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 322, № 4, 2013

Энергетика

ИЗДАТЕЛЬСТВО ТПУ
г. Томск

ИЗВЕСТИЯ ТОМСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

Редакционный совет:

Чубик П.С. (председатель), д.т.н., ректор ТПУ (г. Томск)
Пестряков А.Н. (заместитель председателя), д.х.н., проректор ТПУ по НРиИ (г. Томск)
Алексеенко С.В., д.ф.-м.н., член-корреспондент РАН (г. Новосибирск)
Болдырев В.В., д.х.н., академик РАН (г. Новосибирск)
Боровиков Ю.С., к.т.н. (г. Томск)
Гуляев Ю.В., д.ф.-м.н., академик РАН (г. Москва)
Дамамм Ж., PhD (Франция)
Дмитриев А.Ю., к.т.н. (г. Томск)
Долматов О.Ю., к.т.н. (г. Томск)
Ершов Ю.Л., д.ф.-м.н., академик РАН (г. Новосибирск)
Замятин А.В., к.т.н. (г. Томск)
Клименов В.А., д.т.н. (г. Томск)
Конторович А.Э., д.г.-м.н., академик РАН (г. Новосибирск)
Крёнинг М., PhD (Германия)
Летников Ф.А., д.г.-м.н., академик РАН (г. Иркутск)
Месяц Г.А., д.ф.-м.н., академик РАН (г. Москва)
Михайленко Б.Г., д.ф.-м.н., академик РАН (г. Новосибирск)
Накоряков В.Е., д.т.н., академик РАН (г. Новосибирск)
Панин В.Е., д.ф.-м.н., академик РАН (г. Томск)
Сигов А.С., д.ф.-м.н., академик РАН (г. Москва)
Сигфуссон Т.И., PhD (Исландия)
Турнаев В.И., д.и.н. (г. Томск)
Филлипов Г.А., д.т.н., академик РАН (г. Москва)
Чайковский Д.В., к.ф.н. (г. Томск)
Шень Джаоли, PhD (Китай)
Яковлев А.Н., к.ф.-м.н. (г. Томск)

Редакционная коллегия:

Пестряков А.Н. (председатель, главный редактор), д.х.н.
Коробейников А.Ф. (зам. председателя), д.г.-м.н.
Глазырин А.С. (главный редактор Издательства ТПУ), к.т.н.
Могильницкий С.Б. (учёный секретарь), к.ф.-м.н.
Барышева Г.А., д.э.н.
Григорьев В.П., д.ф.-м.н.
Заворин А.С., д.т.н.
Иванчина Э.Д., д.т.н.
Ильин А.П., д.ф.-м.н.
Корниенко А.А., д.ф.н.
Лавринович В.А., д.т.н.
Погребной В.К., д.т.н.
Савичев О.Г., д.г.н.
Тузовский А.Ф., д.т.н.
Шаманин И.В., д.ф.-м.н.

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

Издается с 1903 г.

© ФГБОУ ВПО НИ ТПУ, 2013

BULLETIN OF THE TOMSK POLYTECHNIC UNIVERSITY

Editorial Board:

Chubik P.S. (Chairman), D.E., rector of TPU (Tomsk)
Pestryakov A.N. (Deputy Chairman) D. Chem., pro-rector of TPU for Research and Innovation (Tomsk)
Alekseenko S.V., D. Phys. and Math. Sc., corresponding member of RAS (Novosibirsk)
Boldyrev V.V., D. Chem., member of RAS (Novosibirsk)
Borovikov Yu.S., Candidate of Science (Tomsk)
Gulyaev Yu.V., D. Phys. and Math. Sc., member of RAS (Moscow)
Damamm G., PhD (France)
Dmitriev A.Yu., Candidate of Science (Tomsk)
Dolmatov O.Yu., Candidate of Science (Tomsk)
Ershov Yu.L., D. Phys. and Math. Sc., member of RAS (Novosibirsk)
Zamyatin A.V., Candidate of Science (Tomsk)
Klimenov V.A., D.E. (Tomsk)
Kontorovich A.E., D. Geol. and Mineral. Sc., member of RAS (Novosibirsk)
Kröning M., PhD (Germany)
Letnikov F.A., D. Geol. and Mineral. Sc., member of RAS (Irkutsk)
Mesyats G.A., D. Phys. and Math. Sc., member of RAS (Moscow)
Mikhailenko B.G., D. Phys. and Math. Sc., member of RAS (Novosibirsk)
Nakoryakov V.E., D. E., member of RAS (Novosibirsk)
Panin V.E., D. Phys. and Math. Sc., member of RAS (Tomsk)
Sigov A.S., D. Phys. and Math. Sc., member of RAS (Moscow)
Sigfusson T.I., PhD (Iseland)
Turnaev V.I., PhD (Tomsk)
Fillipov G.A., D.E., member of RAS (Moscow)
Chaikovsky D.V., Candidate of Science (Tomsk)
Shen Zhaoli, PhD (China)
Yakovlev A.N., Candidate of Science (Tomsk)

Editorial:

Pestryakov A.N. (Chairman, Editor in Chief), D. Chem.
Korobeinikov A.F. (Deputy Editor in Chief), D. Geol. and Mineral. Sc.
Glazyrin A.S. (Editor in Chief), Candidate of Science
Mogilnitsky S.B. (Science Secretary), Candidate of Phys. and Math. Sc.
Barysheva G.A., Ec. D.
Grigoriev V.P., D. Phys. and Math. Sc.
Zavorin A.S., D.E.
Ivanchina E.D., D.E.
Ilyin A.P., D. Phys. and Math. Sc.
Kornienko A.A., Ph. D.
Lavrinovich V.A., D.E.
Pogrebnoy V.K., D.E.
Savichev O.G., D. Geog. Sc.
Tuzovsky A.F., D.E.
Shamanin I.V., D. Phys. and Math. Sc.

Подписной индекс по каталогу Агентства «Роспечать» – 18054

Журнал рассылается в адреса 50-и библиотек РФ, США, ФРГ, Великобритании, Франции и 9-и стран ближнего зарубежья

Полнотекстовый доступ к электронной версии журнала возможен на сайтах ТПУ: portal.tpu.ru/izvestiya/; ООО «Научная электронная библиотека»: www.elibrary.ru, www.e-library.ru, а также поисковой системы scholar.google.com

Импакт-фактор РИНЦ 2011 г. 0,210

© Tomsk Polytechnic University, 2013

СОДЕРЖАНИЕ

CONTENTS

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

Обоснование теплофизических характеристик реактора ИВГ.1М при конверсии активной зоны на топливо пониженного обогащения
Прозорова И.В., Гановичев Д.И., Киричек Е.А. — 5

Расчетное исследование процессов аэродинамики, тепломассообмена, горения и образования окислов азота в двухвихревой топочной камере котла БКЗ-640 с холостым дутьём
Чернецкая Н.С., Минаков А.В., Брикман И.А., Чернецкий М.Ю. — 11

Особенности тепломассопереноса во влагоустойчивой тепловой изоляции резервуаров для хранения криожидкостей
Половников В.Ю., Хабибулин А.М. — 15

Численное исследование разрушения полости открытого типа при взаимодействии с вязкой жидкостью в условиях охлаждения внешнего контура
Крайнов А.В. — 21

Численное исследование влияния условий распыления воды на температуру в следе «водяного снаряда»
Высокоморная О.В., Марков А.О., Назаров М.Н., Стрижак П.А., Янов С.Р. — 24

Исследование структуры вихревого течения в топочной камере нового типа методом цифровой трассерной визуализации
Ануфриев И.С., Кузнецов Г.В., Шадрин Е.Ю., Шарыпов О.В., Аникин Ю.А., Двойнишников С.В., Куликов Д.В., Рахманов В.В. — 31

Прогнозирование отложений угольной золы в топках энергетических котлов на основе численного моделирования
Фомичев А.С., Корецкий Д.А., Заворин А.С. — 35

Испытания горелочного устройства беспламенного горения и инфракрасного излучения
Долгов С.В., Заворин А.С., Долгих А.Ю., Субботин А.Н. — 39

Численное моделирование процессов в жаротрубной топке реверсивного типа
Хаустов С.А., Заворин А.С., Фисенко Р.Н. — 43

Имитационная модель дизельного двигателя для исследования его рабочих характеристик на переменной частоте вращения
Дураев Н.Н., Обухов С.Г., Плотников И.А. — 48

Оценка вредных выбросов в атмосферу от котельных Томской области
Тайлашева Т.С., Красильникова Л.Г., Воронцова Е.С. — 52

Анализ теплопотерь помещений через системы естественного освещения
Коржнева Т.Г., Ушаков В.Я., Овчаров А.Т. — 56

Анализ переноса тепла в активном элементе электромагнита
Юхнов В.Е., Крайнов А.В. — 61

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

Определение параметров рельсотронов. Ч. 1. Расчет при постоянной плотности тока
Носов Г.В. — 65

Определение параметров рельсотронов. Ч. 2. Расчет при синусоидальном токе
Носов Г.В. — 70

Стадиальное электроимпульсное разрушение твердых тел
Курец В.И. — 74

Комплексное повышение качества электроэнергии в сложных сетях
Рогов Г.В. — 77

Экспертиза в энергетике и электротехнике. Генезис электроэкспертологии
Жуков О.А., Ушаков В.Я. — 82

Влияние наполнителя в составе клеящего лака на развитие разряда в твердых слоистых диэлектриках при длительном воздействии приложенного напряжения
Меркулов В.И., Карпицкий О.В. — 87

О необходимости включения добавочных потерь от высших гармоник тока в технологические потери при передаче электрической энергии
Боровиков В.С., Харлов Н.Н., Акимжанов Т.Б. — 91

HEAT POWER ENGINEERING

Validation of thermal and physical characteristics of the reactor IVG.1M at active zone conversion into low-enriched fuel
Prozorova I.V., Ganovichev D.I., Kirichek E.A. — 5

The design study of the processes of aerodynamics, heat-and-mass transfer, combustion and formation of nitrogen oxides in double-vortex furnace in the boiler BKZ-640 with blank blast
Chernetskaya N.S., Minakov A.V., Brikman I.A., Chernetskiy M.Yu. — 11

The features of heat and mass transfer in moisture-resisting thermal insulation of the reservoirs for storing cryogenic liquids
Polovnikov V.Yu., Khabibulin A.M. — 15

Mathematical modeling of open-type cavity damage at interaction with viscous fluid at outer contour cooling
Kraynov A.V. — 21

The numerical study of the influence of water spray conditions on temperature in the trace of «water tool»
Vysokomornaya O.V., Markov A.O., Nazarov M.N., Strizhak P.A., Yanov S.R. — 24

The study of flow structure n a new construction of vortex furnace by the particle image velocimetry
Anufriev I.S., Kuznetsov G.V., Shadrin E.Yu., Sharypov O.V., Anikin Yu.A., Dvoynishnikov S.V., Kulikov D.V., Rakhmanov V.V. — 31

Predicting coal ash deposits in furnaces of power-generating boilers on the bases of numerical modeling
Fomichev A.S., Koretskiy D.A., Zavorin A.S. — 35

Tests of burner device of flameless combustion and infra-red radiation
Dolgov S.V., Zavorin A.S., Dolgikh A.Yu., Subbotin A.N. — 39

Numerical study of the processes in fire-tube combustion chamber with a reversible torch
Khaustov S.A., Zavorin A.S., Fisenko R.N. — 43

Simulation model of diesel engine for investigating its operating characteristics on variable speed
Duraev N.N., Obukhov S.G., Plotnikov I.A. — 48

Estimation of boiler houses noxious emissions into atmosphere in Tomsk region
Taylasheva T.S., Krasilnikova L.G., Vorontsova E.S. — 52

The analysis of room heat losses through the daylighting systems
Korzhneva T.G., Ushakov V.Ya., Ovcharov A.T. — 56

The analysis of heat transfer in electromagnet active element
Yukhnov V.E., Kraynov A.V. — 61

ELECTRIC POWER ENGINEERING

Determination of railgun parameters. P. I. Calculation at constant current density
Nosov G.V. — 65

Determination of railgun parameters. P. II. Calculation at harmonic current
Nosov G.V. — 70

Stage crushing of solids by electric pulse
Kurets V.I. — 74

Integrated increase of power quality in complex networks
Rogov G.V. — 77

Expertise in power engineering and electrical engineering. The origin of electro-expertology
Zhukov O.A., Ushakov V.Ya. — 82

The influence of bonding varnish filler on discharge formation in solid layered dielectrics at long-term effect of applied stress
Merkulov V.I., Karpitsky O.V. — 87

On the necessity of including stray-load current harmonics losses into process losses at electric energy transmission
Borovikov V.S., Kharlov N.N., Akimzhanov T.B. — 91

Оценка роли частичных разрядов на процесс развития разряда на границе раздела твердых слоистых диэлектриков при длительном воздействии приложенного напряжения 94
Меркулов В.И., Ким И.В.

Инструментальная оценка эффективности работы фильтрокомпенсирующих устройств в системах электроснабжения горнодобывающих предприятий 99
Харлов Н.Н., Акимжанов Т.Б.

Применение интегральных динамических моделей при решении задачи идентификации параметров электрических цепей 103
Сытник А.А., Ключка К.Н., Протасов С.Ю.

Системы электропитания телеуправляемых подводных аппаратов переменного тока мощностью свыше 10 кВт 107
Мишин В.Н., Рулевский В.М., Юдинцев А.Г.

Динамика инвариантного испытательного стенда на основе асинхронно-вентильного каскада 110
Дорощенко И.В., Захаренко В.С.

Анализ точности позиционирования двухфазного асинхронного двигателя в режиме прерывистого движения 116
Аристов А.В., Воронина Н.А.

Вентильный двигатель для привода радиолокационных устройств 120
Клабуков Р.П., Муравлёв О.П.

Однофазный асинхронный электродвигатель с повышенным пусковым моментом 124
Качин О.С., Качин С.И.

Активные лобовые соединения обмотки якоря магнитоэлектрической машины 129
Коков Е.Г., Муравлев О.П.

Принципы обеспечения живучести асинхронного электропривода на основе резервных элементов 133
Однокопылов Г.И., Букреев В.Г., Брагин А.Д.

Оптимальное управление вентильным преобразователем в электроприводах переменного тока 138
Дементьев Ю.Н.

Способ адаптивного формирования потокосцепления в асинхронном безредукторном электроприводе лифтовой лебедки 143
Тургенев Д.В., Дементьев Ю.Н., Ланграф С.В.

Минимизация энергопотребления электроприводами в фотоэлектрической энергетической установке 146
Аржанов В.В., Шурыгин Ю.А., Шиняков Ю.А., Аржанов К.В.

Отказоустойчивый многофазный асинхронный электропривод с несинусоидальными токами 151
Однокопылов Г.И.

Синхронные усилители с дифференциальным входом (состояние и задачи) 155
Баранов П.Ф., Бориков В.Н.

Влияние способов подключения потенциальных выводов на динамические характеристики коаксиальных шунтов 159
Бедарева Е.В., Цимбалист Э.И., Муравьев С.В., Баранов П.Ф.

Синтез структур генераторов импульсных сигналов на основе принципов симметрии и отражения 164
Рыбин Ю.К.

Характеристики гибридной синхронной машины 170
Суворкова Е.Е., Дементьев Ю.Н., Бурулько Л.К.

Трансформаторы тока нулевой последовательности для чувствительных защит от замыканий на землю 173
Вайнштейн Р.А., Коломиец Н.В., Юдин С.М.

Определение деформаций провода обмоток трансформатора собственным магнитным полем 176
Исаев Ю.Н., Елгина Г.А., Лавринович А.В.

Аппаратно-программный комплекс для автоматизированных испытаний сильноточных преобразователей 180
Заревич А.И., Муравьев С.В., Бедарева Е.В., Баранов П.Ф., Сарычев С.В.

РЕСУРСОЭФФЕКТИВНОСТЬ

ТПУ на пути к высокой ресурсоэффективности 185
Ушаков В.Я., Дульзон А.А., Чубик П.С.

СТРАНИЦЫ ИСТОРИИ ТПУ

Шестидесятилетие образовательного направления «Энергетическое машиностроение» в Томском политехническом университете 191
Заворин А.С., Тайлашева Т.С.

РЕФЕРАТЫ СТАТЕЙ 195

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ 200

Estimation of partial discharge role in discharge formation at solid layered dielectric interface at long-term effect of the applied stress 94
Merkulov V.I., Kim I.V.

Instrumental estimation of operating efficiency of filter devices in power supply systems at mining enterprises 99
Kharlov N.N., Akimzhanov T.B.

Application of integral dynamic models when solving the problem of identifying the parameters of electrical circuits 103
Sytnik A.A., Klyuchka K.N., Protasov S.Yu.

Power systems of alternating current remote-controlled underwater vehicles with the capacity over 10 kW 107
Mishin V.N., Rulevskiy V.M., Yudintsev A.G.

Dynamics of invariant test bench on the basis of asynchronously-thyristor cascade 110
Doroshchenko I.V., Zakharenko V.S.

Analysis of positional accuracy of two-phase asynchronous motor in the discontinuous motion mode 116
Aristov A.V., Voronina N.A.

Thyratron motor for fast acting drive of the radar equipment 120
Klabukov R.P., Muravlev O.P.

Single phase induction motor with increased starting torque 124
Kachin O.S., Kachin S.I.

Active end connections of armature winding in magneto-electric motor 129
Kokov E.G., Muravlev O.P.

Principles of supporting fault tolerance of induction motor drive based on backup components 133
Odnokopylov G.I., Bukreev V.G., Bragin A.D.

Valve inverter optimal control in variable-speed electrical drives 138
Dementiev Yu.N.

The method of flux linkage adaptive formation for asynchronous gearless electric drive of elevator winch 143
Turgenev D.V., Dementiev Yu.N., Langraf S.V.

Minimizing electric drives power consumption in the photovoltaic power installation 146
Arzhanov V.V., Shurygin Yu.A., Shinyakov Yu.A., Arzhanov K.V.

Fault-tolerant multiphase induction motor drive with non-sinusoidal currents 151
Odnokopylov G.I.

Lockin amplifiers with differential input 155
Baranov P.F., Borikov V.N.

Influence of methods of potential terminal connection on dynamic behavior of coaxial shunts 159
Bedareva E.V., Tsimbalist E.I., Muravyev S.V., Baranov P.F.

Synthesis of structures of pulse signal generators based on symmetry and reflection principles 164
Rybin Yu.K.

Characteristics of a hybrid synchronous motor 170
Suvorkova E.E., Dementiev Yu.N., Burulko L.K.

Zero sequence current transformers for sensitive ground fault protection 173
Vaynshteyn R.A., Kolomiets N.V., Yudin S.M.

Determination of transformer winding wires deformations by self-magnetic field 176
Isaev Yu.N., Elgina G.A., Lavrinovich A.V.

Apparatus and software system for computer-aided tests of high current transformers 180
Zarevich A.I., Muravyov S.V., Bedareva E.V., Baranov P.F., Sarychev S.V.

RESOURCE EFFICIENCY

TPU is on the way to high resource efficiency 185
Ushakov V.Ya., Dulzon A.A., Chubik P.S.

PAGES OF HISTORY OF TPU

The 60th anniversary of educational program «Power engineering industry» at Tomsk polytechnic university 191
Zavorin A.S., Taylasheva T.S.

SUMMARIES 195

INFORMATION ABOUT AUTHORS 200

Теплоэнергетика

УДК 621.039.517

ОБОСНОВАНИЕ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК РЕАКТОРА ИВГ.1М ПРИ КОНВЕРСИИ АКТИВНОЙ ЗОНЫ НА ТОПЛИВО ПОНИЖЕННОГО ОБОГАЩЕНИЯ

И.В. Прозорова, Д.И. Гановичев, Е.А. Киричек

Институт атомной энергии Национального ядерного центра, г. Курчатов, Казахстан
E-mail: Prozorova@nnc.kz

Рассмотрены тепло-гидравлические условия работы конверсионной активной зоны реактора ИВГ.1М. Приведены результаты оценок основных теплофизических и гидравлических параметров активной зоны. Сделан вывод о том, что для реактора ИВГ.1М с высокообогащенным и низкообогащенным ураном тепловое состояние реактора практически не зависит от обогащения топлива при одинаковых конструкционных особенностях тепловыделяющих сборок.

Ключевые слова:
Реактор ИВГ.1М, активная зона, технологические каналы, твэлы, низкообогащенное топливо, тепло-гидравлические расчеты.

Key words:
Reactor IVG.1M, active zone, process channels, fuel elements, low-enriched fuel, thermo-hydraulic calculations.

Концепция модернизации активной зоны реактора

В результате предварительного анализа возможности создания реактора ИВГ.1М [1] с топливом низкого обогащения (НОУ) был выбран вариант, в котором используются водоохлаждаемые технологические каналы (ВОТК-НОУ) той же конструкции, что и водоохлаждаемые технологические каналы с высокообогащенным ураном (ВОТК-ВОУ), но с повышенной загрузкой урана в топливной матрице. В этом случае конструкция реактора остается неизменной и реактор ИВГ.1М-НОУ остается исследовательским водо-водяным гетерогенным корпусным ядерным реактором на тепловых нейтронах с легководяными теплоносителем и замедлителем и бериллиевым отражателем нейтронов. Активная зона реактора содержит 30 водоохлаждаемых технологических каналов. В центральной ячейке реактора расположен окруженный бериллиевым вытеснителем петлевой канал, в который возможна установка экспериментального устройства.

Целью исследований являлось расчетное изучение теплофизических эффектов, вызванных конверсией реактора ИВГ.1М на топливо пониженного обогащения, определение теплофизических условий работы конверсионной активной зоны. При этом решались следующие задачи:

- разработка расчетно-методического обеспечения и его тестирование;
- проведение расчетных исследований существующей и конверсионной активных зон реактора;
- сравнение теплофизических характеристик существующей и конверсионной активных зон реактора.

Программно-методическое обеспечение расчетов

Для расчета теплофизических характеристик и его тестирования использовалась программа Mathcad [2].

В процессе теплового и гидравлического расчетов определялось распределение температуры охлаждающей воды по высоте активной зоны реактора в межканальном пространстве и в технологических каналах реактора, распределение температуры стенки технологического канала, температуры оболочки тепловыделяющих элементов (твэлов), максимальной температуры твэлов по высоте активной зоны, давлений по трактам теплоносителя.

В качестве основных исходных данных для проведения расчетов задавались:

- тепловая мощность реактора;
- давление и расход воды в раздаточном коллекторе установки;

- относительное распределение энерговыделения в твэлах по высоте активной зоны и по рядам технологических каналов.

Методика расчетов не учитывает области температуры и давления, когда в трактах установки может возникнуть кипение воды или появится перегретый пар.

Тестирование расчетной методики было проведено для проверки ее работоспособности и сравнения с результатами экспериментов, т. к. с ее помощью предстояло определять параметры вариантов модернизированной активной зоны и сравнивать их с параметрами существующей. Для исключения случайных погрешностей при поиске оптимального варианта модернизированной активной зоны необходимо использовать одну и ту же методику.

В качестве исходных значений для расчета параметров технологического канала приняты результаты, полученные во время эксперимента П-06-02, проведенного 07.03.2006 г., во время которого мощность реактора ИВГ.1М на одном из режимов составляла 10 МВт (Обычный режим мощности реактора на пусках от 1 до 6 МВт). В табл. 1 приведены теплофизические параметры активной зоны ИВГ.1М с экспериментальными и расчетными значениями.

Таблица 1. *Теплофизические параметры активной зоны ИВГ.1М*

Параметр	Эксперимент			Расчет		
	I ряд	II ряд	III ряд	I ряд	II ряд	III ряд
Тепловая мощность канала, МВт	0,382	0,370	0,304	0,396	0,371	0,262
Средний расход воды через ВОТК, кг/с	2,09	2,11	1,94	2,10	2,10	1,80
Средняя температура воды на выходе из ТК, °С	56,7	54,9	50,7	59,0	56,0	49,0
Тепловая мощность реактора ИВГ.1М, МВт	10,0			10,0		
Суммарный расход воды через тракты охлаждения реактора, кг/с	65,5			65,5		
Температура воды на входе в реактор, °С	13,0			13,0		

Было проведено сравнение экспериментальных x_1 и рассчитанных x_2 значении:

$$R=(|x_1-x_2|/x_1)\ 100\ \%,$$

где R – среднестатистическая погрешность.

Максимальная относительная погрешность составила 0,16 %.

Полученные результаты можно считать достоверными, так как среднестатистические погрешности вычислений меньше 1 %, относительная погрешность между экспериментом и вычислениями составила 0,16 %. Это говорит о корректности использования методики расчета реактора ИВГ.1М для теплофизических расчетов.

Методика проведения расчетов

В ходе теплофизических расчетов определялось распределение температуры в конструкционных материалах технологических каналов тепловыделяющих сборок и охлаждающей воды. Активная зона реактора состоит из 30 технологических каналов. В связи с тем, что основное энерговыделение в реакторе происходит в технологических каналах, для расчета параметров реактора при соответствующей мощности необходимо рассчитать теплофизические параметры технологического канала.

Особенностью данной методики являлось то, что в первую очередь на основе распределений энерговыделения, полученных по данным нейтронно-физических расчетов, был проведен расчет распределения мощности по высоте технологического канала. Затем проводился расчет распределения температуры охлаждающей воды и конструкционных материалов тепловыделяющей сборки по высоте активной зоны реактора. Расчет выполнялся методом последовательных приближений. Модель тепловыделяющей сборки по высоте разбивалась на ряд расчетных участков (~100), затем выполнялся расчет температуры воды и конструкционных элементов ТК расчетного участка. Процесс повторялся далее, при этом полученные в результате расчета значения температуры использовались в качестве исходных данных при расчете следующего участка.

При расчете распределения мощности по высоте ТК зависимость мощности, выделяемой технологическим каналом i-го ряда, от высоты активной зоны реактора определялась следующим выражением:

$$Q_i(x)=\frac{N\varepsilon_i profile_i(x)}{n_1\varepsilon_1+n_2\varepsilon_2+n_3\varepsilon_3}m_i;$$

$$m_i=L_i/\int_0^{L_i} profile_i(x)dx,$$

где n_1, n_2, n_3 – количество каналов в первом, втором и третьем рядах соответственно; ε_i – величина относительного распределения энерговыделения в i-м ряду, i=1,2,3; ε_1=1,524; ε_2=1,420; ε_3=1,000; N – мощность реактора, Вт; profile$_i(x)$ – функция, аппроксимирующая профиль относительного энерговыделения по высоте, определенная по данным нейтронно-физических расчетов в i-том ряду, i=1,2,3; m_i – коэффициент, учитывающий значение площади под кривой относительного энерговыделения в i-м ряду, i=1,2,3; m_1=1,441; m_2=1,546; m_3=1,653; L_i – длина ТВС, м.

На рис. 1 приведено распределение энерговыделения в МВт по длине для трёх рядов реактора, определённое по данным нейтронно-физических расчетов при мощности реактора 10 МВт для ИВГ-НОУ и ИВГ-ВОУ.

Далее в программе автоматического проектирования и расчета MathCAD был произведен расчет распределения температуры воды в тракте охлаждения ТВС, в межканальном пространстве, а также температуры конструкционных материалов водоохлаждаемого технологического канала.

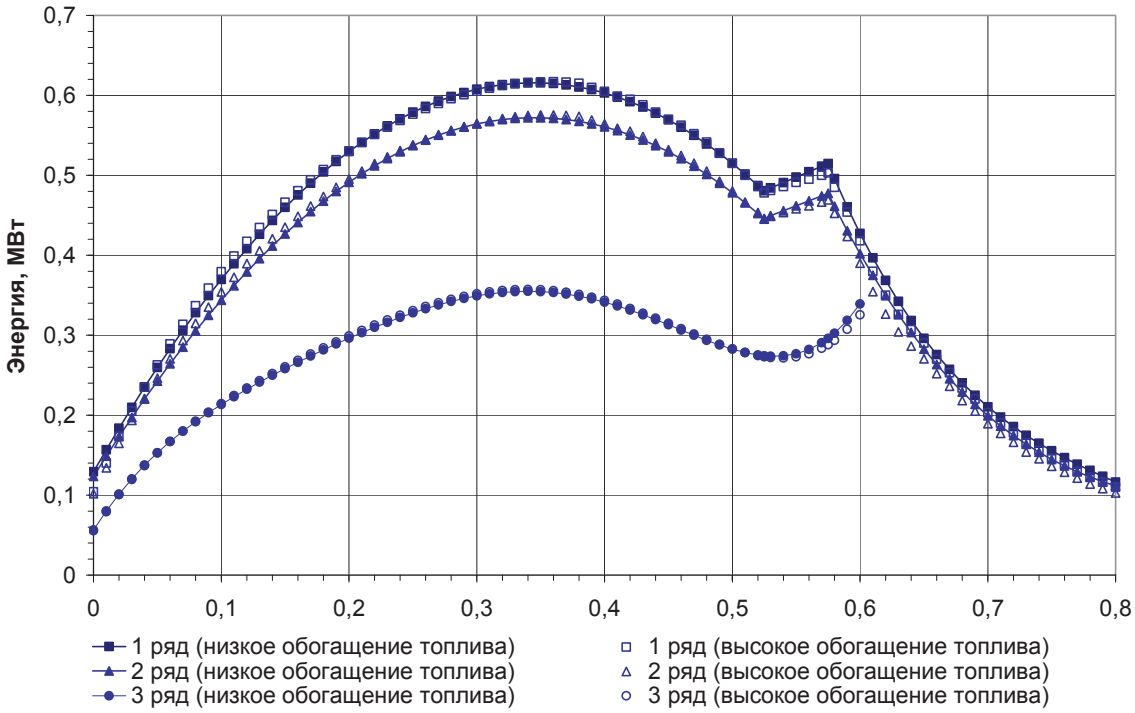


Рис. 1. *Мощность, выделяемая в ТК, в зависимости от ряда ТК и высоты активной зоны реактора для ИВГ-ВОУ и ИВГ-НОУ*

Расчетная схема технологического канала, использованная при расчете, представлена на рис. 2.

