteristiki mikroelektromekhanicheskikh preobrazovateley energii [Limiting characteristics of MEMS energy converters]. *Nauchny Vestnik Novosibirskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta – Science Bulletin of Novosibirsk State Technical University*, 2009, no. 1 (34), pp. 129–141.

Received: 14 May 2014.

УДК 621.3.078

КОНТРОЛЬ НАСТРОЙКИ ДУГОГАСЯЩИХ РЕАКТОРОВ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ 6–35 кВ НА ОСНОВЕ МЕТОДА НАЛОЖЕНИЯ ВСПОМОГАТЕЛЬНЫХ ТОКОВ ДВУХ ЧАСТОТ

Вайнштейн Роберт Александрович,

д-р техн. наук, профессор кафедры электроэнергетических систем
Энергетического института ФГБОУ ВПО «Национальный исследовательский
Томский политехнический университет»,
Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30. E-mail: vra@tpu.ru

Шестакова Вера Васильевна,

канд. техн. наук, доцент кафедры электроэнергетических систем
Энергетического института ФГБОУ ВПО «Национальный исследовательский
Томский политехнический университет»,
Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30. E-mail: shestakova@tpu.ru

Пашковский Сергей Николаевич,

канд. техн. наук, инженер научно-производственного предприятия «ЭКРА»,
Республика Чувашия, 428003, г. Чебоксары, пр. И. Яковлева, 3.
E-mail: pashkovsky_sn@ekra.ru

Юдин Святослав Михайлович,

канд. техн. наук, доцент кафедры электроэнергетических систем
Энергетического института ФГБОУ ВПО «Национальный исследовательский
Томский политехнический университет»,
Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30. E-mail: ysm@elti.tpu.ru

Сербулов Алексей Николаевич,

студент кафедры электроэнергетических систем Энергетического института
ФГБОУ ВПО «Национальный исследовательский Томский политехнический
университет», Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30.
E-mail: rasstofun@gmail.com

Актуальность работы обусловлена широким применением в электрических сетях плавно регулируемых дугогасящих реакторов. Полноценный эффект при применении таких реакторов имеет место в том случае, если осуществляется автоматическая настройка дугогасящих реакторов в резонанс с суммарной емкостью сети. Для реализации автоматической настройки необходимо непрерывно получать информацию об отклонении от резонансной настройки в виде некоторого электрического сигнала.

Цель исследования: разработка способа контроля настройки дугогасящих реакторов в электрических сетях 6–35 кВ, основанного на наложении токов двух частот, отличающихся от промышленной, с использованием типового высоковольтного электро-технического оборудования.

Методы исследования: математическое моделирование с использованием программных пакетов MATHCAD, MATLAB.

Результаты: показано, что метод наложения токов двух частот может быть реализован путем их введения в сеть через обмотку типового трансформатора напряжения, соединенную в схему разомкнутого треугольника. Определены рациональные значения частот накладываемых токов, при которых обеспечивается однозначность формируемого параметра при максимально возможной расстройке компенсации. Выполненный анализ показал, что предлагаемый способ при выбранных значениях частот накладываемых токов имеет достаточную чувствительность к малым изменениям расстройки компенсации емкостных токов замыкания на землю. При этом абсолютная методическая погрешность измерения расстройки компенсации, вызываемая активной проводимостью в контуре нулевой последовательности, в типичных случаях не превышает 0,002. Предложены алгоритмы обработки электрических величин с частотами накладываемых токов, при которых электрический сигнал, характеризующий расстройку компенсации, не зависит от абсолютных значений суммарного емкостного тока сети.

Ключевые слова:

Дугогасящий реактор, измерение расстройки компенсации, наложение токов двух частот, трансформатор напряжения, методическая погрешность.

В настоящее время в России и за рубежом уделяется большое внимание выбору режима заземления нейтрали в электрических сетях среднего напряжения (6–35 кВ), способам контроля и управления режимом заземления в процессе эксплуа-

тации, а также способам выполнения защит от однофазных замыканий на землю [1–11].

Наиболее распространенными сетями среднего напряжения являются распределительные сети городов и крупных промышленных предприятий с

заземлением нейтрали через дугогасящие реакторы (ДГР) для компенсации емкостного тока замыкания на землю. Эффективность применения компенсации при прочих равных условиях тем выше, чем точнее настроены ДГР при текущем значении емкостного тока, который может изменяться в довольно широких пределах из-за включения или отключения отдельных участков сети. Точность настройки принято оценивать коэффициентом расстройки компенсации, которая определяется следующим образом

$$\nu = 1 - I_L / I_C, \quad (1)$$

где I_L , I_C – соответственно суммарный ток дугогасящих реакторов и суммарный емкостный ток при замыкании на землю.

В процессе эксплуатации сети необходимо непрерывно измерять коэффициент ν , чтобы осуществлять соответствующее изменение тока ДГР. При использовании в сети плавно регулируемых ДГР осуществляется автоматическая настройка компенсации емкостных токов. При этом достаточно зафиксировать отклонение и знак расстройки в пределах некоторой заданной зоны нечувствительности. При использовании в сети ДГР со ступенчатым ручным управлением, что встречается довольно часто, полезна непрерывная индикация расстройки компенсации в некоторых пределах. Как правило, достаточно пределов $\pm 0,2$.

В настоящее время наибольшее распространение получили устройства, основанные на измерении напряжения промышленной частоты на ДГР, например [12]. Для реализации устройств, основанных на измерении напряжения промышленной частоты, необходимые электрические величины создаются путем введения в сети искусственной несимметрии. Однако при этом в ряде случаев имеют место большие методические погрешности из-за влияния случайного по модулю и по фазе естественного напряжения несимметрии.

В последние годы предложен и реализован на практике метод настройки ДГР, основанный на измерении частоты свободных колебаний в контуре нулевой последовательности [13].

Известен ряд методов и устройств, основанных на наложении на сеть токов с частотой, отличной от промышленной [14–16]. Важным преимуществом методов, основанных на наложении на сеть токов непромышленной частоты, является принципиальная возможность отстройки от влияния случайного напряжения несимметрии с помощью соответствующей фильтрации по частоте. В одном из таких устройств источник непромышленной частоты должен включаться в цепь, объединенную со стороны заземления всех ДГР сети. Это возможно только при установке всех ДГР в пределах одной подстанции [15]. Алгоритм решения задачи настройки ДГР в работе [14] предусматривает измерение значения емкостной проводимости сети, а затем настройку ДГР в соответствии с этой проводимостью. Такое решение задачи, *во-первых*, приводит к усложнению соответствующих устройств

и, *во-вторых*, требует учета индивидуальных характеристик управляемых ДГР.

Заслуживают внимания методы настройки ДГР, основанные на одновременном наложении токов двух частот. Для реализации одного из возможных вариантов такого метода, предложенного в [16], требуется подключение к контуру нулевой последовательности двух источников с очень малым внутренним сопротивлением, которые в то же время не должны шунтировать друг друга.

Реализация метода наложения двух частот, предложенная в [17], требует измерения суммарного тока ДГР, что не всегда можно осуществить по причинам, приведенным выше.

В то же время специфика задачи настройки ДГР состоит в том, что значения емкостной проводимости сети относительно земли и значения индуктивности ДГР определять не требуется, а требуется определять только их соотношение. Это очевидно из (1), так как токи I_L , I_C соответственно равны $I_L = U_\phi / \omega_n L$, $I_C = U_\phi \omega_n C$, где U_ϕ – фазное напряжение сети, ω_n – частота промышленного тока. Следовательно,

$$\nu = 1 - \frac{1}{\omega_n^2 LC}, \quad (2)$$

где C – суммарная емкость фаз сети относительно земли; L – эквивалентная индуктивность ДГР.

В данной статье предлагается и анализируется вариант реализации метода наложения токов двух частот, который, по мнению авторов, не имеет принципиальных недостатков по сравнению с известными предложениями по использованию такого метода.

Наложение вспомогательных токов осуществляется через вторичные обмотки типовых трансформаторов напряжения. Такое решение данной задачи обусловлено также и тем, что в настоящее время имеется опыт использования трансформаторов напряжения для наложения тока непромышленной частоты с целью выполнения защит от замыканий на землю в обмотке статора синхронных генераторов [18, 19]. Схема подключения основных элементов для реализации измерения расстройки компенсации приведена на рис. 1.

В схеме рис. 1 все линии и нагрузки сети замещены одной эквивалентной линией L с суммарной емкостью фаз C_ϕ и эквивалентной нагрузкой N . Продольные сопротивления участков линий сети на частоте наложенных токов намного меньше емкостных сопротивлений фаз и сопротивления дугогасящих реакторов, поэтому при любом размещении ДГР они могут быть замещены одним эквивалентным ДГР и эквивалентным заземляющим трансформатором.

Через вторичную обмотку трансформатора напряжения TV-1, соединенную по схеме разомкнутого треугольника, на сеть накладываются токи I_1 , I_2 двух частот ω_1 , ω_2 , причем $\omega_1 < \omega_n$, а $\omega_2 > \omega_n$. Так как токи вводятся через разомкнутый треугольник, то они создают в сети напряжения нулевой

последовательности U_1, U_2 , соответственно с частотами ω_1, ω_2 , которые выделяются частотными фильтрами и измеряются на разомкнутом треугольнике трансформатора напряжения TV-2.

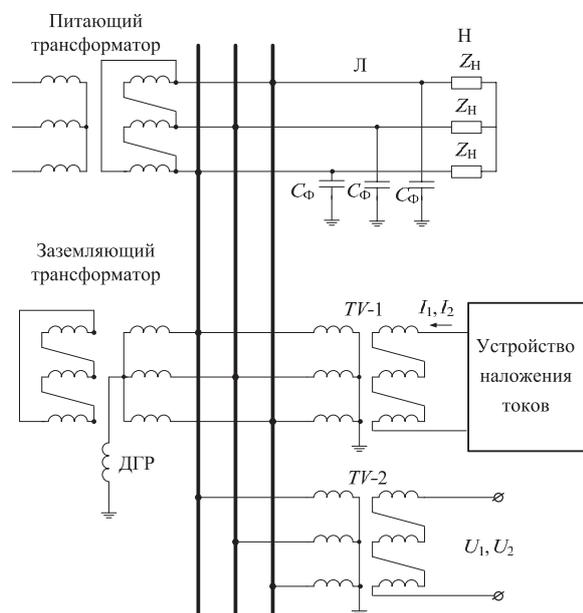


Рис. 1. Схема подключения основных элементов для реализации измерения расстройки компенсации

Fig. 1. Connection diagram of basic elements to implement the measurement of compensation detuning

По отношению к источникам токов I_1, I_2 все фазы сети соединены через малые сопротивления питающего трансформатора и нагрузки, поэтому исходная схема может быть замещена схемой нулевой последовательности, приведенной на рис. 2.

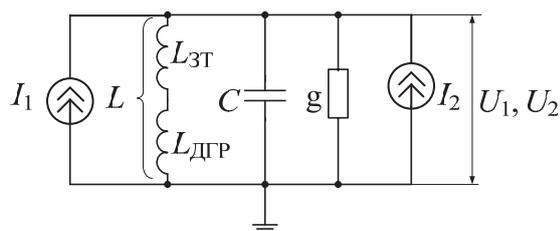


Рис. 2. Схема нулевой последовательности

Fig. 2. Zero sequence network

В статье рассматриваются только принципиальные основы предлагаемого метода контроля расстройки компенсации и основные методические погрешности. Аппаратные погрешности должны, безусловно, учитываться, но на стадии конкретной технической реализации. При такой постановке задачи трансформаторы TV-1 и TV-2 принимаются идеальными, а вторичные и первичные токи и напряжения частот ω_1, ω_2 строго пропорциональными друг другу. Для упрощения дальнейших записей первичные и вторичные токи и напряжения обозначены одинаково.

В схеме замещения кроме параметров L и C учтена также проводимость g , учитывающая активную проводимость изоляции фаз сети, потери в ДГР, а также эквивалентная индуктивность заземляющих трансформаторов $L_{ст}$, к нейтрали которых подключены дугогасящие реакторы с эквивалентной индуктивностью $L_{ДГР}$. Если мощность заземляющих трансформаторов соизмерима с мощностью ДГР, то индуктивность $L_{ст}$ может составлять несколько процентов от индуктивности ДГР. Однако, как видно из схемы рис. 2, влияние индуктивности заземляющих трансформаторов в данном случае автоматически учитывается в эквивалентной индуктивности L и не вызывает методических погрешностей.

Примем для вводимых в контур нулевой последовательности токов и частоты общие обозначения I_k и ω_k . Тогда абсолютное значение напряжения частоты ω_k , измеряемого на контуре нулевой последовательности, будет равно

$$U_k = I_k Z_k,$$

где Z_k – модуль сопротивления контура нулевой последовательности относительно точки приложения токов I_k .

Выражение для модуля сопротивления Z_k может быть получено в соответствии со схемой рис. 2 и после некоторых преобразований будет иметь вид

$$Z_k = \frac{1}{\omega_k C \sqrt{\left(\frac{g}{\omega_k C}\right)^2 + \left(1 - \frac{1}{\omega_k^2 LC}\right)^2}}. \quad (3)$$

Подставим в (3) величину LC , выраженную из (2), а проводимость g представим, как это принято, через относительную величину d , называемую коэффициентом демпфирования и определяемую как $d=g/(\omega_n C)$. При этом получим

$$U_k = \frac{I_k}{C \omega_n \sqrt{d^2 + \frac{\omega_n^2}{\omega_k^2} \left(\frac{\omega_k^2}{\omega_n^2} - 1 + \nu\right)^2}}.$$

Чтобы получить параметр, зависящий от ν , но независящий от абсолютных параметров конкретной сети, формируется величина, пропорциональная отношению напряжений на частоте ω_1 и ω_2 , которую обозначим A_ν ,

$$A_\nu = \frac{U_1}{U_2} = \frac{I_1 \sqrt{d^2 + \frac{1}{K_2^2} (K_2^2 - 1 + \nu)^2}}{I_2 \sqrt{d^2 + \frac{1}{K_1^2} (K_1^2 - 1 + \nu)^2}}, \quad (4)$$

где $K_1 = \omega_1 / \omega_n, K_2 = \omega_2 / \omega_n$.

Коэффициент демпфирования d величина малая и, как правило, лежит в пределах 0,03–0,05, поэтому она вносит небольшую методическую погрешность в измерение ν , которая проанализирована далее, поэтому примем пока $d=0$. Также примем, что источник токов I_1, I_2 выполнен так, что соблюдается условие $I_1/I_2=1$. Тогда

$$A_v = \frac{U_1}{U_2} = \frac{K_1^2(K_2^2 - 1 + \nu)}{K_2^2(K_1^2 - 1 + \nu)}. \quad (5)$$

При решении задачи автоматической настройки компенсации важно оценить чувствительность параметра A_v к малым отклонениям ν от нулевого значения, так как точность поддержания расстройки должна быть не хуже чем $\pm 0,05$. Чувствительность может быть оценена значением производной $dA_v/d\nu$, отнесенной к A_v при $\nu=0$, которая равна

$$\left. \frac{dA_{v*}}{d\nu} \right|_{\nu=0} = \frac{K_1^2 - K_2^2}{(K_1^2 - 1)(K_2^2 - 1)}. \quad (6)$$

Чтобы установить, как при малых значениях ν чувствительность зависит от частоты токов I_1, I_2 , представим предварительно относительные значения частот следующим образом

$$K_1 = \frac{\omega_{\Pi} + \Delta\omega}{\omega_{\Pi}} = 1 + \Delta\omega_*,$$

$$K_2 = \frac{\omega_{\Pi} - \Delta\omega}{\omega_{\Pi}} = 1 - \Delta\omega_*. \quad (7)$$

После подстановки (7) в (6) и некоторых преобразований получим

$$\frac{dA_{v*}}{d\nu} = \frac{4}{\Delta\omega(\Delta\omega^2 - 4)}. \quad (8)$$

Как следует из (8), чувствительность к малым отклонениям ν тем выше, чем меньше $\Delta\omega$, то есть чем ближе частоты токов I_1, I_2 к промышленной частоте. Однако необходимо учитывать, что работа системы автоматической настройки компенсации не должна нарушаться и при больших расстройках компенсации, которые могут иметь место при отключении и повторном включении больших участков сети. Примем максимальное возможное значение расстройки компенсации равным $\nu_{\max} = \pm 0,7$. При таких расстройках компенсации не должна нарушаться монотонность зависимости A_v от ν . Для выполнения этого условия относительные значения частот K_1 и K_2 должны быть приняты такими, чтобы при изменении расстройки компенсации в пределах $\pm 0,7$ ни числитель, ни знаменатель выражения (5) не обращались в ноль.

С учетом такого ограничения частота выше промышленной ($K_1 > 1$) определяется максимальной перекомпенсацией ($\nu_{\max} < 0$) и должна удовлетворять условию

$$K_1 \geq \sqrt{1 + \nu_{\max}}.$$

Частота ниже промышленной ($K_2 < 1$) определяется максимальной недокомпенсацией ($\nu_{\max} > 0$) по условию

$$K_2 \leq \sqrt{1 - \nu_{\max}}.$$

При $|\nu_{\max}| = 0,7$ получаем $K_1 \geq 1,304, K_2 \leq 0,547$. Принимаем далее $K_1 = 1,5$ (75 Гц), $K_2 = 0,5$ (25 Гц). При таких значениях частот производная по (6) равна 2,1. Это означает, что в области малых зна-

чений ν при ее изменении, например, на 0,01, параметр A_v изменяется на 0,021.

Для реализации автоматической настройки компенсации необходимо сформировать параметр ΔA_v , который должен удовлетворять условиям при $\nu=0, \Delta A_v=0$; при $\nu > 0, \Delta A_v > 0$; при $\nu < 0, \Delta A_v < 0$. (9)

Возможны два варианта формирования такого сигнала. Сигнал формируется как разность текущего значения A_v и его значения при $\nu=0$. В соответствии с (5) этот сигнал, отнесенный к A_v , равен

$$\Delta A_{v*} = 1 - \frac{(K_1^2 - 1)(K_2^2 - 1 + \nu)}{(K_2^2 - 1)(K_1^2 - 1 + \nu)}. \quad (10)$$

Очевидное преобразование (10) позволяет получить выражение для ΔA_{v*} в виде

$$\Delta A_{v*} = \frac{(K_2^2 - K_1^2)\nu}{(K_2^2 - 1)(K_1^2 - 1 + \nu)}. \quad (11)$$

На рис. 3, а приведена зависимость $\Delta A_{v*}(\nu)$, построенная по выражению (11), в диапазоне малых значений расстройки компенсации $\nu = \pm 0,05$, которая, как видно, практически линейная.

Следовательно, с точки зрения обеспечения точности автоматической настройки, чувствительность к положительным и отрицательным отклонениям будет практически одинаковой. Нелинейность зависимости $\Delta A_{v*}(\nu)$ существенно проявляется при реализации визуальной индикации расстройки компенсации в сетях без плавно регулируемых ДГР в диапазоне $\nu = \pm 0,2$. Это необходимо учитывать при градуировке индикатора расстройки (рис. 3, б).

Другой возможный вариант формирования сигнала, удовлетворяющего условию (9), заключается в организации вычислительной процедуры, соответствующей выделению в явном виде расстройки компенсации ν из выражения (5). Это дает сигнал, отнесенный к A_v при $\nu=0$

$$\Delta A_{v*} = \frac{A_v K_2^2 (K_1^2 - 1) - K_1^2 (K_2^2 - 1)}{K_1^2 - A_v K_2^2}. \quad (12)$$

Сигнал ΔA_{v*} по (12) линейно зависит от расстройки компенсации во всем возможном диапазоне изменения $\nu = \pm 0,7$, что показано на рис. 4.

Далее определим абсолютную погрешность $\Delta \nu_{\text{погр}}$ измерения ν , которую вносит активная проводимость в контуре нулевой последовательности. Эту погрешность можно найти, определив $\Delta \nu_{\text{погр}}$ из условия равенства правых частей выражений (4) и (5). Причем в (4) нужно принять $d \neq 0, \nu = 0$ и $I_1/I_2 = 1$, а в (5) $\nu = \nu_0 + \Delta \nu_{\text{погр}}$, где ν_0 – это значение фактической расстройки, при котором определяется $\Delta \nu_{\text{погр}}$. Тогда получим

$$\frac{K_1^2(K_2^2 - 1 + \nu_0 + \Delta \nu_{\text{погр}})}{K_2^2(K_1^2 - 1 + \nu_0 + \Delta \nu_{\text{погр}})} = \frac{\sqrt{d^2 + \frac{1}{K_2^2}(K_2^2 - 1)^2}}{\sqrt{d^2 + \frac{1}{K_1^2}(K_1^2 - 1)^2}}. \quad (13)$$

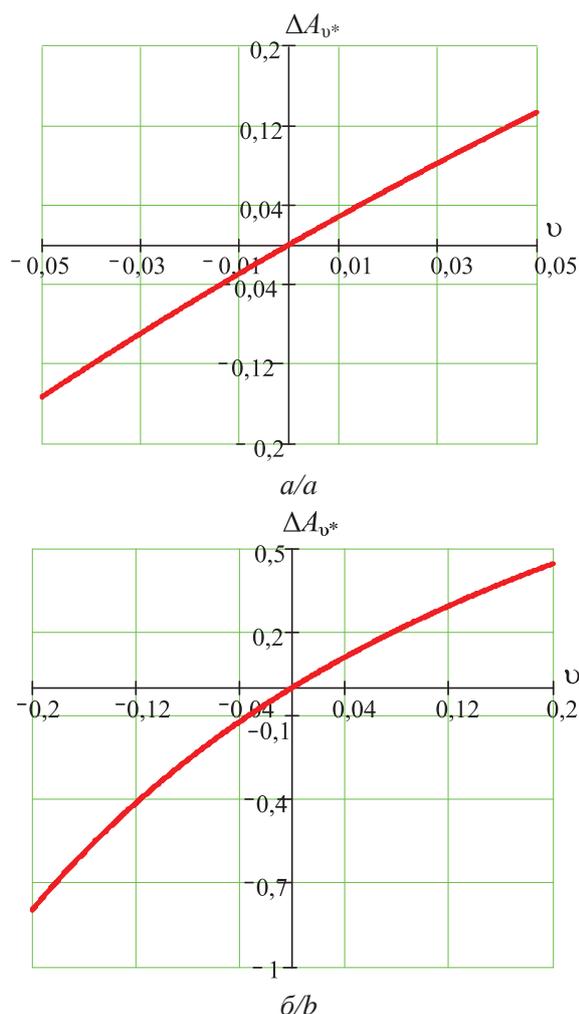


Рис. 3. Изменение параметра ΔA_{v^*} при v : а) $\pm 0,05$; б) $\pm 0,2$
 Fig. 3. Change of parameter ΔA_{v^*} at v : а) $\pm 0,05$; б) $\pm 0,2$

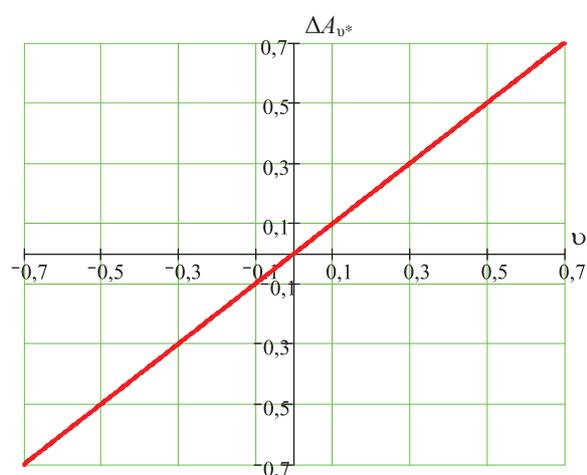


Рис. 4. Зависимость параметра ΔA_{v^*} по (12) в диапазоне $v = \pm 0,7$
 Fig. 4. Dependence of parameter ΔA_{v^*} according to (12) in the range of $v = \pm 0,7$

Естественно, что, прежде всего, важно определить погрешность при фактически точной настройке. Зависимость абсолютной погрешности от значения коэффициента демпфирования при $v_0=0$ приведена на рис. 5.

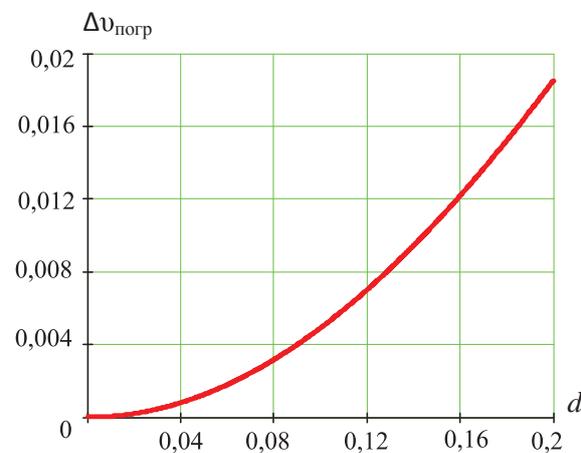


Рис. 5. Зависимость абсолютной погрешности измерения v при фактически точной настройке при различных коэффициентах демпфирования

Fig. 5. Dependence of absolute v measurement error at actual fine adjustment at various damping parameters

Влияние активной проводимости проявляется как недокомпенсация. При типичном значении $d=0,05$ абсолютная погрешность составляет 0,00124. Такое значение методической погрешности при установке точности настройки порядка 0,01–0,02, безусловно, не является препятствием для практической реализации предлагаемого способа измерения расстройки компенсации.

В настоящее время находит применение режим комбинированного заземления нейтрали, который заключается в том, что параллельно к ДГР подключается резистор с проводимостью 0,15–0,20 от емкостной проводимости фаз сети относительно земли [20]. Коэффициент демпфирования d при этом составляет порядка 0,2. Даже при таком значении d абсолютная погрешность измерения расстройки компенсации не превышает 0,02.

Выводы

1. Способ измерения степени расстройки компенсации на основе наложения токов двух частот через типовой трансформатор напряжения позволяет обеспечить измерение расстройки компенсации емкостного тока при изменении коэффициента демпфирования d в диапазоне от 0,05 до 0,2 с методической погрешностью соответственно от 0,00124 до 0,02.
2. Основой для технической реализации предлагаемого способа контроля расстройки компенсации может быть источник тока промышленной частоты, используемый для защиты от замыканий на землю генераторов и апробированный на практике.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кужеков С.Л. Кратковременное низкоомное заземление нейтралей в сетях 6–10 кВ // Новости электротехники. – 2013. – № 2 (80). – С. 60–62.
2. Особенности использования электрических величин переходного процесса в защитах от замыканий на землю электрических сетей 6–10 кВ / В.А. Шуин, О.А. Сарбеева, Е.С. Шагурина, Д.И. Ганджаев // Вестник ИГЭУ. – 2011. – № 1. – С. 32–41.
3. Манилов А.М., Барна А.А., Мельник Д.А. Способ обеспечения чувствительности защит и улучшения условия ограничения перенапряжения при однофазном замыкании на землю в электрических сетях 6–10 кВ с комбинированным заземлением нейтрали // Электричество. – 2013. – № 9. – С. 7–11.
4. Рыжкова Е.Н., Фомин М.А., Садовская К.О. О практической возможности изменения режима нейтрали сетей с малыми токами замыкания на землю // Промышленная энергетика. – 2012. – № 7. – С. 15–28.
5. Обабков В.К., Целуевский Ю.Н. Обзор существующих алгоритмов управления контуром нулевой последовательности сети в задаче подавления дуговых замыканий на основе резонансного заземления нейтрали URL: <http://www.ntbe.ural.ru/stat2.htm> (дата обращения: 05.05.2014).
6. Pramod P., George G. Characterization of a thyristor controlled reactor // Electric power system research. – 1997. – V. 41. – P. 141–149.
7. Tang Y. A Complete set of automatic compensation equipment of a capacitive charging current in the application of a medium-voltage power system // Electric power system research. – 1997. – V. 41. – P. 35–41.
8. Folliot P., Boyer J., Bolle S. Neutral grounding reactor for medium voltage networks // 16th International Conference and Exhibition on Electricity Distribution. – Стокгольм, 2001. – V. 1. – P. 18–21.
9. Chen H., Chen W.X. Controllable Arc-Extinguishing Reactor with high speed response // Proceedings of the fifth international conference on electrical machines and systems. – Амстердам, 2001. – V. 1. – P. 233–235.
10. Рыжкова Е.Н. Управление защитным резистором для сетей 6–35 кВ с активно-индуктивным заземлением нейтрали // Электричество. – 2007. – № 3. – С. 32–40.
11. Зацепина В.И., Волтуева И.А. Обеспечение резонансного заземления нейтралей в распределительных сетях 6–35 кВ // Промышленная энергетика. – 2008. – № 4. – С. 45–52.
12. Микроконтроллерный регулятор МИРК-5 URL: <http://mikroinginiring.ru/index.php/product/catalog/mirk-5> (дата обращения: 26.03.2014).
13. Соловьев И.В., Петров В.С., Петров М.И. Метод автоматического управления плунжерными дугогасящими реакторами // Вестник Чувашского университета. – 2010. – № 3. – С. 251–259.
14. Система автоматической настройки компенсации: пат. на полезную модель № 88221; заявл. 08.06.2009; опубл. 27.10.2009.
15. Непрерывный контроль степени расстройки компенсации и автоматическая настройка дугогасящих реакторов в электрических сетях 6–10 кВ на основе наложения токов с частотой 25 Гц / Р.А. Вайнштейн, С.Л. Березницкий, В.В. Шестакова, С.М. Юдин // Известия ВУЗов. Электромеханика. – 2004. – № 4. – С. 54–59.
16. Вильгейм Р., Уотерс М. Заземление нейтрали в высоковольтных системах. – М.: Госэнергоиздат, 1959. – 414 с.
17. Шкрабец Ф.П., Остапчук А.В. Система автоматического управления дугогасящим реактором. URL: <http://masters.donntu.edu.ua/2011/etf/agytin/library/tez2.htm> (дата обращения: 29.09.2014)
18. Защита от замыканий на землю в обмотке статора генераторов в схеме блоков с реактированной отпайкой / Р.А. Вайнштейн, А.В. Доронин, А.М. Наумов, С.М. Юдин // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. – 2011. – № 6. – С. 98–101.
19. Доронин А.В. Функционирование защиты обмотки статора генератора от замыканий на землю с наложением контрольного тока через трансформатор напряжения при перемежающихся замыканиях // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 321. – № 4. – С. 61–66.
20. Ильиных М.В., Сарин Л.И., Ширковец А.И. Исследование переходных процессов при однофазных замыканиях на землю в сети 6 кВ ТЭЦ металлургического комбината с комбинированным заземлением нейтрали // Электрические сети и системы. – 2008. – № 3. – С. 38–47.

Поступила 11.04.2014 г.

UDC 621.3.078

AUTOMATIC TUNING OF ARC-EXTINGUISHING REACTORS FOR A MEDIUM-VOLTAGE POWER SYSTEM 6–35 kV APPLYING THE METHOD OF TWO FREQUENCIES AUXILIARY CURRENTS OVERLAP

Robert A. Vaynshteyn,

Dr. Sc., National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russia. E-mail: vra@tpu.ru

Vera V. Shestakova,

Cand. Sc., National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russia. E-mail: shestakova@tpu.ru.

Sergey N. Pashkovskiy,

Cand. Sc., engineer of scientific and industrial enterprise «EKRA», 3, I. Yakovlev Avenue, Cheboksary, 428003, Chuvashiya. E-mail: pashkovsky_sn@ekra.ru

Svyatoslav M. Yudin,

Cand. Sc., National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russia. E-mail: ysm@elti.tpu.ru

Aleksey N. Serbulov,

student, National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russia. E-mail: rasstofun@gmail.com

The urgency of the discussed issue is caused by the need to control automatic tuning of the arc-extinguishing reactor in a medium-voltage power system. Full effect of the application of such reactors takes place in the case if ARC-extinguishing reactor is automatically adjusted coils in resonance with the network total capacity. To realize automatic adjustment it is necessary to obtain continuously the information on deviation from resonance in the form of electrical signal.

The main aim of the research is to design the method for controlling arc-extinguishing reactor adjustment in medium-voltage power systems, based on superposition of two different non-industrial frequencies currents. Typical high-voltage electrical equipment can be used for the design.

Investigation methods: mathematical modeling with software packages MATHCAD, MATLAB.

Results: It is shown that the method proposed is sensitive enough to small changes in detuning of the capacitive earth fault currents. The authors have determined that currents could be input into the network through the winding of a conventional voltage transformer connected by open delta. The absolute methodical error of the compensation detuning measurements was calculated. It is caused by conductance in a zero sequence circuit. It was proved that typically absolute methodical error does not exceed 0,002. The paper introduces the algorithms of processing electrical quantities with frequencies of superimposed currents when the electric signal characterizing compensation detuning does not depend on absolute values of network total capacitive current.

Key words:

ARC-extinguishing reactor, measuring the detuning compensation, currents of two frequencies, voltage transformer, methodical error.

REFERENCES

1. Kuzhekov S.L. Kratkovremennoe nizkoomnoe zazemlenie neytrali v setyakh 6–10 kV [A short-term neutral grounding hints for networks 6–10 kV]. *Novosti elektrotehniki*, 2013, vol. 2, no. 80, pp. 60–62.
2. Shuin V.A., Sarbeeva O.A., Shagurina E.S., Gandzhaev D.I. Osobennosti ispolzovaniya elektricheskikh velichin perekhodnogo protsessa v zashchitakh ot zamykaniy na zemlyu elektricheskikh setey 6–10 kV [Features of using transition electric values in earth leakage protections of 6–10 kV electrical networks]. *Vestnik IGEU*, 2011, vol. 1, pp. 32–41.
3. Manilov A.M., Barna A.A., Melnik D.A. Sposob obespechivaniya chuvstvitelnosti zashchit i uluchsheniya usloviya ogranichehiya perenapryazheniya pri odnofaznom zamykanii na zemlyu v elektricheskikh setyakh 6–10 kV s kombinirovannym zazemleniem neytrali [The way to ensure the protection sensibility and to improve the conditions of over voltage limits for single line-to-ground fault in 6–10 kV electrical networks with compound neutral grounding]. *Elektrichestvo*, 2013, no. 9, pp. 7–11.
4. Ryzhkova E.N., Fomin M.A., Sadovskaya K.O. O prakticheskoy vozmozhnosti izmeneniya rezhima neytrali setey s malymi tokami zamykaniya na zemlyu [On feasibility of changing neutral point connection in networks with small ground-fault currents]. *Pro-myshlennaya energetika*, 2012, no. 7, pp. 15–28.
5. Obabkov V.K., Tseluevskiy Yu.N. Obzor sushchestvuyushchikh algoritmov upravleniya konturom nulevoy posledovatelnosti seti v zadache podavleniya dugovykh zamykaniy na osnove rezonansnogo zazemleniya neytrali [A review of the existing zero-sequence circuit control algorithms in fault arc suppression task based on resonant neutral grounding]. Available at: <http://www.ntbe.ural.ru/stat2.htm> (accessed 05 May 2014).
6. Pramod P., George G. Characterization of a thyristor controlled reactor. *Electric power system research*, 1997, vol. 41, pp. 141–149.
7. Tang Y. A Complete set of automatic compensation equipment of a capacitive charging current in the application of a medium-voltage power system. *Electric power system research*, 1997, vol. 41, pp. 35–41.
8. Folliot P., Boyer J., Bolle S. Neutral grounding reactor for medium voltage networks. *16th International Conference and Exhibition on Electricity Distribution*. Stockholm, 2001. Vol. 1, pp. 18–21.

9. Chen H., Chen W.X. Controllable Arc-Extinguishing Reactor with high speed response. *Proceedings of the fifth international conference on electrical machines and systems*. Amsterdam, 2001, vol. 1, pp. 233–235.
10. Ryzhkova E.N. Upravlnie zashchitnym rezistorom dlya setey 6–35 kV s aktivno-induktivnym zazemleniem neytrali [Control of protective resistor for 6–35 kV networks with active-inductive neutral grounding]. *Elektrichestvo*, 2007, no. 3, pp. 32–40.
11. Zatssepina V.I., Voltueva I.A. Obespechenie rezonansnogo zazemleniya neytraley v raspredelitelykh setyakh 6–35 kV [Providing neutrals resonance grounding of 6–35 kV distribution network]. *Promyshlennaya energetika*, 2008, no. 4, pp. 45–52.
12. Mikrokontrollerny regulyator MIRK-5 [Microcontroller selector MIRK-5]. Available at: <http://mikroinginiring.ru/index.php/product/catalog/mirk-5> (accessed 26 March 2014).
13. Solovov I.V., Petrov V.S., Petrov M.I. Metod avtomaticheskogo upravleniya plunzhernymi dugogasyashchimi reaktorami [Automatic control method of arc control reactors]. *Vestnik Chuvashskogo universiteta*, 2010, no. 3, pp. 251–259.
14. Dolgoplov S.G., Aliev R.G., Egipiti E.V. *Sistema avtomaticheskoy nastroyki kompensatsii* [Automatic tuning system of compensation]. Patent for utility model, no. 88221, 2009.
15. Vaynshtein R.A., Bereznitkiy S.L., Shestakova V.V., Yudin S.M. Nepreryvny control stepeni rasstroyki kompensatsii i avtomaticheskaya nastroyka dugogasyashchikh reaktorov v elektricheskikh setyakh 6–10 kV na osnove nalozheniya tokov s chastotoy 25 Gts [Continuous control of compensation detuning degree and automatic tuning of arc suppression reactors in 6–10 kV electric networks on the basis of applying currents with 25 Hz frequency]. *Izvestiya VUZov. Elektromekhanika*, 2004, no. 4, pp. 54–59.
16. Vilgeim R., Uoters M. *Zazemlenie neytrali v vysokovoltnykh sistemakh* [Grounding of neutrals point in high voltage systems]. Moscow, Gosenergoizdat Publ., 1959. 414 p.
17. Shkrabets F.P., Ostapchuk A.V. Sistema avtomaticheskogo upravleniya dugogasyashchim reaktorom [Automatic control system of arc suppression reactor]. Available at: <http://masters.donntu.edu.ua/2011/etf/agytin/library/tez2.htm> (accessed 29 September 2014).
18. Vaynshtein R.A., Doronin A.V., Naumov A.M., Yudin S.M. Zashchita ot zamykaniy na zemlyu v obmotke statora generatorov v skheme blokov s reaktivovannoy otpaykoy [Protection against short-circuits to ground in generator stator winding in a circuit of blocks with reaction tapping]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Elektromekhanika*, 2011, no. 6, pp. 98–101.
19. Doronin A.V. Funktsionirovanie zashchity obmotki statora generatora ot zamykaniy na zemlyu s nalozhcheniem kontrol'nogo toka cherez transformator napryazheniya pri peremezhayushchikhsya zamykaniyakh [Operation of generator stator winding protection against short-circuits to ground at control current overlapping through voltage transformer at intermittent closures]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2012, vol. 321, no. 4, pp. 61–66.
20. Ilinykh M.V., Sarin L.I., Shirkovets A.I. Issledovanie perekhodnykh protsessov pri odnofaznykh zamykaniyakh na zemlyu v seti 6 kV TETS metallurgicheskogo kombinata s kombinirovannym zazemleniem neytrali [Research of transients in single line-to-ground faults in 6 kV network of metallurgical complex TPP with a neutral compound grounding]. *Elektricheskije seti i sistemy*, 2008, no. 3, pp. 38–47.

Received: 11 April 2014.

УДК 621.313.282.2: 621.313.17

АНАЛИЗ ПРОЦЕССОВ ЭНЕРГОПРЕОБРАЗОВАНИЯ В ДВУХКАТУШЕЧНОЙ СИНХРОННОЙ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ МАШИНЕ С ИНЕРЦИОННЫМ РЕВЕРСОМ БОЙКА

Нейман Людмила Андреевна,

канд. техн. наук, доцент кафедры электротехнических комплексов
Новосибирского государственного технического университета, Россия,
630073, г. Новосибирск, пр. Карла Маркса, 20. E-mail: neyman@ngs.ru

Актуальность исследований обусловлена широкой возможностью регулирования выходных параметров – энергии удара и частоты ударов синхронных электромагнитных машин ударного действия, осуществляющих непосредственное преобразование электромагнитной энергии в импульс механической работы, совершаемой подвижной массой – бойком. Для реализации рабочего цикла используется система из двух катушек, обеспечивающих разгон ударной массы электромагнитными силами в прямом и обратном направлениях. По данному варианту схемы выполнены ударные узлы электромагнитных молотков ИЭ-4207, ИЭ-4210 и электромагнитных перфораторов ИЭ-4709, ИЭ-4724, ERP-1000, используемые при проведении строительно-монтажных работ. Несмотря на то, что данный вариант схемы давно известен и широко используется, вопросу анализа процесса преобразования электрической энергии в механическую работу за полный рабочий цикл не уделялось должного внимания.

Цель работы состоит в анализе процессов энергопреобразования в двухкатушечной синхронной электромагнитной машине с инерционным реверсом бойка.

Методы исследования основаны на использовании уравнения баланса энергии электромеханической системы и его отдельных составляющих за полный цикл работы ударного электропривода.

Результаты и выводы: Реализация рабочих циклов с использованием магнитной системы из двух катушек и инерционного реверса бойка обеспечивает разгон ударной массы электромагнитными силами в прямом и обратном направлениях за два импульса напряжения питающего источника. Использование известного способа управления позволяет уменьшить влияние работы электропривода на питающую сеть и обеспечивает устойчивый режим работы электропривода в широком диапазоне коэффициента отскока бойка от рабочего инструмента. На основании выполненного анализа энергопреобразования предложен новый способ управления электромагнитной машиной, который отличается от известного способа подачи за рабочий цикл трех импульсов напряжения источника промышленной частоты. Использование нового способа управления обеспечивает увеличение энергии удара и уменьшение влияния работы электропривода на питающую сеть.

Ключевые слова:

Синхронная электромагнитная машина, электропривод, рабочий цикл машины, баланс энергии электромеханической системы, энергия удара, инерционный реверс бойка, способ управления.

При разработке новых виброударных технологий широкое практическое применение получили электромагнитные машины ударного действия [1–11]. Среди данного класса машин как обладающих более высокими энергетическими показателями следует выделить синхронные электромагнитные машины ударного действия с энергией удара, не превышающей 50 Дж, и частотой хода бойка до 3000 ход/мин [12–19]. Для данного класса машин синхронная частота механических колебаний бойка может быть равна или кратна частоте питающей сети. Тенденция преимущественного применения вариантов схем синхронных электромагнитных машин ударного действия подробно рассмотрена в [15–18].

В настоящее время электромагнитные ударные машины значительно усовершенствованы, а некоторые из них доведены до серийного производства [13–15, 18].

Наибольшее распространение среди вариантов схем получили двухкатушечные синхронные электромагнитные машины с инерционным реверсом бойка. В качестве реверсирующего устройства используется массивный буфер, с помощью которого изменение направления движения бойка осуществляется за счет его соударения с большей массой, движущейся ему навстречу. По данному варианту схемы (рис. 1) выполнены ударные узлы электромаг-

нитных молотков ИЭ-4207, ИЭ-4210 и электромагнитных перфораторов ИЭ-4709, ИЭ-4724, ERP-1000, используемые при проведении строительно-монтажных работ [19].

Синхронизация возвратно-поступательного движения ударной массы – бойка с питающим напряжением источника, поочередно подаваемым на катушки, осуществляется при постоянном воздействии на боек электромагнитных сил. Реализация рабочих циклов с постоянным воздействием на боек электромагнитных сил позволяет получать устойчивые режимы работы в широком диапазоне коэффициента отскока бойка от рабочего инструмента за счет перекрытия времени действия электромагнитного усилия, создаваемого катушками рабочего и обратного хода [20].

Несмотря на то, что данный вариант схемы давно известен и широко используется, вопросу анализа процесса преобразования электрической энергии в механическую работу за полный рабочий цикл не уделялось должного внимания.