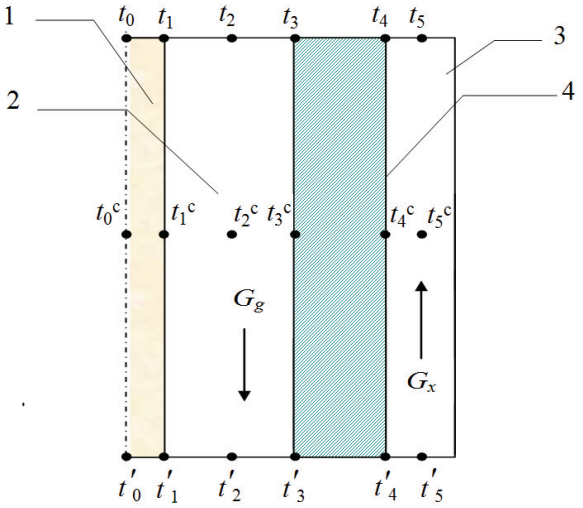


Рис. 2. *Расчетная схема водоохлаждаемого канала: 1 – твэл; 2 – вода внутри канала; 3 – стенка ТК; 4 – межканальное пространство активной зоны*

На рис. 2 стрелками показано направление течения воды. Вода, охлаждающая конструкции реактора и внешние поверхности стенок ВОТК, из раздаточного коллектора, расположенного в основании реактора, движется вверх. В верхней части каждый технологический канал имеет по 4 щелевых окна, через которые вода поступает в ВОТК, охлаждает тепловыделяющую сборку и затем, пройдя по всей длине технологического канала вниз, сливается из реактора.

Для учета неравномерности энерговыделения по высоте активной зоны реактора модель ТВС по высоте разбивалась на ряд расчетных участков, при этом предполагалось, что в пределах одного расчетного участка энерговыделение неизменно. Выполнялся расчет температуры воды и конструкционных элементов ТК для текущего расчетного участка. Полученные в результате расчета значения температуры использовались в качестве исходных данных при расчете следующего участка.

Система уравнений, описывающая математическую модель ВОТК, расчетная схема которой представлена на рис. 2, имела вид [3]:

$$\begin{cases} Q_{\text{ТВС}} = G_g C_p (t'_2 - t_2) + \alpha_g F_g (t_2^c - t_3^c); \\ \dfrac{G_x C_p (t_5 - t'_5)}{30} = \alpha_x F_x (t_4^c - t_5^c); \\ \alpha_g F_g (t_2^c - t_3^c) + q_9 V = \alpha_x F_x (t_4^c - t_5^c); \\ t_3^c - t_4^c = \dfrac{q_9 r_1^2}{4\lambda_{\text{стенки}}} \left(\left(\dfrac{r_2}{r_1} \right)^2 - 2\ln\left(\dfrac{r_2}{r_1} \right) - 1 \right), \end{cases}$$

где $Q_{\text{ТВС}}$ – мощность, выделяемая в ТК, Вт; α_x, α_g – коэффициенты теплоотдачи от внешней и от внутренней поверхности стенки ТК в охлаждающую воду Вт/(м²·°С); C_p – удельная теплоёмкость воды, Дж/(кг·°С) [4]; $\lambda_{\text{стенки}}$ – коэффициент теплопроводности стенки ТК, Вт/(м·°С); G_x, G_g – расход воды в межканальном пространстве реактора и в технологическом канале, кг/с; F_x, F_g – площадь внешней и внутренней поверхностей стенки ТК, м²; q_v – удельное энерговыделение в стенке ТК, Вт/м³; V – объем стенки, м³; t_2^c, t_3^c, t_4^c, t_5^c – среднее значение темпера-

туры воды в ТК, внутренней поверхности стенки ТК, внешней поверхности стенки ТК и воды в межканальном пространстве соответственно, °С; t_2, t_5, t_2', t_5' – температура воды в ТК на входе в расчетный участок, в межканальном пространстве в начале расчетного участка, в ТК на выходе из расчетного участка и в межканальном пространстве в конце расчетного участка соответственно, °С.

Расчет распределения температуры охлаждающей воды и конструкционных материалов ТВС по высоте активной зоны реактора выполнялся методом последовательных приближений. Канал раз-

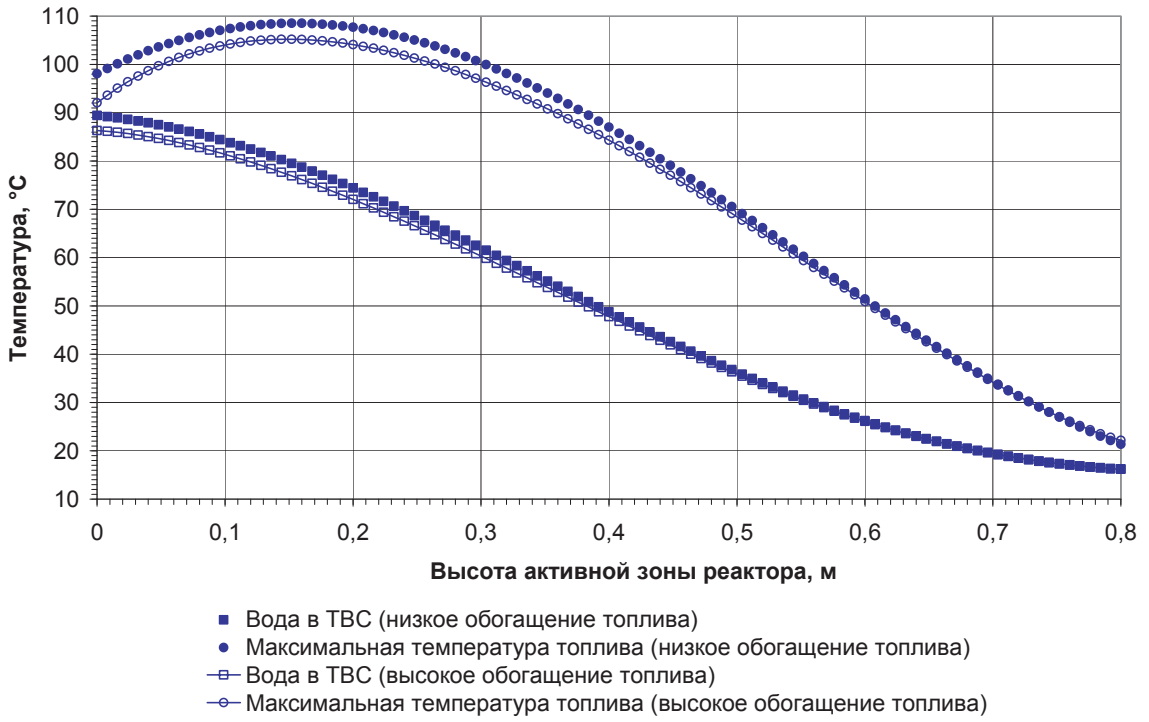


Рис. 3. *Расчетное распределение максимальной температуры топлива и температуры охлаждающей воды первого ряда ТК по высоте активной зоны реактора*

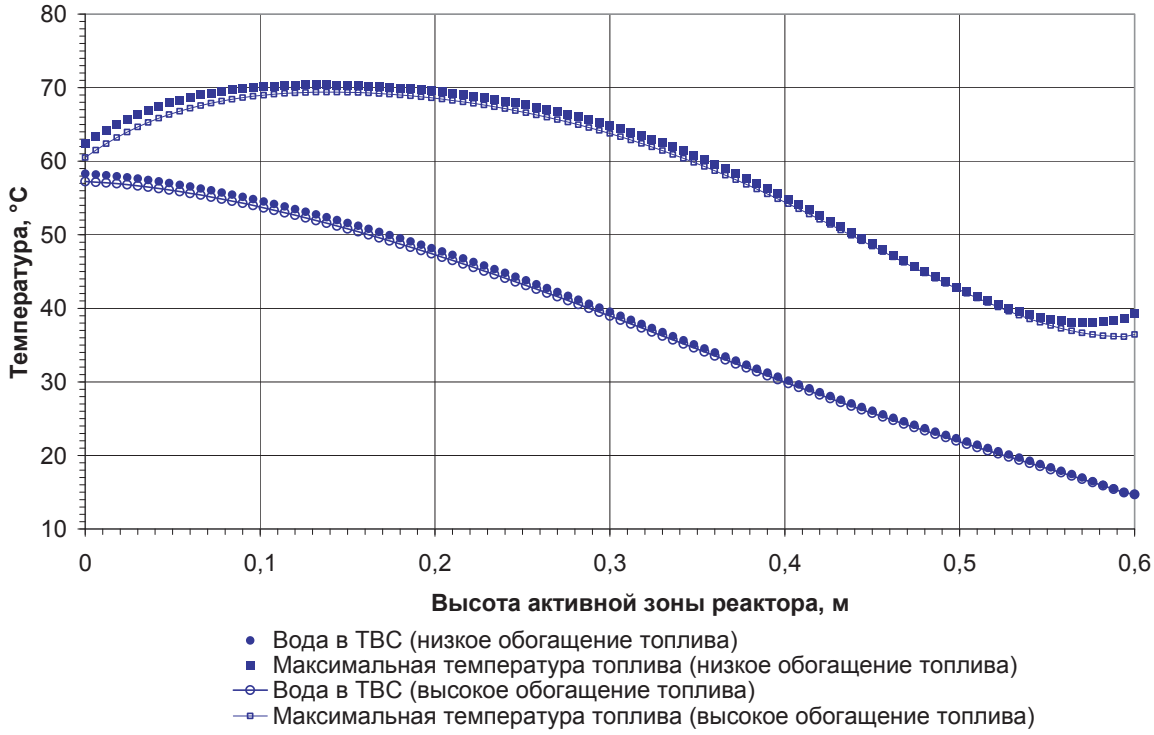


Рис. 4. *Расчетное распределение максимальной температуры топлива и температуры охлаждающей воды третьего ряда ТК по высоте активной зоны*

бивался на ряд расчетных участков. В первом приближении температура воды на входе в ТВС задавалась равной температуре воды из раздаточного коллектора t_{kol}. Далее выполнялся расчет температуры воды и конструкционных элементов ТК в конце первого расчетного участка. Полученные в результате расчета значения температуры t_i использовались в качестве исходных данных при расчете t_{i+1} следующего участка. Расчет ТК производился «сверху вниз». В конце последнего расчетного участка температура воды t_n в межканальном пространстве сравнивалась снова с температурой воды в раздаточном коллекторе t_{kol}. Если величина $(t_{kol}–t_n)$, определяющая точность расчетов, была неудовлетворительной, то температура воды на входе в ТВС увеличивалась на 0,05 °С и процесс повторялся, иначе расчет считался завершенным.

В ходе расчетов были получены следующие результаты. На рис. 3 и 4 приведено расчетное распределение максимальной температуры топлива и температуры в охлаждающей воде и конструкционных материалах ТК первого ряда и третьего по высоте активной зоны при мощности реактора 10 МВт для реакторов с ВОУ (высокообогащенным ураном) и НОУ (низкообогащенным ураном).

В табл. 2 приведены результаты вычисления абсолютной максимальной температуры в технологических каналах реактора. Важно отметить, что вычисления максимального значения температуры воды, оболочки твэла и топлива в ТК выполнены по вышеприведённому алгоритму в предположении, что все твэлы рассчитываемого технологического канала имеют мощность, равную мощности наиболее теплонапряженного «горячего» твэла в ТК по данным нейтронно-физических расчетов.

Предварительный анализ результатов тепловых расчетов для реактора ИВГ.1М с ВОУ и НОУ показывает, что тепловое состояние реактора мало зависит от обогащения топлива. В частности, параметры твэлов для реакторов с ВОУ и НОУ с максимальным энерговыделением отличаются менее чем на 4 %.

Сравнивая результаты тепловых расчетов для реакторов с ВОУ и НОУ, можно отметить следующее:

- максимальная расчетная температура топлива при проектной мощности реактора 60 МВт в ВОТК-НОУ составляет 244,1 °С, что незначительно превышает максимальное расчетное значение температуры топлива (234,9 °С) в ВОТК-ВОУ;
- максимальная расчетная температура топлива при мощности реактора 10 МВт в ВОТК-НОУ составляет 108,5 °С, что незначительно превышает максимальное расчетное значение температуры топлива (105,2 °С) в ВОТК-ВОУ;
- максимальная расчетная температура топлива при мощности реактора 33,9 МВт в ВОТК-НОУ составляет 183,3 °С, что незначительно превышает максимальное расчетное значение температуры топлива (177,1 °С) в ВОТК-ВОУ;
- при мощности реактора 10 МВт максимальная расчетная температура поверхности оболочки твэла с НОУ составляет 100,9 °С, что ниже максимальной эксплуатационной температуры, которая равна 110 °С.

На завершающем этапе был проведен гидравлический расчет параметров реактора. В ходе расчетов были получены следующие результаты: тепловое состояние реакторов с разным топливом (ВОУ и НОУ) является практически одинаковым, их гидравлические характеристики, как это показано ниже, тоже совпадают.

В качестве исходных данных для расчета гидравлических параметров реактора ИВГ.1М приняты:

- давление воды в коллекторе на входе в тракты охлаждения реактора, МПа 1,09;
- среднее давление воды на выходе из ТК, МПа:
  - для первого ряда 0,91;
  - для второго и третьего рядов 0,92;
- средний расход воды через ВОТК-НОУ, кг/с:
  - для первого ряда 2,09;
  - для второго ряда 2,11;
  - для третьего ряда 1,94.

Перепад давления воды в межканальном пространстве при использовании насосной системы подачи (обеспечивающей суммарный расход воды через тракты охлаждения реактора равный 67,7 кг/с) составит ~0,052 МПа, а суммарный перепад давления от коллектора до входа в тракт ох-

Таблица 2. *Результаты расчета максимальных параметров технологических каналов для реакторов с ВОУ/ НОУ*

Номер ряда ТК	Тепловая мощность реактора, МВт	Расход воды, кг/с		Температура воды, °С		Максимальная температура, °С		Макс. значение плотности теплового потока через оболочку твэла, МВт/м^2
		в ТК	через реактор	вход в реактор	выход из ТВС	поверхности оболочки твэла	топлива	
1	10	2,09	67,3	13	86,3/89,4	97,7/100,9	105,2/108,5	0,289/0,298
2		2,11			82,6/79,0	94,3/89,8	100,6/95,5	0,269/0,259
3		1,94			57,2/58,3	65,4/66,5	69,4/70,4	0,183/0,191
1	33,9	5,20	151	20	120,3/124,6	151,3/152,6	177,1/183,3	0,953/1,010
2		5,20			116,2/111,2	145,8/138,8	170,5/161,9	0,913/0,878
3		4,60			83,4/85,0	103,4/105,4	120,2/121,6	0,630/0,648
1	60	7,94	230	20	136,3/141,2	186,5/186,2	234,9/244,1	1,69/1,790
2		7,94			131,5/125,7	179,5/171,0	225,9/214,5	1,62/1,550
3		6,83			95,6/97,4	128,5/130,6	160,0/162,1	1,11/1,150

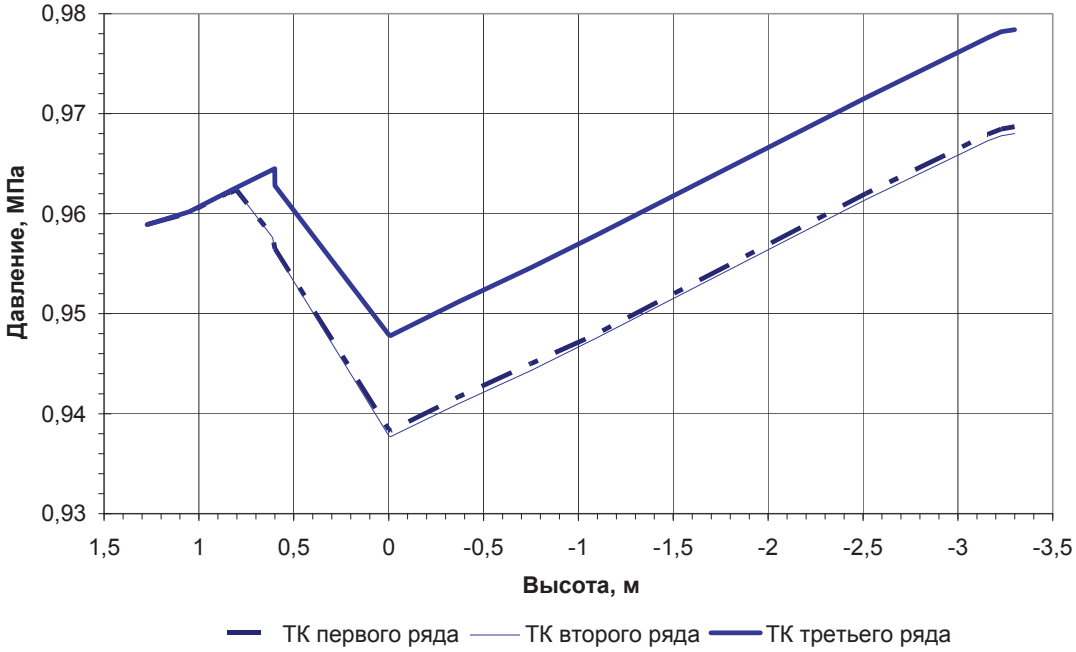


Рис. 5. *Изменение давления воды по высоте технологических каналов реактора*

лаждения ТК с учетом высоты столба воды будет равен ~0,132 МПа, поэтому давление воды на входе в тракт охлаждения ТК будет равен 0,958 МПа.

Результаты расчета перепада давления в трактах охлаждения ТК 1-го, 2-го и 3-го рядов показаны на рис. 5, где нулевое значение высоты соответствует нижнему торцу ТВС.

Выводы

В ходе расчетных исследований по обоснованию теплофизических характеристик при конверсии активной зоны реактора ИВГ.1М на топливо пониженного обогащения:

- создана расчетная методика для оценки теплофизических параметров работы реактора;
- проверена достоверность результатов, сделана оценка среднестатистических погрешностей вычислений;
- получены, систематизированы и проанализированы теплофизические характеристики активной зоны реактора ИВГ.1М с топливом высокого и пониженного обогащения;
- показано, что тепловое состояние реактора практически не зависит от обогащения топлива при одинаковых конструкционных особенностях ТВС.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Айтхожин Э.С., Аринкин Ф.М., Батырбеков Г.А. и др. Реакторные комплексы ИГР, «Байкал-1», ВВР-К и перспективы развития на их базе фундаментальных и прикладных исследований: Препринт НЯЦ РК-00-12. – Курчатов, 2000. – 75 с.
2. Ракитин В.И. Руководство по методам вычислений и приложения Mathcad. – М.: Физмалит, 2005. – 264 с.
3. Михеев М.А. Основы теплопередачи. – М.: Энергия, 1977. – 344 с.
4. Чиркин В.С. Теплофизические свойства материалов ядерной техники. – М.: Атомиздат, 1968. – 484 с.

Поступила 09.04.2012 г.

УДК 662.933.12

РАСЧЕТНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ АЭРОДИНАМИКИ, ТЕПЛОМАССООБМЕНА, ГОРЕНИЯ И ОБРАЗОВАНИЯ ОКИСЛОВ АЗОТА В ДВУХВИХРЕВОЙ ТОПОЧНОЙ КАМЕРЕ КОТЛА БКЗ-640 С ХОЛОСТЫМ ДУТЬЕМ

Н.С. Чернецкая, А.В. Минаков, И.А. Брикман, М.Ю. Чернецкий

Сибирский федеральный университет, г. Красноярск
E-mail: n_surzhikova@inbox.ru

На основе методов вычислительной гидродинамики выполнены численные исследования двухвихревой топочной камеры котла БКЗ-640 с холостым дутьем. Проведена оценка влияния различных режимных мероприятий в топке на эффективность сжигания топлива, условия шлакования экранных поверхностей, выбросы оксидов азота, а также получены данные по интегральным и локальным распределениям в топке температуры и тепловых потоков.

Ключевые слова:
Топочная камера, уголь, моделирование, шлакование, оксиды азота.

Key words:
Furnace, coal, modeling, slagging, nitrogen oxides.

В последнее время ОАО «Сибэнергомаш», г. Барнаул широко применяет ряд оригинальных решений для схем топочно-горелочных устройств при реконструкции котлов. В одной из разработок при реконструкции котла БКЗ-640-140 ст. № 4 Гусиноозерской ГРЭС принята двухвихревая схема расположения прямоточных горелок в три яруса. Схема отличается тем, что вместо горелок 2-го и 3-го ярусов в центральной зоне заднего экрана установлены сопла для подачи через них воздуха и дымовых газов рециркуляции. Данная топка получила название – топка с задним холостым дутьем. Схема топки приведена на рис. 1.

Экспериментальных сведений по аэродинамике рассмотренной конструкции топочно-горелочного устройства нет, при том что в некоторых вихревых топках и при диагональном расположении горелок аэродинамика не оптимальная, особенно при отключении части горелок.

Одним из способов сравнительной оценки разных схем сжигания, который позволяет дополнить, а в некоторых случаях заменить проведение исследований на крупногабаритной физической огневой модели является, математическое моделирование. Так, с помощью математического моделирования [1] было показано преимущество топки с задним холостым дутьем перед традиционной топкой с двухвихревой схемой сжигания. В работе [1] анализировались варианты со всеми работающими пылесистемами (горелками) и при отключении пылесистем с разгрузкой по топливу 3-го яруса горелок. По результатам расчетов были отмечены следующие отличительные особенности:

- в топке с холостым дутьем наибольшие тепловые потоки и температуры наблюдаются по центру фронтальной стенки на уровне 2-го, 3-го ярусов и ниже начала ската холодной воронки, а в двухвихревой схеме сжигания, максимальные величины, наоборот, имеют место на фронтальной стенке выше 3-го яруса горелок.
- Средняя расчетная температура перед ширмами для топки с холостым дутьем составила 1144 °С, а для двухвихревой топки – 1184 °С.
- Для варианта с двухвихревой схемой сжигания при разгрузке 3-го яруса горелок и правой полутопки наблюдались высокие температуры и тепловые потоки по центру фронтальной стены, а в модели с холостым дутьем – на уровне 2-го и 3-го ярусов, на левой и задней стенах.
- Также для модели с холостым дутьем на фронтальной стене высокие температуры и тепловые потоки проявляются на уровне 1-го яруса горелок и ниже, в области холодной воронки, в модели двухвихревой топки – на уровне 3-го яруса и выше.
- Температура на уровне нижнего среза ширм для варианта с холостым дутьем составила 1134 °С, а для двухвихревой схемы – 1170 °С.

В целом применение холостого дутья в топках с двухвихревой схемой, несмотря на более высокие температуры газов по центру топки на уровне начала ската и в центре холодной воронки, позволяет разгрузить топку выше уровня 3-го яруса горелок. Температура газов на выходе из топки снижается по сравнению с обычной двухвихревой схемой сжигания. Преимущество холостого дутья проявляется в отсутствие какого-либо наброса факела на стенки топки. В топке с двухвихревым сжиганием наблюдается увеличение температуры газов на выходе из топки, сопровождающееся набросом факела в зоне горения и выше нее, на фронтальную стенку, что является неблагоприятным с позиций шлакования.

В данной работе рассматриваются возможные варианты организации сжигания угольного топлива в топке котла БКЗ-640 с двухвихревой схемой сжигания и холостым дутьем с целью уменьшения недожога топлива, снижения концентрации оксидов азота, а также снижения температур и тепловых потоков в областях возможного шлакования

экранов топки. В работе использовался пакет программ «SigmaFlame», который успешно был применен для решения ряда задач моделирования топочных камер пылеугольных котлов [2].

В качестве математической модели в данном программном комплексе для описания течения в топочной камере была принята модель неизотермического несжимаемого многокомпонентного газа. В рассматриваемой задаче течение газа считается установившимся, поэтому все уравнения записываются в стационарной постановке. Считается, что газы в топочной камере состоят из N_2, O_2, CO, CO_2, H_2O и комплекса летучих C_xH_y. Модель включает уравнения неразрывности, уравнения баланса количества движения, уравнение переноса концентрации компонент, уравнение переноса энергии. В общем виде уравнения сохранения для скалярной величины ϕ записываются:

$$\nabla(\rho \mathbf{v} \cdot \phi) = \nabla(\Gamma \cdot \nabla\phi) + Q_\phi,$$

$$\phi = \{1, u, v, w, h, f_i, k, \varepsilon\},$$

где ϕ – скалярная величина; Γ – эффективный коэффициент диффузионного переноса; Q_ϕ – источниковый член; ρ – плотность, кг/м^3; $\mathbf{v}$ – вектор скорости, м/с; u, v, w – компоненты скорости, м/с; h – удельная энтальпия, Дж/кг; k – кинетическая энергия турбулентных пульсаций, м^2/с^2; ε – диссипация турбулентной энергии, м^2/с^3; f_i – массовая концентрация i-го компанента, кг/кг.

Как показывает практика расчетов процесса горения в топочной камере, применение k–ε модели турбулентности позволяет с достаточной степенью точности получить необходимые турбулентные характеристики для потока в топочной камере. В данной работе используется высокорейнольдсовая k–ε модель турбулентности. Для определения пульсационных характеристик течения вблизи стенок был использован метод пристеночных функций.

Высокий температурный уровень топочной среды и поверхностей обуславливает преобладание радиационного теплообмена. Решение уравнения переноса лучистой энергии базируется на P1 приближения метода сферических гармоник [3]. Коэффициенты поглощения газа вычисляются по модели суммы серых газов.

Расчет горения летучих компонент топлива основан на использовании глобальных необратимых реакций между горючим и окислителем. Скорость горения i-реагента, в том числе и летучих, определяется с учетом реакционной способности и концентрации горючего и окислителя, а также скорости турбулентного перемешивания топлива и окислителя. Данная модель представляет комбинацию кинетической модели горения газовых компонент с моделью «обрыва вихря» [4]. Летучие представляются в виде углеводорода C_xH_y, где x и y определяются исходя из состава угля. Горение летучих рассматривается в два этапа:

$$C_xH_y + 0{,}5(x+0{,}5y)O_2 \rightarrow xCO + 0{,}5yH_2O; \quad (R1)$$

$$CO + 0{,}5O_2 \rightarrow CO_2. \quad (R2)$$

Константы данных реакций представлены в табл. 1.

Таблица 1. *Кинетические параметры горения летучих компонент угля*

Реакция	Предэкспоненциальный множитель A [м/с]	Энергия активации E [Дж/моль]
R1	$2{,}8 \cdot 10^9$	$2{,}023 \cdot 10^8$
R2	$2{,}2 \cdot 10^{12}$	$1{,}67 \cdot 10^8$

Для описания процессов движения угольных частиц использовался метод Лагранжа. Для расчета температуры частицы с учетом конвективного и радиационного теплообмена частицы с окружающим газом, при наличии процесса горения угольной частицы, использовалась модель, представленная в [5]. В данной модели были использованы эмпирические выражения, которые дали возможность скорректировать теплообмен с учетом массообменных процессов, происходящих при прогреве и горении угольной частицы.

Для моделирования процессов горения угольной пыли в настоящей работе была принята модель, учитывающая стадийность горения угля: прогрев, выход летучих и горение коксового остатка. Для определения скорости выхода летучих используются выражения, учитывающие сопротивление частицы выходу летучих, и кинетические механизмы разложения, основанные на выражениях аррениусовского типа с обобщенными кинетическими константами. Скорость горение коксового остатка определяется с учетом характера подвода окислителя к реагирующей поверхности и кинетикой реагирования. В модели для описания процесса горения коксового остатка с помощью эмпирического коэффициента учтено различие в изменении его структуры при нагреве и выходе летучих для различных углей. Более подробно с моделью горения угольной частицы можно ознакомится в работе [5]. Влияние частиц на осредненное движение газа, изменение концентрации газовых компонент и энтальпию учитывалось на основе метода, изложенного в работе [6].