Целью настоящей работы является анализ процессов энергопреобразования в двухкатушечной синхронной электромагнитной машине с инерционным реверсом бойка.

В одном из приведенных вариантов схем на рис. 1 ударный узел, включающий в себя элементы магнитной и механической системы, содержит

рабочий инструмент – 1, определяющий ударную массу бойка – 2, магнитопровод – 3, намагничивающую систему, состоящую из катушек рабочего – 5 и обратного – 6 хода, и реверсирующее устройство, выполненное в виде массивного инерционного преобразователя – 7, поджатого буферной пружиной – 4.

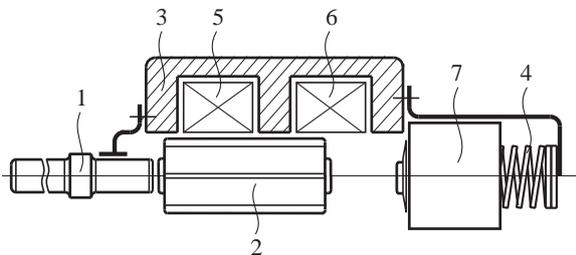


Рис. 1. Вариант ударного узла двухкатушечной синхронной электромагнитной машины с инерционным реверсом бойка

Fig. 1. Version of impact node in two-coil synchronous electromagnetic machine with head inertial reverse

Для реализации рабочего цикла используется система из двух катушек, обеспечивающих разгон ударной массы электромагнитными силами в прямом и обратном направлениях.

При подаче импульса напряжения на катушку – 5 рабочего хода бойка – 2 наносит удар по рабочему инструменту – 1 и после отскока разгоняется в обратном направлении под действием электромагнитных сил катушки – 6 обратного хода, нанося удар в конце хода по инерционному преобразователю – 7. После нанесения удара по инерционному преобразователю – 7 бойка – 2 отскакивает от него и под действием электромагнитных сил уже катушки – 5 рабочего хода ускоренно разгоняется в сторону рабочего инструмента – 1, вновь нанося по нему удар.

Одновременно после нанесения удара по инерционному преобразователю – 7 он отходит в противоположную движению бойка – 2 сторону и сжимает буферную пружину – 4, а после остановки под действием усилия сжатой пружины – 4 движется навстречу бойку – 2, возвращающемуся после удара по рабочему инструменту – 1. Далее цикл повторяется.

Следует отметить, что работа электромагнитной машины осуществляется при полной синхронизации по времени работы электрической, магнитной и механической подсистем ударного узла и питающего его источника напряжения.

Полный рабочий цикл ударного узла осуществляется за время одного периода напряжения питающего источника, что при частоте $f=50$ Гц обеспечивает синхронную частоту ударов бойка $n_{уд}$ и длительность времени рабочего цикла $t_{ц}$:

$$n_{уд} = \frac{60f}{2p} = 3000 \text{ уд/мин}; \quad t_{ц} = \frac{2p}{f} = 0,02 \text{ с},$$

где $2p=1$ – число периодов напряжения в течение времени рабочего цикла.

Питание электромагнитного двигателя наиболее просто может быть осуществлено от источника напряжения промышленной частоты по независимой для каждой катушки однополупериодной схеме выпрямления.

Энергопреобразование по свойственным рабочему циклу динамическим режимам и идентичности повторяющихся процессов рассмотрим на интервалах их следования согласно с рис. 2.

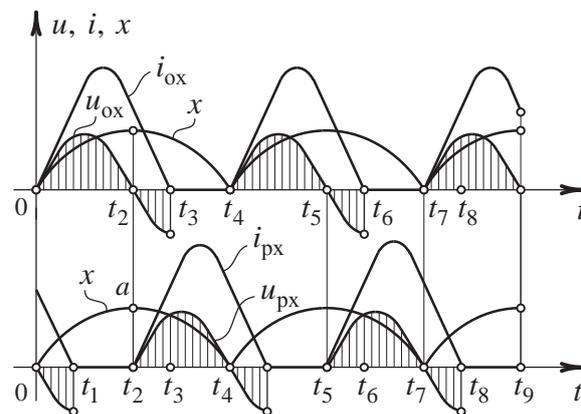


Рис. 2. Рабочий цикл двухкатушечной синхронной электромагнитной машины

Fig. 2. Working cycle of two-coil synchronous electromagnetic machine

Для упрощения анализа силами сопротивления движению бойка пренебрегаем. Также полагаем, что при условии цикличности работы на момент времени $t=0$ механическая система обладает определенным запасом кинетической энергии, приобретенной в предыдущем цикле при отскоке бойка от рабочего инструмента.

Первый этап рабочего цикла совместим со временем обратного хода бойка. Данный этап начинается с момента времени $t=0$ и совпадает со временем подачи импульса напряжения на катушку обратного хода в соответствии с рабочим циклом (рис. 2).

Период времени $0...t_2$ характеризуется ускоренным движением бойка под действием электромагнитных сил катушки обратного хода в направлении инерционного преобразователя.

Одновременно на интервале $0...t_1$ при выходе бойка из положения магнитного равновесия относительно полюсной системы катушки рабочего хода процесс энергопреобразования изменится на обратный. Данный период времени будет характеризоваться электромагнитным торможением бойка. Электрическая энергия из сети катушкой рабочего хода не потребляется. Механическая работа внешних сил, затраченная на преодоление электромагнитного торможения бойка, преобразуется в магнитную с последующим преобразованием в электрическую энергию и рекупируется обратно в сеть, компенсируя при этом энергию тепловых потерь в катушке рабочего хода. Уравнение энергетического баланса катушки

$$\Delta w_{м,рх}(x,t) + \int_0^{t_1} f_{эм,рх} v dt = \int_0^{t_1} i_{рх}^2 R_{рх} dt + \Delta w_{эл,рх}(x,t),$$

где $\Delta w_{м,рх}(x,t)$ – энергия магнитного поля катушки рабочего хода, запасенная в предыдущем цикле; $f_{эм,рх}$ – электромагнитная сила катушки рабочего хода; v – скорость движения бойка, $i_{рх}^2 R_{рх}$ – мощность тепловых потерь катушки рабочего хода; $\Delta w_{эл,рх}(x,t)$ – электрическая энергия, генерируемая обратно в сеть катушкой рабочего хода.

На интервале времени $0...t_2$ (рис. 2) движение бойка в направлении инерционного преобразователя осуществляется с некоторым запасом кинетической энергии, приобретенной после его отскока от рабочего инструмента. Электрическая энергия, потребляемая из сети катушкой обратного хода, расходуется на изменение кинетической энергии бойка при его ускорении, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки, а также на компенсацию на интервале времени $0...t_1$ внешней силы электромагнитного торможения бойка катушкой рабочего хода. Для данного случая уравнение баланса энергий с учтенным запасом кинетической энергии при отскоке бойка от рабочего инструмента следует представить в виде

$$\int_0^{t_2} (u_{ох} i_{ох} - i_{ох}^2 R_{ох}) dt + \frac{mv_0^2}{2} = \int_{v=0}^{v_1} mvdv + \int_0^{t_1} f_{эм,рх} v dt + \Delta w_{м,ох}(x,t),$$

где $u_{ох} i_{ох}$ – мощность источника; $i_{ох}^2 R_{ох}$ – мощность тепловых потерь катушки обратного хода; $\frac{mv_0^2}{2}$ – кинетическая энергия бойка при отскоке от рабочего инструмента; m, v_0 – соответственно масса бойка и его начальная скорость; v_1 – скорость бойка в момент времени t_2 , $\Delta w_{м,ох}(x,t)$ – приращение энергии магнитного поля катушки обратного хода.

В уравнении баланса составляющая $\int_0^{t_1} f_{эм,рх} v dt$ определяет энергию, затраченную на компенсацию усилия электромагнитного торможения бойка катушкой рабочего хода, а составляющая $\int_{v=0}^{v_1} mvdv$ определяет кинетическую энергию бойка в конце интервала на момент времени t_2 , которую можно представить в виде

$$\int_{v=0}^{v_1} mvdv = \frac{mv_0^2}{2} + \int_0^{t_2} f_{эм,ох} v dt - \int_0^{t_1} f_{эм,рх} v dt,$$

где $\int_0^{t_2} f_{эм,ох} v dt$ – работа электромагнитных сил катушки обратного хода по увеличению кинетической энергии бойка и компенсации на интервале времени $0...t_1$ усилия электромагнитного торможения бойка.

Здесь следует отметить, что в зависимости от внешних условий, определяющих начальную скорость бойка v_0 при отскоке от рабочего инструмента, компенсация усилия электромагнитного торможения бойка катушкой рабочего хода может также происходить за счет составляющей кинетической энергии $\frac{mv_0^2}{2}$.

К моменту времени t_2 кинетическая энергия бойка достигает значения

$$\frac{m_n v_n^2}{2} = \int_{x_1}^{x_2} kx dx.$$

В точке a на кривой хода (рис. 2), соответствующей времени t_2 , выполняется реверс бойка и изменение скорости его перемещения на противоположную. При реверсе происходит энергообмен ударом между бойком и движущимся ему навстречу большей массы инерционным преобразователем, обладающим начальным запасом кинетической энергии.

При энергообмене ударом инерционный преобразователь также изменит свою скорость на противоположную, при этом кинетическая энергия преобразователя полностью переходит в потенциальную при сжатии демпферной пружины

$$\frac{m_n v_n^2}{2} = \int_{x_1}^{x_2} kx dx,$$

где k – коэффициент жесткости пружины; kx – усилие сжатия пружины; m_n, v_n – соответственно масса инерционного преобразователя и его начальная скорость в момент удара.

На интервале времени $t_2...t_3$ электрическая энергия катушкой обратного хода не потребляется. Процесс энергопреобразования изменится на обратный, так как внешние силы движущегося в сторону рабочего инструмента бойка, обладающего начальным запасом кинетической энергии, приобретенной в процессе энергообмена ударом, и электромагнитное усилие разворачивающегося электромагнитного поля катушки рабочего хода будут превышать усилие в рабочем зазоре катушки обратного хода, обладающей некоторым запасом магнитной энергии. Данный период времени будет характеризоваться электромагнитным торможением бойка. Механическая работа внешних сил, затраченная на преодоление электромагнитного торможения, преобразуется в магнитную энергию, пополняя имеющийся на данный момент времени запас магнитной энергии катушки с последующим ее преобразованием в электрическую энергию и рекуперацией в сеть, компенсируя при этом энергию тепловых потерь

$$\Delta w_{м,ох}(x,t) + \int_{t_2}^{t_3} f_{эм,ох} v dt = \int_{t_2}^{t_3} i_{ох}^2 R_{ох} dt + \Delta w_{эл,ох}(x,t).$$

В тот же период времени на интервале $t_2...t_4$ электрическая энергия поступает в катушку рабо-

чего хода и боёк ускоренно перемещается в направлении рабочего инструмента. При этом электрическая энергия, поступающая из сети, расходуется на изменение кинетической энергии бойка, компенсацию энергии тепловых потерь катушки, приращение энергии магнитного поля и компенсацию на интервале $t_2...t_3$ внешней силы при электромагнитном торможении бойка катушкой обратного хода

$$\int_{t_2}^{t_4} (u_{\text{рх}} i_{\text{рх}} - i_{\text{рх}}^2 R_{\text{рх}}) dt + \frac{mv_{\text{н}}^2}{2} = \int_{v=0}^{v_2} mv dv + \int_{t_2}^{t_3} f_{\text{эм.ох}} v dt + \Delta w_{\text{м.рх}}(x, t),$$

где $\frac{mv_{\text{н}}^2}{2}$ – приобретенная бойком кинетическая энергия при энергообмене ударом с инерционным преобразователем; $v_{\text{н}}$ – начальная скорость бойка.

По аналогии с энергопреобразованием на интервале времени $0...t_2$ составляющая $\int_{t_2}^{t_3} f_{\text{эм.ох}} v dt$,

входящая в уравнение энергобаланса, определяет энергию, затраченную на компенсацию электромагнитного торможения бойка катушкой обратного хода, а составляющая $\int_{v=0}^{v_2} mv dv$ определяет кинетическую энергию бойка на момент удара по инструменту

$$\int_{v=0}^{v_2} mv dv = \frac{mv_{\text{н}}^2}{2} + \int_{t_2}^{t_4} f_{\text{эм.рх}} v dt - \int_{t_2}^{t_3} f_{\text{эм.ох}} v dt,$$

где $\int_{t_2}^{t_4} f_{\text{эм.рх}} v dt$ – работа электромагнитных сил катушки рабочего хода по увеличению кинетической энергии бойка и компенсации на интервале времени $t_2...t_3$ усилия электромагнитного торможения бойка катушкой холостого хода.

Компенсация усилия электромагнитного торможения бойка катушкой холостого хода может также осуществляться за счет составляющей кинетической энергии $\frac{mv_{\text{н}}^2}{2}$, входящей в уравнение энергобаланса.

В момент времени t_4 боёк наносит удар по рабочему инструменту. Далее цикл повторяется.

Кинетическая энергия бойка за полный цикл будет определяться энергией, приобретенной при энергообмене ударом с инерционным преобразователем, и работой электромагнитных сил катушки рабочего хода по увеличению кинетической энергии бойка при его ускорении в направлении рабочего инструмента

$$\frac{mv_{\text{уд}}^2}{2} = \int_{v=0}^{v_2} mv dv,$$

где $\frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}$ – кинетическая энергия бойка, приобретенная по завершению рабочего цикла; $v_{\text{уд}}$ – скорость бойка в момент удара по рабочему инструменту.

Следует учесть, что в момент удара бойка по рабочему инструменту передается только часть кинетической энергии, другая часть в виде кинетической энергии при отскоке бойка используется в следующем рабочем цикле энергопреобразования.

Энергия, передаваемая рабочему инструменту ударом, составляет

$$A_{\text{уд}} = (1 - k_{\text{от}}) \frac{mv_{\text{уд}}^2}{2},$$

где $k_{\text{от}} = \frac{v_0^2}{v_{\text{уд}}^2}$ – коэффициент отскока бойка от рабочего инструмента.

Величина кинетической энергии бойка при отскоке от рабочего инструмента будет соответствовать

$$\frac{mv_0^2}{2} = k_{\text{от}} \frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}.$$

Реализация рабочего цикла позволяет получать частоту ударов, равную частоте питающей сети. Постоянное воздействие на боёк электромагнитных сил за счет перекрытия времени действия тягового усилия, с одной стороны, обеспечивает устойчивые режимы при работе в широком диапазоне изменений коэффициента отскока бойка от рабочего инструмента, с другой стороны, приводит к некоторому снижению коэффициента полезного действия, связанного с электромагнитным торможением бойка. Несмотря на электромагнитное торможение, КПД при данном способе управления может достигать относительно высоких значений в своем классе электромагнитных машин и составлять 31...45 % [2, 13, 15].

В сравнении с однокатушечными электромагнитными машинами при одинаковой частоте и энергии ударов использование рассмотренного рабочего цикла обеспечивает разгон ударной массы за два импульса тока. Это позволяет уменьшить влияние работы электропривода на питающую сеть, за счет снижения амплитуды тока до 35 %, а также за счет того, что в данном способе управления задействованы в равной степени обе полуволны напряжения питающего однофазного источника.

Применение двухкатушечной системы с инерционным преобразователем для реверса бойка позволяет получать ударную мощность за цикл, превосходящую импульсную мощность источника.

На основе изученного процесса энергопреобразования известного устройства предложен новый способ управления двухкатушечной электромагнитной машиной ударного действия с инерционным реверсом бойка, обеспечивающий снижение влияния работы электропривода на питающую

сеть, так как необходимая кинетическая энергия при ускорении бойка электромагнитными силами достигается за три импульса тока вместо двух в известном способе управления [21].

В предлагаемом способе управления первые две полуволны напряжения подаются на катушку обратного хода, а третья полуволна напряжения – на катушку рабочего хода, с повторением указанной последовательности чередования полувольт напряжений без паузы между циклами. В сравнении с известным способом управления аналогичной по конструкции двухкатушечной электромагнитной машиной с инерционным реверсом бойка новый способ управления при сохранении энергии удара обеспечивает уменьшение влияния работы электропривода на питающую сеть за счет ожидаемого снижения амплитуды тока до 35 %.

Выводы

1. Реализация рабочего цикла в двухкатушечной синхронной электромагнитной машине с инерционным реверсом бойка по сравнению с рабо-

чим циклом однокатушечной синхронной электромагнитной машины при одинаковой частоте и энергии удара позволяет уменьшить влияние работы электропривода на питающую сеть за счет снижения до 35 % амплитудного значения тока.

2. Вызванное рабочим процессом электромагнитное торможение бойка за счет перекрытия времени действия тяговых усилий катушек рабочего и обратного хода приводит к некоторому снижению коэффициента полезного действия электропривода, однако обеспечивает устойчивые режимы его работы в широком диапазоне изменений коэффициента отскока бойка от рабочего инструмента.
3. Реализация нового способа управления в варианте схемы двухкатушечной синхронной электромагнитной машины ударного действия с инерционным реверсом бойка обеспечивает уменьшение влияния работы электропривода на питающую сеть за счет подачи на катушки трех полувольт напряжения источника за время рабочего цикла.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мошкин В.И., Нейман В.Ю., Угаров Г.Г. Импульсные линейные электромагнитные двигатели. – Курган: Изд-во КГУ, 2010. – 220 с.
2. Ряшенцев Н.П., Угаров Г.Г., Львицын А.В. Электромагнитные прессы. – Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние, 1989. – 216 с.
3. Малинин Л.И., Нейман В.Ю. Предельные силовые характеристики электромагнитных двигателей постоянного тока // Электротехника. – 2009. – № 12. – С. 61–66.
4. Malinin L.I., Neyman V.Yu. Limiting power characteristics of direct-current electromagnetic motors // Russian Electrical Engineering. – 2009. – V. 80. – Iss. 12. – P. 701–706.
5. Способы повышения энергетических показателей однообмоточных импульсных устройств с электромагнитным возбуждением / В.Ю. Нейман, Д.М. Евреинов, Л.А. Нейман, А.А. Скотников, Ю.Б. Смирнова // Транспорт: Наука, техника, управление: Научный информационный сборник. – М.: Изд-во ВНИИТИ, 2010. – № 8. – С. 29–31.
6. Линейный электромагнитный двигатель: пат. РФ № 2405237; заявл. 27.05.09; опубл. 27.11.10, Бюл. № 33. – 6 с.
7. Нейман В.Ю. Интегрированные линейные электромагнитные двигатели для импульсных технологий // Электротехника. – 2003. – № 9. – С. 25–30.
8. Neyman V.Yu., Neyman L.A., Petrova A.A. Comparison of geometrically similar electromagnet systems by means of the constancy condition of heat criterion // Russian Electrical Engineering. – 2011. – V. 82. – Iss. 12. – P. 651–652.
9. On the question of taking into account the main dimensions when selecting type of electromagnet according to value of constructive factor / V.Yu. Neyman, L.A. Neyman, A.A. Petrova, A.A. Skotnikov, O.V. Rogova // Russian Electrical Engineering. – 2011. – V. 82. – Iss. 6. – P. 328–331.
10. Нейман В.Ю. Анализ процессов энергопреобразования линейных электромагнитных машин с аккумуляцией магнитной энергии в динамических процессах // Электротехника. – 2003. – № 2. – С. 30–36.
11. Кадышев А.И., Симонов Б.Ф., Нейман В.Ю. К вопросу расчета статических параметров электромагнитных машин ударного действия с большим воздушным зазором и распределенной н.с. // Автоматизированные электромеханические системы: Сб. науч. тр. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2010. – С. 20–26.
12. Нейман Л.А. Анализ процессов энергопреобразования в однокатушечной синхронной электромагнитной машине с двухсторонним выбегом бойка // Известия Томского политехнического университета. – 2013. – Т. 323. – № 4. – С. 112–116.
13. Угаров Г.Г., Нейман В.Ю. К оценке режимов работы электромагнитных ударных машин // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – 1996. – № 4. – С. 72–80.
14. Ряшенцев Н.П., Тимошенко Е.М., Фролов А.В. Теория, расчет и конструирование электромагнитных машин ударного действия. – Новосибирск: Наука, Сиб. отд-ние, 1970. – 260 с.
15. Угаров Г.Г., Нейман В.Ю. Тенденция развития и применения ручных ударных машин с электромеханическим преобразованием энергии // Известия вузов. Электромеханика. – 2002. – № 2. – С. 37–43.
16. Нейман В.Ю., Нейман Л.А., Скотников А.А. Структурный анализ синхронных электромагнитных машин ударного действия // Автоматизированные электромеханические системы: Сб. науч. тр. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2011. – С. 106–121.
17. Нейман В.Ю. К вопросу о рационализации рабочих процессов и выбора конструктивных схем электромагнитных ударных машин // Автоматизированные электромеханические системы: коллективная монография / под ред. В.Н. Аносова. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2004. – С. 155–170.
18. Нейман В.Ю., Нейман Л.А., Скотников А.А. Тенденции в развитии конструкций синхронных двухобмоточных электромагнитных машин для импульсных технологий // Актуальные проблемы энергетики АПК: Матер. II Междунар. научн.-практ. конф. – Саратов: Изд-во СГАУ, 2011. – С. 271–277.
19. Электропривод с линейными электромагнитными двигателями // Н.П. Ряшенцев, Г.Г. Угаров, В.Н. Федонин, А.Т. Малов. – Новосибирск: Наука, 1981. – 150 с.
20. Перьев А.А. Обоснование технических характеристик ручных электромагнитных машин с повышенной энергией ударов // Импульсные линейные электрические машины: Сб. науч. тр. – Новосибирск: ИГД СО АН СССР, 1991. – С. 71–80.
21. Способ управления двухкатушечным электромагнитным двигателем ударного действия: пат. РФ № 2472243; заявл. 10.06.11; опубл. 10.01.13, Бюл. № 1. – 6 с.

Поступила 27.01.2014 г.