В работе рассматривается три возможных пути образования оксидов азота при сжигании угля: термический путь образования NO_x, быстрое образование NO_x и образование окислов азота из топливного азота. Образование термических оксидов азота реализовано в математической модели на основе механизма, предложенного Я.Б. Зельдовичем. Быстрые NO_x образуются в присутствии углеводородных радикалов, они преобладают в топливах с высоким значением отношения водорода к углероду H:C. Модель образования быстрых оксидов азота реализована на основе механизма, предложенного С.П. Фенимором. Термические и быстрые NO_x не играют определяющей роли в процессе сжигания угля, хотя общая схема комплекса реакций, реализованная в модели, включает механизм их образования. Топливные NO_x вносят основной

вклад в общее количество оксидов азота, образующихся при факельном сжигании угля. Топливный азот, содержащийся в угольном веществе, частично выходит с летучими, а оставшаяся часть – при горении коксового остатка. Топливный азот в газовой фазе находится в виде NCH или NH и преобразуется в результате комплекса реакций при горении в NO или N. Присутствие свободного кислорода способствует образованию NO. Для минимизации выхода топливных NO принято, что уголь должен освобождаться от летучих при максимально возможной температуре в зоне, обогащенной топливом, – выход азота в составе летучих должен быть максимальным, и при пониженной концентрации кислорода преобладают реакции с образованием N по отношению к NO. В процессе газификации угольного топлива и горения коксового остатка происходит превращение азотосодержащих соединений в NH_3 (амиак) и в HCN (цианистоводородную кислоту).

В зависимости от условий, при которых протекают химические реакции этих соединений с топочными газами, происходит образование NO или N_2. Для детального описания этих процессов необходимо использовать модели с числом реакций более 150. Решение пространственной задачи аэродинамики, теплообмена и горения для реальных топок с таким количеством химических реакций для практических приложений неприменимо из-за значительных затрат компьютерных ресурсов, поэтому для моделирования топливных окислов азота используют упрощенные кинетические модели образования NO_x.

В данной работе для расчета топливных NO_x была выбрана модель, предложенная в [7], включающая в себя реакции (1, 2) с добавлением реакции «реберинга» (3):

$$\frac{dx_{\mathrm{HCN}}}{dt} = -3,5\cdot 10^{10}\exp(-3370/T)\,x_{\mathrm{HCN}}x_{\mathrm{O_2}}^{a}, \qquad (1)$$

$$\frac{dx_{\mathrm{HCN}}}{dt} = -3\cdot 10^{12}\exp(-30200/T)\,x_{\mathrm{HCN}}x_{\mathrm{NO}}, \qquad (2)$$

$$\frac{dx_{\mathrm{NO}}}{dt} = -2,7\cdot 10^{6}\exp(-9466/T)\,x_{\mathrm{NO}}x_{\mathrm{C}_n\mathrm{H}_m}, \qquad (3)$$

где x – молярная доля соответствующего компонента; α – порядок реакции по кислороду, который рассчитывается по следующим выражениям:

$$a = \begin{cases} 1,0, & x_{\mathrm{O_2}} \le 4,1\cdot 10^{-3} \\ -3,95 - 0,9\ln x_{\mathrm{O_2}}, & 4,1\cdot 10^{-3} < x_{\mathrm{O_2}} \le 1,11\cdot 10^{-2} \\ -0,35 - 0,1\ln x_{\mathrm{O_2}}, & 1,11\cdot 10^{-2} < x_{\mathrm{O_2}} < 0,03 \\ 0, & x_{\mathrm{O_2}} \ge 0,03 \end{cases}.$$

Уравнения сохранения для газовой фазы записываются в виде обобщенного закона сохранения в контрольном объеме. Для контрольного объема записывается конечно-разностный аналог уравнения. Для вычисления диффузионных потоков на гранях контрольного объема используется центрально-разностная схема, имеющая второй порядок точности. При аппроксимации конвективных членов использовалась схема квадратичной интерполяции против потока (схема Леонарда или QUICK-схема), в значительной степени минимизирующая схемную вязкость. Для связи поля скорости и давления использовалась SIMPLE-C процедура.

Котел БКЗ-640-140 с естественной циркуляцией, П-образной компоновки. Топочная камера призматическая с твердым шлакоудалением, открытого типа, объемом $V_т$=4088 м^3, сечением 7,744×18,176 м. Топка оборудована прямоточными горелками, расположенными по двухвихревой схеме в три яруса. В холодной воронке расположено 16 сопел нижнего дутья, направленных вверх под углом к горизонтали 15°. Распределение топлива по горелкам равномерное. В сопла холостого дутья, расположенные на задней стене, подается смесь из воздуха (0,12 от теоретически необходимого количества воздуха для полного сгорания топлива) и уходящих газов. Избыток воздуха на выходе из топки $\alpha_т$ равен 1,2. В расчетах брался уголь «Переясловский» 3БР. Тонкость помола пыли R_{90}=40 %. При расчете принималось, что в работе находится 20 горелок. На рис. 1 представлена модель топочной камеры.

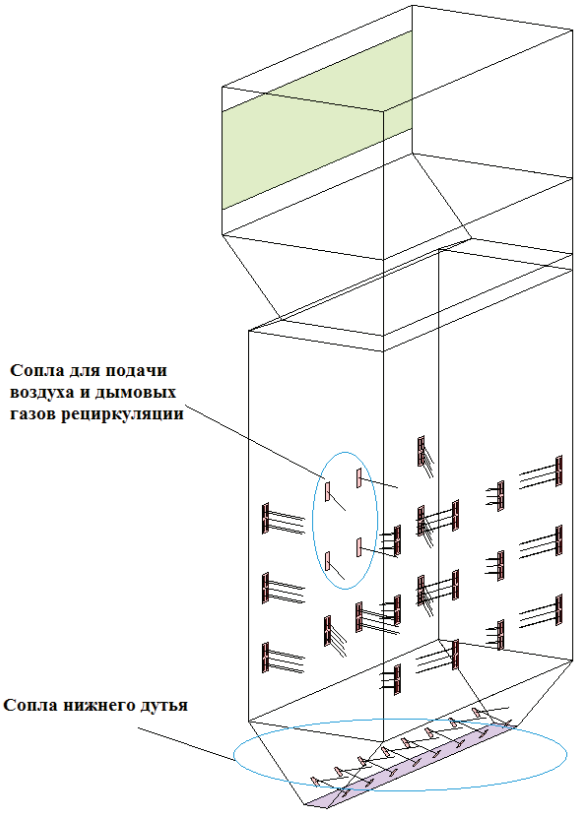


Рис. 1. *Размещение горелок, сопел воздушного дутья и нижнего дутья на модели топочной камере котла БКЗ-640*

На рис. 2 приведены типичные результаты расчетов. Тангенциальное расположение горелок приводит к формированию вихревого движения газов в

топочной камере. В центральной части топки происходит наиболее интенсивное выгорание топлива, здесь формируется ядро горения (рис. 2, *в*, *г*, *д*). Максимальные температуры газа в топочной камере находятся на уровне третьего яруса горелок и составляют 1521 °С (рис. 2, *г*).

Сложное взаимодействие аэродинамических структур в топочной камере приводит к затягиванию области горения выше третьего яруса горелок (рис. 2, *а, б*). Результаты расчета выявили проблемную зону около задней стены, ниже аэродинамического пережима. В этой области высокие концентрации частиц, мало кислорода, высокие температуры и тепловой поток на стенку. На рис. 3 изображены температуры на стенах топочной камеры. Можно выделить несколько зон с наибольшими температурами и соответственно тепловыми потоками на стены: это область на фронтальной стенке между полутопками в районе горелок первого и второго яруса; скаты холодной воронки между полутопками; центральная часть левой и правой стены на уровне третьего яруса горелок; область на задней стенке в центральной части полутопка около горелок и выше третьего яруса горелок, а также в районе пережима.

На выходе из топочной камеры механический недожог равен q_4=2,37 %, концентрация NO_x – 661 мг/м^3 (приведенная к O_2=6 %). Температура перед ширмами на отметке 23,75 м от низа холодной воронки составила 1144 °С.

Для исследования влияния режимных мероприятий на эффективность выгорания и уменьшение эмиссии окислов азота были рассмотрены следующие варианты:

а) с отключенными соплами нижнего дутья;
б) с изменением распределения воздуха в сопла заднего дутья III яруса;
в) с отключением мельниц, в результате чего в работе остается 16 горелок;
г) с изменением тонины помола, R_{90}=30 %;
д) с изменением тонины помола R_{90}=50 %.

На рис. 4 представлено распределение температур на стенках топочной камеры для варианта с отключенными соплами нижнего дутья. Можно видеть, что ядро горения опустилось ниже, чем в варианте, принятом за базовый. В варианте без нижнего дутья температуры в пристеночной области фронтальной стены снизились. Температура перед ширмами составила 1113 °С.

Перерасчет распределения воздуха в сопла заднего дутья для варианта (б) был выполнен по следующим отношениям:

- расход смеси воздуха и уходящих газов рециркуляции на сопла заднего дутья 3 яруса $0{,}1V_0^{\text{н}}+0{,}045V''_{\text{гЭФ}}$;
- расход смеси воздуха и уходящих газов рециркуляции на сопла заднего дутья 2 яруса $0{,}06V_0^{\text{н}}+0{,}045V''_{\text{гЭФ}}$.

где $V_0^{\text{н}}$ – теоретическое количество воздуха, необходимое для полного сгорания топлива, м^3/с; $V''_{\text{гЭФ}}$ – количество уходящих газов после электрофильтра, м^3/с

Анализируя результаты расчетов при равномерной подаче воздуха через сопла заднего дутья и варианта (б), можно отметить более глубокое проникновение струи из сопел заднего дутья в ядро горения, что способствует снижению механического недожога топлива (табл. 2).

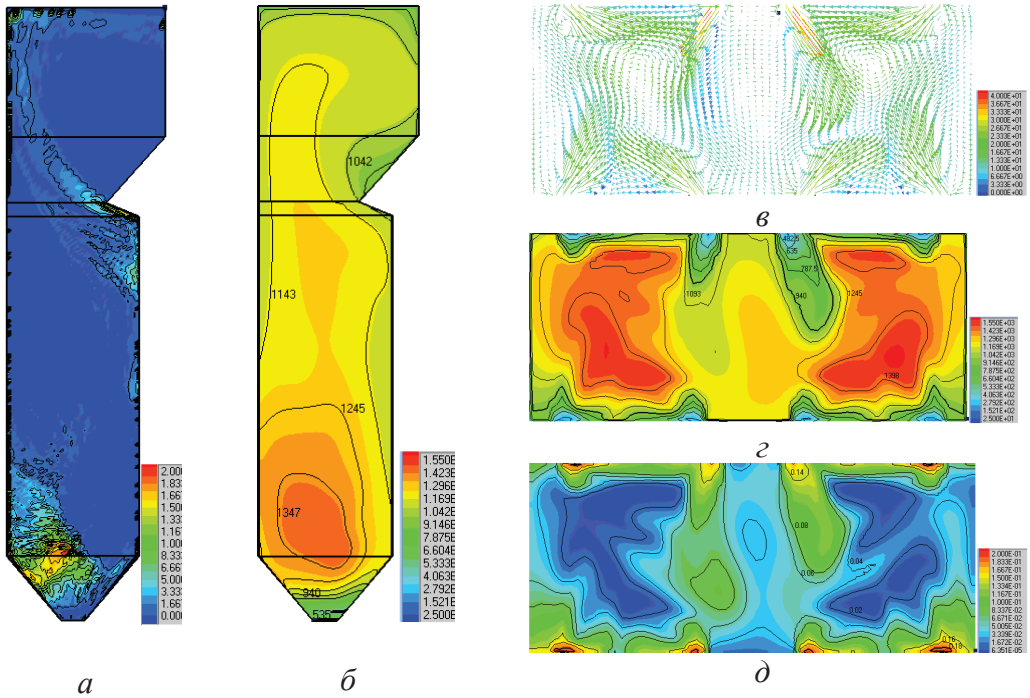


Рис. 2. *Распределение параметров в топочной камере а) концентрация частиц по центру топки (кг/м^3); б) поле температур по центру топки (°С); в) векторное поле скорости (м/с), (третий ярус горелок); г) поле температур (°С), (третий ярус горелок); д) концентрация кислорода (кг/кг), (третий ярус горелок)*

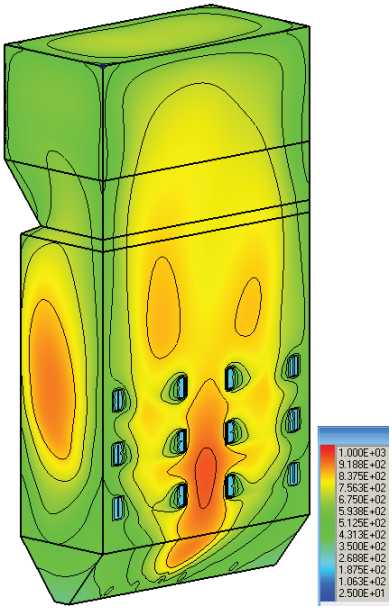


Рис. 3. *Температура на стенках, °С (базовый вариант)*

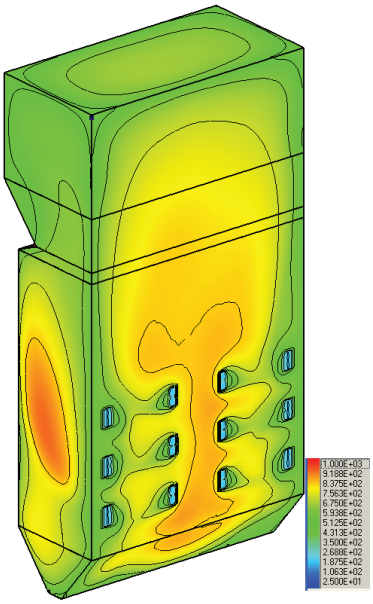


Рис. 4. *Температура на стенках, °С (вариант а)*

При отключении двух центральных горелок второго яруса на фронтальной стене и крайних на задней стене (вариант (в)) наблюдается увеличение температур около задней стенки между 1–3 ярусами горелки и уменьшение температур у задней стенки ниже аэродинамичекого пережима. На скате холодной воронки, на уровне 1–3 яруса горелки, в центральной части топки, и выше третьего яруса горелок на фронтальной стене, температуры и тепловые потоки более высокие по сравнению с результатами для базового варианта. На скате холодной воронки, между 1–3 ярусами горелок по центру топки на задней стене, температуры и тепловые потоки выше по сравнению с базовым вариантом. Выше третьего яруса горелок на задней стенке температуры и тепловые потоки имеют более низкие значения по сравнению с вариантом без отключения горелок. Температура перед ширмами составила 1125 °С.

Для варианта с изменением тонины помола R_{90}=30 % наблюдаются более высокие значения температур в районе 2–3 ярусов горелок на фронтальной стене. Температура перед ширмами составила 1153 °С. Для варианта с изменением тонины помола R_{90}=50 %, на скате холодной воронки, на уровне 1–2 яруса горелок в центральной части топки, температуры и тепловые потоки на фронтальной стене имеют значения выше по сравнению с базовым вариантом. Температура перед ширмами составила 1138 °С.

Результаты по механическому недожогу, концентрации оксидов азота и температуры перед ширмами для рассмотренных расчетов представлены в табл. 2. Можно видеть, что варианты, за исключением варианта без нижнего дутья, обеспечивают концентрацию оксидов азота на уровне 600...700 мг/м^3.

Таблица 2. *Значения механического недожога, концентрации оксидов азота и температуры перед ширмами*

Вариант	Механический недожог q_4, %	NO_x, (приведенная к O_2=6 %), мг/м^3	Температура перед ширмами (23,75 м),°С
Базовый	2,37	661	1144
а	1,36	818	1113
б	1,79	639	1140
в	3,71	577	1125
г	2,03	599	1153
д	3,01	717	1138

Выводы

Как показали результаты численного моделирования, предлагаемый вариант с холостым дутьем обеспечивает приемлемые выбросы оксидов азота и достаточно низкую температуру перед ширмами по условиям шлакования. При этом была выявлена «проблемная» зона около задней стены, ниже аэродинамичекого пережима. В данной области высокие концентрации золовых частиц, мало кислорода, высокие температуры и тепловой поток на стенку, что может привести к интенсивному шлакованию данной части топки. Расчетный анализ вариантов организации сжигания угольного топлива в топке котла БКЗ-640 с двухвихревой схемой сжигания и холостым дутьем показал, что возможно оптимизировать процесс сжигания с целью предотвращения шлакования проблемных зон без значительного увеличения механического недожога и концентрации оксидов азота.

Исследование выполнено при поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации, соглашение № 14.B37.21.2071 «Моделирование физических процессов в элементах энергоэффективного теплоэнергетического оборудования».

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Артемьева Н.В., Чернецкий М.Ю., Хрусталев Г.Н. Сравнительный анализ по математической модели аэродинамики, теплообмена и температурных полей двухвихревой топки с наличием и без заднего холостого дутья // Минеральная часть топлива, шлакование, очистка котлов, удаление и использование золы: Сборник докладов V научно-практ. конф. – Челябинск, 7–9 июня 2011. – Челябинск: ОАО «ИЦЭУ», 2011. – Т. 3. – С. 157–166.
2. Майданик М.Н., Вербовецкий Э.Х., Дектерев А.А., Чернецкий М.Ю., Гаврилов А.А., Бойков Д.В., Бердин С.В. Математическое моделирование топки и поворотного газохода котла П-50Р при совместном сжигании твердого и газообразного топлива // Теплоэнергетика. – 2011. – № 6. – С. 37–42
3. Siegel R., Howell J.R. Thermal Radiation Heat Transfer. – Washington D.C.: Hemisphere Publishing Corp., 1992. – 1072 p.
4. Magnussen B.F., Hjertager B.W. On the structure of turbulence and a generalized eddy dissipation concept for chemical reaction in turbulent flow // XIXth AIAA Aerospace Meeting. – St. Louis, USA, 1981. – P. 544–552
5. Чернецкий М.Ю., Дектерев А.А. Математическая модель процессов теплообмена и горения пылеугольного топлива при факельном сжигании // Физика горения и взрыва. – 2011. – № 3. – С. 37–46.
6. Crow C.T., Sharma M.P., Stock D.E. The particle source in cell (PSI-CELL) model for gas-droplet flows // Journal of Fluids Engineering. – 1977. – V. 99. – P. 325–332.
7. De Soete G. Overall reaction rates of NO and N_2 formation from fuel nitrogen // Proc. XVth Int. Symposium on Combust. – Pittsburgh: The Combustion Institute, 1975. – P. 1093–1102.

Поступила 26.12.2012 г.

УДК 536.2:51-74

ОСОБЕННОСТИ ТЕПЛОМАССОПЕРЕНОСА ВО ВЛАГОУСТОЙЧИВОЙ ТЕПЛОВОЙ ИЗОЛЯЦИИ РЕЗЕРВУАРОВ ДЛЯ ХРАНЕНИЯ КРИОЖИДКОСТЕЙ

В.Ю. Половников, А.М. Хабибулин

Томский политехнический университет
E-mail: polov@tpu.ru

Приведены результаты математического моделирования тепломассопереноса в ограждающих конструкциях резервуара для хранения криожидкостей и численный анализ потерь холода рассматриваемого объекта с учетом промерзания изоляции, наличия миграции влаги к фронту фазового перехода и конденсации влаги на внешнем контуре взаимодействия. Установлены масштабы увеличения теплопритоков в рассматриваемой системе вследствие увлажнения, промерзания и наличия фазовых переходов в структуре и на поверхности слоя изоляции.

Ключевые слова:
Потери холода, математическое моделирование, тепловая изоляция, фазовые переходы, криожидкость.

Key words:
Loss of cold, mathematical modeling, thermal insulation, phase transitions, cryogenic liquid.

Введение

Целью энергетической политики России [1] является максимально эффективное использование природных энергетических ресурсов и потенциала энергетического сектора для устойчивого роста экономики, повышения качества жизни населения страны и содействия укреплению ее внешнеэкономических позиций. Предполагается, что в результате реализации мероприятий, предусмотренных Стратегией [1], российский энергетический сектор внесет важнейший вклад в переход к устойчивому инновационному развитию российской экономики и обеспечит снижение удельной энергоемкости валового внутреннего продукта не менее чем в 2,3 раза к 2030 г.

Одним из направлений реализации Стратегии [1] в сфере энергоснабжения наряду с тотальной реконструкцией и применением автоматизированных узлов и систем управления является организация оптимальных режимов функционирования систем транспорта и хранения тепловой энергии. Существенную роль в выполнении Стратегии [1] призвана сыграть высокоэффективная тепловая изоляция, применяемая во всех областях промышленного производства и строительства.

Тепловая изоляция ограждений холодильных сооружений эксплуатируется в тяжелых условиях [2], прежде всего из-за непрерывных изменений температуры и влажности наружного воздуха, переменного воздействия солнечной радиации и ветра. Одной из особенностей работы изоляции холодильной техники является достаточно высокая вероятность конденсации водяного пара на поверхностях ограждения или внутри изоляции, а в некоторых случаях и замерзания выпавшей влаги [3]. Накопление влаги в теплоизоляционных конструкциях низкотемпературного оборудования может привести к столь значительному увеличению потерь холода, что необходима будет их полная замена [4].

Следует отметить, что используемые в настоящее время подходы к расчету тепловой изоляции

холодильной техники [4, 5] не учитывают многих особенностей тепломассообмена, реализующихся в рассматриваемых системах. К этим особенностям относятся нестационарность процессов тепломассопереноса, наличие влагообмена с окружающей средой, изменение теплофизических свойств изоляции в процессе эксплуатации, возможное промерзание слоя изоляции и др.

Имеющиеся публикации по процессам тепломассопереноса в низкотемпературной изоляции, например [4], базируются на упрощенном аналитическом описании процессов переноса, а предлагаемые в [4] математические модели в определенной мере далеки от реальных процессов тепломассопереноса, реализующихся в холодильной изоляции. Снижение теплозащитных характеристик низкотемпературной изоляции при наличии увлажнения в процессе эксплуатации в [4] учитывается введением поправочного коэффициента, а возможное промерзание тепловой защиты криообъектов не учитывается вовсе.

В связи с вышесказанным разработка новых подходов к анализу тепловых режимов и оценке теплопритоков к холодильным сооружениям различного назначения приобретает особую актуальность. Создание математических моделей, учитывающих комплекс физических процессов, реализующихся в теплозащитных конструкциях холодильной техники, позволит разработать прогностические модели оптимальных режимов функционирования рассматриваемых систем, характеризующиеся минимальными потерями холода и затратами на эксплуатацию, а также отвечающие принципам санитарно-гигиенической пригодности.

Целью данной работы является математическое моделирование тепломассопереноса в ограждающих конструкциях резервуаров для хранения криожидкостей и численный анализ потерь холода рассматриваемых объектов с учетом конденсации влаги на внешнем контуре взаимодействия, промерзания слоя тепловой изоляции и наличия миграции влаги к фронту фазового перехода.

Постановка задачи

Рассматривается типичный резервуар для хранения криожидкостей [6]. Для тепловой изоляции резервуара совместно решаются одномерные нестационарные задачи теплопроводности и диффузии с учетом фазовых переходов и зависимости свойств изоляции от объемных долей влаги и льда. Схема области решения представлена на рис. 1.

Внешний контур изоляции резервуара контактирует с влажным воздухом (рис. 1), а влага, содержащаяся в нем, конденсируется на поверхности рассматриваемого объекта. Влагоперенос происходит только в талой (увлажненной) зоне путем миграции влаги к фронту промерзания за счет пленочно-диффузионного механизма [4]. Для задачи теплопроводности на внутренней R_1 и внешней R_2 границах слоя тепловой изоляции вводятся граничные условия первого и третьего рода соответственно. Для задачи переноса влаги на границе фазового перехода ξ выставляется условие идеальной гидроизоляции, а на внешнем контуре взаимодействия R_2 – условие массообмена поверхности с окружающей средой (влажный воздух). В начальный момент времени температура T_0 и относительное влагосодержание изоляции по объёму W_0 равны постоянным величинам. Предполагается, что температура T_0 равна температуре окружающей среды $T_{\text{ос}}$, а температура внутренней поверхности изоляции равна температуре холодной жидкости $T_{\text{ж}}$, которая ниже температуры замерзания $T_{\text{пл}}$. В результате охлаждения изоляции образуется промерзший слой (рис. 1) переменной толщины, причем подвижная граница фазового перехода всегда имеет постоянную температуру замерзания $T_{\text{пл}}$. Предполагается, что перенос тепла в изоляции происходит только вследствие теплопроводности.

Принятые допущения не накладывают принципиальных ограничений на общность постановки задачи и отражают достаточно реальный режим работы резервуаров для хранения криожидкостей.

Математическая модель

Математическая постановка задачи базируется на апробированных подходах к моделированию физических процессов [2, 7, 8], и в предлагаемой постановке процессы переноса тепла и массы в рассматриваемой области решения (рис. 1) будут описываться следующими уравнениями:

$$\frac{\partial T_1}{\partial t} = a_{\text{эф1}}\left(\frac{\partial^2 T_1}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial T_1}{\partial r}\right), \quad R_1 < r < \xi(t), \quad t > 0; \qquad (1)$$

$$\frac{\partial T_2}{\partial t} = a_{\text{эф2}}\left(\frac{\partial^2 T_2}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial T_2}{\partial r}\right), \quad \xi(t) < r < R_2, \quad t > 0; \qquad (2)$$

$$\frac{\partial W_2}{\partial t} = D_2\left(\frac{\partial^2 W_2}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial W_2}{\partial r}\right), \quad \xi(t) < r < R_2, \quad t > 0. \qquad (3)$$

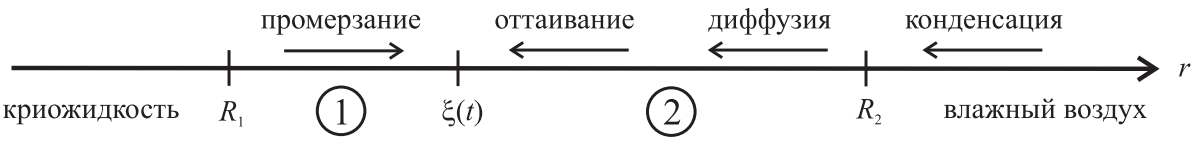


Рис. 1. *Схематическое изображение области решения: 1 – зона промерзшей изоляции; 2 – зона увлажненной изоляции*

Начальные условия:

$$T = T_0, \quad R_1 \le r \le R_2, \quad t = 0; \tag{4}$$

$$W = W_0, \quad R_1 \le r \le R_2, \quad t = 0. \tag{5}$$

Граничные условия:

$$T_1 = T_ж, \quad r = R_1, \quad t > 0; \tag{6}$$

$$-\lambda_{эф2}\frac{\partial T_2}{\partial r} = \alpha(T_2 - T_{ос}) - jQ_{пар}, \quad r = R_2, \quad t > 0; \tag{7}$$

$$-D_2\frac{\partial W_2}{\partial r} = \beta(W_2 - W_{ос}), \quad r = R_2, \quad t > 0; \tag{8}$$

$$\frac{\partial W_2}{\partial r} = 0, \quad r = \xi(t), \quad t > 0; \tag{9}$$

$$\lambda_{эф1}\frac{\partial T_1}{\partial r} - \lambda_{эф2}\frac{\partial T_2}{\partial r} = \overline{W}Q_{пл}\overline{\rho}\frac{d\xi}{dt},$$
$$T_1 = T_2 = T_{пл}, \quad r = \xi(t), \quad t > 0. \tag{10}$$

Объемная доля льда в изоляции, вследствие расширения воды при замерзании, увеличивалась на 9 % [9]:

$$W_л = 1,09W_в.$$

Значения теплофизических свойств тепловой изоляции рассчитывались как эффективные с учетом объемных долей каждой компоненты. Например, эффективные коэффициенты теплопроводности находились из соотношений [2]:

$$\lambda_{эф1} = W_л\lambda_л + (1 - W_л)\lambda_и, \ \lambda_{эф2} = W_в\lambda_в + (1 - W_в)\lambda_и.$$

Температура замерзания воды вычислялась по формуле [10]:

$$T_{пл} = (0,075 + 1,382 \cdot 10^{-8} \cdot p_{атм})(1 - 0,0009869 \cdot p_{атм}).$$

Удельная теплота плавления (кристаллизации) [10]:

$$Q_{пл} = 334,11 + 2,261 \cdot T_{пл}.$$

Удельная теплота парообразования (конденсации) [10]:

$$Q_{пар} = 2500,64 - 2,369 \cdot T_{пар},$$

Температура парообразования (конденсации) водяного пара [10]:

$$T_{пар} = \frac{241,2 \cdot \ln\frac{p_{вп.парц}}{0,6112}}{17,504 - \ln\frac{p_{вп.парц}}{0,6112}}.$$

Парциальное давление водяного пара в воздухе [10]:

$$p_{вп.парц} = \frac{\varphi}{100} \cdot p_н.$$

Давление насыщенного водяного пара в воздухе [10]:

$$p_н = 0,6112 \cdot \exp\frac{17,504 \cdot T_{ос}}{241,2 + T_{ос}}.$$

Объёмная концентрация влаги в воздухе [10]:

$$W_{ос} = \frac{d}{1+d} \cdot \frac{\mu_{вл.в}}{\mu_в}.$$

Влагосодержание влажного воздуха [10]:

$$d = 0,6112 \cdot \frac{p_{вп}}{p_{вл.в} - p_{вп}}.$$

Интенсивность массоотдачи на поверхности изоляции определялась по формуле [11]:

$$j = \frac{(p_{вп} - p_{н.пов})}{k}.$$

Давление насыщенного водяного пара на поверхности изоляции [10]:

$$p_{н.пов} = 0,6112 \cdot \exp\frac{17,504 \cdot T_{пов}}{241,2 + T_{пов}}.$$

Коэффициент массоотдачи [12]:

$$\beta = \frac{\alpha}{C_{вл.в} \cdot \rho_{вл.в}}.$$

Теплоёмкость влажного воздуха [10]:

$$C_{вл.в} = \frac{(C_{св} + d \cdot C_в)}{(1+d)}.$$

Плотность влажного воздуха [10]:

$$\rho_{вл.в} = \frac{0,00348}{T_{ос}}(p_{вл.в} - 0,376 \cdot p_{вп}).$$

Обозначения: R – граница области расчета; ξ – координата границы фазового перехода, м; T – температура, К; W – относительное объемное влагосодержание изоляции; а – коэффициент температуропроводности, м^2/с; t – время, с; r – координата, м; D – коэффициент диффузии, м^2/с; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); C – теплоемкость, Дж/(кг·К); ρ – плотность, кг/м^3; α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м^2·К); j – плотность потока массы, кг/(м^2·с); Q – теплота фазового перехода, кДж/кг; β – коэффициент массоотдачи, м/с; φ – относительная влажность воздуха, %; k – сопротивление влагообмену, (кПа·с·м^2)/кг; p – давление, Па; d – влагосодержание, (кг. влаги)/(кг. сухого воздуха); μ – молярная масса, кг/кмоль; $\overline{\rho}=(\rho_в+\rho_л)/2$ – средняя плотность, кг/м^3; $\overline{W}=(W_в+W_л)/2$ – среднее относительное влагосодержание изоляции по объёму.