UDC 621.313.282.2: 621.313.17

ANALYSIS OF ENERGY CONVERSION IN DOUBLE-COILED SYNCHRONOUS ELECTROMAGNETIC MACHINE WITH HEAD INERTIAL REVERSE

Lyudmila A. Neyman,

Cand. Sc., Novosibirsk State Technical University, 20, Karl Marx Prospect,
Novosibirsk, 630073, Russia. E-mail: neyman@ngs.ru

Relevance of the research is caused by the capability of monitoring output parameters – impact energy and frequency of synchronous impact electromagnetic machine. Such machines transform directly electromagnetic energy to a moving head mechanical work impulse. The operation cycle is implemented by the system of two windings providing direct and reverse impact mass acceleration by electromagnetic forces. According to the proposed scheme variant the impact nodes have been made for the electromagnetic hammers IE-4207, IE-4210 and the electromagnetic perforators IE-4709, IE-4724, ERP-1000 applied in building and construction works. In spite of the fact that the mentioned scheme is wide-spread and well-known for a long time the electrical energy conversion to mechanical work for the total operating cycle was not analyzed in details.

The main aim of the research is to analyse energy transformation in a two-winding synchronous electromagnetic machine with head inertia reverse.

Research methods are based on application of electromechanical system energy balance equation and its separate components over the impact electric drive total operation cycle.

Results and summary: Due to implementation of operation cycles using the two-winding magnetic system and head inertia reverse the impact mass is accelerated forward and backward by electromagnetic forces for two power supply voltage pulses. The known control method allows reducing electric drive effect on power grid, and provides electric drive stable operation in a wide range of head from total withdrawal factor. A new method of controlling electromagnetic machine is proposed on the basis of energy transformation analysis. The proposed method differs from the known one in using three power-line voltage pulses during the operation cycle. The new control method helps impact energy increase, reducing electric drive influence on the power grid.

Key words:

Synchronous electromagnetic machine, electric drive, machine operation cycle, electromechanical system energy balance, impact energy, head inertial reverse, control method.

REFERENCES

- Neyman V.Yu., Moshkin V.I., Ugarov G.G. *Impulsnyye lineynye elektromagnitnyye dvigateli* [Pulsed electromagnetic linear motors]. Kurgan, KGU Press, 2010. 220 p.
- Ryashencev N.P., Ugarov G.G., Lvitsyn A.V. *Elektromagnitnyye pressy* [Electromagnetic press]. Novosibirsk, Nauka Publ. (Sib. Otdelenniy), 1989. 216 p.
- Malinin L.I., Neyman V.Yu. Predelnye silovye kharakteristiki elektromagnitnykh dvigateley postoyannogo toka [Maximum permissible power characteristics of DC electromagnetic motors]. *Elektrotehnika*, 2009, no. 12, pp. 61–66.
- Malinin L.I., Neyman V.Yu. Limiting power characteristics of direct-current electromagnetic motors. *Russian Electrical Engineering*, 2009, vol. 80, Iss. 12, pp. 701–706.
- Neyman V.Yu., Evreinov D.M., Neyman L.A., Skotnikov A.A., Smirnova Yu.B. Sposoby povysheniya energeticheskikh pokazateley odnoobmotochnykh impulsnykh ustroystv s elektromagnitnym vzbuzhdeniem [Ways to improve energy performance of indices of single-winding pulsed devices with electromagnetic excitation]. *Transport: Nauka, tekhnika, upravlenie: Nauchny informatsionnyy sbornik*. Moscow, VINITI Press, 2010. No. 8, pp. 29–31.
- Neyman V.Yu., Smirnova Yu.B., Petrova A.A., Evreinov D.M. *Lineyny elektromagnitnyy dvigatel* [Linear electromagnetic motor]. Patent RF, no. 2405237, 2010.
- Neyman V.Yu. Integrirovannyye lineynyye elektromagnitnyye dvigateli dlya impulsnykh tekhnologiy [Integrated linear electromagnetic motors with pulse technology]. *Elektrotehnika*, 2003, no. 9, pp. 25–30.
- Neyman V.Yu., Neyman L.A., Petrova A.A. Comparison of geometrically similar electromagnet systems by means of the constancy condition of heat criterion. *Russian Electrical Engineering*, 2011, vol. 82, Iss. 12, pp. 651–652.
- Neyman V.Yu., Neyman L.A., Petrova A.A., Skotnikov A.A., Rogova O.V. On the question of taking into account the main dimensions when selecting type of electromagnet according to value of constructive factor. *Russian Electrical Engineering*, 2011, vol. 82, Iss. 6, pp. 328–331.
- Neyman V.Yu. Analiz protsessov energopreobrazovaniya lineynykh elektromagnitnykh mashin s akkumulirovaniem magnitnoy energii v dinamicheskikh protsessakh [Analysis of energy conversion of linear electromagnetic machines with magnetic energy accumulation in dynamic processes]. *Elektrotehnika*, 2003, no. 2, pp. 30–36.
- Kadyshchev A.I., Simonov B.F., Neyman V.Yu. K voprosu rascheta staticheskikh parametrov elektromagnitnykh mashin udarnogo deystviya s bolshim vozdushnym zazorom i raspredelennoy n.s. [On the issue of calculating static parameters of electromagnetic machines percussion with a large air gap and distributed m.f.]. *Avtomatizirovannyye elektromekhanicheskiye sistemy*. Novosibirsk, NGTU Press, 2010. pp. 20–26.
- Neyman L.A. Analiz protsessov energopreobrazovaniya v odnokatushechnoy sinkhronnoy elektromagnitnoy mashine s dvukhstoronnim vybegom boyka [Analysis of energy conversion in single-coil electromagnetic synchronous machine with two-sided striker coasted]. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2013, vol. 323, no. 4, pp. 112–116.
- Ugarov G.G., Neyman V.Yu. K otsenke rezhimov raboty elektromagnitnykh udarnykh mashin [On evaluation of electromagnetic modes of shock machines]. *Fiziko-tehnicheskiye problemy razrabotki poleznykh iskopaemykh*, 1996, no. 4, pp. 72–80.
- Ryashencev N.P., Timoshenko E.M., Frolov A.V. *Teoriya, raschet i konstruirovaniye jelektromagnitnykh mashin udarnogo deystviya* [Theory, calculation and design of electromagnetic machines Impact]. Novosibirsk, Nauka, Sib. otd-nie, 1970. 260 p.
- Ugarov G.G., Neyman V.Yu. Tendentsiya razvitiya i primeneniya ruchnykh udarnykh mashin s elektromekhanicheskim preobrazovaniem energii [The trend of developing and applying hand drum machines with electromechanical energy conversion]. *Izvestiya vuzov, Elektromekhanika*, 2002, no. 2, pp. 37–43.

16. Neyman V.Yu., Neyman L.A., Skotnikov A.A. Strukturny analiz sinkhronnykh elektromagnitnykh mashin udarnogo deystviya [Structural analysis of synchronous electromagnetic percussion machines]. *Avtomatizirovannye elektromekhanicheskie sistemy*. Novosibirsk, NGTU Press, 2011. pp. 106–121.
17. Neyman V.Yu. K voprosu o ratsionalizatsii rabochikh protsessov i vybora konstruktivnykh skhem elektromagnitnykh udarnykh mashin [On the issue of rationalization of work processes and selection of design schemes of electromagnetic drum machines]. *Avtomatizirovannye elektromekhanicheskie sistemy: Kollektivnaya monografiya*, [Automated electromechanical systems. Monograph]. Ed. by V.N. Anosov. Novosibirsk, NGTU Press, 2004, pp. 155–170.
18. Neyman V.Yu., Neyman L.A., Skotnikov A.A. Tendentsii v razvitiitii konstruktsiy sinkhronnykh dvukhobmotochnykh elektromagnitnykh mashin dlya impulsnykh tekhnologiy [Trends in development of structures of synchronous two-winding machines for electromagnetic pulse technology]. *Aktualnye problemy energetiki APK: Materialy II Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii* [Actual problems of energy APC: Proc. of the II International. research conference]. Saratov, SGAU Prtess, 2011. pp. 271–277.
19. Ryashentsev N.P., Ugarov G.G., Fedonin V.N., Malov A.T. *Elektroprivod s lineynymi elektromagnitnymi dvigatelyami* [Electric drive with linear electromagnetic motors]. Novosibirsk, Nauka publ., 1981. 150 p.
20. Pereva A.A. Obosnovanie tekhnicheskikh kharakteristik ruchnykh elektromagnitnykh mashin s povyshennoy energiyey udarov [Justification of specifications of manual electromagnetic machines with high energy shock]. *Impulsnye lineynye elektricheskie mashiny*. Novosibirsk, IGD SO AN SSSR, 1991. pp. 71–80.
21. Neyman V.Yu., Skotnikov A.A., Neyman L.A., Smirnov Yu. *Sposob upravleniya dvukhkatushechnym elektromagnitnym dvigatelem udarnogo deystviya* [Method for controlling an electromagnetic two-coil impact motor]. Patent RF, no. 2472243, 2013.

Received: 20 January 2014.

УДК 621.311.016:519.23

МЕТОДИКА ИДЕНТИФИКАЦИИ СТАТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК НАГРУЗКИ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ АКТИВНОГО ЭКСПЕРИМЕНТА

Хрущев Юрий Васильевич,

д-р техн. наук, профессор кафедры электрических сетей и электротехники
ФГАОУ ВО «Национальный исследовательский Томский политехнический
университет», Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, д. 30.
E-mail: khrushchev@tpu.ru

Панкратов Алексей Владимирович,

канд. техн. наук, ассистент кафедры электрических сетей и электротехники
ФГАОУ ВО «Национальный исследовательский Томский политехнический
университет», Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, д. 30.
E-mail: pank@tpu.ru

Бацева Наталья Ленмировна,

канд. техн. наук, доцент кафедры электрических сетей и электротехники
ФГАОУ ВО «Национальный исследовательский Томский политехнический
университет», Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, д. 30.
E-mail: davek-19K@yandex.ru

Полищук Владимир Иосифович,

канд. техн. наук, доцент кафедры электрических сетей и электротехники
ФГАОУ ВО «Национальный исследовательский Томский политехнический
университет», Россия, 634050, г. Томск, пр. Ленина, д. 30.
E-mail: polischukvi@tpu.ru

Тавлинцев Александр Сергеевич,

ассистент кафедры автоматизированных электрических систем УралЭНИН
«Уральский Федеральный университет», Россия, 620002, г. Екатеринбург,
ул. Мира, д. 19. E-mail: winddaes@gmail.com

Актуальность работы обусловлена отсутствием в настоящее время учета фактических параметров и характеристик электрических нагрузок при моделировании и исследовании режимов энергосистем, так как последний раз данные об электрических нагрузках обновлялись более двадцати лет назад. Внимание именно к статическим характеристикам связано с тем, что они используются в настоящее время в программных комплексах, на базе которых решаются задачи диспетчерского управления и планируются объемы поставок электроэнергии на оптовом рынке. При использовании статических характеристик помимо классических задач анализа установившихся режимов определяются пределы апериодической статической устойчивости, производится анализ динамических переходов, уточняются ограничения при определении максимально допустимых перетоков в контролируемых сечениях энергосистем, выполняются расчеты комплексной нагрузки.

Цель исследования: разработка и апробация методики идентификации полиномиальной модели электрической нагрузки по результатам активного эксперимента.

Методы исследования: В качестве исходных данных были использованы массивы значений напряжения, активной и реактивной мощностей. Для математической обработки экспериментальных данных с целью идентификации статических характеристик нагрузки по напряжению применялись два математических метода: метод последовательных приближений и метод наименьших квадратов для решения плохо обусловленных систем линейных алгебраических уравнений. Все расчеты выполнялись в программном комплексе MathCAD.

Результаты: Выявлены и апробированы математические методы обработки экспериментальных данных для решения задачи идентификации статических характеристик нагрузки по напряжению. Показано, что статическую характеристику реактивной мощности следует представлять полиномом второй степени, в то время как статическую характеристику по активной мощности лучше представлять линейной зависимостью. Получены коэффициенты полиномов второй степени, которые могут быть использованы для моделирования нагрузки при расчетах электрических режимов.

Ключевые слова:

Статические характеристики нагрузки, ток, напряжение, активная мощность, реактивная мощность, подстанция, энергосистема, экспериментальные данные.

Введение

Одной из важных задач, решаемых в процессе функционирования рынка электрической энергии, является выявление ограничений на передачу электрической энергии и мощности по сечениям и отдельным элементам электрической сети. Задачи повышения точности определения таких ограничений являются крайне важными, поскольку их грубая оценка приводит к завышению запасов по параметрам режима и, как следствие, к недоиспользованию возможностей повышения технико-экономических показателей электроэнергетической системы (ЭЭС).

Известно, что большое влияние на точность определения ограничений по транспортной способности ЭЭС оказывает выбор способа моделирования электрической нагрузки. Моделирование нагрузки для анализа режимов работы ЭЭС связано с определенными трудностями, обусловленными тем, что в каждом узле имеется большое количество электроприемников, различающихся по мощности, параметрам, нагрузке и условиям работы. Существенно различается и состав нагрузки, а точная информация по составу и параметрам электроприемников узла нагрузки зачастую отсутствует.

Большое значение вопросу моделирования нагрузок стало уделяться после серии крупных аварий в зарубежных ЭЭС, когда отсутствие учета фактических значений параметров и характеристик нагрузки привело к нарушению устойчивости работы ЭЭС, проблемам восстановления питания в послеаварийном режиме и причинению значительного ущерба потребителям [1–3].

В России увеличивающийся интерес к вопросу корректного представления электрической нагрузки в расчетных моделях ЭЭС связан, в первую очередь, с утерей актуальности данных, прежде всего, о статических характеристиках нагрузки (СХН) по напряжению, обновлявшихся последний раз более двадцати лет назад. Пристальное внимание именно к статическим характеристикам связано с тем, что в настоящее время они используются в программных комплексах, на базе которых решаются задачи диспетчерского управления и планируются объемы поставок электроэнергии на оптовом рынке. При их использовании помимо классических задач анализа установившихся режимов с повышенной точностью определяются пределы аperiодической статической устойчивости, производится анализ динамических переходов ЭЭС, выполняются расчеты статической устойчивости сложной (комплексной) нагрузки [4–6].

При учете поведения нагрузки применяется ее эквивалентирование (моделирование), когда нагрузку представляют либо совокупностью эквивалентных синхронных и асинхронных электродвигателей и статической частью, либо уравнениями, описывающими процессы в узле, либо статическими и динамическими характеристиками по напряжению и частоте [6–11].

Характеристика объекта исследования

Идентификация СХН по напряжению выполнялась для электроприемников, питаемых от второй секции шин 6 кВ подстанции 35/6 кВ Сибкабель (далее – Подстанция), которая находится в собственности ЗАО «Сибкабель» (г. Томск). Следует отметить, что ЗАО «Сибкабель» относится к многономенклатурным предприятиям, где в одном цеху выпускается несколько видов кабельной продукции, номенклатура которой меняется день ото дня в зависимости от покупательского спроса, следовательно, особенностью режима работы предприятия является неоднородный по времени технологический процесс с постоянно изменяющимся режимом работы электрооборудования, что создает определенные трудности в получении СХН, связанные с разработкой процедуры фильтрации экспериментальных данных.

Согласно схеме Подстанции, представленной на рис. 1, на ней установлены два трансформатора марки ТДНС-10000/35 с диспетчерскими номерами Т-1 и Т-2 и следующими техническими характеристиками: номинальная мощность 10 МВА; пределы регулирования напряжения $\pm 8 \times 1,5 \%$; напряжение обмоток $U_{в.ном} = 36,75$ кВ; $U_{н.ном} = 6,3$ кВ; номер положения привода устройства регулирования напряжения под нагрузкой (РПН) в нормальном режиме работы 11.

Исследуемые электроприемники запитаны от трансформатора с диспетчерским номером Т-2.

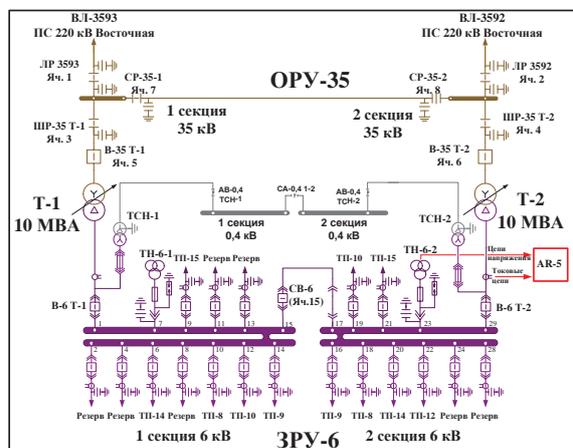


Рис. 1. Схема подстанции 35/6 кВ Сибкабель

Fig. 1. Arrangement of Sibkabel 35/6 kV substation

Класс точности трансформаторов тока (ТТ) 0,2S, класс точности трансформаторов напряжения (ТН) 0,5.

К шинам 0,4 кВ трансформаторных подстанций (ТП) подключены компенсирующие устройства, которые при проведении активного эксперимента были отключены.

От второй секции шин запитаны электроприемники, характеристика которых приведена в табл. 1.

Таблица 1. Электроприемники, питаемые от второй секции шин 6 кВ**Table 1.** Power consumers supplied from the second section of 6 kV bars

Номер ячейки, согласно рис. 1 Cell number according to Fig. 1	Номер ТП/Цеха Transformer sub-station (TS)/Works-top	Характеристика электроприемников Power consumer characteristics
16	9/11, 6	Освещение, водонагревательная установка, подъемники, вальцовочные станки Lightning, water heating unit, elevator, plate rolling machine
18	8/4	Освещение, синхронные двигатели СД-2 и СД-4 марки СДРЗ-14-56-12-УЗ Lightning, synchronous motors SD-2 and SD-4 of SDR3-14-56-12-UZ brand
19	10/3, 11	Освещение, вентиляция, кран-балки, фольгорезка, насосы, перемоточные механизмы, компрессоры, градирня Lightning, ventilation, overhead crane track, foil cutter, pumps, winding devices, compressors, cooling tower
20	14/8, 12, 13	Освещение, вентиляция, станция обеззараживания Lightning, ventilation, sterilizing station
21	15	Освещение складов Warehouse lightning
22	12/3	Насосы, перемоточные механизмы, компрессоры, градирня Pumps, winding devices, compressors, cooling tower

Методика проведения активного эксперимента

Методы определения СХН по напряжению делятся на три вида: метод активного эксперимента, метод пассивного эксперимента, расчетный метод [6–8, 11].

Активный эксперимент используется для определения СХН по напряжению при принудительном изменении в определенном диапазоне напряжения в узле нагрузки. При этом измеряются напряжение, активная и реактивная мощности узла нагрузки, а при необходимости, отдельные электроприемников.

Пассивный эксперимент основан на наблюдении за параметрами режима в течение определенного промежутка времени, например суток, и регистрации значений напряжения и мощностей узла нагрузки.

Расчетный метод заключается в определении СХН узла на основе данных о схеме электроснабжения узла нагрузки и о статических характеристиках мощности электроприемников, или групп электроприемников, полученных экспериментально либо с использованием обобщенных характеристик мощности.

Среди представленных методов активный эксперимент считается наиболее точным методом определения СХН, так как характеристики снимаются в ходе натурных испытаний в период эксплуатации энергообъекта.

В результате анализа электрических схем ЗАО «Сибкабель» было установлено, что при проведении активного эксперимента изменение напряжения будет осуществляться при помощи РПН Т-2 Подстанции. Объекты, режим работы или состояние электрооборудования которых изменятся из-за проведения активного эксперимента, не были выявлены.

Эксперимент проводился по согласованной с ЗАО «Сибкабель» Программе испытаний, согласно которой:

- утвержден порядок планируемых оперативных переключений, обеспечивающих проведение измерений по разработанной Программе испытаний;
- сформирована группа лиц, участвующих в эксперименте, назначены её руководители;
- разработаны инструкции по проведению работ для лиц, входящих в сформированную группу. Активный эксперимент был проведен в следующем порядке:
 - предварительно выполнены необходимые организационные и технические мероприятия, в том числе: подготовка рабочего места, установка и подключение цифрового анализатора электропотребления AR5 (Испания). Анализаторы серии AR5 являются программируемыми приборами, которые измеряют, вычисляют и сохраняют в памяти измеренные параметры режима электрических сетей и имеют внутреннюю память для сохранения всех измеренных параметров для дальнейшей загрузки в компьютер с помощью специализированного программного обеспечения [12]. Анализатор был подключен к вторичным цепям ТТ классом точности 0,2S В-6 Т-2, ячейка 29 и ТН классом точности 0,5 ТН-6–2 Подстанции по схеме, приведенной на рис. 1, проверен и настроен.
 - определены допустимые уровни повышения и понижения напряжения на шинах 6 кВ Подстанции. С помощью расчетов было установлено, что уровни напряжения при проведении эксперимента не будут превышать установленного диапазона 7,2–5,9 кВ. Максимальное значение напряжения ограничивается условиями эксплуатации электрооборудования, а минимальное – условиями устойчивости узла нагрузки. Полный диапазон изменения напряжения будет больше 15 % от $U_{ном}$, что соответствует условиям проведения активного эксперимента [6–8, 11].
 - в соответствии с утверждённой Программой испытаний с помощью устройства РПН Т-2 на второй секции шин 6 кВ изменялось напряжение, при этом продолжительность работы на каждой ступени с постоянным напряжением составляла не менее 2-х минут, а общая продолжительность эксперимента составила 41 мин. Изменение напряжения проводилось при постоянном контроле частоты сети.