Индексы: 1, 2 – номера границ области расчета; 0 – начальный момент времени; ос – окружающая среда; ж – холодная жидкость, пл – плавление (кристаллизация), эф – эффективный, пар – парообразование (конденсация), л – лед, н – насыщение, в – вода, атм – атмосферный, вп – водяной пар, вл.в – влажный воздух, св – сухой воздух, парц – парциальный, пов – поверхность, и – изоляция.

Метод решения и исходные данные

Задача (1)–(10) решена методом конечных разностей [13] с использованием метода прогонки

по неявной разностной схеме и метода «ловли фронта в узел пространственной сетки». Особенности решения задачи заключались в наличии дополнительных слагаемых в выражениях (7) и (10), а также разрыве теплофизических характеристик на границе фазового перехода.

В качестве примера рассматривался типичный объект для хранения сжиженного углеводородного газа – аппарат диаметром 2400 мм [6]. В качестве изоляционного материала выбран полистирол ПС-1 толщиной 50 мм [6]. Температура внутренней границы R_1 равна температуре криожидкости в резервуаре $T_ж$=230 K [14]. Температура окружающей среды варьировалась в диапазоне $T_{ос}$=290...300 K, относительная влажность воздуха φ=60...100 %, атмосферное давление $p_{атм}$=101325 Па, начальная объемная влажность изоляции W_0=1 % [3]. Коэффициент теплоотдачи от воздуха к поверхности изоляции в соответствии с [11] принимался равным α=5,8 Вт/(м^2·K), сопротивление влагообмену у поверхности изоляции составляло k=96 (МПа·с·м^2)/кг [11], коэффициент диффузии влаги в полистироле ПС-1 D_2=2·10^{-6} м^2/ч [4].

В табл. 1 приведены значения теплофизических характеристик [3, 5, 10] веществ и материалов, использовавшихся при проведении численного моделирования.

Таблица 1. *Теплофизические свойства материалов и веществ*

Характеристика	λ, Вт/(м·K)	C, Дж/(кг·K)	ρ, кг/м^3
Вода	0,6	4186	994,04
Лед	2,4	1924	916,8
Полистирол ПС-1	0,0342	1183	100

Результаты численного моделирования

Основные результаты численного моделирования тепломассопереноса в ограждающих конструкциях резервуаров для хранения криожидкостей в условиях миграции влаги к фронту промерзания влажной теплоизоляции приведены в табл. 2 и на рис. 2. В табл. 2 приведены величины теплопритоков к резервуару с учетом q_1 и без учета q_2 промерзания тепловой изоляции, сравнение этих величин между собой δ_1, погрешность по балансу энергии δ_2, значения толщины слоя промерзшей изоляции δ, объемное содержание влаги в атмосферном воздухе $W_{ос}$ и время выхода процессов на стационарный режим $t_{ст}$ при различных значениях температуры окружающей среды $T_{ос}$ и относительной влажности воздуха φ.

Обоснованность и достоверность результатов исследований следует из проведенных проверок используемых методов на сходимость и устойчивость решений на множестве сеток и выполнения условий баланса энергии δ_2 на границах области расчета. Погрешность по балансу энергии δ_2 во всех вариантах численного анализа не превышала 0,5 %, что является приемлемым при проведении исследований тепловых режимов резервуаров для хранения криожидкостей.

Сопоставление результатов математического моделирования с известными данными работ других авторов по исследованию тепломассопереноса в низкотемпературной изоляции [4] позволяет говорить о приемлемом качественном согласовании результатов для задач с конденсацией влаги на внешнем контуре изоляции и задач влагопереноса в изоляционном слое. Анализ литературы по исследованиям тепломассопереноса в тепловой защите резервуаров для хранения криожидкостей свидетельствует о том, что задача о промерзании увлажненной изоляции холодильного оборудования до настоящего момента времени была не решена, так как подобный режим работы холодильной изоляции считается заведомо аварийным [4]. По этой причине провести детализированное сопоставление результатов моделирования тепловых режимов резервуаров для хранения криожидкостей в условиях промерзания слоя изоляции и наличия миграции влаги к фронту с результатами исследований других авторов не представляется возможным.

Таблица 2. *Результаты численного моделирования*

$T_{ос}$, K	φ, %	q_1, Вт/м	q_2, Вт/м	$W_{ос}$, %	δ, мм	δ_1, %	δ_2, %	$t_{ст}$, ч
290	60	447,6	282,6	1,14	44,7	36,9	0,36	21
	80	456,7		1,53	43,7	38,1	0,28	52
	100	466,8		1,91	42,7	39,5	0,25	56
295	60	479,7	306,1	1,56	41,6	36,2	0,34	72
	80	492,2		2,09	40,2	37,8	0,31	130
	100	511,0		2,61	39,0	40,1	0,36	138
300	60	516,7	329,7	2,11	38,5	36,2	0,24	149
	80	539,1		2,82	36,8	38,8	0,34	248
	100	563,4		3,54	35,2	41,5	0,26	309

Результаты численного моделирования, приведенные в табл. 2, позволяют говорить об ожидаемом увеличении теплопритоков к резервуару с ростом температуры окружающей среды $T_{ос}$, относительной влажности воздуха φ и количества содержащейся в структуре изоляции влаги и льда.

Результаты расчета потерь холода (табл. 2) свидетельствуют о том, что увлажнение и последующее промерзание слоя тепловой изоляции приводят к росту потерь холода на δ_1=36,2...41,5 % в рассматриваемом диапазоне изменения $T_{ос}$ и φ. Соотношение величин q_1 и q_2 позволяет утверждать, что при эксплуатации резервуаров для хранения криожидкостей даже при относительно невысоких значениях $T_{ос}$ и φ возможно существенное увеличение теплопритоков к рассматриваемым объектам.

Следует также отметить, что в рамках рассматриваемой задачи толщина слоя промерзшей тепловой изоляции имеет максимальное значение δ=44,7 мм (табл. 2), что соответствует практически полному промерзанию теплоизоляционного покрытия рассматриваемого объекта. Анализ результатов моделирования свидетельствует о том, что толщина слоя промерзшей изоляции заметно из-

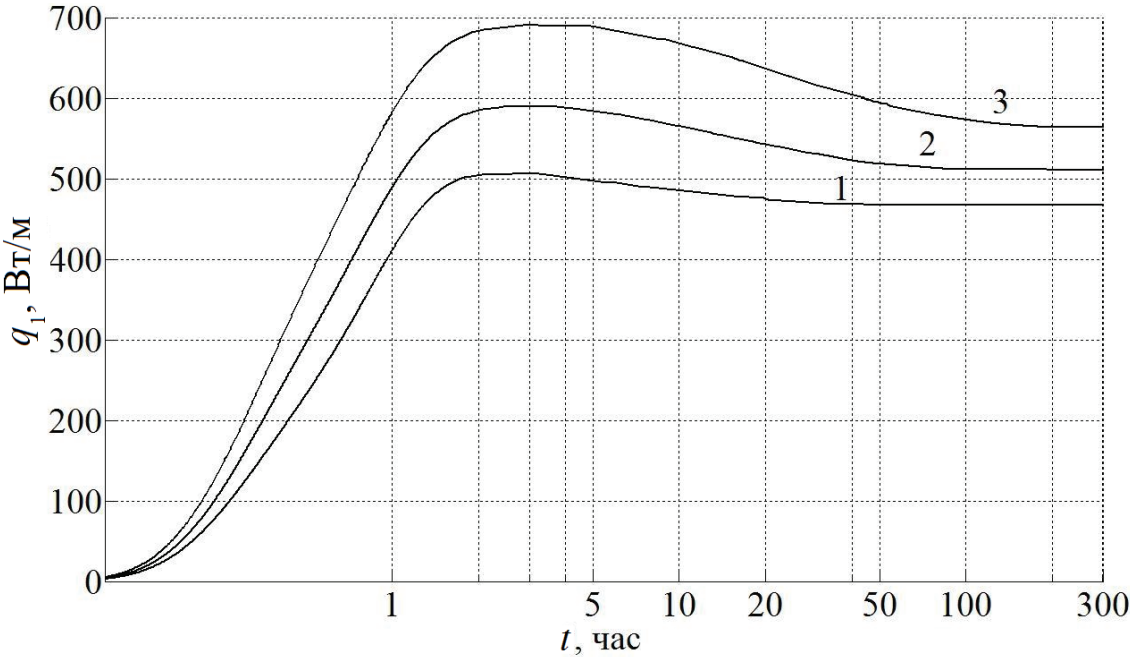


Рис. 2. *Изменение теплопритоков к резервуару во времени: 1 – 290; 2 – 295; 3 – 300 K.*

меняется (в пределах 20 %) в зависимости от значений $T_{ос}$ и φ. Эти обстоятельства обуславливают необходимость учета нестационарности процессов переноса и возможного промерзания слоя тепловой изоляции при проектировании и анализе тепловых режимов работы резервуаров для хранения криожидкостей.

На рис. 2 приведены величины теплопритоков к резервуару в зависимости от времени при температуре окружающей среды $T_{ос}$=290...300 K, значении относительной влажности воздуха φ=100 %.

Анализ нестационарности процессов переноса в холодильной изоляции из полистирола ПС-1 свидетельствует о том, что выход на стационарный режим происходит через $t_{ст}$=21–309 часов (табл. 2) в зависимости от $T_{ос}$ и φ.

Следует отметить, что процессы тепломассопереноса во влагоустойчивой тепловой изоляции (например, полистирол ПС-1) резервуаров для хранения криожидкостей носят существенно нестационарный характер, а изменение величины теплопритоков во времени (рис. 2) можно описать следующим образом. В течение первых 2–4 часов наблюдается резкое повышение потерь холода, а затем, по мере установления стационарного режима, величина тепловых притоков к резервуару снижается вплоть до постоянного значения q_1 (табл. 2). Интенсификация потерь холода в начальный временной промежуток объясняется тем, что в этот период происходит «быстрая» кристаллизация (замерзание) начальной влаги W_0, содержащейся в тепловой изоляции. Последующее снижение уровня теплопритоков связано с конденсацией влаги из влажного воздуха на внешней границе рассматриваемой системы (рис. 1), диффузией конденсата в структуру слоя тепловой изоляции и плавлением (размораживанием) кристаллической влаги (льда).

Эти обстоятельства подтверждают необходимость учета нестационарности процессов переноса, промерзания тепловой изоляции и наличия миграции влаги к фронту фазового перехода при анализе тепловых режимов работы резервуаров для хранения криожидкостей, имеющих влагоустойчивую тепловую изоляцию.

Выводы

Проведено численное моделирование, и выявлены особенности тепломассопереноса в ограждающих конструкциях резервуара для хранения криожидкостей и численный анализ потерь холода рассматриваемого объекта с учетом промерзания тепловой изоляции, наличия миграции влаги к фронту фазового перехода и конденсации влаги на внешнем контуре взаимодействия.

Установлены масштабы увеличения теплопритоков (до 41,5 %) в рассматриваемой системе вследствие увлажнения, промерзания и наличия фазовых переходов в структуре и на поверхности слоя тепловой изоляции.

Показана необходимость учета нестационарности процессов тепломассопереноса в тепловой защите резервуаров для хранения криожидкостей в условиях реальной эксплуатации.

Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 12-08-00201-а и гранта Президента РФ № МК-1652.2013.8.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Энергетическая стратегия России на период до 2030 года // Официальный сайт Министерства энергетики РФ. 2013. URL: http://minenergo.gov.ru/activity/energostrategy/ (дата обращения: 22.01.2013).
2. Половников В.Ю., Хабибулин А.М. Численное моделирование теплопереноса в ограждающих конструкциях резервуаров для хранения криожидкостей с учетом промерзания тепловой изоляции // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 320. – № 4. – С. 33–36.
3. Каганер М.Г. Тепловая изоляция в технике низких температур. – М.: Машиностроение, 1966. – 275 с.
4. Петров-Денисов В.Г., Масленников Л.А. Процессы тепло- и влагообмена в промышленной изоляции. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 193 с.
5. СНиП 41-03-2003. Тепловая изоляция оборудования и трубопроводов. – М.: Изд-во стандартов, 2004. – 28 с.
6. Архаров А.М. Криогенные системы: основы проектирования аппаратов, установок и систем. – М.: Машиностроение, 1999. – 720 с.
7. Стрижак П.А. Численное исследование условий испарения совокупности капель воды при движении в высокотемпературной газовой среде // Пожаровзрывобезопасность. – 2012. – № 8. – С. 26–31.
8. Кузнецов Г.В., Стрижак П.А. Численное решение задачи воспламенения жидкого пожароопасного вещества одиночной «горячей» частицей // Физика горения и взрыва. – 2009. – Т. 45. – № 5. – С. 42–50.
9. Курылев Е.С., Оносовский В.В., Румянцев Ю.Д. Холодильные установки. – СПб.: Политехника, 2004. – 576 с.
10. Бурцев С.И., Цветков Ю.Н. Влажный воздух. Состав и свойства. – СПб.: СПбГАХПТ, 1998. – 146 с.
11. Фокин К.Ф. Строительная теплотехника ограждающих частей зданий. – М.: Стройиздат, 1973. – 287 с.
12. Цветков Ф.Ф. Тепломассообмен. – М.: Изд-во МЭИ, 2005. – 549 с.
13. Самарский А.А., Гулин А.Н. Численные методы математической физики. – М.: Научный мир, 2000. – 316 с.
14. Яковлев Е.И. Тепловые режимы хранилищ сжиженных газов. – СПб.: Недра, 1992. – 182 с.

Поступила 24.01.2013 г.

УДК 536.2:532/533; 532.516

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РАЗРУШЕНИЯ ПОЛОСТИ ОТКРЫТОГО ТИПА ПРИ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ С ВЯЗКОЙ ЖИДКОСТЬЮ В УСЛОВИЯХ ОХЛАЖДЕНИЯ ВНЕШНЕГО КОНТУРА

А.В. Крайнов

Томский политехнический университет
E-mail: Lux_veritatis@mail.ru

Проведено численное исследование сопряжённого теплообмена и гидродинамики при движении вязкой жидкости в открытой прямоугольной полости с учётом процесса её разрушения. Получены гидродинамическая картина течения вязкой жидкости и температурные поля для твёрдой и жидкой фаз. Изучено влияние динамических параметров и геометрических характеристик на формирование контуров образующихся кратеров.

Ключевые слова:
Сопряжённый теплоперенос, вязкая несжимаемая жидкость, гидродинамика, контур кратера, разрушение полости.

Key words:
Conjugate heat transfer, viscous incompressible fluid, hydrodynamics, crater contour, cavity damage.

На протяжении последних десятилетий наблюдается устойчивый интерес к исследованию конвективных течений в различных технических комплексах. Полости являются технологическими элементами всевозможных энергетических систем и производственных процессов различного уровня сложности таких отраслей промышленности, как энергетическая, металлургическая, горная, космическая и других, которые представляют собой открытые или закрытые контуры с разной геометрией, перенос тепла в которых осуществляется конвективной циркуляцией теплоносителя [1–5]. Процессы, связанные с изменением фазового состояния при плавлении материала, протекают в условиях аварийных ситуаций, возникающих в энергосистемах разного класса и различной степени опасности по мере развития опаснейших производств и усложнения технологических циклов в таких отраслях промышленности, как атомная, химическая и других [6, 7].

Рассматривается нестационарное взаимодействие жидкости с полостью (рис. 1). Цель данной работы – исследовать процесс разрушения открытой полости при взаимодействии с вязкой несжимаемой неизотермической жидкостью в условиях охлаждения внешнего контура.

Изучение процесса проводилось с использованием математической модели на основе системы уравнений Навье–Стокса в переменных вихрь (ω)–функция тока (ψ), уравнения энергии, уравнения теплопроводности для материала полости с соответствующими краевыми условиями

$$\frac{\partial\omega}{\partial\tau}+u\frac{\partial\omega}{\partial x}+\upsilon\frac{\partial\omega}{\partial y}=\frac{1}{\mathrm{Re}}\left(\frac{\partial^2\omega}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\omega}{\partial y^2}\right); \quad (1)$$

$$\frac{\partial^2\psi}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\psi}{\partial y^2}=\omega; \quad (2)$$

$$\frac{\partial\theta}{\partial\tau}+u\frac{\partial\theta}{\partial x}+\upsilon\frac{\partial\theta}{\partial y}=\frac{1}{\mathrm{Re}\cdot\mathrm{Pr}}\left(\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\theta}{\partial y^2}\right); \quad (3)$$

$$\frac{\partial^2\theta_1}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\theta_1}{\partial y^2}=\frac{\partial\theta_1}{\partial\mathrm{Fo}}. \quad (4)$$

Численное решение гидродинамической задачи осуществлялось в области 2 (рис. 1). Фронт разрушения полости определяется с использованием условия $\theta\geq\theta_*$, где θ_* – температура плавления материала. В математической постановке задачи Fo – число Фурье, Re – число Рейнольдса.

На дне ($y=S$, $D<x<L$) и боковой стенке полости ($x=D$, $S<y<H$) выставляется условие непротекания, прилипания, а также граничное условие четвёртого рода для уравнения энергии:

а) по переменной x

$$\frac{\partial\theta}{\partial y}=\frac{\partial\theta_1}{\partial y}-\left[\frac{Q\rho\nu}{\lambda(T_*-T_1^0)}+\mathrm{Pr}\right]\frac{dy}{dt};$$

б) по переменной y

$$\frac{\partial\theta}{\partial x}=\frac{\partial\theta_1}{\partial x}-\left[\frac{Q\rho\nu}{\lambda(T_*-T_1^0)}+\mathrm{Pr}\right]\frac{dx}{dt},$$

где приняты следующие обозначения, отвечающие за введение добавочных членов: Q – теплота фазового перехода, λ_1, λ – коэффициенты теплопроводности для твёрдой и жидкой фаз соответственно, ρ – плотность, ν – кинематическая вязкость, T_* – температура плавления материала, T_1^0 – начальная температура стенок полости, Pr – число Прандтля.

При этом скорости движения границы раздела между твёрдой и жидкой фазами в условиях изменения фазового состояния материала полости вдоль пространственных переменных x, y соответственно будут определяться следующим образом

$$V_1=-\frac{x_i(t+\Delta t)-x_i(t)}{\Delta t};$$

$$V_2=-\frac{y_i(t+\Delta t)-y_i(t)}{\Delta t}.$$

где x_i, y_i – координаты узла разностной сетки на границе раздела твёрдой и жидкой фаз по оси пространственной переменной x и y в момент времени $t+\Delta t$ и t соответственно; V_1, V_2 – скорости движения границ раздела твёрдой и жидкой фаз в условиях изменения фазового состояния материала полости в направлении по оси пространственной переменной x и y соответственно.

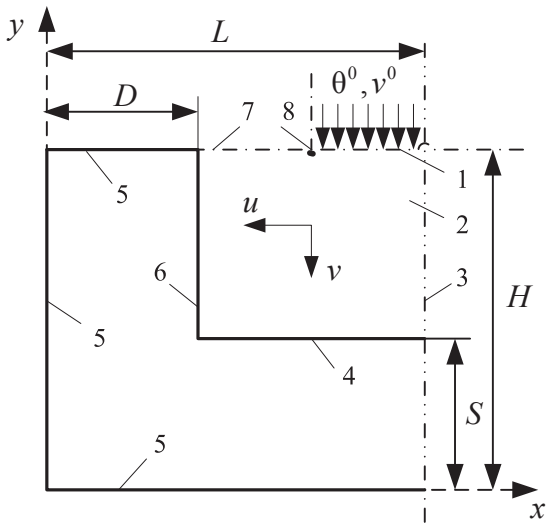


Рис. 1. *Общая схема течения в прямоугольной полости и геометрия расчётной области: 1 – участок входа; 2 – гидродинамическая область; 3 – ось симметрии; 4, 6 – дно и боковая стенка полости (внутренний контур полости); 5 – внешние стенки полости (внешний контур полости); 7 – участок выхода; 8 – граница раздела между входным и выходным участками*

Условия неразрывности тепловых потоков и непротекания заданы на оси симметрии струи ($x=L$, $S<y<H$). На участке выхода задавались условия «сноса» и «мягкое» граничное условие для скорости и температуры соответственно [8, 9]. Условия теплоизоляции задаются на внешних границах полости, за исключением донной области ($y=0$, $0<x<L$), на которой задаются граничные условия третьего рода.

Постановка задачи сделана при следующих допущениях: 1) материал жидкой и твёрдой фаз идентичен (при реализации технологических процессов достаточно часто используются однородные материалы); 2) теплофизические параметры для материалов жидкой и твёрдой фаз приняты одними и теми же (рассматриваются однородные материалы, поэтому теплофизические характеристики представляются идентичными); 3) реализуется ламинарный режим течения (рассматриваемый режим течения является наиболее типичным для условий технологических циклов); 4) возможные эффекты газовыделения, обусловленные химическими и физическими процессами, не учитываются (в данной работе исследуется чистый процесс плавления материала полости, который в дальнейшем будет рассматриваться в условиях различных эффектов, сопровождающих процессы такого типа).

Методом конечных разностей решены система уравнений Навье–Стокса в переменных вихрь (ω)–функция тока (ψ), уравнение энергии и уравнение теплопроводности (1)–(4). Явным итерационным методом решены разностные аналоги уравнений Навье–Стокса. Разностные аналоги уравнений энергии и теплопроводности решены методом прогонки [8]. Граница затвердевания определяется с помощью критериального условия фазовых переходов $\theta\geq\theta_*$. При несовпадении криволинейной

границы в условиях изменения фазового состояния жидкости (плавления) с узлами сетки применялись разности с переменными шагами по координатам. Реализована разностная схема второго порядка точности на равномерных и неравномерных сетках.

Для проверки аппроксимации и сходимости численного решения в качестве тестовой рассматривалась задача о плоском течении в прямоугольной каверне с верхней стенкой, движущейся в своей плоскости с постоянной скоростью. Сравнение результатов по профилям продольной $u(y)$ и поперечной $\upsilon(y)$ составляющих скорости с данными [8] показало хорошее, в пределах ±6 %, согласование, а также по значениям функции тока при различных числах Рейнольдса $200 \le Re \le 1000$.

В качестве второй тестовой рассматривалась задача о сдвиговом течении с циркуляцией при малых числах Рейнольдса $20 \le Re \le 60$ [10]. Решалось бигармоническое уравнение для функции тока, так как известные подстановки исключают функцию вихря и непосредственно определяются поля неизвестной функции тока. Сравнение результатов по профилям функции тока в различных сечениях с данными, полученными в [10], показало хорошее, в пределах ±4 %, согласование.

Были также проведены вычисления на последовательности из 5–6 сгущающихся сеток для наиболее типичных режимов течения, и установлены значения сеточных параметров, при которых результаты расчетов не зависели от числа узлов разностной сетки.

На рис. 2, 3 приведены типичные результаты численных исследований для жидкой стали. Анализ установившегося поля течения выделяет области прямого и возвратного течения, которые хорошо видны на рис. 2.

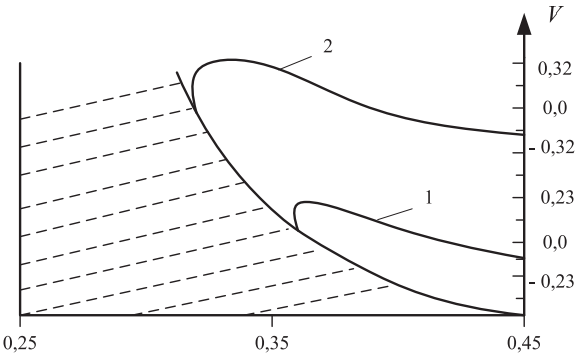


Рис. 2. *Твёрдая фаза (заштрихована) и профили поперечной составляющей скорости v в сечениях: 1 – y=0,128; 2 – y=0,459 при Re=600, Pr=0,979, α=0,30, где α – длина участка затекания*

Характер распределения поперечной составляющей скорости качественно сохраняется по мере продвижения жидкости к основанию кратера, образующегося при разрушении полости. При этом поперечная составляющая скорости падает при возрастании продольной. При движении жидкости от основания до выходного участка наблюдается изменение характера распределения скорости, обусловленное влиянием геометрических характеристик кратера. Продольная составляющая скорости падает, а поперечная начинает расти, что хорошо интерпретирует физическое представление о протекающем процессе.

На рис. 3 представлены контуры кратеров, образующиеся при разрушении полости в различные моменты времени при числах Re=600, Pr=0,979. Согласно проведённому анализу можно отметить, что контуры кратеров 1, 2, 3 в области $0{,}54 < x < 0{,}64$, $0{,}16 < y < 0{,}34$ более вытянуты вдоль оси симметрии по сравнению с полушириной лунки. С увеличением временных слоёв скорость плавления полости вдоль оси x существенно уменьшается по сравнению со скоростью плавления вдоль оси y – особенно отчётливо эта тенденция наблюдается на контурах 2, 3.

Из проведённого анализа полученных данных следует, что при охлаждении внешнего контура полости (донной части) время разрушения стенок постепенно увеличивается по сравнению с временем разрушения в условиях неохлаждаемого внешнего контура. Кроме того, время разрушения полости будет существенно зависеть от размеров охлаждаемого контура и длины участка затекания.

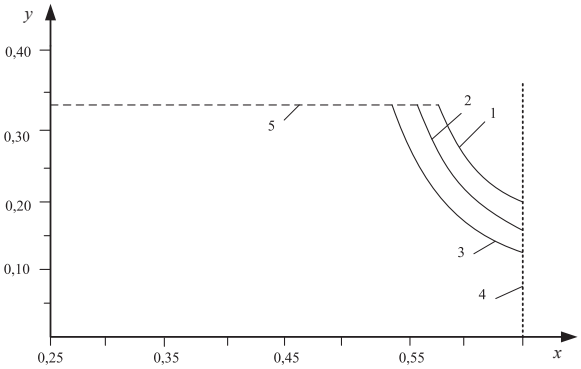


Рис. 3. *Контуры кратеров, образующиеся при разрушении полости в различные моменты времени: 1) $2{,}5 \cdot 10^{-4}$; 2) $3{,}4 \cdot 10^{-4}$; 3) $4{,}1 \cdot 10^{-4}$; при числах Re=600, Pr=0,979. Здесь 4 – ось симметрии; 5 – граница раздела фаз*

Показано, что наибольшее влияние на скорость процесса разрушения полости открытого типа при взаимодействии с вязкой несжимаемой неизотермической жидкостью оказывают охлаждаемый внешний контур со стороны донной части, размер участка затекания и динамические характеристики, что позволяет выявить особенности образования кратеров, границы которых соответствуют фронту фазового перехода материала.