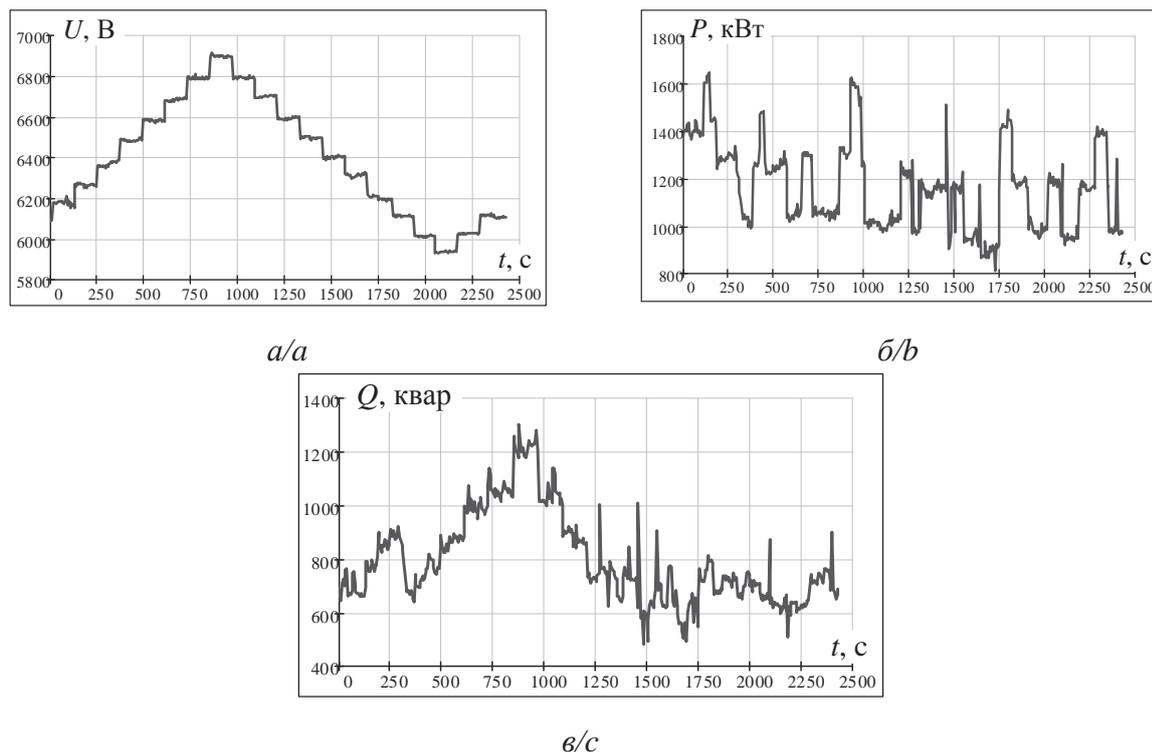


Рис. 2. Графики зависимости от времени: а) напряжения; б) активной мощности; в) реактивной мощности

Fig. 2. a) voltage; b) active power; c) reactive power time dependence curves

- предварительно построены зависимости $P(U)$ и $Q(U)$ и оценено изменение электропотребления, вызванное изменением состава потребителей.

После проведения эксперимента был сформирован файл, содержащий массивы измерений междуфазного напряжения U_i , трехфазной активной мощности P_i , трехфазной реактивной мощности Q_i .

Анализ экспериментальных данных

При проведении активного эксперимента были измерены $N+1=489$ значений междуфазного напряжения U_i , трехфазной активной мощности P_i , трехфазной реактивной мощности Q_i .

На рис. 2, а–в приведены графики зависимостей измеренных значений напряжения, активной и реактивной мощности от времени.

Зависимости $P_i=f(U_i)$ и $Q_i=f(U_i)$ будут выглядеть так, как это показано на рис. 3, а, б соответственно.

В ходе активного эксперимента изменение состава потребителей не было, но постоянства мощностей нагрузки не наблюдается в силу индивидуальных особенностей режима работы предприятия, а именно неоднородного по времени технологического процесса с постоянно изменяющимся режимом работы электрооборудования. Диапазон изменения напряжения составил 15,75 %. Значение частоты за период измерений составляло 50 Гц. Данные активного эксперимента признаны удовлетворительными для идентификации СХН по напряжению.

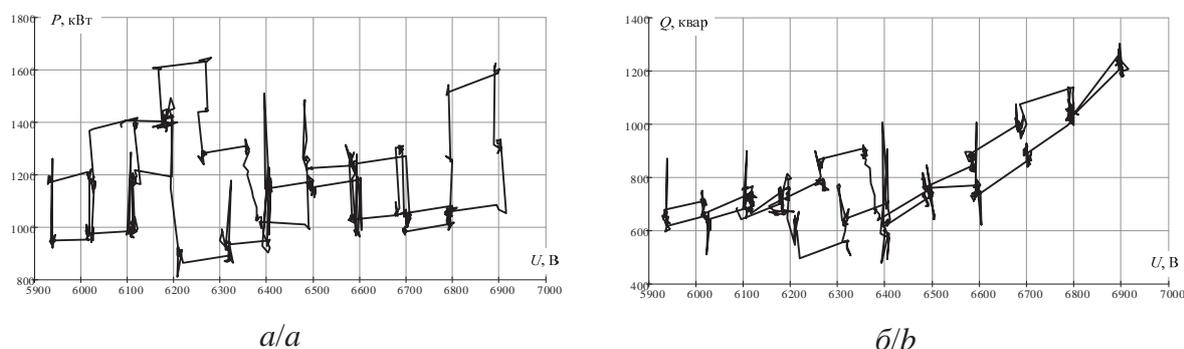


Рис. 3. Графики зависимости: а) $P_i=f(U_i)$; б) $Q_i=f(U_i)$

Fig. 3. Dependence diagrams: a) $P_i=f(U_i)$; b) $Q_i=f(U_i)$

Математические основы и методика обработки экспериментальных данных

В качестве математической модели для идентификации СХН по напряжению могут быть использованы формулы (1), (2), представляющие собой полиномы второй степени [6–8, 11]:

$$P = P_{\text{БАЗ}} \cdot \left(a_0 + a_1 \frac{U}{U_{\text{БАЗ}}} + a_2 \left(\frac{U}{U_{\text{БАЗ}}} \right)^2 \right); \quad (1)$$

$$Q = Q_{\text{БАЗ}} \cdot \left(b_0 + b_1 \frac{U}{U_{\text{БАЗ}}} + b_2 \left(\frac{U}{U_{\text{БАЗ}}} \right)^2 \right), \quad (2)$$

где $U_{\text{БАЗ}}$ – базовое напряжение узла нагрузки (электроустановки); $P_{\text{БАЗ}}$, $Q_{\text{БАЗ}}$ – потребление активной и реактивной мощности, соответствующее базовому напряжению; a_0 , a_1 , a_2 , b_0 , b_1 , b_2 – коэффициенты полиномов.

Полученные экспериментальные данные содержат регулярную и нерегулярную составляющие потребления мощности. Регулярная составляющая описывает настоящее изменение процесса потребления, а нерегулярная характеризует случайный процесс потребления, а вместе с этим и вероятные отклонения значений мощности.

Применительно к задаче идентификации СХН нерегулярную составляющую можно охарактеризовать изменением значения базовой мощности $P_{\text{БАЗ}}$, соответствующей заданному базовому напряжению $U_{\text{БАЗ}}$, при неизменности коэффициентов полиномов, представленных в относительных единицах. Изменение базовой мощности учитывает как непостоянство состава электроприемников во время проведения эксперимента и особенности технологического процесса, так и погрешность измерений. Фактически идентификация СХН по напряжению сводится к решению одной из следующих задач: нахождению массива значений базовой мощности $P_{\text{БАЗ}}$, соответствующей моментам проведения измерений t_i – нерегулярная составляющая, либо к нахождению значений коэффициентов полиномов СХН – регулярная составляющая. Значения мощности, полученные при одном и том же значении напряжения, могут значительно отличаться. Это означает, что нерегулярная составляющая оказывает существенное, а порой и определяющее влияние на результаты измерений, поэтому в методике идентификации СХН по напряжению по результатам активного эксперимента необходимо предусмотреть выделение регулярной составляющей.

Наиболее широко используемый метод, когда присутствует нерегулярная составляющая и требуется определить коэффициенты многочлена, входящие в него линейно, – это аппроксимация по наименьшим квадратам [13–18].

Для удобства набор значений U_i , P_i , Q_i , полученный для одного и того же момента времени t_i , будем называть измерением с порядковым номером i .

В качестве базового напряжения $U_{\text{БАЗ}}$ принимают значение напряжения, соответствующее нормальному положению устройства РПН. Значение базового напряжения является константой.

Каждое значение напряжения U_i переводят в относительные единицы по формуле:

$$U_{*i} = \frac{U_i}{U_{\text{БАЗ}}}. \quad (3)$$

Так как активный эксперимент проводился при изменении напряжения узла нагрузки с помощью РПН, то из полученных массивов экспериментальных данных следует выделить те, которые соответствуют моментам времени перед изменением напряжения и сразу после изменения напряжения. Такими данными являются пары соседних измерений, на интервале времени между которыми происходит перевод устройства РПН. Измерения получены с минимальной разницей по времени, поэтому вероятность существенного изменения базовой мощности между ними мала и можно утверждать, что именно на соседние измерения нерегулярная составляющая оказывает наименьшее влияние. Помимо этого, между такими точками производится принудительное изменение напряжения. Реакция нагрузки на такое изменение напряжения обусловлена в первую очередь «естественной» СХН.

Одна ступень привода РПН изменяет напряжение от 1 % и более [19, 20], поэтому для выделения пар измерений можно использовать условие:

$$|U_{*i+1} - U_{*i}| \cdot 100 \% > 1 \%. \quad (4)$$

Если для измерений (i) и ($i+1$) условие (4) выполняется, то пара измерений оставляется для дальнейшего процесса идентификации СХН. Если условие не выполняется, то производится фильтрация измерений. Количество пар измерений, оставленных для дальнейшего процесса идентификации СХН, будет соответствовать количеству переводов устройства РПН во время проведения активного эксперимента.

Важным является тот факт, что следует рассматривать не отдельные измерения, а именно пары, которые на данном этапе одни и те же как для активной, так и для реактивной мощности.

После выделения пар измерений получится $M+1$ отрезков с номером $j=0...M$. Если обозначить номер начала отрезка $2 \cdot j$, а номер конца отрезка $2 \cdot j+1$, то массив первых измерений всех отрезков можно обозначить, как U_{*2j} , P_{2j} , Q_{2j} , а массив вторых измерений всех отрезков, как U_{*2j+1} , P_{2j+1} , Q_{2j+1} .

Дальнейший алгоритм строится на предположении, что в точках (U_{*2j}, P_{2j}) и (U_{*2j+1}, P_{2j+1}) базовая мощность $P_{\text{БАЗ}j}$, а в точках (U_{*2j}, Q_{2j}) и (U_{*2j+1}, Q_{2j+1}) базовая мощность $Q_{\text{БАЗ}j}$ неизменны, поэтому из оставленных для дальнейшего процесса идентификации СХН пар измерений следует исключить те, между которыми базовая мощность меняется.

Для решения задачи исключения пар измерений, между которыми базовая мощность меняется

ся, можно использовать значения регулирующих эффектов нагрузки KP_j и KQ_j , рассчитанных для пар измерений по формулам из [6, 7]:

$$KP_j = \frac{P_{2,j+1} - P_{2,j}}{U_{*2,j+1} - U_{*2,j}} \cdot \frac{U_{*2,j+1} + U_{*2,j}}{P_{2,j+1} + P_{2,j}}; \quad (5)$$

$$KQ_j = \frac{Q_{2,j+1} - Q_{2,j}}{U_{*2,j+1} - U_{*2,j}} \cdot \frac{U_{*2,j+1} + U_{*2,j}}{Q_{2,j+1} + Q_{2,j}}. \quad (6)$$

При неизменном значении базовых мощностей $P_{\text{БАЗ}}$ и $Q_{\text{БАЗ}}$ на значения регулирующих эффектов не окажет влияние представление напряжения в относительных единицах, а мощностей – в именованных, так как отношения мощностей являются безразмерными величинами.

Если базовые мощности изменяются в пределах одного отрезка (от момента времени t_{2j} до момента времени t_{2j+1}), то значения регулирующих эффектов будет отличаться от вычисленных при неизменных $P_{\text{БАЗ}}$ и $Q_{\text{БАЗ}}$.

В ограниченном диапазоне изменения напряжения, таком, который обычно принимают при проведении активного эксперимента, регулирующие эффекты нагрузки изменяются незначительно, а зависимости $KP(U_*)$ и $KQ(U_*)$ близки к линейным [6–8].

Таким образом, для идентификации СХН остается ограниченное количество измерений.

Опыт анализа данных активных экспериментов показывает, что по активной мощности могут быть отфильтрованы одни измерения, а по реактивной – совершенно другие. В рамках предлагаемой методики фильтрация измерений по активной и реактивной мощности проводится отдельно, и наборы пар измерений, оставленных для дальнейшей идентификации СХН, различны, поэтому введем следующие обозначения: количество пар измерений после фильтрации по активной мощности обозначим M_p+1 , по реактивной мощности M_q+1 , номера отрезков по активной мощности $j_p=0...M_p$, по реактивной мощности $j_q=0...M_q$, массивы первых измерений, оставленных для рассмотрения отрезков по активной мощности (U_{*2,j_p}, P_{2,j_p}), по реактивной мощности (U_{*2,j_q}, Q_{2,j_q}), а массивы вторых измерений ($U_{*2,j_p+1}, P_{2,j_p+1}$) и ($U_{*2,j_q+1}, Q_{2,j_q+1}$) соответственно. Массивы напряжения после исключения пар измерений для активной и реактивной мощностей становятся различными, использование индексов j_p или j_q покажет, какой из массивов напряжения используется.

Для идентификации СХН по напряжению предлагается использовать метод последовательных приближений, суть которого состоит в нахождении алгоритма поиска искомой величины по известному приближению следующего, более точного приближения [13–18].

Первое приближение строится на расчете значений базовых мощностей, по которым затем вычисляются значения мощностей в относительных единицах и значения коэффициентов полиномов.

Для расчета значений базовой мощности можно использовать формулы:

$$U_{*(j_p)} = \frac{U_{*(2-j_p+1)} + U_{*(2-j_p)}}{2}; \quad P_{(j_p)} = \frac{P_{(2-j_p+1)} + P_{(2-j_p)}}{2}; \quad (7)$$

$$U_{*(j_q)} = \frac{U_{*(2-j_q+1)} + U_{*(2-j_q)}}{2}; \quad Q_{(j_q)} = \frac{Q_{(2-j_q+1)} + Q_{(2-j_q)}}{2}. \quad (8)$$

Базовая мощность первого отрезка принимается равной одной относительной единице. Учитывая, что активный эксперимент начинается при нормальном положении РПН и напряжении, близком к базовому значению, такое предположение можно считать истинным, тогда $P_{\text{БАЗ}(0)}=P_{(0)}$; $Q_{\text{БАЗ}(0)}=Q_{(0)}$.

Зная базовую мощность предыдущего отрезка, определяют базовую мощность следующего отрезка по формулам (9):

$$P_{\text{БАЗ}(j_p+1)} = \frac{P_{2,j_p+2} \cdot P_{\text{БАЗ}(j_p)}}{P_{2,j_p+1}};$$

$$Q_{\text{БАЗ}(j_q+1)} = \frac{Q_{2,j_q+2} \cdot Q_{\text{БАЗ}(j_q)}}{Q_{2,j_q+1}}. \quad (9)$$

Осуществляют перевод мощностей в относительные единицы по формулам (10, 11):

$$P_{*2-j_p} = \frac{P_{2,j_p}}{P_{\text{БАЗ}(j_p)}}; \quad P_{*2-j_p+1} = \frac{P_{2,j_p+1}}{P_{\text{БАЗ}(j_p)}}; \quad (10)$$

$$Q_{*2-j_q} = \frac{Q_{2,j_q}}{Q_{\text{БАЗ}(j_q)}}; \quad Q_{*2-j_q+1} = \frac{Q_{2,j_q+1}}{Q_{\text{БАЗ}(j_q)}}. \quad (11)$$

Используя метод наименьших квадратов [13, 15, 16, 18], составляют систему уравнений вида (12), например, для активной мощности:

$$\begin{pmatrix} P_{*0} \\ P_{*1} \\ \dots \\ P_{*M_p+1} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & U_{*0} & U_{*0}^2 \\ 1 & U_{*1} & U_{*1}^2 \\ \cdot & \cdot & \cdot \\ 1 & U_{*M_p+1} & U_{*M_p+1}^2 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} a_0 \\ a_1 \\ a_2 \end{pmatrix}. \quad (12)$$

Система уравнений (12) относится к переопределенным системам линейных алгебраических уравнений, в которых число уравнений больше числа неизвестных.

Для решения системы уравнений (12) можно ввести обозначения:

$$x = \begin{pmatrix} a_0 \\ a_1 \\ a_2 \end{pmatrix}; \quad A = \begin{pmatrix} 1 & U_{*0} & U_{*0}^2 \\ 1 & U_{*1} & U_{*1}^2 \\ \cdot & \cdot & \cdot \\ 1 & U_{*M_p+1} & U_{*M_p+1}^2 \end{pmatrix};$$

$$b = \begin{pmatrix} P_{*0} \\ P_{*1} \\ \dots \\ P_{*M_p+1} \end{pmatrix}. \quad (13)$$

Применяя критерий минимизации суммы квадратов разностей правой и левой частей системы, то есть

$$(Ax - b)^T \cdot (Ax - b) \rightarrow \min, \quad (14)$$

получают решение

$$A^T Ax = A^T b \Rightarrow x = (A^T A)^{-1} \cdot A^T b, \quad (15)$$

где A^T – транспонированная матрица.

Полученные в результате значения коэффициентов полиномов a_0, a_1, a_2 и b_0, b_1, b_2 являются первым приближением.

Исходя из предположения о том, что в пределах j -го отрезка базовая мощность остается неизменной, рассчитывают значения базовой мощности для каждого из отрезков:

$$P_{\text{БАЗ}(j_p)} = \frac{P_{c_{j_p}}}{a_0 + a_1 \cdot U_{*c_{j_p}} + a_2 \cdot U_{*c_{j_p}}^2}; \quad (16)$$

$$Q_{\text{БАЗ}(j_Q)} = \frac{Q_{j_Q}}{b_0 + b_1 \cdot U_{*j_Q} + b_2 \cdot U_{*j_Q}^2}. \quad (17)$$

Повторяют действия по определению уточненных коэффициентов полиномов: используя формулы (10), (11), значения измеренных мощностей переводят в относительные единицы; затем с помощью формул (12)–(15) уточняют коэффициенты a_0, a_1, a_2 и b_0, b_1, b_2 .

Следует отметить, что итерационный метод не учитывает условия

$$a_0 + a_1 + a_2 = 1; \quad b_0 + b_1 + b_2 = 1, \quad (18)$$

поэтому СХН могут удаляться от точки с координатами (1;1) с каждой последующей итерацией. Во избежание этого достаточно каждый раз умножать полученные коэффициенты на величину $\frac{1}{a_0 + a_1 + a_2}$

для активной мощности и на величину $\frac{1}{b_0 + b_1 + b_2}$

для реактивной, и, таким образом, с каждой новой итерацией уточнять значения коэффициентов.

Для оценки точности предлагается использовать значение среднеквадратического отклонения всех оставленных после фильтрации значений мощности, представленных в относительных единицах:

$$\sigma_p = \sqrt{\frac{1}{2 \cdot M_p + 2} \times \sum_{i_p=0}^{2 \cdot M_p + 1} [P_{*i_p} - (a_0 + a_1 \cdot U_{*i_p} + a_2 \cdot U_{*i_p}^2)]^2}; \quad (19)$$

$$\sigma_Q = \sqrt{\frac{1}{2 \cdot M_Q + 2} \times \sum_{i_Q=0}^{2 \cdot M_Q + 1} [Q_{*i_Q} - (b_0 + b_1 \cdot U_{*i_Q} + b_2 \cdot U_{*i_Q}^2)]^2}. \quad (20)$$

Итерационный процесс следует продолжать до тех пор, пока значение среднеквадратического отклонения уменьшается.

Апробация методики

В качестве базового напряжения было принято значение напряжения, соответствующее нормальному положению РПН Т-2: $U_{\text{БАЗ}}=6200$ В.

Все значения напряжения были переведены в относительные единицы по формуле (3). Из общего массива измерений выделены те измерения, которые соответствуют моментам времени перед изменением напряжения и сразу после изменения напряжения по условию (4). Результаты представлены на рис. 4, 5.

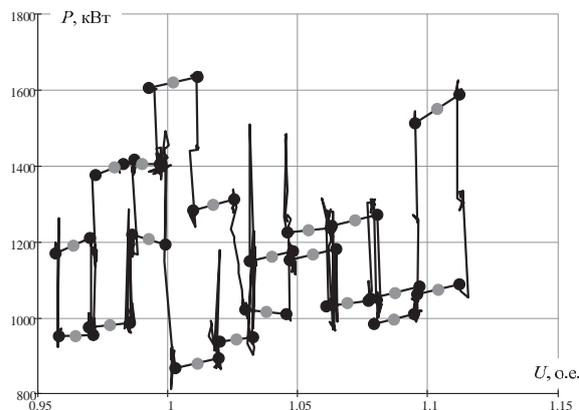


Рис. 4. Выделение пар соседних измерений для активной мощности

Fig. 4. Selection of neighboring measurements pairs for active power

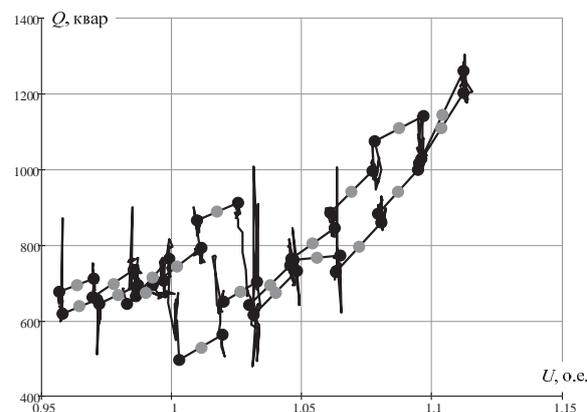


Рис. 5. Выделение пар соседних измерений для реактивной мощности

Fig. 5. Selection of neighboring measurements pairs for reactive power

Далее, используя значения регулирующих эффектов нагрузки KP_j и KQ_j , рассчитанные для каждой из оставленных пар измерений по формулам (5) и (6), были исключены те пары измерений, между которыми базовая мощность меняется. Результаты представлены на рис. 6, 7.