Установленные закономерности имеют хорошую физическую интерпретацию, что позволяет сделать вывод о целесообразности дальнейшего развития предлагаемой математической модели в условиях сложных геометрий областей течения, фазового перехода вещества и неоднородности физических характеристик.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ № 12-08-00201на 2012–2014 гг.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Флемингс М. Процессы затвердевания. – М.: Мир, 1977. – 423 с.
2. Рыкалин Н.Н., Углов А.А., Анищенко Л.М. Высокотемпературные технологические процессы. Теплофизические основы. – М.: Наука, 1985. – 172 с.
3. Крайнов А.В., Швалова Г.В. Основы теплоэнергетики. – Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2011. – 164 с.
4. Логинов В.С., Крайнов А.В., Юхнов В.Е., Феоктистов Д.В., Шабунина О.С. Примеры и задачи по тепломассообмену. 2-е изд., испр. и доп. – СПб.: Изд-во «Лань», 2011. – 256 с.
5. Рассохин Н.Г., Локтионов В.В., Мухтаров Э.С., Орлов В.Е., Молодык К.Е., Ярошенко Н.И. Особенности поведения корпуса реактора ВВЭР-1000 в условиях тяжёлой аварии // Труды II Российской нац. конф. по теплообмену: Пленарные и общие проблемные доклады. Доклады на круглых столах. – М.: Изд-во МЭИ, 1998. – Т. 1. – С. 153–158.
6. Гаврилов П.М., Цыганов А.А. Тепломассообмен и внутренняя самозащищённость ядерных реакторов // Труды II Российской нац. конф. по теплообмену: Пленарные и общие проблемные доклады. Доклады на круглых столах. – М.: Изд-во МЭИ, 1998. – Т. 1. – С. 147–152.
7. Krainov A.V., Shvalova G.V. Heating plants and systems. – Tomsk: TPU Publishing House, 2012. – 115 c.
8. Пасконов В.М., Полежаев В.И., Чудов Л.А. Численное моделирование процессов тепло- и массообмена. – М.: Наука, 1984. – 288 с.
9. Кузнецов Г.В., Крайнов А.В. Исследование сопряжённого теплообмена и гидродинамики при движении вязкой несжимаемой жидкости в каверне прямоугольного типа // Прикладная механика и техническая физика. – 2001. – Т. 42. – № 5. – С. 136–142.
10. Ши Д. Численные методы для решения задач теплообмена. – М.: Наука, 1988. – 544 с.

Поступила 22.01.2013 г.

УДК 536.46

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ УСЛОВИЙ РАСПЫЛЕНИЯ ВОДЫ НА ТЕМПЕРАТУРУ В СЛЕДЕ «ВОДЯНОГО СНАРЯДА»

О.В. Высокоморная, А.О. Марков*, М.Н. Назаров**, П.А. Стрижак, С.Р. Янов

Томский политехнический университет
*ЗАО «Сибирский энергетический научно-технический центр», г. Красноярск
**Сибирский федеральный университет, г. Красноярск
E-mail: pavelspa@tpu.ru

С использованием нескольких моделей «водяных снарядов» малых размеров выполнено численное исследование макроскопических закономерностей испарения монодисперсной совокупности капель тонкораспыленной воды при прохождении через высокотемпературные продукты сгорания. Установлены зависимости интегральных характеристик тепломассопереноса от отношения площадей испарения и площадей, занимаемых «водяным снарядом». Определены условия распыления воды для эффективного снижения температуры в зоне горения.

Ключевые слова:
Высокотемпературные газы, продукты сгорания, испарение, капли воды, моделирование.

Key words:
High temperature gases, combustion products, evaporation, water drops, simulation.

Задачи разработки флегматизаторов горения и расчета параметров их оптимального распыления в зоне горения актуальны в связи со статистическими данными [1] по возрастающим материальным потерям, сопровождающим пожары различной степени сложности (особенно лесные). В таких условиях важную роль играют результаты научных исследований в направлении совершенствования существующих технологий тушения и создания новых. Одной из наиболее перспективных можно считать технологию тушения пожаров тонкораспыленной водой [2–5]. Однако до настоящего времени физические и теоретические основы этой технологии не разработаны в полной мере. Во многом это можно объяснить отсутствием результатов фундаментальных исследований макроскопических закономерностей взаимодействия тонкораспыленной воды с высокотемпературными продуктами сгорания [4, 5].

Для решения этой проблемы в последние годы выполнен цикл численных исследований процессов тепломассопереноса и фазовых переходов при движении одиночной капли [6, 7], «тандема» [8] и группы из четырех [9] и пяти [10] капель тонкораспыленной воды через высокотемпературные продукты сгорания. Определены зависимости времен испарения (существования) капель от температуры продуктов сгорания, скорости движения, размеров и расстояния между каплями для нескольких систем «водяной снаряд–пламя» [6–10]. Проанализированы условия движения капель в струях тушащей жидкости [11]. Представляет интерес анализ условий распыления воды для эффективного снижения температуры в следе «водяного снаряда».

Цель работы – численное исследование влияния условий распыления «водяного снаряда» на температуру в следе его движения.

Результаты ранее выполненных исследований [6–11] показывают, что основные закономерности движения «водяного снаряда» через высокотемпературные газы можно рассмотреть на примерах двух движущихся последовательно капель (рис. 1, *а*), двух капель, движущихся параллельно на заданном удалении (рис. 1, *б*), и пяти капель (рис. 1, *в*). Установлено [8–11], что если расстояние между каплями больше некоторого предельного (L_n*), то их «совместное» влияние на температуру газов и концентрацию водяных паров в следе «снаряда» будет незначительным. Поэтому при постановке задачи (рис. 1) принималось, что капли движутся со скоростью V_d на некотором расстоянии друг от друга $L_n < L_n$*. При записи уравнений, описывающих движение «водяного снаряда», учитывалось влияние сил тяжести капель и сопротивления высокотемпературной газовой среды. Исследования выполнены для продуктов сгорания типичного жидкого (представляющего наиболее пожаровзрывоопасную группу [1]) топлива – керосина. Начальная температура капель T_0 принималась много меньше температуры газовой среды T_f. Считалось, что при движении через газы капли прогреваются за счет теплопроводности и испаряются. Пары воды вдуваются в пристенную область капли и смешиваются с продуктами сгорания. Температура газов в непосредственной близости от траектории движения капель снижается. В условиях интенсивного парообразования размеры капель уменьшаются. Через некоторое время возможно их полное испарение.

Допущения, принятые при численном моделировании в рассматриваемых системах (рис. 1), аналогичны постановкам [6–11].

Важно отметить, что решение сформулированных выше задач в пространственных постановках представляет достаточно длительные вычислительные процедуры. Результатов решения таких пространственных задач применительно к условиям реальных пожаров пока не опубликовано. Этим обусловлен переход к плоским постановкам задач тепломассопереноса, аналогичным [6–11].

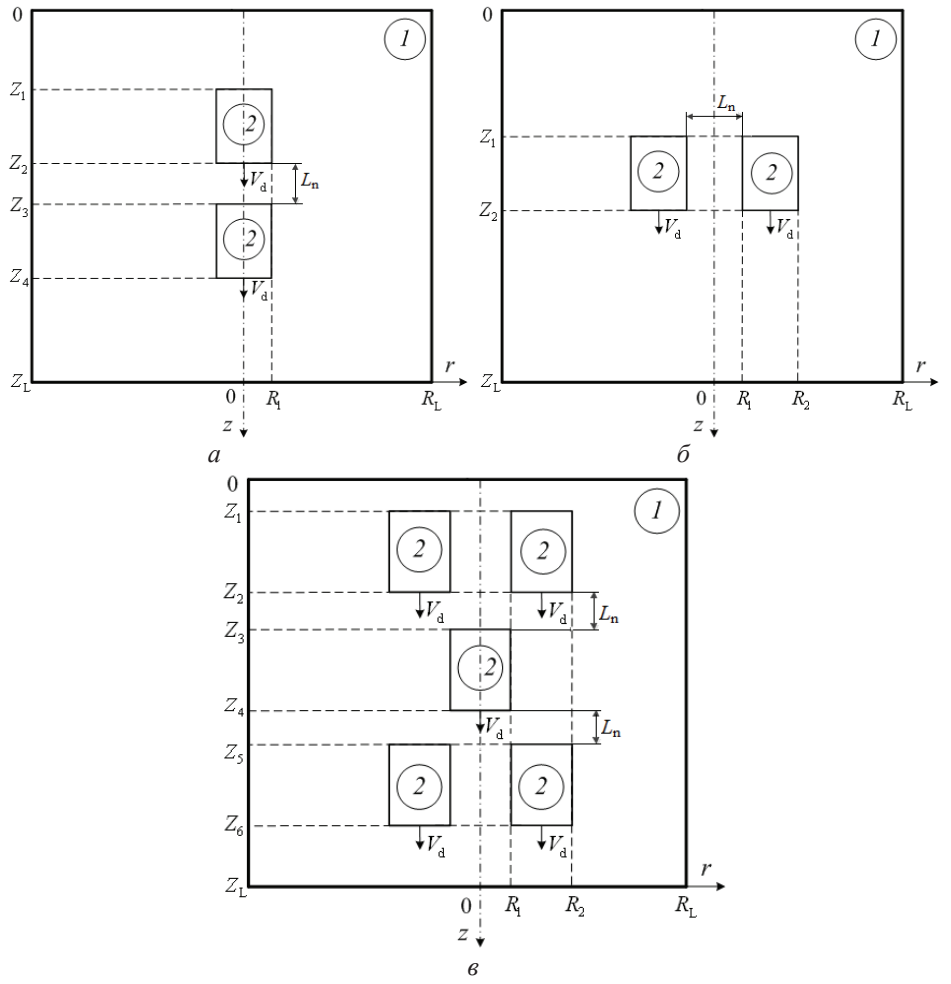


Рис. 1. *Схема области решения задачи для двух капель, движущихся последовательно (а), двух, движущихся параллельно (б), пяти капель (в): 1 – высокотемпературная газовая смесь, 2 – капли воды*

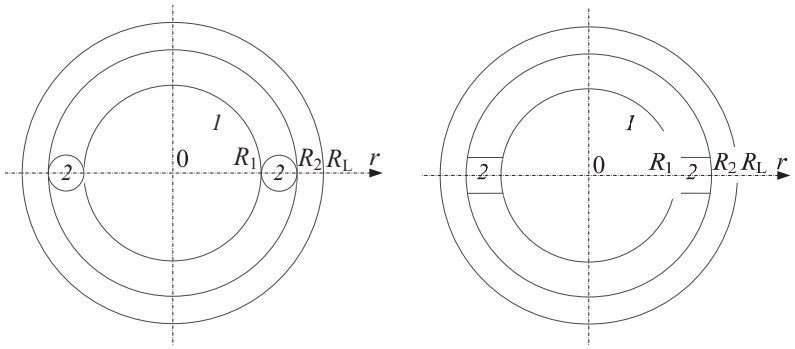


Рис. 2. *Возможные представления поперечных сечений «снаряда» для системы с двумя каплями: 1 – высокотемпературные газы, 2 – капли*

На рис. 2 показано несколько интерпретаций поперечных сечений в рассматриваемом «водяном снаряде» (капли приведены в форме сфер и некоторых кольцевых сегментов).

При решении плоских задач тепломассопереноса их геометрии будут соответствовать моделям, приведенным на рис. 1. Поэтому в первом приближении при описании процессов тепломассопереноса в «водяном снаряде» можно использовать рассматриваемые осесимметричные постановки.

Математические модели, соответствующие постановкам задач тепломассопереноса (рис. 1), включают системы нестационарных дифференциальных уравнений в частных производных [6–11], сформулированные в соответствии с основными положениями математической физики [12–14]. Так, например, для модели, приведенной на рис. 1, *а*, система уравнений в цилиндрической системе координат имеет следующий вид:

$$0<r<R_L,\ 0<z<Z_1,\ Z_2<z<Z_3,\ Z_4<z<Z_L;$$

$$R_1<r<R_L,\ Z_1<z<Z_2,\ Z_3<z<Z_4:$$

$$C_1\rho_1\frac{\partial T_1}{\partial\tau}=\lambda_1\left[\frac{\partial T_1^2}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial T_1}{\partial r}+\frac{\partial T_1^2}{\partial z^2}\right],$$

$$\frac{\partial C_w}{\partial\tau}=D_3\left[\frac{\partial C_w^2}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial C_w}{\partial r}+\frac{\partial C_w^2}{\partial z^2}\right],\ C_f+C_w=1;$$

$$0<r<R_1,\ Z_1<z<Z_2,\ Z_3<z<Z_4:$$

$$C_2\rho_2\frac{\partial T_2}{\partial\tau}=\lambda_2\left[\frac{\partial T_2^2}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial T_2}{\partial r}+\frac{\partial T_2^2}{\partial z^2}\right].$$

Здесь τ – время, с; τ_d – время полного испарения капель, с; r, z – координаты цилиндрической системы, м; R_L, Z_L – размеры области решения, м; C – удельная теплоемкость, Дж/(кг·К); ρ – плотность, кг/м^3; T – температура, К; λ – теплопроводность, Вт/(м·К); C_w – концентрация паров воды; D – коэффициент диффузии, м^2/с; C_f – концентрация продуктов сгорания; индексы 1, 2, 3 соответствуют продуктам сгорания, каплям воды, парам воды.

Начальные (τ=0) условия (рис. 1, *а*): $T=T_0$ при $0<r<R_1$, $Z_1<z<Z_2$, $Z_3<z<Z_4$; $T=T_f$, $C_f=1$, $C_w=0$ при $0<r<R_L$, $0<z<Z_1$, $Z_2<z<Z_3$, $Z_4<z<Z_L$; $R_1<r<R_L$, $Z_1<z<Z_2$, $Z_3<z<Z_4$.

Граничные условия: на границах «жидкость–высокотемпературная газовая среда» ($r=R_1$, $Z_1<z<Z_2$, $Z_3<z<Z_4$; $z=Z_1$, $z=Z_2$, $z=Z_3$, $z=Z_4$, $0<r<R_1$) принимались граничные условия IV рода для уравнений энергии с учетом парообразования, для уравнения диффузии задавались граничные условия II рода с учетом вдува паров воды; на оси симметрии (r=0, $0<z<Z_L$) и внешних границах ($r=R_L$, $0<z<Z_L$; z=0, $z=Z_L$, $0<r<R_L$) для всех уравнений принималось условие равенства нулю градиентов соответствующих функций.

Уравнение движения капель в условиях парообразования с учетом действия сил сопротивления и тяжести имеет следующий вид [15]:

$$\frac{dV_d}{d\tau}=\frac{3\rho_3}{4\rho_2 2R_d}c_\chi\left|V_d-V_e\right|(V_d-V_e)+g,$$

где V_d – скорость движения капель, м/с; c_χ – безразмерный коэффициент сопротивления движению капель; V_e – линейная скорость паров воды вблизи торцевых поверхностей капель, м/с; R_d – радиус капель, м; g – ускорение свободного падения, м/с^2.

Безразмерный коэффициент сопротивления c_χ, зависящий в общем случае от конфигурации поверхности тела и его положения относительно направления движения обтекающего потока, определялся согласно [15].

Для вычисления массовой скорости испарения капель воды использовалось следующее выражение [16]:

$$W_e=\frac{\beta}{1-k_\beta\beta}\frac{(P^n-P)}{\sqrt{2\pi R_t T_e/M}},$$

где β – безразмерный коэффициент конденсации (испарения); k_β – безразмерный коэффициент ($k_\beta\approx$0,4 [17]); P^n – давление насыщенных паров воды, Н/м^2; P – давление паров воды вблизи границ испарения, Н/м^2; M – молекулярная масса воды, кг/кмоль; T_e – температура капли вблизи границы испарения, К.

Для вычисления давления паров воды использовалось уравнение Клапейрона–Менделеева [12].

Толщина испаряющегося слоя капли определялась по формуле [16]: $L_e=\dfrac{W_e\tau}{\rho_2}$.

Системы дифференциальных уравнений для рассматриваемых постановок (рис. 1) решались методом конечных разностей [18]. Разностные аналоги дифференциальных уравнений решались локально-одномерным методом [18]. Для решения одномерных разностных уравнений применялся метод прогонки с использованием неявной четырехточечной схемы [18]. Для решения разностных аналогов дифференциальных уравнений с нелинейными граничными условиями применялся метод простых итераций [19]. Для повышения точности решения системы дифференциальных уравнений использовались неравномерные шаги по времени (10^{-6}–10^{-4} с) и координатной сетке (0,001...0,1 мм). Вблизи границ фазового перехода разностная сетка сгущалась.

Методика оценки достоверности результатов выполненных теоретических исследований, основанная на проверке консервативности применяемой разностной схемы, аналогична используемой в [20–23].

Численные исследования выполнены при следующих типичных для практики значениях параметров [15, 17, 24–27]: начальная температура капель воды T_0=300 K; температура продуктов сгорания T_f=1170 K; тепловой эффект испарения воды Q_e=2,26 МДж/кг; размеры капель R_d=0,25 мм, Z_d=1 мм; расстояние между каплями L_n=0,01–5 мм; размеры области решения R_L=0,1 м, Z_L=2 м; молекулярная масса воды M=18 кг/кмоль; коэффициент сопротивления движению c_χ=0,98; безразмерный коэффициент конденсации (испарения) β=0,1. Теплофизические характеристики взаимодействующих веществ (капель воды, продуктов сгорания жидкого топлива, паров воды) приведены в [24–27].

Для анализа влияния распределения капель жидкости в «водяном снаряде» на температуру в следе его движения рассмотрены изотермы, полученные ранее [6–11] для систем, приведенных на рис. 1. В качестве характеристики процесса выбрана температура [6–11] в следе «водяного снаряда» на расстоянии от последней капли, равном пяти ее продольным размерам ($L^*=5Z_d$). Так, например, на рис. 2 приведены изотермы для системы с двумя движущимися параллельно (рис. 1, *б*) на расстоянии L_n=0,3 мм друг от друга каплями и выделено сечение L^*. Характерный вид изотерм в окрестности оси симметрии при некотором увеличении (рис. 3) иллюстрирует выполнение сформулированных выше граничных условий (равенство нулю градиентов соответствующих функций).

Выполнен анализ распределения температуры газопаровой смеси в следе «снаряда» в сечении L^* (рис. 3). Следует отметить, что аналогичный анализ можно выполнить для изолиний концентраций водяных паров C_w и продуктов сгорания C_f, приведенных в [6–11]. Однако больший интерес представляет исследование изотерм. Это обусловлено тем, что согласно представлениям классической теории диффузии и теплопередачи в химической кинетике [14] температура в зоне реакции играет определяющую роль. Зависимость скорости реакции окисления от температуры – экспоненциальная, а от концентрации – степенная [14]. В таких условиях при тушении пожаров и возгораний целесообразно, в первую очередь, снизить температуру в зоне реакции до предельной, при которой рассматриваемая реакция затухает.

Для оценки эффективности снижения температуры в следе «снаряда» сформулированы два безразмерных параметра – T_l^* и S_l^*. Параметр T_l^* представляет отношение температуры в следе «водяного снаряда» (на расстоянии L^* от последней капли) T_z к начальной температуре продуктов сгорания T_f ($T_l^*=T_z/T_f$). Параметр S_l^* – это отношение площади испарения S_e к площади зоны (в форме цилиндра с высотой L^* и радиусом R^*) в следе «водяного снаряда» S_z ($S^*=S_e/S_z$), в которой температу-

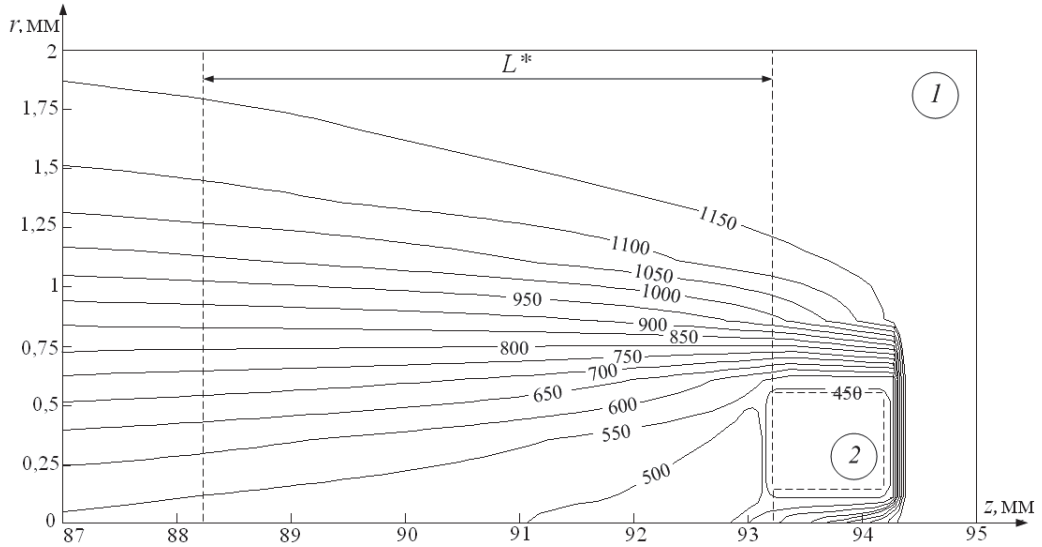


Рис. 3. *Изотермы (T, K) в системе с двумя параллельно движущимися каплями при τ=0,1 с, L_n=0,3 мм: 1 – высокотемпературная газовая смесь, 2 – капли воды*

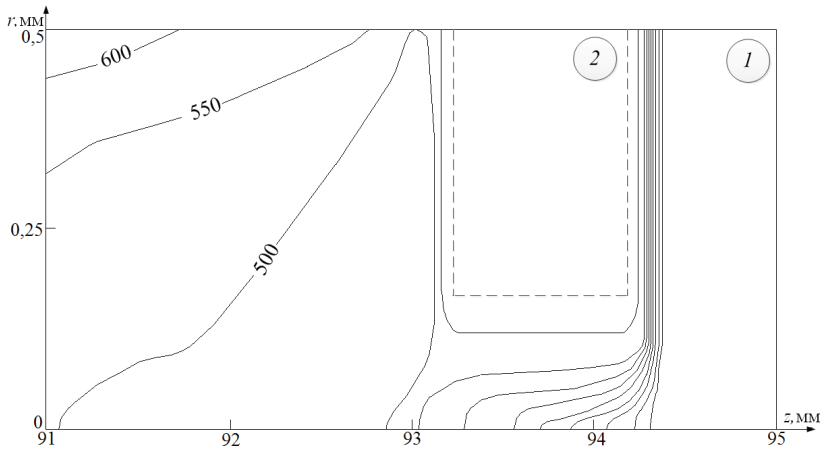


Рис. 4. *Изотермы (T, K) в малой окрестности оси симметрии задачи при τ=0,1 с, L_n=0,3 мм: 1 – высокотемпературная газовая смесь, 2 – капли воды*

ра смеси газов и паров воды не превышает T_z. Так, например, на рис. 2 в следе капель показано характерное расстояние L^* от последней капли. Расстояния от оси симметрии (r=0) до точек пересечения линии L^* с изотермами представляют радиусы R^* зон в следе капель, в которых температуры не превышают значений, соответствующих пересеченным изотермам. Например, на рис. 2 в точке пересечения изотермы T=800 K и линии L^* определен радиус R^*=0,72 мм. Для этого радиуса рассчитывается соответствующее значение площади S_z (зоны в форме цилиндра с высотой $L^*=5Z_d$ и радиусом R^*=0,72 мм).

Для вычисления площадей S_e и S_z использовались соотношения:

$$S_e = \sum_{i=1}^{n} (2\pi R_d L_d + 2\pi R_d^2)_i,\ S_z = 2\pi R^* L^* + 2\pi R^{*2},$$

где i – номер капли; n – количество капель; R^* и L^* – характерные размеры области в следе капель с температурой $T \le T_z$.

На рис. 5 приведены зависимости $T_1^*=f(S_1^*)$ для систем с двумя каплями, движущимися последовательно на расстоянии L_n=5 мм (рис. 1, *а*), двумя каплями, движущимися параллельно на расстоянии L_n=0,3 мм (рис. 1, *б*), и пятью каплями (рис. 1, *в*) при L_n=2 мм. Значения L_n выбраны исходя из результатов ранее [6–11] выполненных исследований, как наиболее типичные. При таких L_n «совместное» влияние капель на время существования «водяного снаряда» значительно [6–11]. Можно отметить достаточно существенно отличающиеся диапазоны изменения S_1^* (рис. 4) для рассматриваемых систем (рис. 1) при близких значениях L_n и равных размерах капель.

Для зависимостей $T_1^*=f(S_1^*)$, представленных на рис. 4, сформулирована группа аппроксимационных выражений ($0{,}1<S_1^*<0{,}4$):

- $T_1^*=3{,}698-14{,}282S_1^*+16{,}223S_1^{*2}$ – для двух движущихся последовательно капель (рис.1, *а*);
- $T_1^*=1{,}069-3{,}257S_1^*+5{,}087S_1^{*2}$ – для двух движущихся параллельно капель (рис.1, *б*);
- $T_1^*=9{,}289-48{,}793S_1^*+68{,}146S_1^{*2}$ – для пяти капель (рис.1, *в*).

Выполненные численные исследования позволили установить (рис. 5), что наименьшие площади испарения S_e для обеспечения максимальных площадей S_z с температурой T_1^* в следе «водяного снаряда» соответствуют двум движущимся параллельно каплям (рис. 1, *б*). Максимальные значения S_e соответствуют системе с двумя последовательно перемещающимися каплями (рис. 1, *а*). Для пяти капель (рис. 1, *в*) характерны средние значения S_1^* (рис. 5).

Установленные особенности можно объяснить тем, что при использовании пяти капель характерный радиус R^* больше, чем для двух капель. Однако вместе с тем и суммарная площадь испарения для пяти капель S_e существенно больше, чем для двух. Как следствие, отношения S_1^* для системы с пятью каплями больше, чем для двух параллельно движущихся капель. В тоже время значения S_1^* для пяти капель меньше, чем для двух последовательно движущихся капель. Это можно объяснить тем, что для двух последовательно движущихся капель характерный размер (R^*) области с заданной температурой T_1^* существенно меньше, чем для систем, приведенных на рис. 1, *б* и *в*.

Для определения расстояний между каплями (рис. 1), оптимальных с точки зрения эффективного снижения температуры продуктов сгорания, выполнены численные исследования влияния параметров L_n на температуру газов в следе капель. Для системы с двумя параллельно движущимися каплями (рис. 1, *б*) параметр L_n варьировался в диапазоне от 0,01 до 0,6 мм. В случае двух последовательно движущихся (рис. 1, *а*) и пяти (рис. 1, *в*) капель диапазон варьирования этого параметра составил L_n=0,01...5 мм. На рис. 6 приведены зависимости $T_2^*=f(S_2^*)$ для рассматриваемых систем (рис. 1).

Параметр T_2^* представляет отношение температуры в следе капли на расстоянии L^* от последней капли (на оси симметрии – r=0) к температуре T_f. Параметр S_2^* используется для иллюстрации отно-

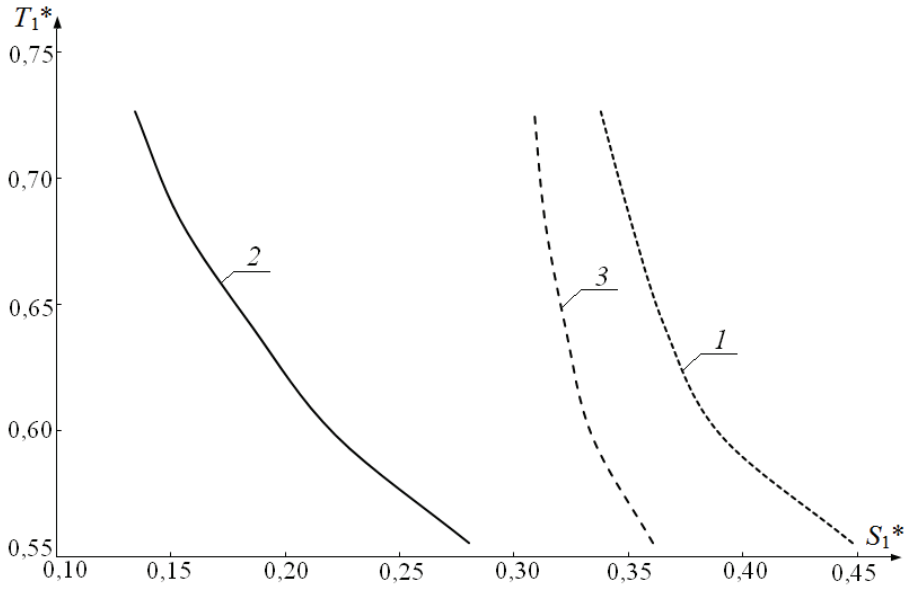


Рис. 5. *Зависимости параметра T_1* от S_1* при τ=0,1 с: 1 – две движущиеся последовательно капли, 2 – две движущиеся параллельно капли, 3 – пять капель*

шения площади испарения «водяного снаряда» S_e к занимаемой им площади S_w (характеризует плотность распределения капель в «водяном снаряде»). Для приведенных на рис. 1 постановок задач тепломассопереноса площади S_w можно определить по формулам: $S_w=2\pi R_1(2L_d+L_n)+2\pi R_1^2$ – система с двумя последовательно движущимися каплями (рис.1, *а*); $S_w=2\pi R_2 L_d+2\pi R_2^2$ – система с двумя параллельно движущимися каплями (рис. 1, *б*); $S_w=2\pi R_2(3L_d+2L_n)+2\pi R_2^2$ – система с пятью каплями (рис. 1, *в*).

Для зависимостей T_2*=$f(S_2$*), приведенных на рис. 6, сформулированы следующие аппроксимационные выражения ($0,3<S_2$*$<0,9$):

- T_2*=0,644–0,507S_2*+0,291S_2*^{2} – для двух движущихся последовательно капель (рис. 1, *а*);
- T_2*=1,444–2,781S_2*+1,894S_2*^{2} – для двух движущихся параллельно капель (рис. 1, *б*);
- T_2*=0,648–0,428S_2*+0,255S_2*^{2} – для пяти капель (рис. 1, *в*).