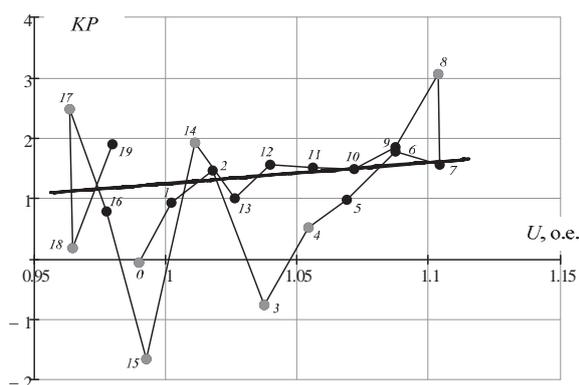


Рис. 6. Регулирующие эффекты по активной мощности после исключения пар измерений

Fig. 6. Active power regulation coefficients of load after exclusion of measurements pairs

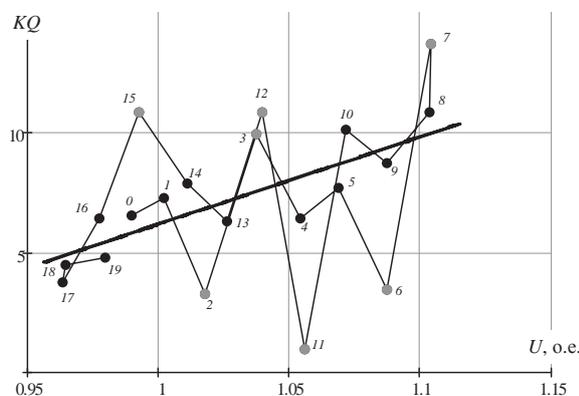


Рис. 7. Регулирующие эффекты по реактивной мощности после исключения пар измерений

Fig. 7. Reactive power regulation coefficients of load after exclusion of measurements pairs

На рис. 6, 7 показаны отбракованные измерения по активной мощности (№ 15, 3, 0, 18, 8, 4, 17, 14) и по реактивной мощности (№ 11, 15, 6, 7, 2, 12, 3). Для активной и реактивной мощностей номера отбракованных измерений не совпадают. Для наглядности показана линейная аппроксимирующая прямая для оставшихся пар измерений, полученная по методу наименьших квадратов. По рисункам видно, что после фильтрации значительных отклонений измеренных значений от аппроксимирующей прямой нет, что позволяет сделать вывод о пригодности данных активного эксперимента для определения коэффициентов полиномов СХН.

Первое приближение базовых мощностей для первого отрезка: $P_{\text{БАЗ}(0)}=1606$ кВт; $Q_{\text{БАЗ}(0)}=644$ кВАр. Базовые мощности первого и последующих отрезков, рассчитанные по формулам (7), (8), (9), представлены в табл. 2.

Процесс идентификации СХН по активной мощности при последовательной отбраковке отрезков представлен на рис. 8 и в табл. 3.

Таблица 2. Результаты расчета значений базовых мощностей

Table 2. Results of calculation of basic capacity values

Номер отрезка Section number	$P_{\text{БАЗ}}$, кВт P_{BAS} , kWt	$Q_{\text{БАЗ}}$, кВАр Q_{BAS} , kVAr
0	1606,119	644,091
1	1260,819	633,541
2	989,717	610,731
3	993,809	639,928
4	975,532	772,314
5	906,253	757,797
6	1172,444	738,557
7	1115,199	711,785
8	1139,078	617,413
9	941,697	915,854
10	897,65	985,717
11	1023,986	899,244
12	1445,519	880,815

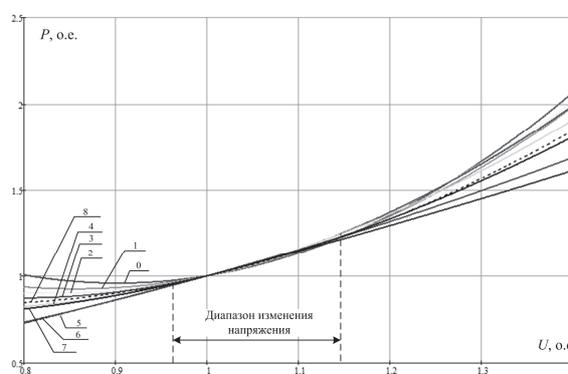


Рис. 8. СХН по активной мощности при последовательной отбраковке отрезков

Fig. 8. Load static characteristics (LSC) by active power at sequence section sorting out

Таблица 3. Коэффициенты полинома СХН по активной мощности, среднеквадратические отклонения и значения регулирующего эффекта

Table 3. Polynomial coefficients of LSC by active power, root-mean-square deviations and power regulation coefficients of load

Номера отфильтрованных отрезков Numbers of sorted out sections	Коэффициенты полинома Polynomial coefficients			Среднеквадратическое отклонение Root-mean-square deviation	Регулирующий эффект Controlling effect
	a_0	a_1	a_2		
нет/по	4,629	-8,136	4,507	0,0073	0,878
15	3,559	-6,158	3,598	0,0065	1,038
15, 3	3,256	-5,686	3,429	0,0054	1,172
15, 3, 0	2,822	-4,9	3,078	0,0051	1,256
15, 3, 0, 18	1,971	-3,293	2,322	0,005	1,351
15, 3, 0, 18, 8	-0,119	0,821	0,298	0,0039	1,417
15, 3, 0, 18, 8, 4	0,186	0,163	0,651	0,0034	1,465
15, 3, 0, 18, 8, 4, 17	1,481	-2,277	1,796	0,0029	1,315
15, 3, 0, 18, 8, 4, 17, 14	2,024	-3,272	2,248	0,0027	1,224

По рис. 8 видно, что при последовательной отбраковке отрезков вначале наблюдается существенное изменение формы получаемой характеристики, а, начиная с семи отбракованных отрезков, форма характеристики меняется незначительно. Этот факт позволяет сделать вывод, что после исключения семи отрезков фильтрацию следует прекратить. Среднеквадратическое отклонение, как и ожидалось, уменьшается с каждым новым убранным отрезком.

Процесс идентификации СХН по реактивной мощности при последовательной отбраковке отрезков представлен на рис. 9 и в табл. 4.

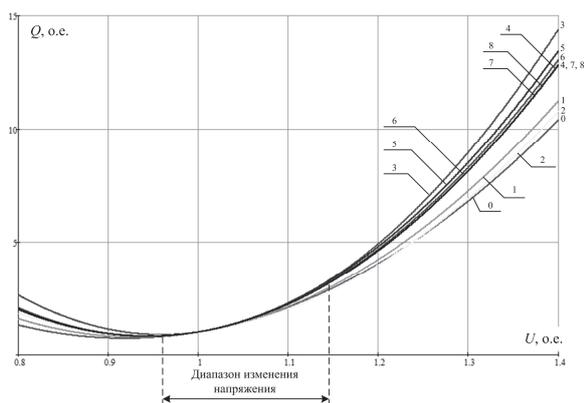


Рис. 9. СХН по реактивной мощности нагрузки при последовательной отбраковке отрезков

Fig. 9. LSC by load reactive power at sequence section sorting out

Таблица 4. Коэффициенты полинома СХН по реактивной мощности, среднеквадратические отклонения и значения регулирующего эффекта

Table 4. Polynomial coefficients of LSC by reactive power, root-mean-square deviations and power regulation coefficients of load

Номера отфильтрованных отрезков Numbers of sorted out sections	Коэффициенты полинома Polynomial coefficients			Среднеквадратическое отклонение Root-mean-square deviation σ_Q	Регулирующий эффект Controlling effect KQ_j
	b_0	b_1	b_2		
нет/по	35,884	-76,611	41,723	0,0383	6,835
11	42,003	-88,61	47,602	0,0331	6,594
11, 15	43,261	-89,949	47,684	0,0328	5,419
11, 15, 6	64,732	-133,2	69,462	0,0265	5,724
11, 15, 6, 7	53,084	-110,527	58,439	0,0187	6,351
11, 15, 6, 7, 2	54,871	-114,603	60,729	0,0161	6,855
11, 15, 6, 7, 2, 12	53,119	-110,92	58,797	0,0156	6,674
11, 15, 6, 7, 2, 12, 3	52,048	-108,651	57,599	0,0157	6,547

Динамика изменения формы характеристики, значений среднеквадратического отклонения и регулирующего эффекта позволяет сделать вывод, что отбраковку можно было прекратить уже после отсеивания четырех отрезков.

На рис. 10 и 11 приведены полученные СХН по активной и реактивной мощностям соответственно. Контроль точности осуществлялся по значениям среднеквадратических отклонений.

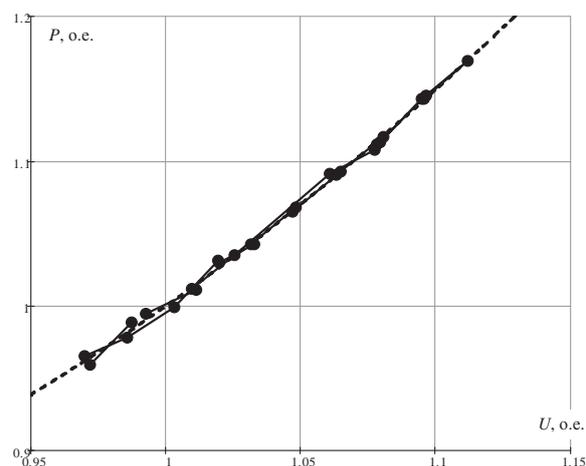


Рис. 10. СХН по активной мощности

Fig. 10. LSC by active power

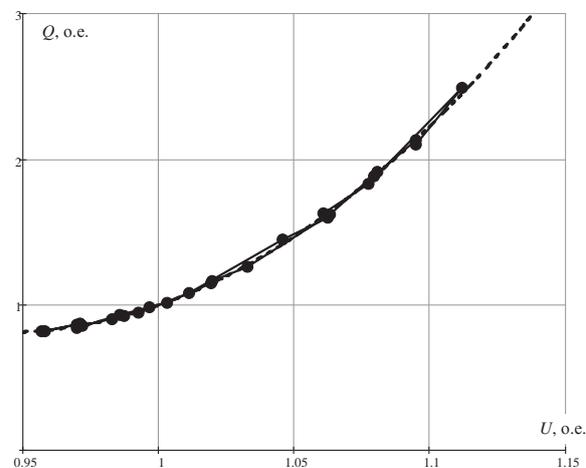


Рис. 11. СХН по реактивной мощности

Fig. 11. LSC by reactive power

В табл. 5 и 6 приведены итоговые коэффициенты полиномов, среднеквадратические отклонения и значения регулирующих эффектов для СХН, представленных на рис. 10, 11.

Таблица 5. Итоговые коэффициенты полиномов СХН по активной мощности, среднеквадратическое отклонение и значение регулирующего эффекта

Table 5. Overall polynomial coefficients of LSC by active power, root-mean-square deviation and power regulation coefficients of load

Номера отфильтрованных отрезков Numbers of sorted out sections	Коэффициенты полиномов СХН LSC polynomial coefficients			Среднеквадратическое отклонение Root-mean-square deviation	Регулирующий эффект Controlling effect
	a_0	a_1	a_2		
15, 3, 0, 18, 8, 4, 17, 14	1,481	-2,277	1,796	0,003	1,224

Таблица 6. Итоговые коэффициенты полиномов СХН по реактивной мощности, среднеквадратическое отклонение и значение регулирующего эффекта

Table 6. Overall polynomial coefficients of LSC by reactive power, root-mean-square deviation and power regulation coefficients of load

Номера отфильтрованных отрезков Numbers of sorted out sections	Коэффициенты полиномов СХН LSC polynomial coefficients			Среднеквадратическое отклонение Root-mean-square deviation	Регулирующий эффект Controlling effect
	b_0	b_1	b_2		
11, 15, 6, 7, 2, 12, 3	52,048	-108,651	57,599	0,016	6,547

Выводы

1. Анализ экспериментальных данных показал, что их можно признать удовлетворительными и использовать для идентификации СХН по напряжению.
2. Во время проведения активного эксперимента напряжение изменялось в диапазоне (0,97–1,14) от $U_{\text{БАЗ}}$. В этом диапазоне форма характеристик отличается незначительно, чего нельзя сказать об абсолютных значениях коэффициентов полиномов, изменяющихся в достаточно широких пределах. Более информативным показателем правильности процедуры идентификации СХН является регулирующий эффект нагруз-

ки, который изменяется для активной мощности в пределах 0,878–1,465, а для реактивной – в пределах 5,419–6,835. Исследуемая нагрузка имеет итоговое значение регулирующего эффекта по активной мощности несколько большее, чем приведено в [6–8], что связано с проведением эксперимента на шинах 6 кВ, а по реактивной мощности полученное значение регулирующего эффекта не противоречит сведениям из [6–8].

3. Использование линейной СХН для активной мощности предпочтительнее, так как неопределенность значения второй производной обеспечивает высокую чувствительность коэффициентов полинома второй степени к погрешности измерений и не позволяет достоверно их определить в столь узком диапазоне изменения напряжения. Кривизна СХН для реактивной мощности достаточно четко выражена, поэтому описание полиномом второй степени подходит лучше, а коэффициенты полинома определяются с высокой степенью достоверности.
4. Полученные коэффициенты полиномов СХН можно использовать для практического представления статических характеристик по активной и реактивной нагрузке Подстанции, обеспечивающей питание промышленных потребителей (кабельное производство), при условии такого изменения напряжения, как при проведении активного эксперимента, а описание квадратичных полиномов СХН в формате программного комплекса для расчета режимов ЭЭС можно представить выражениями:

$$P(U) = P_{\text{БАЗ}} \cdot \left[\begin{matrix} 1,481 - 2,277 \frac{U}{U_{\text{БАЗ}}} + \\ + 1,796 \left(\frac{U}{U_{\text{БАЗ}}} \right)^2 \end{matrix} \right];$$

$$Q(U) = Q_{\text{БАЗ}} \cdot \left[\begin{matrix} 52,048 - 108,651 \frac{U}{U_{\text{БАЗ}}} + \\ + 57,599 \left(\frac{U}{U_{\text{БАЗ}}} \right)^2 \end{matrix} \right].$$

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Rahim A.A., Hashim M.F., Siam M.F.M. Load model derivation based on load response to actual disturbances in Malaysia power system // The 5th IASTED Asian Conference on Power and Energy Systems, AsiaPES 2012. – Phuket, Thailand, 2-4 April 2012. – P. 128-133.
2. Li Shi-Hua. Power Grid Crises Management and Research on Load-Model of Power Grid // Proceeding of the IEEE Power Systems Conference and Exposition. – Wuhan, 2009. – P. 1556-1561.
3. Using System Disturbance Measurement Data to Develop Improved Load Models / A. Maitra, A. Gaikwad, P. Zhang, M. Ingram, D.L. Mercado, W.D. Woitt // Proc. of the IEEE Power Systems Conference and Exposition. – Atlanta, 2006. – P. 1446-1551.

4. Жданов П.С. Вопросы устойчивости электрических систем. – М.: Энергия, 1979. – 456 с.
5. Калентиюнок Е.В. Устойчивость электроэнергетических систем. – Минск: Техноперспектива, 2008. – 375 с.
6. Гуревич Ю.Е. Расчетные модели нагрузки для анализа переходных процессов в электрической системе. – М.: Энергоиздат, 1978. – 46 с.
7. Гуревич Ю.Е., Либова Л.Е., Хачатрян Э.А. Устойчивость нагрузки электрических систем. – М.: Энергоиздат, 1981. – 208 с.
8. Гуревич Ю.Е., Либова Л.Е. Применение математических моделей электрической нагрузки в расчетах энергосистем и надежности электроснабжения промышленных потребителей. – М.: ЭЛЕКС-КМ, 2008. – 248 с.

9. Identification of the static characteristics of large load centers / A.V. Pazderin, A.A. Suvorov, A.S. Tavlintsev, P.V. Chusovitin, A.V. Yudin // Scientific Review. – 2013. – № 7. – P. 270–275.
10. Identification of Static Polynomial Load Model Based On Remote Metering Systems Information / A. Tavlintsev, A. Pazderin, OI. Malozemova, P. Chusovitin // Proc. of the 13th International Conference on Environment and Electrical Engineering. – Wroclaw, Poland, 1–3 November, 2013. – P. 213–216.
11. Горбунова Л.М., Портной М.Г., Рабинович Р.С. Экспериментальные исследования режимов энергосистем. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 448 с.
12. Анализатор электропотребления CIRCUTOR (AR5). Руководство пользователя. URL: http://atvelectro.ru/d/405126/d/ar5_ar5-l_manual.pdf (дата обращения: 20.02.2014).
13. Воскобойников Ю.Е. Построение регрессионных моделей в пакете MATCAD. – Новосибирск: НГАСУ (Сибстрин), 2009. – 220 с.
14. Гайдышев И.П. Анализ и обработка данных. – СПб.: Питер, 2001. – 750 с.
15. Гурский Д.А. Вычисления в MATCAD 12. – СПб: Питер, 2006. – 544 с.
16. Демидович Б.П. Численные методы анализа. – М.: Гос. Изд-во физико-математической литературы, 1962. – 367 с.
17. Макс Ж. Методы и техника обработки сигналов при физических измерениях: в 2-х т. Т. 1. / перевод с франц. – М.: Мир, 1983. – 312 с.
18. Хемминг Р.В. Численные методы для научных работников и инженеров. – М.: Наука, 1972. – 400 с.
19. Электрические системы. Электрические сети / В.А. Веников, А.А. Глазунов, Л.А. Жуков и др. / под ред. В.А. Веникова, В.А. Строева. 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Высш. шк., 1998. – 511 с.
20. Справочник по проектированию электрических сетей / под ред. Д.Л. Файбисовича. – М.: НЦ ЭНАС, 2006. – 320 с.

Поступила 27.06.2014 г.

UDC 621.311.016:519.23

THE TECHNIQUE FOR IDENTIFYING LOAD STATIC CHARACTERISTICS BASED ON EXPERIMENTAL DATA

Yuriy V. Khrushchev,

Dr. Sc., National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russia. E-mail: khrushchevv@tpu.ru

Aleksey V. Pankratov,

Cand. Sc., National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russia. E-mail: pank@tpu.ru

Natalia L. Batseva,

Cand. Sc., National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russia. E-mail: davek-19K@yandex.ru

Vladimir I. Polishchuk,

Cand. Sc., National Research Tomsk Polytechnic University, 30, Lenin Avenue, Tomsk, 634050, Russia. E-mail: polischukvi@tpu.ru

Aleksandr S. Tavlintsev,

Ural Federal University, 19, Mira street, Yekaterinburg, 620002, Russia. E-mail: winddaes@gmail.com

The urgency of the discussed issue is caused by the deficiency of the recordkeeping of power load actual parameters and characteristics for simulation, verification and analysis of power system regimes, since this information was updated more than twenty years ago. The attention to static characteristics is occurred due to their use in special software packages for dispatching operation control and electrical energy supply planning. Unless classical tasks of steady state regimes evaluation it turns to be possible to subsist an aperiodic steady-state stability limits, to analyze dynamic transitions, to confirm limits under calculations of emergency transfer capability, to calculate a complex load.

The main aim of the study is to develop and improve the technique of polynomial load model derivation based on experimental data.

The methods used in the study: Voltage, active power and reactive power instantaneous values are used as the master data. The successive approximation method and least-square method for the calculation of ill-conditioned linear equation systems are used as the methods of mathematical treatment for the polynomial load model derivation. Calculations are done by software package MathCAD.

The results: The authors found out and evaluated mathematical methods of experimental data treatment for identifying load static characteristics. It is indicated that the static reactive power characteristic should be represented by the quadratic polynomial model while static active power characteristic should be represented by linear dependence. Polynomial coefficients of the second order were obtained and can be used for load simulation when calculating electric mode.

Key words:

Static characteristics of load, current, voltage, active power, reactive power, substation, power system, experimental data.

REFERENCES

- Rahim A.A., Hashim M.F., Siam M.F.M. Load model derivation based on load response to actual disturbances in Malaysia power system. *5th IASTED Asian Conference on Power and Energy Systems, AsiaPES 2012*. Phuket, Thailand, 2–4 April 2012. pp. 128–133.
- Li Shi-Hua. Power Grid Crises Management and Research on Load-Model of Power Grid. *Proceeding of the IEEE Power Systems Conference and Exposition*, 2009. pp. 1556–1561.
- Maitra A., Gaikwad A., Zhang P., Ingram M., Mercado D.L., Witt W.D. Using System Disturbance Measurement Data to Develop Improved Load Models. *Proc. of the IEEE Power Systems Conference and Exposition*, 2006. pp. 1446–1551.
- Zhdanov P.S. *Voprosy ustoychivosti elektricheskikh sistem* [The issues of the electrical system stability]. Moscow, Energiya Publ., 1979. 456 p.
- Kalentionok E.V. *Ustoychivost elektroenergeticheskikh sistem* [Stability of the electrical energy systems]. Minsk, Tekhnoperspektiva Publ., 2008. 375 p.
- Gurevich Yu.E. *Raschetnye modeli nagruzki dlya analiza perekhodnykh protsessov v elektricheskikh sistemakh* [The analytic load models for analyzing transients in electrical systems]. Moscow, Energoizdat Publ., 1978. 46 p.
- Gurevich Yu.E., Libova L.E., Khachatryan E.A. *Ustoychivost nagruzki elektricheskikh sistem* [Load stability of the electrical systems]. Moscow, Energoizdat Publ., 1981. 208 p.
- Gurevich Yu.E., Libova L.E. *Primenenie matematicheskikh modeley elektricheskoy nagruzki v rashchetakh energosistem i nadezhnosti elektrosnabzheniya promyshlennykh potrebiteley* [Application of electrical load mathematical models for calculating energy systems and power supply reliability of industrial consumers]. Moscow, Eleks-KM Publ., 2008. 248 p.
- Pazderin A.V., Suvorov A.A., Tavlintsev A.S., Chusovitin P.V., Yudin A.V. Identification of the static characteristics of large load centers. *Scientific Review*, 2013, no. 7, pp. 270–275.
- Tavlintsev A., Pazderin A., Malozemova OI., Chusovitin P. Identification of Static Polynomial Load Model Based On Remote Metering Systems Information. *Proc. of the 13th International Conference on Environment and Electrical Engineering*, 2013. pp. 213–216.
- Gorbunova L.M., Portnoy M.G., Rabinovich R.S. *Eksperimentalnye issledovaniya rezhimov energosistem* [Experimental researches of energy systems regimes]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1985. 448 p.
- Analizator elektropotrebleniya CIRCUTOR (AR5)*. *Rukovodstvo polzovatelya* [Analyzing assembly of electrical energy consumption CIRCUTOR (AR5). User manual]. Available at: http://atvelectro.ru/d/405126/d/ar5_ar5-l_manual.pdf (accessed 20 February 2014).
- Voskoboinikov Yu.E. *Postroenie regressionnykh modeley v pakete MATHCAD* [Composition of regressive models in software MATHCAD]. Novosibirsk, Sibstrin Publ., 2009. 220 p.
- Gaydyshev I.P. *Analiz i obrabotka dannykh* [Data analysis and processing]. St. Petersburg, Piter Publ., 2001. 750 p.
- Gurskiy D.A. *Vychisleniya v MATHCAD 12* [Calculations in MATHCAD 12]. St. Petersburg, Piter Publ., 2006. 544 p.
- Demidovich B.P. *Chislennyye metody analiza* [Numerical methods of analysis]. Moscow, GIFML Publ., 1962. 367 p.
- Maks Zh. *Metody i tekhnika obrabotki signalov pri fizicheskikh izmereniyakh* [Methods and technique of signal processing under physical measurements]. Moscow, Mir Publ., 1983. 312 p.
- Khemming R.V. *Chislennyye metody dlya nauchnykh rabotnikov i inzhenerov* [Numerical methods for scientists and engineers]. Moscow, Nauka Publ., 1972. 400 p.
- Venikov V.A., Glazunov A.A., Zhukov L.A. *Elektricheskie sistemy. Elektricheskie seti* [Electrical systems. Electrical networks]. Moscow, Vyssh. shk. Publ., 1998. 511 p.
- Faybisovich D.L. *Spravochnik po proektirovaniyu elektricheskikh setey* [Designing of electrical networks. Reference book]. Moscow, ENAS Publ., 2006. 320 p.