Установленные зависимости T_2*=$f(S_2$*) показывают, как при снижении плотности распределения капель воды (уменьшении S_2*) температура в следе «водяного снаряда» возрастает. При этом в случае достаточно больших значений характерных удалений L_n (для двух параллельно движущихся капель при $L_n>2R_d$) температура в следе несущественно снижается относительно T_f (рис. 6).

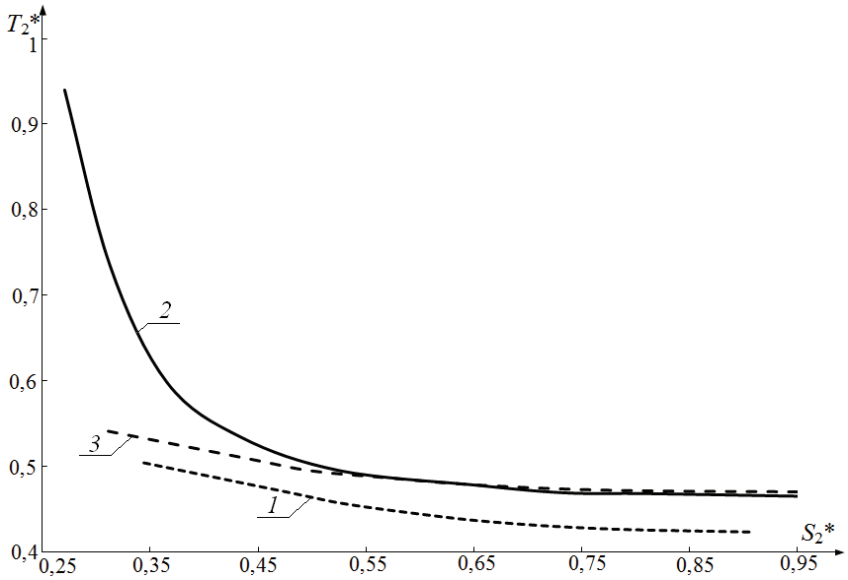


Рис. 6. *Зависимости параметра T_2* от S_2* при τ=0,1 с: 1 – две движущиеся последовательно капли, 2 – две движущиеся параллельно капли, 3 – пять капель*

При повышении S_2* вне зависимости от геометрии расположения капель относительно друг друга температура в следе «водяного снаряда» существенно снижается относительно T_f (рис. 6). Это особенно хорошо видно на примере системы с двумя параллельно движущимися каплями (кривая *2*).

При превышении параметром S_2* значения 0,5 отклонения T_2* для кривых *2* и *3* не превышают 3 %. Дальнейший рост S_2* не приводит к заметному изменению T_2* (рис. 6). Установленная закономерность позволяет сделать вывод о том, что при распылении «водяного снаряда» с обеспечением значения параметра S_2* не меньше 0,5 могут быть достигнуты условия, достаточные для снижения температуры в зоне горения без дальнейшего повышения S_2*.

В тоже время важно отметить, что для систем с двумя последовательно движущимися каплями (рис. 1, *а*) и пятью каплями (рис. 1, *в*) изменения значений T_2* с ростом S_2* не так существенны, как для двух параллельно движущихся капель (рис. 1, *б*). Этот результат показывает, что на линиях, соответствующих траекториям движения капель, температура в следе снижается не так значительно при уменьшении L_n, как в окрестности этих линий. Это достаточно хорошо показано в работах [6–11] и видно, в частности, на рис. 2.

Установленные зависимости T_1*=$f(S_1$*) и T_2*=$f(S_2$*) показывают, что для снижения температуры в зоне горения (не только на оси симметрии r=0 или внешнем контуре тела вращения с радиусом r=R*) целесообразно, скорее всего, фрагментарное распыление флегматизатора. На рис. 5 показано, что наименьшие температуры T_1* в следе «снаряда» при малых значениях S_1* соответствуют системе с двумя параллельно движущимися каплями. На рис. 6 видно, что минимальные значения температуры T_2* в следе «снаряда» при варьировании S_2* в достаточно широких диапазонах зафиксированы для двух последовательно движущихся капель. Можно сделать вывод о том, что для увеличения размеров зоны в следе «водяного снаряда», в которой температура может быть снижена относительно T_f до некоторой заданной, необходимо применение «снарядов» с последовательно-параллельной (фрагментарной) системой распыления (например, как показано на рис. 1, *в*).

Выводы

Результаты выполненных численных исследований показали, что плотность распределения капель в «водяном снаряде» играет определяющую роль в процессе испарения типичного флегматизатора горения – воды, и его воздействия на температуру в зоне горения. Показано, что при повышении этой плотности до максимально возможных значений возрастает масса воды, неиспарившейся (неэффективно использованной) при движении через высокотемпературные продукты сгорания. При понижении плотности распределения капель в «водяном снаряде» температура в зоне горения снижается незначительно относительно температуры пожара. Поэтому целесообразно применение распыленных флегматизаторов горения, в которых плотность распределения капель в «водяном снаряде» должна определяться исходя из требуемой длины его пути и характерных размеров очага горения.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ (ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009–2013 годы, мероприятие 1.4, соглашение № 14.B37.21.2071).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Акинин Н.И., Булхов Н.Н., Гериш В.А. Статистический анализ причин аварий и травматизма на опасных производственных объектах // Пожаровзрывобезопасность. – 2010. – № 10. – С. 53–55.
2. Карпышев А.В., Душкин А.Л., Рязанцев Н.Н. Разработка высокоэффективного универсального огнетушителя на основе генерации струй тонкораспыленных огнетушащих веществ // Пожаровзрывобезопасность. – 2007. – № 2. – С. 69–73.
3. Гаев Д.В., Ершов А.В., Прохоров В.П., Карпышев А.В., Душкин А.Л. Система противопожарной защиты салона вагона метрополитена на базе высоких технологий // Проблемы безопасности и чрезвычайных ситуаций. – 2009. – № 3. – С. 67–72.
4. Душкин А.Л., Ловчинский С.Е. Взаимодействие пламени горючей жидкости с тонкораспыленной водой // Пожаровзрывобезопасность. – 2011. – № 11. – С. 53–55.
5. Душкин А.Л., Карпышев А.В., Ловчинский С.Е. Особенности распространения жидкостной струи в атмосфере // Пожаровзрывобезопасность. – 2011. – № 12. – С. 45–48.
6. Волков Р.С., Кузнецов Г.В., Стрижак П.А. Численная оценка оптимальных размеров капель воды в условиях ее распыления средствами пожаротушения в помещениях // Пожаровзрывобезопасность. – 2012. – № 5. – С. 74–78.
7. Глушков Д.О., Кузнецов Г.В., Стрижак П.А. Численное исследование тепломассопереноса при движении «тандема» капель воды в высокотемпературной газовой среде // Тепловые процессы в технике. – 2012. – № 12. – С. 531–538.
8. Стрижак П.А. Численное исследование условий испарения совокупности капель воды при движении в высокотемпературной газовой среде // Пожаровзрывобезопасность. – 2012. – № 8. – С. 26–31
9. Волков Р.С., Высокоморная О.В., Стрижак П.А. Численное исследование условий взаимодействия диспергированного флегматизатора горения с высокотемпературными продуктами сгорания // Безопасность труда в промышленности. – 2012. – № 10. – С. 74–79.
10. Андреев Г.Г., Глушков Д.О., Панин В.Ф., Стрижак П.А. Тепломассоперенос при взаимодействии диспергированного флегматизатора горения с высокотемпературными продуктами сгорания // Бутлеровские сообщения. – 2012. – № 8. – С. 86–94.
11. Стрижак П.А. Численный анализ процесса испарения капли, движущейся в струе воды через высокоскоростные продукты сгорания // Пожаровзрывобезопасность. – 2012. – № 9. – С. 17–23.
12. Кутателадзе С.С. Основы теории теплообмена. – М.: Атомиздат, 1979.
13. Пасконов В.М., Полежаев В.И., Чудов Л.А. Численное моделирование процессов тепло- и массообмена. – М.: Наука, 1984.
14. Франк-Каменецкий Д.А. Диффузия и теплопередача в химической кинетике. – М.: Наука, 1987. – 490 с.

15. Лойцанский Л.Г. Механика жидкости и газа. – М.: Наука, 1970. – 904 с.
16. Полежаев Ю.В., Юрьевич Ф.Б. Тепловая защита. – М.: Энергия, 1976. – 391 с.
17. Муратова Т.М., Лабунцов Д.А. Кинетический анализ процессов испарения и конденсации // Теплофизика высоких температур. – 1969. – № 5. – С. 959–967.
18. Самарский А.А. Теория разностных схем. – М.: Наука, 1983. – 616 с.
19. Коздоба Л.А. Методы решения нелинейных задач теплопроводности. – М.: Наука, 1975. – 227 с.
20. Кузнецов Г.В., Стрижак П.А. Зажигание накаленной одиночной частицей жидких углеводородных топлив // Известия Томского политехнического университета. – 2008. – Т. 312. – № 4. – С. 5–9.
21. Кузнецов Г.В., Стрижак П.А. Численное решение задачи воспламенения жидкого пожароопасного вещества одиночной «горячей» частицей // Физика горения и взрыва. – 2009. – № 5. – С. 42–50.
22. Kuznetsov G.V., Strizhak P.A. The influence of heat transfer conditions at the hot particle–liquid fuel interface on the ignition characteristics // Journal of Engineering Thermophysics. – 2009. – № 2. – P. 162–167.
23. Kuznetsov G.V., Strizhak P.A. Transient heat and mass transfer at the ignition of vapor and gas mixture by a moving hot particle // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2010. – V. 53. – Iss. 5–6. – P. 923–930.
24. Варгафтик Н.Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. – М.: ООО «Старс», 2006. – 720 с.
25. Теплотехнический справочник: в 2 т. Т. 1 / под ред. В.Н. Юренева, П.Д. Лебедева. – М.: Энергия, 1975. – 743 с.
26. Теплотехнический справочник: в 2 т. Т. 2 / под ред. В.Н. Юренева, П.Д. Лебедева. – М.: Энергия, 1975. – 896 с.
27. Корольченко А.Я. Пожаровзрывоопасность веществ и материалов и средства их тушения: справочник. Ч. 1. – М.: Пожнаука, 2004. – 713 с.

Поступила 19.12.2012 г.

УДК 621.18

ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРЫ ТЕЧЕНИЯ В НОВОЙ КОНСТРУКЦИИ ВИХРЕВОЙ ТОПКИ МЕТОДОМ ЦИФРОВОЙ ТРАССЕРНОЙ ВИЗУАЛИЗАЦИИ

И.С. Ануфриев, Г.В. Кузнецов*, Е.Ю. Шадрин, О.В. Шарыпов, Ю.А. Аникин, С.В. Двойнишников, Д.В. Куликов, В.В. Рахманов

Институт теплофизики СО РАН, г. Новосибирск
*Томский политехнический университет
E-mail: anufriev@itp.nsc.ru

Исследована структура изотермического закрученного течения в модели вихревой топки новой конструкции с горизонтальной осью вращения и распределенным тангенциальным вводом топливовоздушных струй с помощью метода цифровой трассерной визуализации. Измерены осредненные характеристики поля скорости в ряде сечений. Проанализированы особенности внутренней аэродинамики новой конструкции вихревой топки парогенератора при различных режимных параметрах.

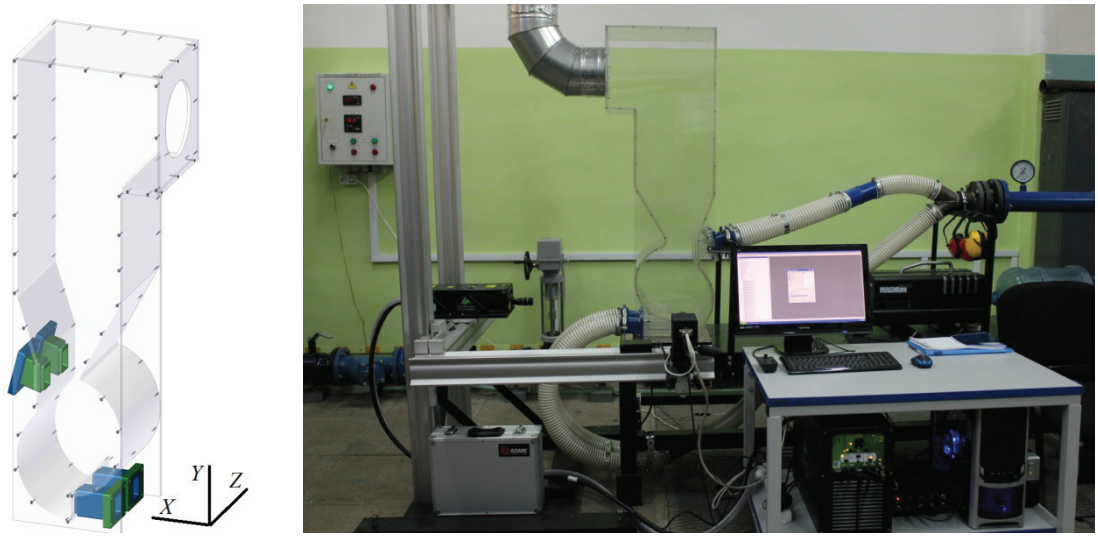
Ключевые слова:
Турбулентные закрученные потоки, вихревая топка, тангенциальный ввод горелочных струй, метод цифровой трассерной визуализации, перспективное оборудование теплоэнергетики.

Key words:
Turbulent swirl flows, vortex furnace, tangential input of burner streams, particle image velocimetry, promising energy equipment.

При проектировании и разработке новых аппаратов и технологий теплоэнергетики ключевым этапом является физическое моделирование, которое позволяет при низких затратах изучить основные физические процессы в элементах энергетического оборудования с целью оптимизации конструктивных и режимных параметров разрабатываемых устройств [1, 2].

В данной работе исследуется вихревое топочное устройство новой конструкции с горизонтальной осью вращения и рассредоточенным по периметру тангенциальным вводом топливовоздушных струй (патент РФ № 2042084). Основными отличительными особенностями новой конструкции вихревой топки (по сравнению с известной топкой Н.В. Голованова [3]) является: дополнительный тангенциальный подвод топлива, расположенный в нижней части камеры сгорания, и увеличенная ширина горловины диффузора. Наличие в исследуемой конструкции вихревой топки рассредоточенных по периметру (условной окружности камеры горения) горелочных струй, ориентированных в противоположном направлении, обеспечивает гибкость управления структурой течения и режимными параметрами, а горизонтальная ось вращения потока увеличивает полноту выгорания топлива.

Цель данной работы – экспериментальные исследования структуры закрученного течения в новой конструкции вихревой топки. Измерение аэродинамических характеристик пространственного турбулентного течения проводилось в изотермической лабораторной модели, изготовленной из оргстекла толщиной 10 мм (рис. 1, *а*). Основными эл-



а *б*

Рис. 1. *а) модель вихревой топки новой конструкции (габаритные размеры 300×1200×300 мм); б) измерительный комплекс «Полис» на экспериментальном стенде по исследованию аэродинамики и процессов переноса в вихревой топке*

ементами экспериментального стенда для исследования аэродинамики и процессов смешения в модели вихревой топки являются (рис. 1, *б*): автоматизированный комплекс регулирования подачи сжатого воздуха; изотермическая лабораторная модель вихревой топки новой конструкции; контролирующие приборы; стенд подключен к сети сжатого воздуха; установка оснащена устройством засева потока – генератор тумана Martin Magnum 1800; стенд подключен к системе вентиляции. Экспериментальная установка позволяет проводить исследования в широком диапазоне режимов течения при числе Рейнольдса 10^4–10^6, что обеспечивает применимость полученных результатов для анализа аэродинамики камеры сгорания парогенератора реального масштаба [4]. Принцип работы экспериментального стенда описан в работе [5].

Диагностика вихревого течения осуществлялась методом цифровой трассерной визуализации (particle image velocimetry, PIV). Метод PIV – оптический метод измерения полей скорости жидкости и газа. Для измерения полей скорости в интересующих сечениях модели применялась PIV-система «Полис», разработанная в ИТ СО РАН (рис. 1, *б*). Система позволяет измерять две компоненты вектора скорости одновременно во всем заданном сечении. Измерительный комплекс «Полис» включает в себя: двойной импульсный Nd: YAG лазер QuantelEVG с энергией в импульсе 145 мДж; объектив для формирования лазерного ножа; цифровую кросс-корреляционную камеру Видеоскан 4021 с разрешением 2048×2048 пикселей; широкоугольный объектив Nikon 28 mm F/2.8 D; синхронизирующий процессор; персональный компьютер с программным обеспечением ActualFlow.

Принцип метода PIV состоит в следующем [6] (рис. 2). Импульсный лазер создает тонкий световой нож и освещает мелкие частицы, взвешенные в исследуемом потоке. Положения частиц в момент двух последовательных вспышек лазера регистрируются на два кадра цифровой камеры. Скорость потока определяется расчетом перемещения, которое совершают частицы за время между вспышками лазера. Определение перемещения основано на применении корреляционных методов к трассерным картинам с использованием регулярного разбиения на элементарные подобласти. Варьирование времени задержки между лазерными вспышками позволяет изменять диапазон измеряемых скоростей от долей миллиметра в секунду до сверхзвуковых. В качестве трассеров в экспериментах использовались микрокапли специальной жидкости на основе глицерина, создаваемые дымогенератором. Подача трассеров осуществлялась через трубу Вентури, установленную в канал основного потока до входа в модель. Их концентрация регулировалась уровнем мощности дымогенератора. Малая инерционность микрокапель (характерный размер 1–5 мкм) обеспечивает соответствие их скорости параметрам потока воздуха.

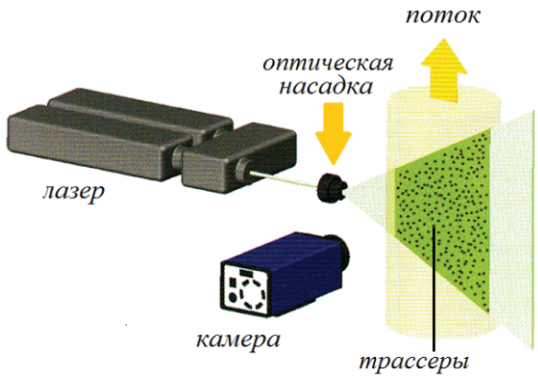


Рис. 2. *Схема PIV-измерений*

Экспериментальные исследования поля скорости течения в модели вихревой топки новой конструкции проводились при следующих условиях: рабочая среда – сжатый воздух; число Рейнольдса, рассчитанное по диаметру вихревой топки (300 мм), ~10^5 (при этом значение модуля среднерасходной скорости на срезе каждого сопла варьировалось от 5 до 20 м/с; плотность воздуха при 20 °С 1,2 кг/м^3; динамическая вязкость воздуха при 20 °С 1,82·10^{-5} Па·с). Размер сопла в сечении на входе в камеру сгорания 40×50 мм. Угол наклона оси верхней горелки к горизонту (плоскости XOZ) составляет β=15°, а ось нижней горелки расположена горизонтально. Значение величины относительного расхода через верхние и нижние сопла γ варьировалось в интервале от 1 до 3, за счет использования расходных шайб разного диаметра. Измерения проводились в трех сечениях XOY (при z=15, 80, 150 мм), а также в сечения XOZ (при y=25, 185 мм).

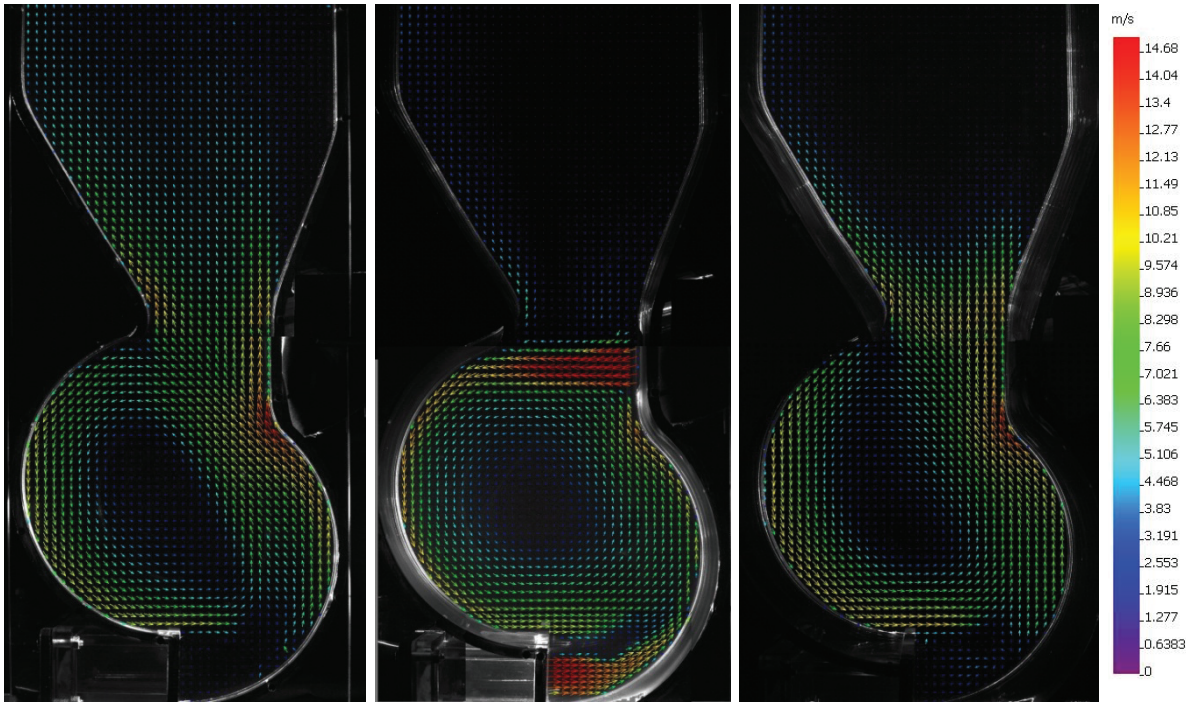


Рис. 3. *Поле скорости при γ=1: а) z=15; б) z=80; в) z=150 мм*

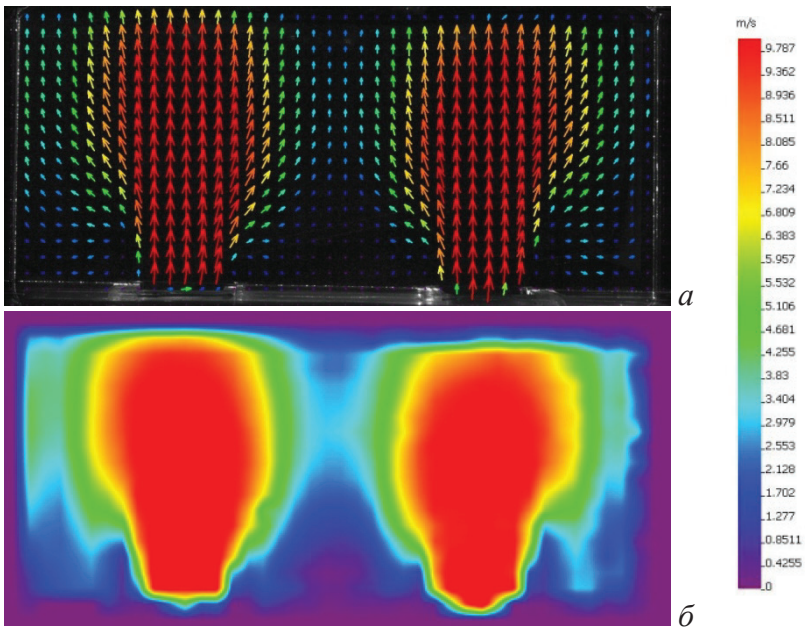


Рис. 4. *Структура течения в сечении XOZ по центру верхних сопел при γ=1: а) векторное поле средней скорости; б) модуль средней скорости, м/с*

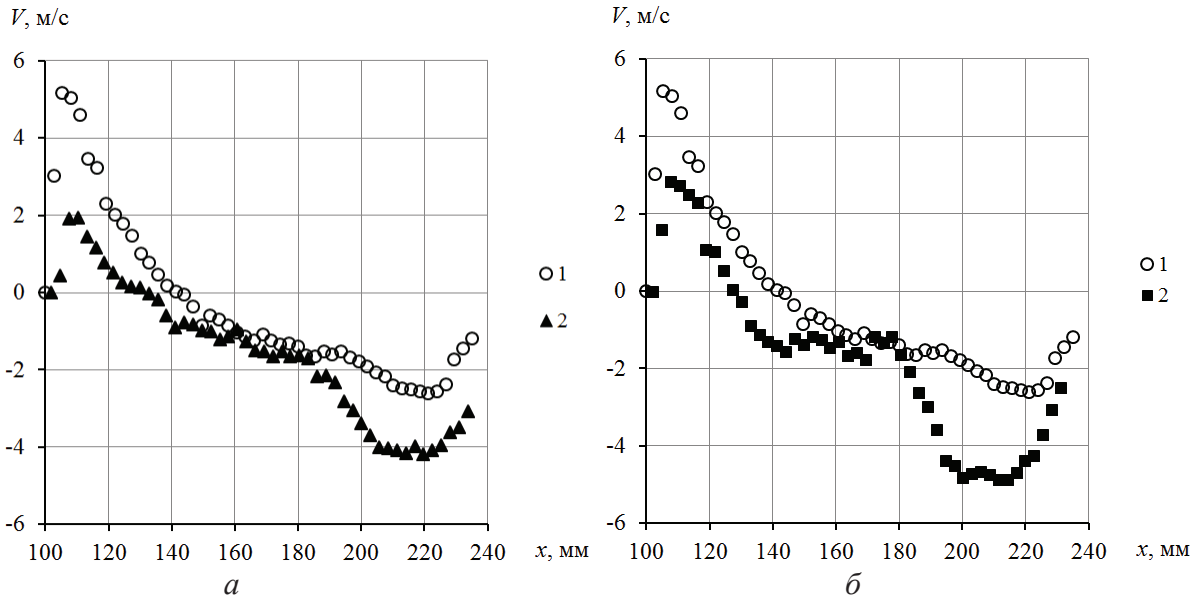


Рис. 5. *Распределения V(x) при y=360 мм, z=80 мм в режимах: а) γ=1 (1); γ=3 (2); б) γ=1 (1); γ=2 (2).*

В процессе измерений задержка между парой кадров цифровой камеры варьировалась в диапазоне от 50–150 мкс, в зависимости от режимов течения. Размер области измерений составлял 350×350 мм (128×128 векторов). Поля средней скорости получены в результате статистической обработки 500 мгновенных полей. На рис. 3 показана структура течения при γ=1 (среднерасходные скорости потоков на срезе верхнего и нижнего сопла 15 м/с) в трех сечениях XOY: а) вблизи торцевой стенки модели; б) по центру сопел; в) в плоскости симметрии между соплами. Полученные результаты, так же как и данные лазерной доплеровской анемометрии [5], позволили выявить следующие особенности аэродинамики закрученного потока в исследуемой конструкции вихревой топки. Истекающая из верхнего сопла струя подпирается снизу дополнительно тангенциально вдуваемым потоком (рис. 3, *б*). За счет этого она несущественно отклоняется вверх от своего первоначального направления и натекает на противоположную стенку камеры сгорания. После чего струя растекается вдоль вогнутой стенки вниз и, пересекаясь со струей, выходящей из нижнего сопла, создает интенсивно закрученное течение. Причем, за счет отклонения верхней струи от своего первоначального направления может происходить частичный вынос потока в камеру охлаждения и образовываться область рециркуляции. На практике данный эффект может приводить к частичному механическому недожогу топлива (с целью устранения указанной особенности течения варьировалось соотношение расходов через верхние и нижние сопла). Течение в диффузорной части носит «перчаточный» характер, поток выходит из камеры сгорания через диффузор в виде струи в плоскости симметрии между соплами, а также вблизи торцевой стенки модели (рис. 3, *а*, *в*).

В области над верхним соплом присутствуют возвратные течения (рис. 3, *б*), в тоже время в нижней части камеры сгорания имеются застойные зоны, в которых проекция скорости близка к нулю (рис. 3, *а*, *в*). На рис. 3, *а*, видно, что в нижней части топки имеются локальные области, в которых векторы скорости направлены навстречу друг другу. Это говорит о движении в поперечном направлении и свидетельствует о трехмерном характере аэродинамики исследуемой вихревой топки. В центральной части камеры сгорания четко выражена область центра вихря, положение которой зависит от координаты *z*, что указывает на наличие прецессии вихревого ядра.

Структура течения в сечении XOZ по центру верхних сопел показана на рис. 4. Измерения выполнены при среднерасходной скорости на срезе каждого сопла 10 м/с. Анализ результатов показывает, что входящие струи размываются вдоль вогнутых стенок камеры сгорания и поток распределяется в поперечном направлении. При этом наблюдается симметричность течения.

На рис. 5 приведены распределения вертикальной компоненты средней скорости $V(x)$ вдоль прямой при y=360 мм, z=80 мм (в сечении XOY по центру сопла) для различных режимных параметров течения. Круглые символы соответствуют одинаковым скоростям на срезах верхнего и нижнего сопла 15 м/с. Треугольные символы на рис. 5, *а*, – скоростям 15 и 5 м/с, соответственно. На рис. 5, *б*, треугольными символами обозначены результаты измерений при скоростях 20 и 10 м/с, соответственно. Можно заметить, что данные, приведенные на рис. 5, *а*, характеризуют режимы с одинаковым расходом через верхние сопла, но при различных суммарных расходах, а данные на рис. 5, *б*, – режимы с одинаковым суммарным расходом, но с разными расходами через верхние

сопла. Анализ этих результатов показывает, что во всех случаях увеличение параметра γ приводит к заметному уменьшению положительных значений V, т. е. верхняя струя значительно слабее отклоняется от своего первоначального направления. Благодаря этому должно уменьшаться проявление нежелательного для практики эффекта выноса топлива из камеры горения.

Заключение

Применение полевого метода цифровой трассерной визуализации позволило получить детальную информацию о распределении осредненной во времени скорости потока и проанализировать основные особенности структуры течения в изотермической лабораторной модели вихревой топки с горизонтальной осью вращения потока и распределенным вводом топливовоздушных струй. Показано, что наличие дополнительных (нижних) горелок (по сравнению с конструкцией Н.В. Голованова) позволяет эффективно управлять структурой потока, создавая более благоприятные режимы работы топки.

Исследование выполнено при поддержке РФФИ (Грант № 12–08–31004-мол_а), Министерства образования и науки Российской Федерации (Соглашения 14.B37.21.2071, 8193; ГК 16.740.11.0691) и Стипендии Президента РФ молодым ученым и аспирантам СП-987.2012.1.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Заворин А.С., Бетхер Т.М., Лебедев Б.В. Анализ топочной среды котла БКЗ-210–140 на основе численного моделирования // Известия Томского политехнического университета. – 2011. – Т. 319. – № 4. – С. 50–55.
2. Заворин А.С., Казакова О.А., Казаков А.В. Оценка технологических параметров при энергетическом использовании угля Таловского месторождения Томской области // Известия Томского политехнического университета. – 2011. – Т. 319. – № 4. – С. 45–50.
3. Саломатов В.В., Красинский Д.В., Аникин Ю.А., Ануфриев И.С., Шарыпов О.В., Энхжаргал Х. Экспериментальное и численное исследование аэродинамических характеристик закрученных потоков в модели вихревой топки парогенератора // Инженерно-физический журнал. – 2012. – Т. 85. – № 2. – С. 266–276.
4. Кутателадзе С.С., Ляховский Д.Н., Пермяков В.А. Моделирование теплоэнергетического оборудования. – М.: Энергия, 1966. – 350 с.
5. Ануфриев И.С., Аникин Ю.А. и др. Исследование структуры закрученного потока в модели вихревой камеры сгорания методом лазерной доплеровской анемометрии // Письма в ЖТФ. – 2012. – Т. 38. – Вып. 24. – С. 39–45.
6. Алексеенко С.В., Бильский А.В., Маркович Д.М. Применение метода цифровой трассерной визуализации для анализа турбулентных потоков с периодической составляющей // Приборы и техника эксперимента. – 2004. – № 5. – С. 145–153.

Поступила 25.12.2012 г.

УДК 620.9.001.5

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ОТЛОЖЕНИЙ УГОЛЬНОЙ ЗОЛЫ В ТОПКАХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ КОТЛОВ НА ОСНОВЕ ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

А.С. Фомичев, Д.А. Корецкий*, А.С. Заворин*

ЗАО «КАДФЕМ Си-Ай-Эс», г. Новосибирск
*Томский политехнический университет
E-mail: alexey.fomichev@cadfem-cis.ru

Приведены результаты исследования шлакования экранов топки энергетического котла П-67, работающего на березовском угле Канско-Ачинского бассейна, с применением программного продукта численного математического моделирования «ANSYS Fluent». В ходе работы получены важные данные для дальнейшего совершенствования модели шлакования котельных установок.

Ключевые слова:
Математическое моделирование, вычислительная гидродинамика, котел, шлакование, поверхность нагрева, вязкость.

***Key words**:*
Mathematic modeling, computational fluid dynamic, boiler, slagging, heating surface, viscosity.

Согласно энергетической стратегии России на период до 2020 г. уголь останется основным топливом на тепловых электрических станциях. Учитывая стремление генерирующих компаний к снижению затрат на выработку электрической энергии, диверсификации угольных поставок и сокращению транспортных расходов, увеличение генерирующих мощностей Сибири может быть обеспечено за счет сжигания бурых углей Канско-Ачинского бассейна. Одним из крупных перспективных месторождений с открытой добычей угля является Березовский разрез, однако высокие шлакующие свойства угля данного месторождения вызывают затруднения при его сжигании, ограничение располагаемой мощности

котельных агрегатов и уменьшение длительности рабочей кампании по причине шлакования поверхностей нагрева. Несмотря на большой опыт отечественной котлостроительной отрасли в проектировании и строительстве котлоагрегатов, проблемы, связанные со шлакованием поверхностей нагрева, остаются актуальными.

Наиболее доступным и экономически целесообразным способом повысить эффективность работы пылеугольных котлоагрегатов на этапе конструирования или реконструкции является компьютерное моделирование топочных процессов. При существенном сокращении затрат на проведение экспериментальных и опытных работ на лабораторных установках и действующих котельных агрегатах моделирование позволяет корректно изучать режимы работы топочных камер и оптимизировать процесс горения.

Для моделирования процессов горения угля уже давно и успешно применяются программы вычислительной гидродинамики, но они не имеют встроенных средств для моделирования отложения золовых частиц на топочных экранах и конвективных поверхностях нагрева.

Решение данной задачи возможно с помощью расширения возможностей программы «ANSYS Fluent» дополнительными функциями. При этом процесс моделирования шлакования поверхностей нагрева может быть разбит на два основных этапа: моделирование параметров топочной среды и расчет скорости роста золовых отложений на экранах топки.

На первом этапе все топочные процессы, такие как аэродинамика, воспламенение, выгорание, тепломассообмен, химические реакции, рассмотрены взаимосвязано и в едином комплексе. Принято, что газовая среда в топке состоит из химически инертных диоксида углерода CO_2, молекулярного азота N_2, паров воды H_2O, реагирующих кислорода O_2 и летучих веществ. Расчет траекторий движения твердых частиц выполнен в Лагранжевой постановке. Для дисперсной фазы описывался тепломассообмен, определялись траектории частиц с использованием стохастической модели случайных блужданий в турбулентной среде [1].

В расчете принималось, что частица имеет сферическую форму и представляет собой смесь зольного остатка с коксом. Кроме того, она включает в себя влагу и горючие составляющие (летучие вещества). Для учета полидисперсности частиц была использована формула Розина-Раммлера. Учитывалась стадийность горения угольных частиц: прогрев до начала испарения влаги топлива, испарение влаги, выход летучих, горение коксового остатка, движение золового остатка (рис. 1).

На втором этапе моделируется образование шлаковых отложений при помощи UDF-функций (функции, определяемые пользователем), написанных на языке «C» и встроенных в программу «ANSYS Fluent». UDF-функции используют дополнительные исходные данные, такие как гранулометрический и химический состав золы, а также используют программу «ANSYS Fluent» в качестве источника исходных данных о месте столкновения частицы с поверхностью нагрева, температуре частицы в этот момент, компонентах скоростей и т. п. Эффективность соударения частиц моделировалась на основе стохастической модели случайных блужданий. Численное значение скорости роста золовых отложений экспортируется в программу «ANSYS Fluent» для того, чтобы визуализировать и обрабатывать результаты расчёта штатными средствами программы «ANSYS Fluent».

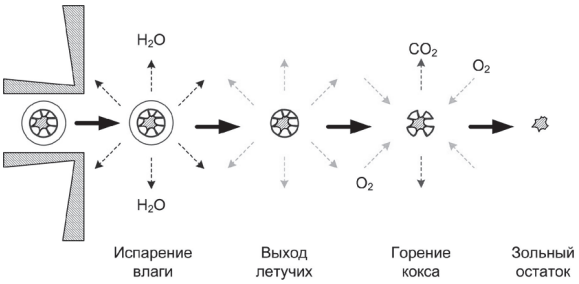


Рис. 1. *Стадии горения угольной частицы*

Принято, что скорость шлакования пропорциональна вероятности прилипания частицы к экрану, которая рассчитывается по модели захвата Уолша [2]:

$$P_{\text{прилипания}} = \frac{m_{\text{отлож}}}{m_{\text{общ}}} = \min\left[\frac{\mu_{\text{крит}}}{\mu}, 1\right],$$

где $\frac{m_{\text{отлож}}}{m_{\text{общ}}}$ – отношение массы «прилипших» частиц к общей массе; μ – эффективная вязкость частицы; $\mu_{\text{крит}}$ – вязкость в критической точке, при которой частица считается «липкой».

Вероятность прилипания рассчитывается как отношение значений вязкости. При этом предполагается, что критическая вязкость является постоянной величиной.

Значение вязкости частицы вычисляется из уравнения Браунинга [3]:

$$\log\left(\frac{\mu}{T - T_S}\right) = \frac{14788}{T - T_S} - 10,931,$$

где T – температура частицы, T_s – температурный сдвиг.

При этом предполагается, что вязкость зависит только от температуры и состава золы, а температурный сдвиг зависит от минерального состава золы:

$$T_S = 306,63 \cdot A - 574,31;$$

$$A = \frac{3,19Si + 0,855Al + 1,6K}{\left[\begin{array}{l} 0,93\text{Ca} + 1,5\text{Fe} + 1,21\text{Mg} + 0,69\text{Na} + \\ +1,35\text{Mn} + 1,47\text{Ti} + 1,91\text{S} \end{array}\right]}.$$

Согласно опубликованным сведениям [4], вышеописанные уравнения для модели расчета дают наилучшие результаты по сравнению с другими ал-

горитмами для британских углей. Однако в исследовании [5] показано, что модель Браунинга при фиксированной температуре выдает значения вязкости ниже по сравнению с имеющимися отечественными экспериментальными данными. Тем не менее, описанная выше модель шлакования была реализована для условий сжигания угля в топочной камере котла П-67 Березовской ГРЭС-1.

Опыт эксплуатации котлов П-67 1-го и 2-го энергоблоков Березовской ГРЭС-1 показал, что топочные камеры подвергаются интенсивному шлакованию в зоне активного горения и в районе скатов холодной воронки. Реконструкция топочно-горелочных устройств и внедрение современных средств очистки позволили снизить интенсивность образования отложений, но не исключить их [6].

Численное моделирование показало, что аэродинамическая структура газовых потоков в топочной камере обладает высокой неравномерностью. Образующийся центральный вихрь инициирует вторичные вихри в углах топочной камеры, которые приводят к набросу потока на стенки топки, что является определяющим фактором для шлакования экранных поверхностей нагрева (рис. 2).

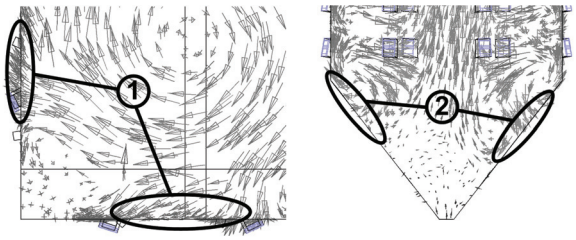


Рис. 2. *Наброс топочных газов: 1) между 1-м и 2-м ярусами горелок; 2) на скаты холодной воронки*

По результатам моделирования также выявляется интенсивное шлакование на скатах холодной воронки и в области около горелок, особенно по нечетным вертикальным рядам труб. Основной причиной является осаждение мелкой фракции золы. Данные частицы вовлекаются в движение вторичных вихрей в углах топочной камеры и, обладая достаточно высокой температурой, при достижении экрана образуют на нем шлаковые отложения (рис. 3). Таким образом, анализ аэродинамики газовых потоков с выявлением мест столкновения золовых частиц с экранами и мест отложения шлака позволяет говорить об инерционном механизме осаждения золошлаковых частиц и закреплении их на трубах главным образом за счет адгезии.

На рис. 4 видно, что реальные места шлакования экранов действующего котельного агрегата и устанавливаемые моделированием (рис. 2, 3) совпадают, что позволяет говорить о качественно согласующихся с натурными наблюдениями результатах.

Однако количественная оценка образования отложений на экранах по модели Уолша–Браунинга при сжигании берёзовского угля показывает, что эффективная интенсивность образования отложений оказалась существенно выше. Принимая во внимание то, что при создании данной модели не учитывался ряд важных процессов, таких как упрочнение и саморазрушение отложений, а механизм образования отложений соответствовал только механизму образования вторичных отложений [7], данный результат является закономерным и объяснимым.

Рис. 3. *Толщина слоя осаждающихся золовых частиц на экранах: 1) между 1-м и 2-м ярусами горелок; 2) на скатах холодной воронки*

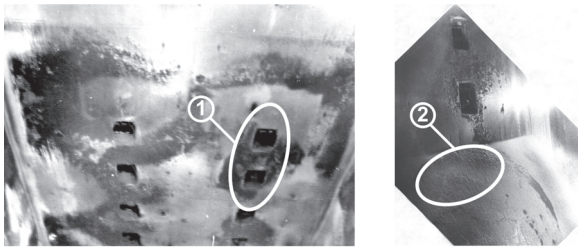


Рис. 4. *Шлакование экранов (натурные наблюдения [7]): 1) между 1-м и 2-м ярусами горелок; 2) на скаты холодной воронки*

Следует также отметить, что выбранный метод расчета вязкости в наибольшей степени соответствует сжиганию углей с кислым составом золы [8]. Для моделирования образования отложений в топочной камере при сжигании углей с основным составом золы, какими являются угли Канско-Ачинского бассейна, требуется учитывать температурную зависимость вязкости для основного состава золы. Помимо этого, необходимо разработать более многофакторный механизм образования отложений, который бы учитывал не только стадийность образования отложений, но и неравномерность распределения минеральной части по фракционному составу угольной пыли и образующейся из неё золы, влияние минеральной части на селек-

тивное образование железистых отложений, сульфатизацию отложений, разрушающее действие массивных частиц на шлаковое отложение и др. факторы [9, 10].

Заключение

Численным исследованием с применением программы «ANSYS Fluent» получена полная картина газодинамических и тепловых процессов в топочном объеме, детальная информация о распределении тепловых полей, полей концентраций в газовой и дисперсной фазах. Выполнено моделирование отложений золы на топочных экранах котла П-67, результаты которого качественно согласуются с данными опытно-промышленных испытаний. Обозначены пути совершенствования модели шлакования согласно накопленным экспериментальным данным.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Коняшкин В.Ф. Трёхмерное моделирование физических процессов и котельного оборудования с помощью программы ANSYS Fluent / Горение твёрдого топлива: Матер. VII Всеросс. конф. – Новосибирск: ИТ СО РАН, 2006. – Ч. 1. – С. 170–177.
2. Алехнович А.Н., Гладков В.Е., Богомолов В.В. Прогнозирование шлакования по химическому составу частичек летучей золы // Теплоэнергетика. – 1995. – № 8. – С. 23–28.
3. Blanchard R. Measurements and modeling of coal ash deposition in an entrained-flow reactor // Brigham Young University. 2009. URL: http://contentdm.lib.byu.edu/cdm/singleitem/collection/ETD/id/1380 (дата обращения: 13.10.2011).
4. Алехнович А.Н. Анализ методов расчета вязкости расплава по сведениям о его химическом составе // Минеральная часть топлива, шлакование, загрязнение и очистка котлов: Матер. VI научно-практ. конф. – Челябинск, 2007. – С. 71–82.
5. Дембе Э.П., Петерс В.Ф., Порозов С.В., Усачев В.В. Опыт освоения и модернизации котлов П-67 ст.1 и 2 БГРЭС-1 // Эксплуатация и модернизация энергоблоков мощностью 800 МВт: Матер. Междунар. научно-практ. конф. – Шарыпово, 2002. – С. 161–165.
6. Пронин М.С., Васильев В.В., Белый В.В. Результаты освоения сжигания канско-ачинских углей на ТЭС России // Горение твердого топлива: Матер. VI Всеросс. конф. – Новосибирск, 2006. – Ч. 2. – С. 175–191.
7. Заворин А.С., Раков Ю.Я. Феноменологические модели образования натрубных отложений в котлах // Известия Томского политехнического университета. – 2005. – Т. 308. – № 1. – С. 148–149.
8. Алехнович А.Н. Влияние минеральной части на показатели и характеристики энергетических углей // Энергетик. – 2008. – № 3. – С. 8–13.
9. Алехнович А.Н. Математическое моделирование шлакования. Субмодель закрепления частиц и роста шлаковых отложений // Горение твердого топлива: Матер. VI Всеросс. конф. – Новосибирск, 2006. – Ч. 3. – С. 153–162.
10. Заворин А.С. Проявление свойств минеральной части углей в паровых котлах. Монография. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 1998. – 221 с.

Поступила 15.11.2012 г.

УДК 621.181.2.016:662.951.2

ИСПЫТАНИЯ ГОРЕЛОЧНОГО УСТРОЙСТВА БЕСПЛАМЕННОГО ГОРЕНИЯ И ИНФРАКРАСНОГО ИЗЛУЧЕНИЯ

С.В. Долгов*, А.С. Заворин, А.Ю. Долгих, А.Н. Субботин

*ООО «Энергонефть Томск», г. Стрежевой
Томский политехнический университет
E-mail: sergeydolgov555@rambler.ru

Разработана конструкция горелочного устройства беспламенного горения и инфракрасного излучения с пористым наполнителем, перспективная для сжигания взрывоопасных газов. Приведены описание экспериментального стенда для испытания горелочного устройства и результаты испытаний. Полученные экспериментальные данные свидетельствуют о работоспособности устройства при сжигании горючих газов и жидких испаряющихся топлив.

Ключевые слова:
Горелочное устройство, водород, ацетилен, керосин, криптол, безопасное сжигание, пористая структура, топливовоздушная смесь.

Key words:
Burner device, hydrogen, acetylene, kerosene, kriptol, safe burning, porous structure, air-fuel mixture.

Актуальность альтернативной энергетики в мире из-за обострения энергетических проблем и удорожания углеводородных топлив неуклонно повышается. В связи с этим растет интерес к развитию энергетики на базе использования в ней ацетилена и водорода в качестве высокоэффективного, недорогого и доступного топлива.

Технологии получения ацетилена и водорода, а также исследования их свойств и особенностей на сегодня достигли достаточно высокого уровня. Однако развитие этих ветвей энергетики сдерживается тем фактором, что в сравнении с основными компонентами природного газа ацетилен и водород очень взрывоопасны (табл. 1). Вследствие этого во всех странах, где имели дело с ацетиленом, в свое время были приняты законы, полностью запрещающие применение жидкого ацетилена и допускающие применение газообразного ацетилена при избыточном давлении не выше 0,025 МПа [1, 2]. Относительно водорода меры безопасности предельно обострены, т. к. в случае его утечки образуется самовоспламеняющаяся гремучая смесь с кислородом воздуха.

Применительно к проблеме безопасности хранения и сжигания взрывоопасных газов большое значение имеют размеры (объем) газонаполненной системы. Так, при увеличении размеров сосуда смесь, не склонную к самовоспламенению, можно привести к взрыву, и наоборот, уменьшение размеров подавляет воспламенение [3]. Эта взаимосвязь открывает возможности для использования пористых систем в качестве рабочей зоны процесса окисления воздухом таких веществ, как ацетилен и водород, поскольку пористая структура не способствует созданию критической для взрыва концентрации газа, ограничивая объем и препятствуя проскоку пламени. Частично эти свойства пористых структур используются в известном классе горелочных устройств беспламенного горения, а также в получивших развитие на их основе горелках инфракрасного излучения. При этом пористыми элементами чаще всего являются специальные жаростойкие керамические насадки с высокой теплоемкостью каркасного материала, что помимо их основного назначения способствует стабилизации горения.

Таблица 1. *Параметры воспламеняемости горючих газов [1]*

Газ	Температура воспламенения, °С		Предел воспламеняемости при содержании газа в смеси с воздухом, %	
	Низкая	Высокая	Нижний	Верхний
Водород	530	590	4	74
Метан	645	850	5	15
Этан	530	594	3,2	12,45
Пропан	530	588	2,37	9,5
Бутан	490	569	1,86	8,4
Ацетилен	355	500	2,5	80

Дальнейший прогресс в области горелочных устройств этого класса в направлении технологии водородного топлива определяется совершенствованием используемых пористых систем и процессов управляемого смесеобразования внутри них. Распространенными принципами подхода к управлению процессами смесеобразования являются наличие камеры подготовки топливовоздушной смеси, а также нескольких реакционных зон, заполненных зернистым материалом с жаростойкостью до температуры 1500 °С [4, 5]. Наряду с этим применяется увеличение размера пористых каналов в реакционных зонах по мере продвижения топливовоздушной смеси и прироста продуктов сгорания и другие способы влияния на стехиометрические соотношения компонентов среды внутри пор.

В развитие известных преимуществ беспламенных горелок инфракрасного излучения авторами разработано горелочное устройство для безопасного и эффективного сжигания не только газообразных, но и жидких топлив [6].

Устройство (рис. 1) имеет теплоизолированный цилиндрический корпус – 1, в котором размещен опорный каркас – 5 из разнесенных по окружно-

сти стальных прутков, удерживающий на себе сетчатую насадку-излучатель – 2. Пространство внутри сетчатой насадки-излучателя представляет собой рабочую зону – 6 горелочного устройства и заполнено пористыми частицами. Вдоль продольной оси рабочей зоны установлен топливный инжектор – 3 в виде металлической трубки с отверстиями для струйного истечения топлива. Подвод воздуха в рабочую зону горения осуществляется через воздушные инжекторы – 4, которые представляют собой три металлические трубки с перфорациями, обращенными к топливному инжектору, и расположенные вокруг него по окружности с шагом 120°. В корпусе горелочного устройства предусмотрены смотровые окна для визуального контроля процесса горения.

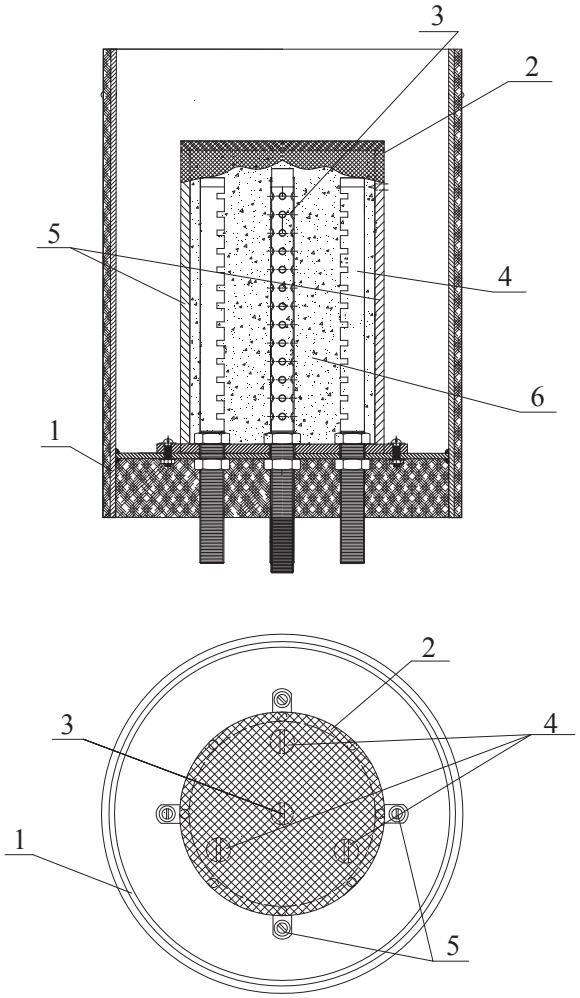


Рис. 1. *Конструктивная схема горелочного устройства 1 – корпус; 2 – сетчатая насадка-излучатель; 3 – топливный инжектор; 4 – воздушные инжекторы; 5 – опорный каркас; 6 – рабочая зона*

Пористая структура в рабочей зоне горелочного устройства образована плотным заполнением всего объема под сетчатой насадкой-излучателем частицами угольного криптола. Этот доступный материал, представляющий собой отсев коксохимического производства, обладает рядом свойств, которые определяют его несомненную пригодность для использования в горелочных устройствах беспламенного горения. Прежде всего, к таким свойствам относится собственная высокопористая структура частиц, благодаря чему создается необходимая для внутрипорового смесеобразования развитая удельная поверхность и обеспечивается незначительное аэродинамическое сопротивление даже для механически уплотненного слоя. Длительная практика применения криптола в электрических печах сопротивления в качестве токопроводящей среды [7] зарекомендовала его достаточно высокими показателями жаростойкости, эффективного термического сопротивления и термической прочности, что способствует увеличению ресурса пористого наполнения при многократном термическом воздействии на него в рабочей зоне горения.

Немаловажное значение для термических процессов в рабочей зоне имеет и то, что криптол по химическому составу представляет собой практически чистый углерод (от 96 %). При высокой удельной поверхности гетерогенного восстановительного взаимодействия с продуктами основного горения и последующего доокисления вторичных продуктов создаются условия для более полного распространения тепловыделения на весь объем рабочей зоны горелочного устройства.

Необходимо отметить, что создание условий для наиболее полного использования свойств криптола в рабочей зоне горелочного устройства предполагает достаточно однородный гранулометрический состав пористого заполнителя.

Для испытаний горелочного устройства изготовлен стенд (рис. 2), который позволяет производить все операции обслуживания устройства и измерения его эксплуатационных характеристик, параметров топливной и воздушной сред. С целью обеспечения безопасности экспериментов на данном этапе разработки горелочного устройства испытания проводились с использованием керосина в качестве топлива.

Горелочное устройство – 1 устанавливалось в рабочее положение, далее проводилась его коммутация с компрессором – 2 для подачи воздуха в рабочую зону горения, с постоянным контролем напора среды посредством установленного напоромера – 3. Линия подачи воздуха включает в себя также игольчатый вентиль – 4 для регулирования количества поступающего на горение воздуха. Для жидких топлив подача в горелку осуществляется за счет гидростатического давления из емкости – 5, находящейся под атмосферным давлением и расположенной на определенной высоте, изменение их расхода производится посредством вентиля – 4. Ротаметрами – 6, 7 фиксировался расход соответственно воздушной и топливной сред. Останов горелочного устройства осуществлялся путем перекрытия вентилей подачи топлива и воздуха с последующим выключением воздушного компрессора.

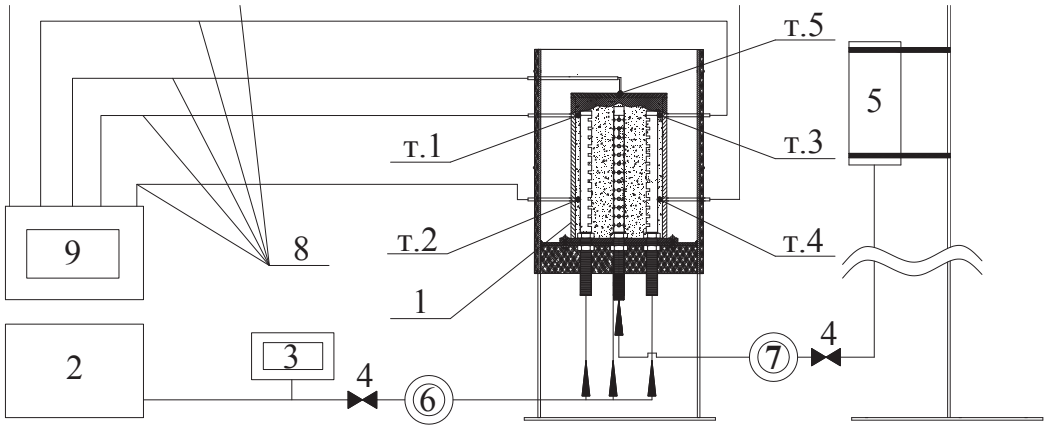


Рис. 2. *Схема испытательного стенда: 1 – горелочное устройство; 2 – компрессор; 3 – напоромер; 4 – игольчатый вентиль; 5 – емкость; 6 – ротаметр (тип РП-8); 7 – ротаметр (тип РП-5); 8 – термопары (№ № 1, 2, 3, 4, 5); 9 – милливольтметр*

Таблица 2. *Результаты испытаний (один цикл)*

Время регистрации показаний	Номер термопары	Показание милливольтметра, мВ	Температура, °С	Расход топлива, $м^3/с \times 10^8$	Расход воздуха, $м^3/с \times 10^3$
12^{00}	1 2 3 4 5	0 0 0 0 0	20 20 20 20 20	–	–
12^{05}	1 2 3 4 5	4,6 4,9 5,0 5,1 5,6	131,4 140,0 142,8 145,7 160,0	8,3	4,4
12^{10}	1 2 3 4 5	12,8 11,9 12,7 13,8 8,1	365,7 340,0 362,9 394,3 231,4	11,7	4,4
12^{20}	1 2 3 4 5	23,8 26,0 23,7 26,1 10,8	680,0 742,8 677,1 745,7 308,6	15	4,4
12^{30}	1 2 3 4 5	24,3 27,1 26,8 27,7 12,3	694,2 774,2 765,7 791,4 350,4	16,7	4,4
12^{40}	1 2 3 4 5	16,2 15,3 14,8 15,9 8,9	462,8 437,1 422,8 454,2 254,3	–(прекращение подачи топлива)	–(прекращение подачи воздуха)
12^{50}	1 2 3 4 5	12,8 11,5 11,6 12,3 6,1	365,7 328,6 331,4 351,4 174,3	–(прекращение подачи топлива)	–(прекращение подачи воздуха)
13^{00}	1 2 3 4 5	6,3 6,9 8,7 7,8 4,6	180,0 197,1 248,6 222,9 131,4	–(прекращение подачи топлива)	–(прекращение подачи воздуха)

Температура в различных точках рабочей зоны (т. 1, т. 2, т. 3, т. 4) и на внешней поверхности сетчатой насадки-излучателя (т. 5) контролировалась с помощью пяти термопар (градуировка ХА).