Received: 27 June 2014.

УДК 621.18.001.573

ОПТИМИЗАЦИОННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ СПОСОБОВ СНИЖЕНИЯ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОЙ КОРРОЗИИ КОНВЕКТИВНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ КОТЛОАГРЕГАТА ПРЕДВАРИТЕЛЬНЫМ ПОДОГРЕВОМ ВОЗДУХА

Тюрина Элина Александровна,

д-р техн. наук, ведущ. науч. сотр. Института систем энергетики им. Л.А. Мелентьева СО РАН, 664033, Россия, г. Иркутск, ул. Лермонтова, д. 130. E-mail: tyurina@isem.sei.irk.ru.

Ижганайтис Максим Иозо,

аспирант кафедры теплоэнергетики Института энергетики ФГБОУ ВПО «Национальный исследовательский Иркутский государственный технический университет», 664074, Россия, г. Иркутск, ул. Лермонтова, д. 83. E-mail: izhganaytis_mi@rambler.ru.

Актуальность работы обусловлена необходимостью повышения надежности работы и снижения затрат на ремонт конвективных поверхностей теплообмена котлоагрегата при сжигании сернистых углей.

Цель работы: проведение комплексных технико-экономических исследований и сравнительного анализа методов предварительного подогрева воздуха перед котлоагрегатом с целью определения эффективности их реализации при решении задачи снижения скорости протекания низкотемпературной коррозии поверхностей нагрева воздухоподогревателя.

Методы исследования: тепловые (поверочные и конструкторские) и оптимизационные расчеты характерных режимов работы котлоагрегата БКЗ-420–140–6 с применением математических моделей как базовой схемы котлоагрегата, так и схем, дополненных системами предварительного подогрева воздуха. Математическая модель котлоагрегата разработана с применением созданной в ИСЭМ СО РАН Системы машинного построения программ (СМПП-ПК) на основании действующей нормативной документации, технических характеристик котлоагрегата, инструкции по его эксплуатации и результатов его испытаний.

Результаты: Разработана математическая модель котлоагрегата, включающая в себя расчет скорости низкотемпературной коррозии, позволяющая с достаточной точностью описывать происходящие в нем процессы, определять характеристики, параметры и технико-экономические показатели работы котлоагрегата в различных режимах; разработаны математические модели схем предварительного подогрева воздуха перед котлоагрегатом, позволяющие определять конструктивные характеристики входящих в них элементов; проведены оптимизационные исследования способов предварительного подогрева воздуха, что позволяет сравнить технико-экономические показатели их эффективности в рамках задачи снижения скорости низкотемпературной коррозии. Сделаны выводы о применимости предварительного подогрева воздуха в качестве метода снижения скорости протекания низкотемпературной коррозии поверхностей нагрева воздухоподогревателя.

Ключевые слова:

Котельные агрегаты, математическое моделирование, предварительный подогрев воздуха, низкотемпературная коррозия.

Введение

Процесс низкотемпературной сернокислотной коррозии, протекающий на конвективных поверхностях теплообмена котлоагрегата, зачастую приводит к нарушению нормальной работы этих поверхностей и снижению эффективности работы всего котлоагрегата. Особенно сильно наличие низкотемпературной коррозии сказывается на надежности работы последней по ходу газов теплообменной поверхности – воздухоподогревателя (ВЗП), и, как следствие, на надежности работы котлоагрегата в целом (возникают перетечки воздуха в дымовые газы, приводящие к увеличению нагрузки на дутьевой вентилятор и дымосос и к снижению общей экономичности котлоагрегата, увеличиваются потери с механическим недожогом, что связано с возникновением недостатка подаваемого в топку воздуха при номинальной нагрузке на котел и т. д. [1, 2]).

Процесс низкотемпературной коррозии обусловлен конденсацией паров серной кислоты, образующейся в результате взаимодействия серного ангидрида (SO_2) и водяных паров дымовых газов,

на поверхностях, температура которых ниже температуры конденсации серной кислоты – температуры точки росы.

Серный ангидрид образуется как в результате непосредственного окисления серосодержащих соединений, входящих в состав органической и минеральной частей топлива, так и в результате доокисления сернистого ангидрида (SO_2). По современным представлениям [3, 4], окисление SO_2 до SO_3 происходит в результате нескольких процессов: гомогенного окисления молекулярным кислородом (реакция протекает очень медленно даже при высоких температурах), гомогенного окисления атомарным кислородом, образующимся в высокотемпературной зоне факела за счет цепных реакций горения и термической диссоциации, и гетерогенного окисления на поверхностях. Таким образом, глубина окисления SO_2 до SO_3 зависит от многих факторов: коэффициента избытка воздуха в топке, температуры в ядре факела, времени пребывания продуктов сгорания в зоне высоких температур, времени контакта горячих топочных газов с трубами фестона, ширм и конвективного перегревателя (оксиды же-

леза и высшие оксиды ванадия, которые входят в состав окалины и отложений, служат катализаторами в реакции окисления SO_2 до SO_3 .

Коррозионный процесс условно подразделяется на два этапа [5, 6]. Сначала происходит конденсация паров серной кислоты на внешней поверхности отложений и перенос ее к поверхности металла. Процесс конденсации серной кислоты характеризуется температурой точки росы, которая зависит как от содержания в составе дымовых газов серного ангидрида, так и от парциальных давлений образующейся серной кислоты и водяных паров. Данный этап является совокупностью последовательных элементарных массообменных процессов. Далее раствор серной кислоты начинает взаимодействовать с металлом. Данный этап характеризуется физико-химическими процессами образования сульфатов железа (FeSO_4 и $\text{Fe}_2(\text{SO}_4)_3$). Существенное влияние на скорость коррозии растворимость продуктов коррозии в серной кислоте (соответственно, чем выше их растворимость, тем выше скорость коррозии).

Исходя из характера процесса низкотемпературной коррозии, различают несколько ключевых способов снижения скорости ее протекания: уменьшение содержания оксидов серы в дымовых газах (путем связывания их в топке и конвективном газоходе котлоагрегата активными компонентами [7, 8]); замена металлов поверхностей, подверженных коррозии, коррозионностойкими материалами (например, выполнение набивки регенеративного воздухоподогревателя из малощелочного стекла [9]); изменение способа сжигания топлива (организация сжигания при недостатке воздуха, сжигание в кипящем слое [10]); повышение минимальной температуры стенки подверженных коррозии поверхностей.

В представленной работе рассматривается последнее из названных направлений – снижение скорости протекания низкотемпературной коррозии трубчатого воздухоподогревателя путем повышения температуры поступающего в него воздуха.

Способы предварительного подогрева воздуха

В настоящее время разработаны и применяются разнообразные способы предварительного подогрева воздуха [11, 12], различающиеся по типу теплоносителя, по аэродинамической схеме (замкнутая, разомкнутая, одно- и двухступенчатая и т. д.), по конструкции и компоновке устройств, используемых для подогрева воздуха, и т. д. Основным же признаком, определяющим тепловую схему установки, является вид используемого в схеме греющего агента. По этому признаку способы подогрева можно разделить на следующие группы:

- подогрев теплотой продуктов сгорания топлива (непосредственно газами или промежуточными теплоносителями);
- подогрев теплотой отборного пара турбины;
- паровой подогрев в сочетании с изменением соотношения водяных эквивалентов газов и воздуха в воздухоподогревателе (использование низко- и высокопотенциальных экономайзеров [13], использование схем с избыточным воздухом);
- подогрев воздуха от посторонних источников (огневой подогрев [14], подогрев газами от ГТУ и т. д.);
- комбинированные схемы подогрева.

В работе представлены результаты исследований нескольких типовых схем предварительного подогрева воздуха с различными греющими агентами.

Наиболее распространенным способом предварительного подогрева воздуха теплотой продуктов сгорания является рециркуляция горячего воздуха с подачей некоторой его части на всасывающий воздуховод дутьевого вентилятора. Недостатком такой схемы является увеличение объемов воздуха, перекачиваемого дутьевым вентилятором, и соответственно расхода электроэнергии на дутье. Этот недостаток частично устраняется в схеме, приведенной на рис. 1, – с использованием дополнительного рециркуляционного вентилятора, нагнетающего горячий воздух в напорный воздуховод дутьевого вентилятора.

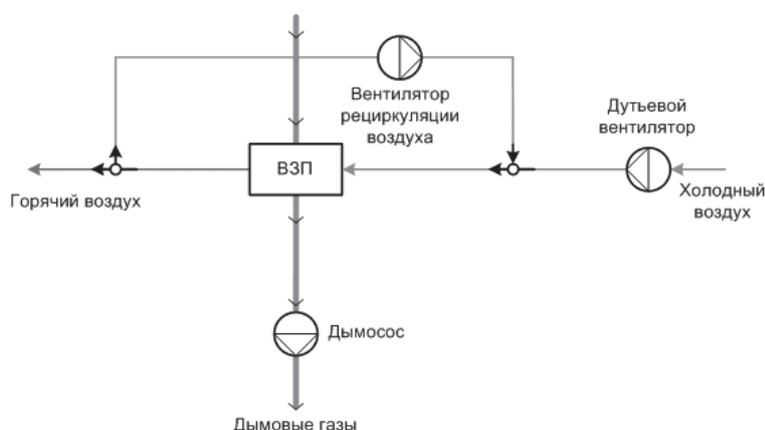


Рис. 1. Рециркуляция горячего воздуха

Fig. 1. Hot air recycling

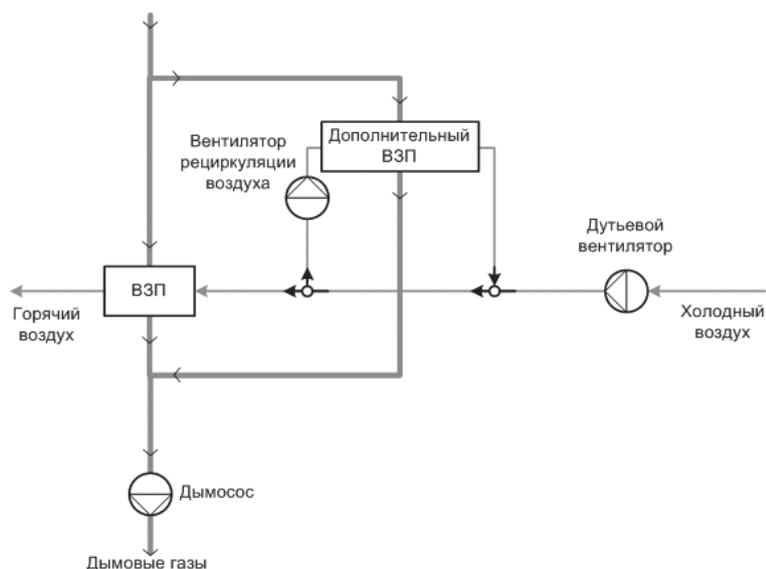


Рис. 2. Рециркуляция слабонагретого воздуха

Fig. 2. Slightly heated air recycling

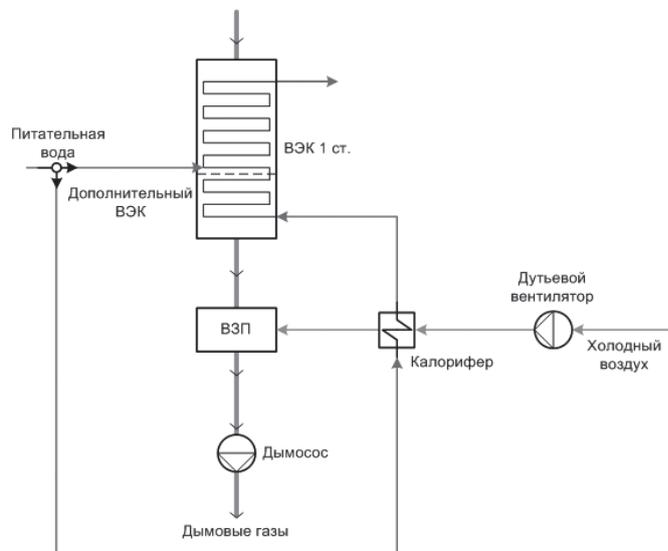


Рис. 3. Подогрев воздуха питательной водой

Fig. 3. Air heating with feed water

На рис. 2 приведена схема рециркуляции воздуха, в которой дутьевой вентилятор работает на холодном воздухе, а рециркуляционный – на слабонагретом, получаемом при смешении холодного воздуха и воздуха, нагретого в отдельной ступени воздухоподогревателя, включенной по газу параллельно основному воздухоподогревателю. Данная схема усложняет компоновку котлоагрегата, однако применима в случае, если котлоагрегат имеет одну ступень воздухоподогревателя.

На рис. 3 приведена схема предварительного подогрева воздуха питательной водой [15]. По схеме часть питательной воды после регенеративного подогрева поступает в калориферы, где нагревает воздух. После калориферов вода подогревается продуктами сгорания в предвключенной ступени экономайзера

либо в объеме первой ступени экономайзера, а затем смешивается с основным потоком питательной воды.

Учет сезонных особенностей подогрева воздуха, а также растопочных режимов работы котлоагрегатов привел к разработке комбинированных схем. Так, к примеру, сочетание предварительного подогрева воздуха в паровом калорифере с подогревом воздуха продуктами сгорания характерно для так называемых каскадных трубчатых воздухоподогревателей (КТВП).

В каскадной схеме, представленной на рис. 4, предварительному подогреву может подвергаться лишь некоторая часть воздуха, поступающая в каскадную ступень. После смешения подогретого воздуха и холодного воздуха смесь поступает в основную ступень воздухоподогревателя.

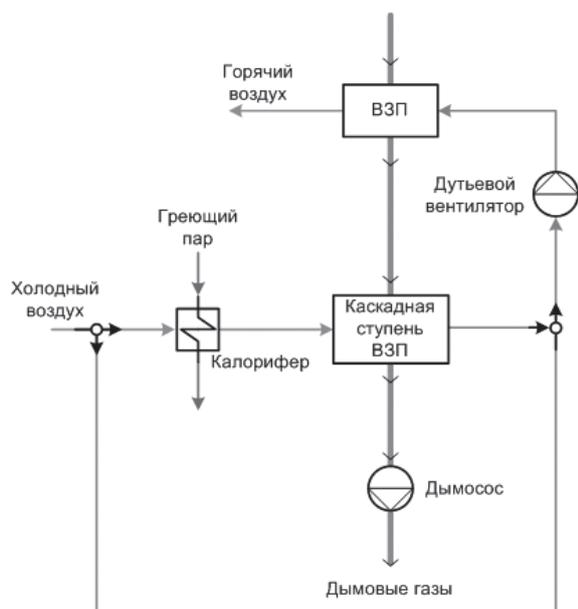


Рис. 4. Подогрев воздуха в КТВП

Fig. 4. Air heating in multistage tubular air heater (MTAH)

Применение каскадных схем позволяет на котлах, сжигающих высокосернистое топливо, обеспечить высокую входную температуру воздуха и существенно снизить скорость протекания низкотемпературной коррозии воздухоподогревателя, сохранив при этом температуру уходящих газов на приемлемом уровне.

С целью исследования представленных технологических схем подогрева воздуха была разработана математическая модель работы парового котла, позволяющая с достаточной точностью описывать происходящие в нем процессы, определять характеристики и параметры его работы.

Методика оптимизационных расчетов

В качестве объекта моделирования был выбран котлоагрегат типоразмера БКЗ-420-140-6, предназначенный для факельного сжигания угольной пыли (каменных и бурых углей) с твердым шлакоудалением. Номинальная производительность котлоагрегата 420 т/ч, рабочее давление и температура перегретого пара 13,8 МПа и 550 °С соответственно. На рис. 5 представлена базовая расчетная схема котлоагрегата.

Модель котлоагрегата разработана с применением созданной в ИСЭМ СО РАН системы машинного построения программ (СМП-ПК) [16–18], которая на основании информации о математических моделях отдельных элементов, технологических связях между ними и целях расчета автоматически генерирует математическую модель работы установки.

Скорость протекания низкотемпературной коррозии определяется рядом факторов, действующих неоднозначно: скоростью конденсации серной кислоты, ее температурой и концентрацией в пленке росы, температурой и составом дымовых газов, характером отложений, аэродинамическим

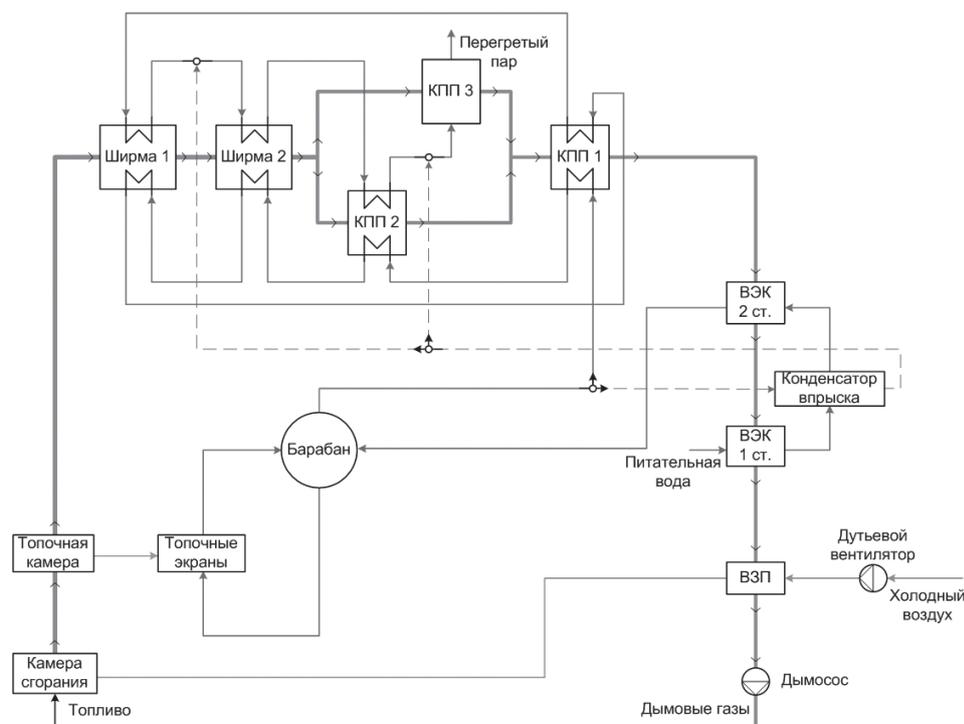


Рис. 5. Расчетная схема котла БКЗ-420-140-6

Fig. 5. Design pattern of a boiler BKZ-420-140-6

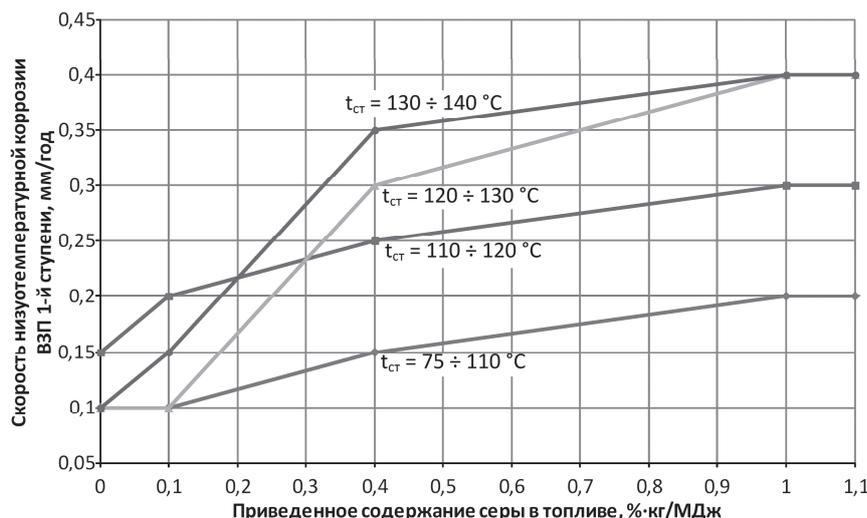


Рис. 6. Зависимость скорости низкотемпературной коррозии от приведенного содержания серы в топливе и температуры стенки труб ВЗП

Fig. 6. Dependence of low-temperature corrosion rate on reduced sulphur content in fuel and temperature of tube wall of air heater (AH)

фактором, составом металла поверхности и т. д. Некоторые из приведенных факторов зависят от качества топлива, режима его сжигания, нагрузки котлоагрегата, конструктивных особенностей его элементов. Поэтому аналитическое определение скорости протекания низкотемпературной коррозии напрямую затруднительно.

Для расчета скорости коррозионного износа металла труб воздухоподогревателя первой ступени котлоагрегата используются эмпирические данные [19]. На основе указанных данных построены аппроксимационные зависимости скорости низкотемпературной коррозии металла от средней температуры стенки труб и приведенной сернистости сжигаемого топлива, изображенные на рис. 6.

Оценка внедрения мероприятий по снижению низкотемпературной коррозии конвективных поверхностей нагрева котлоагрегата осуществляется через суммарные ежегодные затраты [20]:

$$Z_{nkor} = U_{topl} + U_{bzp} + \Delta U_{vent} + C_{klr} + C_{dop} + C_{ventd},$$

где U_{topl} – затраты на покупку и перевозку топлива; U_{bzp} – затраты на замену теплообменных поверхностей основного и дополнительного воздухоподогревателей; ΔU_{vent} – затраты, связанные с изменением мощности дутьевых вентиляторов и дымососов; C_{klr} – капиталовложения в калориферы подогрева воздуха; C_{dop} – капиталовложения в дополнительные конвективные поверхности; C_{ventd} – капиталовложения в вентиляторы рециркуляции.

Величины, входящие в выражение определения суммарных ежегодных затрат, определяются следующим образом.

Затраты на покупку и перевозку твердого топлива:

$$U_{topl} = C_{topl} \cdot B_g,$$

где C_{topl} – цена 1 т условного топлива с учетом доставки, р/т у.т.; B_g – годовой расход условного топлива, т у.т.

Расход натурального топлива пересчитывается на расход условного топлива по соотношению:

$$B_g = B_n \cdot \frac{Q_n^r}{Q_{yt}},$$

где B_n – расход натурального топлива, т; Q_n^r – низшая теплота сгорания рабочей массы натурального топлива, кДж/кг; $Q_{yt} = 29300$ кДж/кг – теплота сгорания условного топлива.

Среднегодовой расход топлива:

$$B^n = \sum_i \tau_i B_i^{nac},$$

где τ_i – число часов работы котла при разной паропроизводительности; B_i^{nac} – расход топлива при данной паропроизводительности, кг/ч.

Годовые затраты на замену воздухоподогревателя (или его ступени), приведенные к началу расчетного периода:

$$U_{bzp} = \frac{S_{bzp}}{(1+E)^{\tau_{bzp}}} \cdot \frac{1}{\tau_{bzp}},$$

где S_{bzp} – стоимость изготовления и замены поверхностей воздухоподогревателя, р.; τ_{bzp} – срок службы воздухоподогревателя до замены.

Годовые затраты, связанные с изменением мощности дутьевых вентиляторов и дымососов:

$$\Delta U_{vent} = \sum_i \Delta P_{vent_i} \cdot \tau_i \cdot c^{ep},$$

где ΔP_{vent} – изменение мощности дутьевых вентиляторов и дымососов при разной паропроизводительности; c^{ep} – стоимость электроэнергии на привод агрегатов.

Капиталовложения в калориферы подогрева воздуха, приведенные к одному году:

$$C_{klr} = F_{klr} \cdot c_{klr}^{yd} \cdot P_n,$$

где F_{klr} – площадь поверхностей нагрева калорифера; c_{klr}^{yd} – удельная стоимость поверхностей нагрева

калорифера; p_n – нормативный коэффициент при- ведения капиталовложений.

Капиталовложения в дополнительные воздухо- подогреватели, приведенные к одному году:

$$C_{dop} = F_{dop} \cdot c_{dop}^{yd} \cdot P_n,$$

где F_{dop} – площадь поверхностей нагрева дополни- тельного воздухоподогревателя; c_{dop}^{yd} – удельная стоимость поверхностей нагрева дополнительного воздухоподогревателя.

Капиталовложения в дополнительные венти- ляторы, приведенные к одному году:

$$C_{ventd} = P_{ventd} \cdot c_{ventd}^{yd} \cdot P_n,$$

где P_{ventd} – мощность дополнительных вентилято- ров; c_{ventd}^{yd} – удельная стоимость дополнительных вентиляторов.

Задача оптимизации мероприятий по сниже- нию низкотемпературной коррозии конвективных поверхностей теплообмена парового котла может быть сформулирована в следующем виде:

$$\min Z_{nkor}(x, y, U_{topl}, U_{bzp}, \Delta U_{vent}, C_{klr}, C_{dop}, C_{ventd}),$$

при условиях:

$$H(x, y) = 0, G(x, y) \geq 0, x_{\min} \leq x \leq x_{\max},$$

где x – вектор независимых оптимизируемых па- раметров; y – вектор зависимых вычисляемых па- раметров; H – вектор ограничений-равенств (ура- внения материального, энергетического балансов, теплопередачи и др.); G – вектор ограничений-не- равенств; x_{\min}, x_{\max} – векторы граничных значений оптимизируемых параметров.

Результаты расчетов

Оптимизационные расчеты проводились на несколько режимов работы котлоагрегата – номи- нальный режим, режим средней нагрузки ($\approx 75\%$ от $D_{ном}$), режим минимальной нагрузки ($\approx 50\%$ от $D_{ном}$) – для каждой из приведенных схем предвари- тельного подогрева воздуха таким образом, чтобы основные параметры работы котлоагрегата (на- грузка, давление и температура острого пара) оста- вались в допустимых для соответствующего режи- ма пределах. Также вводилось ограничение на раз- ницу между минимальной температурой стенки трубок ВЗП и температурой точки росы. Наборы оптимизируемых параметров и ограничений опре- делялись в зависимости от специфики конкретной рассчитываемой схемы.

Основные результаты вариантного теплового расчета базовой схемы и оптимизационных расче- тов схемы котлоагрегата, дополненной типовыми схемами предварительного подогрева воздуха, представлены в таблице, где $D_{оп}$, $P_{оп}$, $t_{оп}$ – расход, давление и температура острого пара; V_n – расход натурального топлива; $KПД_{КА}^{бр}$ – КПД котлоагрега- та брутто; доля рециркулирующего/греющего агента – часть рециркулирующего воздуха или часть воды, идущая на предварительный подогрев; $t_{ВЗП}$, $t_{ст.мин}$, $t_{росы}$ – температура воздуха на входе в

Таблица. Результаты расчета математической модели кот- лоагрегата БКЗ-420-140-6 с различными схема- ми предварительного подогрева воздуха

Table. Results of calculation of mathematical model of bo- iler unit BKZ-420-140-6 with different diagrams of air preheating

Параметр Parameter	Единица Unit	Оптимизационный расчет Optimization calculation				
		Рециркуляция Recycling				КТВП MTAN
		Базовая схема Basic pattern	горячего воздуха Hot air recycling	слабонагретого воздуха Slight-heated air recycling	Подогрев воздуха питательной водой Air heating with feed water	
$D_{оп}/D_{б}$	т/ч/т/h	417,8	417,9	417,6	417,6	417,7
$P_{оп}/P_{б}$	кгс/см ² kgf/cm ²	140,6	140,6	140,9	137,7	137,9
$t_{оп}/t_{б}$	°C	545,8	543,2	539,9	539,9	539,9
$t_{хлг}/t_{гг}$		131	146,8	148,2	167,6	164,6
V_n/V_n	кг/с kg/s	17,7	17,8	17,8	18,1	17,6
$KПД_{КА}^{бр}$ efficiency _{gross}		92,58	91,74	91,68	89,85	91,79
Доля рецирку- лирующего /греющего агента Part of recy- cling/heating agent	–	0,29	0,47	0,48	0,77	
$t_{ВЗП}/t_{АН}$	°C	22,5	87,9	95,2	86,1	76,7
$t_{ст.мин}^{ВЗП} / t_{w.tube}^{АН}$		59,4	104,8	108,2	112,8	105,2
$t_{росы}^{ВЗП} / t_{dew}^{АН}$		103,9	103,8	104	103,9	103,9
$t_{ВЗП_доп} / t_{АН_ADD}$		–	–	98,8	–	87
$t_{ст.мин}^{ВЗП_доп} / t_{w.min}^{АН_ADD}$		–	–	112,9	–	108,2
$t_{росы}^{ВЗП_доп} / t_{dew}^{АН_ADD}$		–	–	103,2	–	103,6
$F_{КАЛ.}/F_{HEATER}$	м ² /м ²	–	–	–	1824,2	1169,1
$F_{ДОП.}/F_{ADD.}$		–	–	5634,3	116,5	142,2
$N_{ДС.}/N_{ДФ}$	кВт/kW	2546	2701,5	2745,6	2875	2809,6
$N_{ДВ.}/N_{ВФ}$		366	455,8	382,1	176,1	433,5
$N_{РВ.}/N_{РФ}$		–	120,2	434,2	–	–
Z_{nkor}	тыс. р./год thous. rbs/year	154784	143568	150468	148167	142889

ВЗП, минимальная температура стенки трубок ВЗП, температура точки росы дымовых газов, про- ходящих через поверхность соответственно; $t_{ВЗП_доп}$, $t_{ст.мин}^{ВЗП_доп}$, $t_{росы}^{ВЗП_доп}$ – то же самое для дополни- тельного воздухоподогревателя; $F_{КАЛ.}$ – площадь поверхности калорифера; $F_{ДОП.}$ – площадь дополни-

тельной теплообменной поверхности (воздухоподогревателя или экономайзера); $N_{ДС}$, $N_{ДВ}$, $N_{РВ}$ – мощности дымососа, дутьевого и рециркуляционного вентиляторов соответственно; $Z_{нбор}$ – часть суммарных ежегодных затрат по ТЭС, связанная с мероприятиями по снижению низкотемпературной коррозии конвективных поверхностей нагрева паровых котлов.

Выводы

Из приведенных результатов расчетов видно, что некоторые способы предварительного подогрева воздуха позволяют добиться повышения температуры воздуха на входе в котлоагрегат до такой степени, что минимальная температура стенки трубок ВЗП становится выше температуры точки

росы, при значении суммарных ежегодных затрат ниже, чем в базовом варианте. Из этого можно сделать вывод о том, что организация предварительного подогрева воздуха, несмотря на снижение тепловой эффективности котлоагрегата и капитальные затраты, связанные с введением дополнительных поверхностей нагрева и тягодутьевых мощностей, может быть эффективным способом снижения низкотемпературной коррозии. Ее существенное снижение при доведении температуры стенки трубок ВЗП до значения, выше температуры точки росы, позволяет ощутимо снизить затраты на ремонт и замену трубчатого воздухоподогревателя, что тем актуальнее, чем выше паропроизводительность котлоагрегата и, соответственно, площадь конвективных поверхностей теплообмена.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ebara R., Tanaka F., Kawasaki M. Sulfuric acid dew point corrosion in waste heat boiler tube for copper smelting furnace // *Engineering failure analysis*. – 2013. – V. 33. – P. 29–36.
2. Магадеев В.Ш. Коррозия газового тракта котельных установок. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 272 с.
3. Rockel M.B., Bender R. *Corrosion Handbook*. Society for Chemical Engineering and Biotechnology. – Frankfurt, Germany, 2008. – 486 p.
4. Низкотемпературная сернокислотная коррозия воздухоподогревателей. URL: <http://e-him.ru/?page=dynamic§ion=61&article=1221> (дата обращения: 08.06.2014).
5. Семенова И.В., Флорианович Г.М., Хорошилов А.В. Коррозия и защита от коррозии. – М.: Физматлит, 2002. – 335 с.
6. *Low-temperature Corrosion* / ed. by Holmes D.R. – Birmingham: Institute of Corrosion Science and Technology, 1985. – 526 p.
7. Современные природоохранные технологии в электроэнергетике: информационный сборник / под ред. В.Я. Путилова. – М.: Изд. дом МЭИ, 2007. – 388 с.
8. Miller B.G. *Coal Energy Systems*. – San Diego: Elsevier Academic Press, 2005. – 526 p.
9. Пермяков Б.А. Применение воздухоподогревателя со стеклянными трубами – способ борьбы с низкотемпературной сернокислотной коррозией в котельных агрегатах // *Практика противокоррозионной защиты*. – 1996. – № 1. – С. 20–21.
10. Basu P. et al. *Boilers and Burners*. – Ney York: Springer-Verlag Inc., 2000. – 566 p.
11. Апатовский Л.Е., Фомина В.Н., Халупович В.А. Подогрев воздуха на тепловых электростанциях. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 120 с.
12. Батухтин А.Г., Сафронов П.Г., Кириллов М.В. Оптимизация предварительного подогрева воздуха перед воздухоподогревателями котлов (на примере Харанорской ГРЭС) // *Научно-технические ведомости СПбГТУ*. – 2012. – Т. 142. – С. 97–102.
13. Application of a low pressure economizer for waste heat recovery from the exhaustfl ue gas in a 600 MW power plant / C.J. Wang, B.S. He, S.Y. Sun et al. // *Energy*. – 2012. – V. 48. – № 1. – P. 196–202.
14. Антонов А.Я., Розенгауз И.Н., Фомина В.Н. Компоновка современных зарубежных парогенераторов. – М.: СПО Союзтехэнерго, 1979. – 68 с.
15. Reichert G. Planung ind Bau von 600-Mw Bloken fur Ol // *Gas*. – VGB Kraftwerkstechnik, 1973. – V. 53. – Heft 13. – S. 33–36.
16. Теплосиловые системы: оптимизационные исследования / А.М. Клер, Н.П. Деканова, Э.А. Тюрина и др. – Новосибирск: Наука, 2005. – 236 с.
17. Клер А.М., Скрипкин С.К., Деканова Н.П. Автоматизация построения статистических и динамических моделей теплоэнергетических установок // *Изв. РАН. Энергетика*. – 1996. – № 3. – С. 78–84.
18. Kler A.M., Mai V.A., Skripkin S.K., Epelstein V.V. Generation of applied programs in a computer-aided system of complex thermal power plant studies // *Soviet Technology Review: Energy*. – 1993. – V. 6. – P. 55–67.
19. РД 34.26.105. Методические указания по предупреждению низкотемпературной коррозии поверхностей нагрева и газоподов котла. – М.: ВТИ им. Ф.Э. Дзержинского, 1984 (с изм. от 1995). – 6 с.
20. Гриценко М.В., Клер А.М., Степанова Е.Л. Комплексная методика определения затрат при использовании на ТЭС различных видов твердого топлива // *Научный вестник НГТУ*. – 2007. – № 4. – С. 99–110.

Поступила 02.07.2014 г.

UDC 621.18.001.573

OPTIMIZATION RESEARCH OF METHODS OF REDUCING LOW-TEMPERATURE CORROSION OF A BOILER UNIT CONVECTIVE SURFACES BY AIR PREHEATING

Elina A. Tyurina,

Dr. Sc., Melentiev Energy Systems Institute, Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences, 130, Lermontov street, Irkutsk, 664033, Russia.

E-mail: tyurina@isem.sei.irk.ru

Maxim I. Izghanaytis,

National Research Irkutsk State Technical University, 83, Lermontov street,
Irkutsk, 664074, Russia. E-mail: izghanaytis_mi@rambler.ru

The relevance of the research is explained by the need to improve the reliability and to reduce the costs of repairing convective heat transfer surfaces in a boiler unit burning sulfur coals.

The main aim of the study is to conduct optimization research and to compare different methods for air preheating before boiler units to reduce the rate of low-temperature corrosion of the air heater surfaces.

The methods used in the study: thermal (verification and design) and optimization calculations on a mathematical model of the boiler unit BKZ-420-140-6. The model is supplemented by the flow diagrams of air preheating. The mathematical model of the boiler unit is developed using a system for computer-aided program generation (SCAPG-PC). The System was developed at the Energy Systems Institute SB RAS on the basis of applicable normative documents, technical feature of the boiler unit, instructions for its operation and results of its tests.

The results: The authors have developed the mathematical model of the boiler unit which includes the calculation of a low-temperature corrosion rate, and makes it possible to define rather accurately the processes that occur in the boiler, and to determine the characteristics and the parameters of its operation. The optimization, technical and economic studies of the air preheating methods have been conducted. The findings allow the efficiency of the methods to be compared within the problem of the reduction in a low-temperature corrosion rate.

Key words:

Boiler units, mathematical modeling, air preheating, low-temperature corrosion.

REFERENCES

- Ebara R., Tanaka F., Kawasaki M. Sulfuric acid dew point corrosion in waste heat boiler tube for copper smelting furnace. *Engineering failure analysis*, 2013, vol. 33, pp. 29–36.
- Magadeev V.Sh. *Korroziya gazovogo trakta kotelnykh ustanovok* [Gas path corrosion of boiler units]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1986. 272 p.
- Rockel M.B., Bender R. *Corrosion Handbook. Society for Chemical Engineering and Biotechnology*. Frankfurt, Germany, 2008. 486 p.
- Nizkotemperaturnaya sernokislottaya korroziya vozdukhopodogrevateley* [Low-temperature sulfuric acid corrosion of air heaters]. Available at: <http://e-him.ru/?page=dynamic§ion=61&article=1221> (accessed 8 June 2014).
- Semenova I.V., Florianovich G.M., Horoshilov A.V. *Korroziya i zashchita ot korrozii* [Corrosion and Corrosion Protection]. Moscow, Fizmatlit Publ., 2002. 335 p.
- Holmes D.R. (Ed.). *Low-temperature Corrosion*. Birmingham, Institute of Corrosion Science and Technology, 1985. 526 p.
- Putilov V.Ya. (Ed). *Sovremennye prirodookhrannyye tekhnologii v elektroenergetike: informatsionnyy sbornik* [Modern environmental technologies in power industry: collected articles]. Moscow, MEI Publ., 2007. 388 p.
- Miller B.G. *Coal Energy Systems*. San Diego, Elsevier Academic Press, 2005. 526 p.
- Permyakov B.A. Primenenie vozdukhopodogrevatelya so steklyannymi trubami – sposob borby s nizkotemperaturnoy sernokislottay korroziyey v kotelnykh agregatakh [Using a glass-tube air heater – a method of decreasing low-temperature sulfuric acid corrosion in boiler units]. *Praktika protivokorroziionnoy zashchity*, 1996, no. 1, pp. 20–21.
- Basu P. *Boilers and Burners*. Ney York, Springer-Verlag Inc., 2000. 566 p.
- Apatovskiy L.E., Fomina V.N., Khalupovich V.A. *Podogrev vozdukh na teplovykh elektrostantsiyakh* [Air heating for thermal power plants]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1986. 120 p.
- Batukhtin A.G., Safronov P.G., Kirillov M.V. Optimizatsiya predvaritelnogo podogreva vozdukh pered vozdukhopodogrevatelyami kotlov (na primere Kharanorskoy GRES) [Optimization of air preheating before boiler units air heaters (on example of Kharanorskaya power plant)]. *Nauchno-technicheskie vedomosti SPbGTU*, 2012, vol. 142, pp. 97–102.
- Wang C.J., He B.S., Sun S.Y. Application of a low pressure economizer for waste heat recovery from the exhaust flue gas in a 600 MW power plant. *Energy*, 2012, vol. 48, no. 1, pp. 196–202.
- Antonov A.Ya., Rozengauz I.N., Fomina V.N. *Komponovka sovremennykh zarubezhnykh parogeneratorov* [Design of modern foreign steam generators]. Moscow, SPO Soyuztekhnenergo Publ., 1979. 68 p.
- Reichert G. Planung und Bau von 600-Mw Blöcken für Öl [Design and construction of 600 MW power unit for Oil]. *Gas, VGB Kraftwerkstechnik*, 1973, Vor. 53, Heft 13, S. 33–36.
- Kler A.M., Dekanova N.P., Tyurina E.A. *Teplosilovye sistemy: Optimizatsionnye issledovaniya* [Thermal power systems: Optimization studies]. Novosibirsk, Nauka Publ., 2005, 236 p.
- Kler A.M., Skripkin S.K., Dekanova N.P. *Avtomatizatsiya postroeniya statisticheskikh i dinamicheskikh modeley teploenergeticheskikh ustanovok* [Automation of thermal power plants statistical and dynamical models construction]. *Izvestiya RAN. Energetika*, 1996, no. 3, pp. 78–84.
- Kler A.M., Mai V.A., Skripkin S.K., Epelstein V.V. Generation of applied programs in a computer-aided system of complex thermal power plant studies. *Soviet Technology Review: Energy*, 1993, vol. 6, pp. 55–67.
- RD 34.26.105. Metodicheskie ukazaniya po preduprezhdeniyu nizkotemperaturnoy korrozii poverkhnostey nagreva i gazokhodov kotla* [Management Directive 34.25.105. Methodological guidelines for preventing low-temperature corrosion of boiler flues and heating surfaces]. Moscow, Dzerzhinsky All-Union Institute of Heat Engineering, 1984 (as amended in 1995). 6 p.
- Gritsenko M.V., Kler A.M., Stepanova E.L. Kompleksnaya metoda opredeleniya zatrat pri ispolzovanii na TES razlichnykh vidov tverdogo topliva [Complex method of determining costs when various solid fuels used on a thermal power plant]. *Nauchnyy vestnik NGTU*, 2007, no. 4, pp. 99–110.

Received 02 July 2014.

Редактирование *А.С. Глазырин*
Компьютерная верстка *О.Ю. Аршинова*
Перевод на англ. язык и корректура *С.В. Жаркова*

Подписано к печати *xx.xx.2014*. Формат 60x84/8. Бумага «Снегурочка».
Печать XEROX. Усл. печ. л. 21,40. Уч.-изд. л. 19,36.
Заказ *xxx-14*. Тираж 500 экз.



Национальный исследовательский Томский политехнический университет
Система менеджмента качества
Издательства Томского политехнического университета
сертифицирована в соответствии с требованиями ISO 9001:2008



ИЗДАТЕЛЬСТВО  ТПУ. 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30.
Тел./факс: 8(3822) 606-291, www.tpu.ru, izv@tpu.ru