Вид сверху на насадку-излучатель в разных эксплуатационных фазах в процессе испытаний показан на рис. 3, а основные результаты приведены в табл. 2 и на рис. 4.

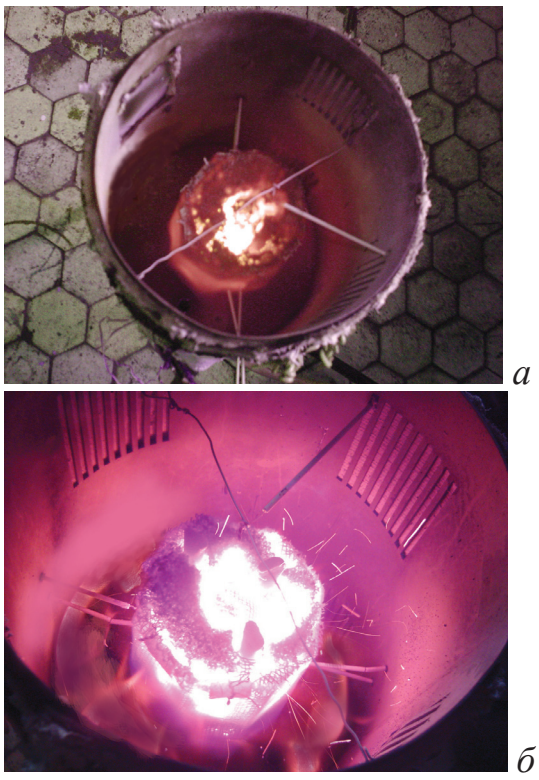


Рис. 3. *Горелочное устройство инфракрасного излучения в стадии испытания: а) состояние пуска (через 5 минут после розжига); б) состояние номинальной нагрузки*

Максимальная зафиксированная температура в пористом заполнении рабочей зоны составила 791,4 °С. При этом средняя температура рабочей зо-

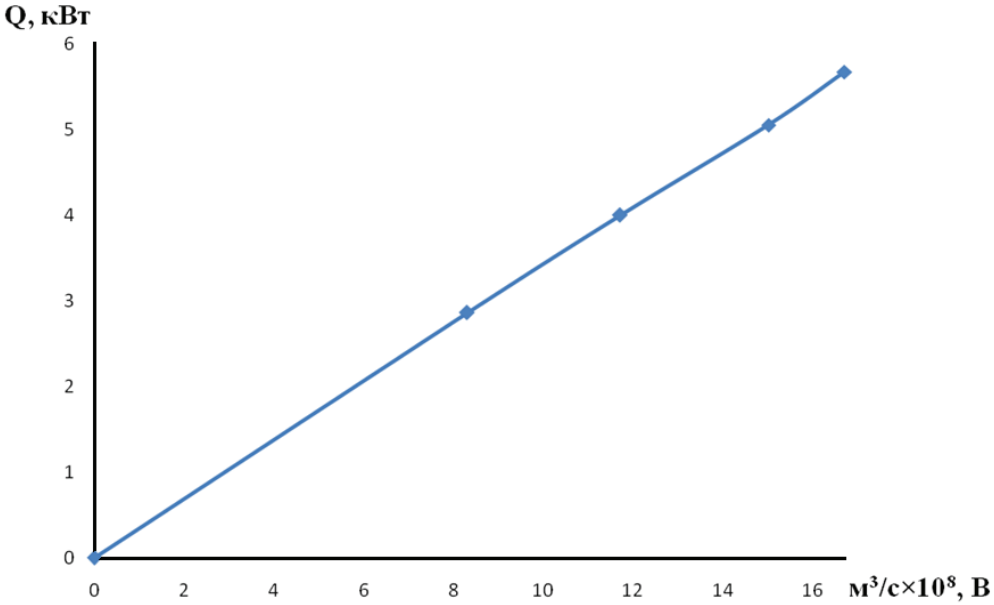


Рис. 4. *Зависимость тепловой мощности горелочного устройства от расхода топлива*

ны при номинальном режиме на основе показаний всех четырех термопар оказалась равной 756,4 °С, что соответствует порядка 5,67 кВт тепловой мощности горелки. Температура излучающего элемента составляет не более 400 °С, что существенно ниже в сравнении с температурой излучающей поверхности горелок с керамической насадкой (800...950 °С) [4]. Многократные циклы испытаний показали, что тепловая мощность (Q) горелочного устройства может изменяться в широких пределах (рис. 4), достигая почти 6 кВт в диапазоне регулируемого расхода топлива (В) до $16{,}7\cdot10^{-8}$ ($м^3/с$) без каких либо ограничений по условиям проницаемости криптолового заполнения.

Выводы

1. Испытаниями на жидком топливе подтверждена работоспособность конструктивного решения горелочного устройства и его соответствие принципам действия горелок беспламенного горения и инфракрасного излучения.
2. Полученные данные по эксплуатационным характеристикам горелочного устройства тепловой мощностью 6 кВт свидетельствуют о перспективности использования криптола в качестве материала для создания пористой среды в горелках данного типа.

Работа выполнена в рамках госзадания на НИР (тема 2.59.2012).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кязимов К.Г. Справочник работника газового хозяйства. – М.: Высшая школа, 2006. – 278 с.
2. Миллер С.А. Ацетилен, его свойства, получение и применение: в 2 т. Т. 1. – Л.: Химия, 1969. – 879 с.
3. Талантов А.В. Основы теории горения. Ч. 1. – Казань: КАИ им. А.Н. Туполева, 1975. – 273 с.
4. Богомолов А.И. Газовые горелки инфракрасного излучения и их применение. – М.: Изд-во литературы по строительству, 1977. – 252 с.
5. Горелка: пат. 2125204 Рос. Федерация. № 95112038/06; заявл. 01.07.94; опубл. 20.01.99, Бюл. № 1. – 5 с.
6. Горелочное устройство инфракрасного излучения: решение № 2012141632/06(067033) от 13.02.2013 о выдаче пат. на пол. модель; заявл. 28.09.2012. – 3 с.
7. Сибилев А.В. Электрические печи. – М.; Л.: Главредлитцветмет, 1934. – 739 с.

Поступила 23.01.2013 г.

УДК 621.18

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ В ЖАРОТРУБНОЙ ТОПКЕ С РЕВЕРСИВНЫМ ФАКЕЛОМ

С.А. Хаустов, А.С. Заворин, Р.Н. Фисенко

Томский политехнический университет
E-mail: khaustovSA@tpu.ru

Продемонстрировано применение пакета прикладных программ ANSYS Fluent 12.1.4 для численного моделирования турбулентного горения природного газа в реверсивном факеле жаротрубного котла в режимах с вихревой и прямоточной подачей топливовоздушной смеси. Для вариантов с различными параметрами крутки получены расчётные поля средних скоростей, температур и концентраций компонентов, определены структура факела и положение максимума тепловыделения. Достоверность математической модели подтверждена натурными испытаниями.

Ключевые слова:
Численное моделирование, жаротрубный котел, горелка, тупиковая жаровая труба, параметр крутки.

Key words:
Numerical simulation, fire-tube boiler, burner, dead-end furnace, twist parameter.

Введение

В настоящее время широкое применение находят системы автономного теплоснабжения на базе жаротрубных котлов малой мощности. Коэффициент полезного действия таких котлов, как правило, достигает 90...95 %, при этом они обладают лучшей ремонтопригодностью и стоят значительно дешевле своих водотрубных аналогов. Применение автоматизированных горелочных устройств, оснащенных встроенными дутьевыми вентиляторами, делает возможным функционирование котла с регулированием параметров горения при переменных нагрузках.

Однако практика конструирования жаротрубных котлов не имеет четкой нормативно-расчетной базы. Попытки расчета жаротрубных котлов малой мощности по нормативному методу [1] дают недопустимо большую погрешность, поскольку метод разрабатывался для расчетов крупных (энергетических) котельных агрегатов и требует задания ряда эмпирических поправок, известных только для отработанных типов котлов.

Ввиду отсутствия единой методики расчета для решения задач конструирования жаротрубных котлов все чаще применяется математическое моделирование.

Объект и методы исследования

Рассматриваемый отечественный жаротрубный котел Турботерм-500 (ТТ-500) спроектирован ООО «Рэмэкс» на номинальную мощность 500 кВт. Конструктивная схема с газовоздушным трактом котла приведена на рис. 1.

Котел имеет тупиковую жаровую топку *1*, в тыльной части которой происходит разворот факела на 180 градусов по направлению к передней крышке котла *8*. Далее, двигаясь по периферии топочной камеры, продукты сгорания поступают в поворотную камеру *3*, где вновь разворачиваются на 180° и направляются в дымогарные трубы *4*, погруженные в водяной объем *7*. Двигаясь внутри труб, продукты сгорания поступают в сборный дымовой короб *5*, оттуда в газоход и дымовую трубу.

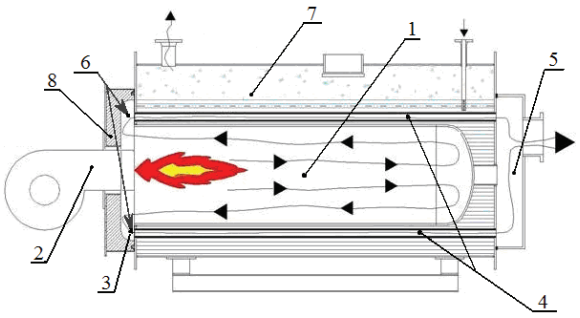


Рис. 1. *Конструктивная схема жаротрубного котла: 1 – жаровая топка; 2 – горелка; 3 – поворотная камера; 4 – конвективный пучок дымогарных труб; 5 – сборный дымовой короб; 6 – точки замера температуры (места установки термопар); 7 – водяной объем; 8 – крышка*

Объем топочной камеры составляет 1,03 м^3, поверхность стен 5,7 м^2, внутренний диаметр жаровой трубы составляет 0,884 м. Топка оснащена горелкой *2*, смесительное устройство которой представляет собой аксиальный лопаточный завихритель (рис. 2), позволяющий регулировать параметр крутки потока при подаче топливовоздушной смеси. Параметр крутки для данного типа завихрителя может быть определен по формуле:

$$n = \frac{\sqrt{2(d^2 + D^2)}}{D} \mathrm{tg}\beta_л,$$

где d, D – внутренний и наружный диаметры канала горелки соответственно, а $\beta_л$ – угол наклона выходной части лопатки относительно продольной оси канала.

Автоматизация регулирования котлоагрегата «Турботерм» обеспечивается работой щита автоматики управления котла, оснащенного набором первичных датчиков, и системы управления работой автоматической горелки, которая включает соб-

ственный блок управления розжигом. Управление мощностью горелки осуществляется по температуре теплоносителя на выходе из котла. При регулировании происходит включение–выключение котла вместе с циркуляционным насосом, что ведет к уменьшению эксплуатационных затрат. Таким образом, данный котел работает в режиме: 7 минут рабочего цикла, как правило, сменяются 20 минутами паузы.

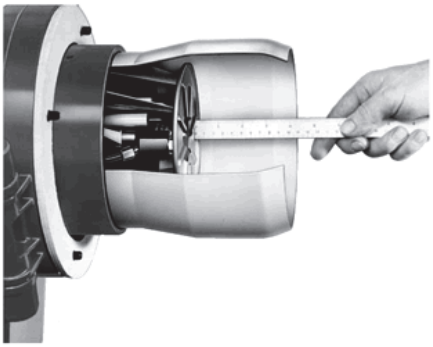


Рис. 2. *Смесительное устройство горелки с завихрителем топливовоздушной смеси*

При натурных испытаниях котла посредством установленных в газовом тракте котла термопар *6* на действующем котле определена температура дымовых газов на выходе из топки. Всего в эксперименте задействованы 4 термопары, установленные в разных местах поворотной камеры *3* (рис. 1) таким образом, чтобы избежать прямого излучения на горячий спай от ядра горения.

В результате испытаний установлено, что в стационарном режиме температура дымовых газов на выходе из топки составляет 870...910 °С. Разброс значений (40 °С) обоснован прогревом изоляции котла с течением времени и неоднородностью температурного поля в исследуемой области.

График изменения температуры в одной из контролируемых точек за период одного рабочего цикла котла (рис. 3) показывает, что температура топочной среды во время паузы котла составляет 60 °С и в течение 20 с после запуска горелки снижается до 40 °С, что вызвано производимой при запуске холодной продувкой топки и газоходов. В промежутке времени с 20 по 143 с происходит подъем температуры газов на выходе из топки до 840 °С с дальнейшим плавным повышением до 910 °С, объясняемым прогревом изоляции котла. По достижении 374 с рабочий цикл котла заканчивается и происходит выключение горелки. Из рис. 4 следует, что в промежутке времени с 200 по 374 с котел работает в стационарном режиме.

Для численного исследования к рассмотрению принята полная геометрическая модель топки, включая канал горелки и поворотную камеру на входе в конвективный пучок котла. Построение расчётной сетки (рис. 4) выполнено средствами ANSYS Workbench: на основании чертежей котла была построена геометрическая модель внутренней полости топки, затем средствами сеточного генератора произведено разбиение объема на элементы типа «тетраэдр». Все геометрические преобразования выполнялись в программном модуле DesignModeler, входящем в среду ANSYS Workbench.

Пробные расчёты с использованием сеток с разной топологией и числом ячеек показали, что принятая в данной работе сетка, содержащая около 800000 контрольных объёмов, обеспечивает приемлемо низкую чувствительность результатов к дальнейшему измельчению сетки.

Методом конечных элементов моделировались следующие процессы и явления: горение метана в кислороде воздуха, турбулентность в реагирующей среде, конвективный и лучистый теплообмен. Моделирование газовой фазы проводилось в приближении Эйлера. Расчёт лучистого теплообмена выполнялся методом сферических гармоник в 1 приближении (т. н. P_1-модель). Дифференциальные уравнения, используемые данной моделью радиационного теплопереноса, приведены в [2].

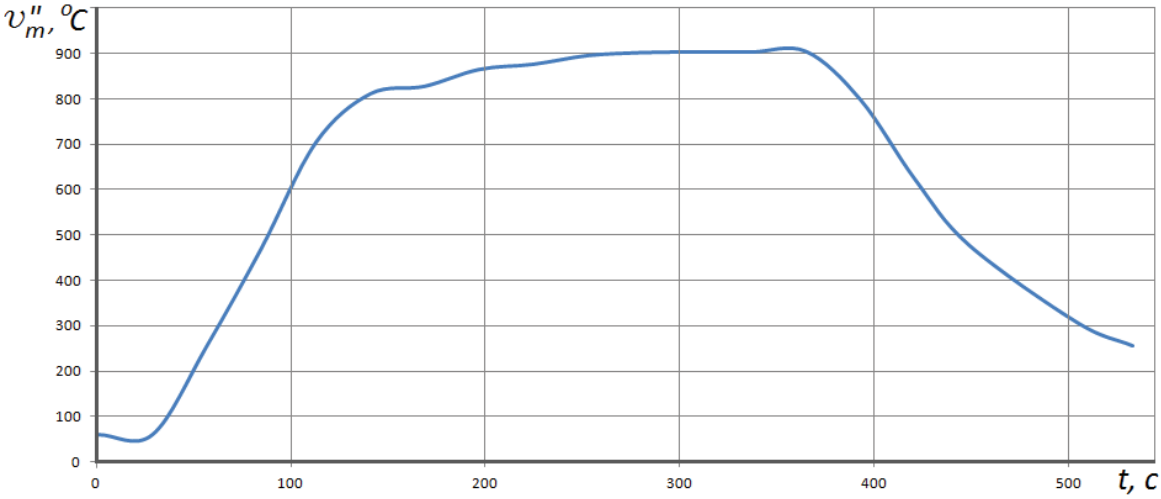


Рис. 3. *Изменение температуры на выходе из топки котла ТТ-500*

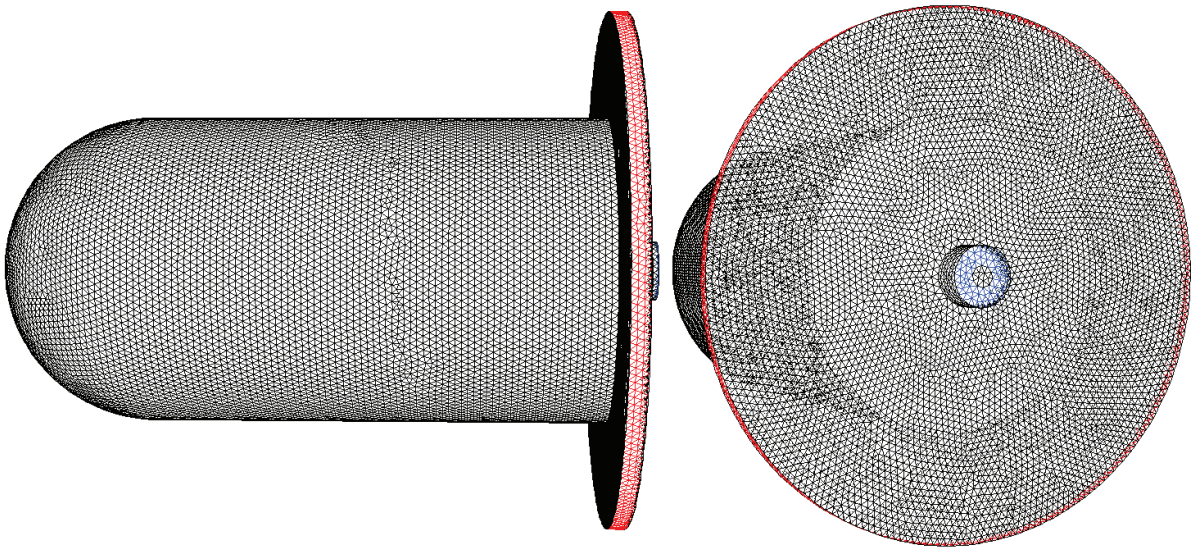


Рис. 4. *Расчетная сетка моделируемой топки*

Полагалось, что окисление горючего (чистый метан) протекает необратимо и в две стадии: $2CH_4+3O_2=2CO+4H_2O$; $2CO+O_2=2CO_2$.

Использовалась модификация RNG k-ε модели турбулентности, хорошо зарекомендовавшая себя в задачах с сильной кривизной линий тока. Данная модель справедлива для полностью развитого турбулентного течения, т. е. для высоких чисел Рейнольдса, когда прямое влияние вязкости на структуру турбулентности пренебрежимо мало.

В качестве исходных данных для расчета принималось: топливо – метан (100 %); окислитель – кислород воздуха; теоретически необходимый объем воздуха для полного сгорания 9,52 м^3/м^3; коэффициент избытка воздуха 1,11; температура топливовоздушной смеси 20 °С (равна температуре воздуха в помещении котельной); средняя температура теплоносителя 92,5 °С.

Результаты расчетов

Серия численных расчётов, выполненных для определения влияния угла наклона выходной части лопатки горелки на положение ядра горения и температуру топочной среды, смоделировала условия сжигания газа с параметрами крутки потока n от 0 до 1,2. При этом уровень расположения максимума температуры пламени относительно протяженности топки рассчитывался как отношение расстояния от днища топки до ядра горения к общей длине топочной камеры.

Рис. 5 и 6 иллюстрируют типичные примеры стационарных полей осреднённых характеристик течения – скорости, температуры, концентраций реагирующих компонентов, – полученные по результатам численного моделирования. Линии тока, окрашенные согласно величине скорости движения среды (рис. 5, *а*), и контурный график температур в продольном сечении расчётной области (рис. 5, *б*) позволяют выделить основные особенности формирования топочной среды в ходе исследуемых процессов.

При прямоточном истечении горелочной струи (рис. 5, 1) в факеле наблюдается высокая степень заполнения объема жаровой трубы движущейся средой, равномерное распределение тепловыделения по длине топки, результатом чего является сравнительно сниженный уровень локальных тепловых потоков. Эти условия благоприятствуют надежной работе котла, в частности, по условиям накипеобразования, и поэтому допускают эксплуатацию котла при меньших затратах на водоподготовку.

Использование завихрителя горелки (рис. 5, 2) приближает зону максимального тепловыделения к фронту котла. Это позволяет интенсифицировать воспламенение и уменьшить длину факела, но влечет за собой увеличение локальных тепловых потоков, что, в свою очередь, является фактором роста генерации оксидов азота [3]. При значениях параметра крутки $n<1$ средняя температура дымовых газов на выходе из топки согласно математической модели лежит в диапазоне 842...929 °С, что не противоречит данным физического эксперимента.

Наряду с этим установлено, что увеличение угла наклона выходной части лопатки горелки более чем на 45° ($n>1,4$) приводит к затягиванию пламени в конвективный пучок (рис. 5, 3), а также влечет за собой превышение допустимого значения локальных тепловых потоков в непосредственной близости от устья горелки.

С целью исключения наброса факела на днище топочной камеры была проанализирована интенсивность выгорания метана в продольном сечении расчётной области как для вихревой (рис. 6, *а*), так и для прямоточной горелки (рис. 6, *б*).

Поля концентрации метана (рис. 6) свидетельствуют, что закрутка потока ускоряет его выгорание, благодаря существенной интенсификации смешения горючего с воздухом. Анализ полученных данных по выгоранию метана позволяет заключить, что даже в случае применения прямоточ-

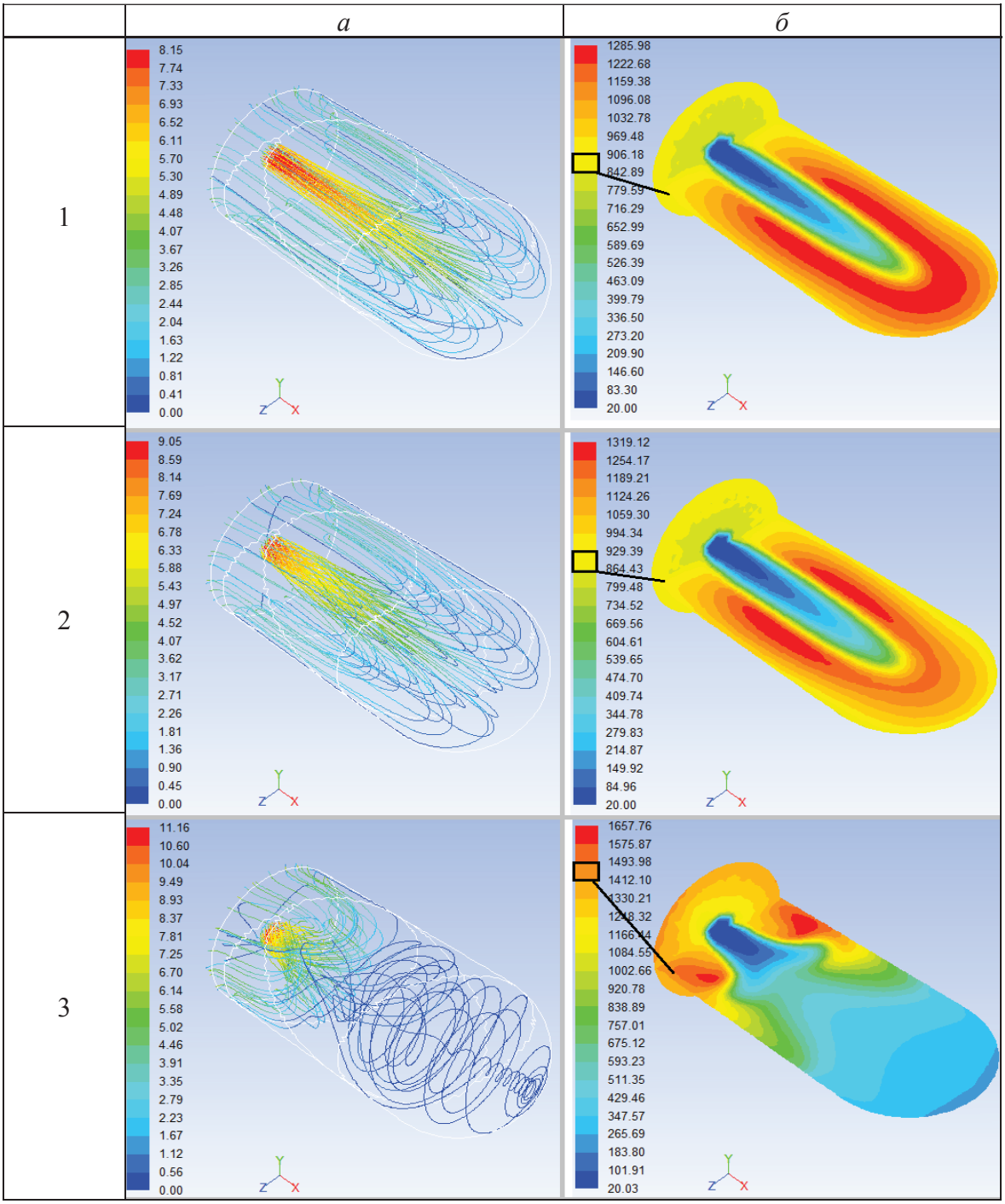


Рис. 5. *Траектории и скорости движения дымовых газов (а) и температурные поля (б) топочной среды: 1) n=0; 2) n=1; 3) n=2*

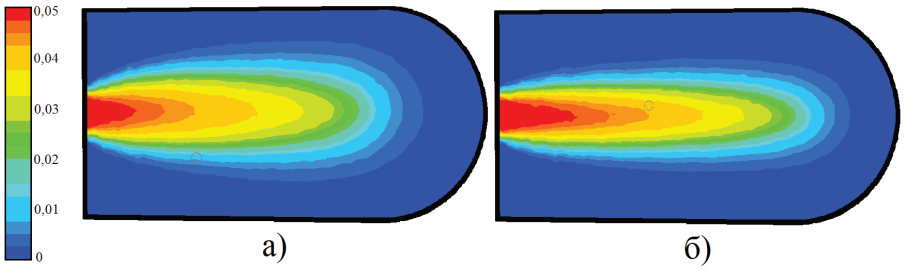


Рис. 6. *Массовая концентрация метана в продольном сечении расчётной области: а) вихревой факел (n=1); б) прямоточный факел (n=0)*

ных горелок в исследуемом котле при работе на номинальной мощности наброс факела на днище топки маловероятен.

Таблица. *Влияние изменения угла наклона выходной части лопатки горелки на параметры горения в топке*

Угол наклона выходной части лопатки горелки, $\beta_{\text{Л}}$, градусы	Параметр крутки горелки, n	Относительное положение ядра горения	Максимальная температура в ядре факела, °С	Средняя температура дымовых газов на выходе из топочной камеры, °С
0	0	0,44	1286	874
10	0,25	0,46	1292	877
20	0,5	0,5	1300	882
25	0,65	0,53	1307	886
30	0,8	0,57	1312	890
35	1	0,6	1319	896
40	1,2	0,64	1327	907

Расчёт показывает, что по мере увеличения параметра крутки максимальная температура в ядре факела возрастает, а его положение смещается к фронту котла, что, в свою очередь, влечет за собой увеличение температуры уходящих из топки дымовых газов. Из таблицы видно, что вариант жаровой трубы с прямоточной горелкой характеризуется наименьшей температурой продуктов сгорания на выходе из топки, и, следовательно, обладает наибольшим тепловосприятием.

Выводы

1. Установлено значение параметра крутки реверсивного факела, при котором происходит затягивание пламени в конвективный пучок и превышение допустимого значения локальных тепловых потоков в непосредственной близости от устья горелки. Для исследованной в данной работе конструкции котла это значение n=1,4.
2. Влияние завихрителей с параметром крутки n<1,4 на теплообмен в жаровой трубе незначительно по сравнению с прямоточной организацией факела, поскольку в топках такого типа уже имеет место интенсификация конвективного теплообмена за счет турбулизации потока при развороте факела.
3. В жаротрубных топках с реверсивным факелом предпочтительнее использовать прямоточные горелки, так как это способствует более надежной работе котла за счет равномерного распределение тепловыделения по длине топки.
4. Полученные результаты подтверждают применимость пакета прикладных программ ANSYS Fluent 12.1.4 для решения задач конструирования и оптимизации жаротрубных котлов.

Работа выполнена в рамках госзадания на НИР (тема 2.59.2012).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Тепловой расчет котлов (Нормативный метод). – СПб: Изд-во НПО ЦКТИ, 1998. – 256 с.
2. Тайлашева Т.С. Моделирование топочной среды в котле типа ДКВР при сжигании природного газа // Известия Томского политехнического университета. – 2009. – Т. 314. – № 4. – С. 42–47.
3. Основы теории топочных процессов / Н.М. Кузнецов, Е.А. Блинов. – Л.: СЗПИ, 1990. – 70 с.
4. Герман М.Л., Бородуля В.А., Ноготов Е.Ф., Пальченок Г.И. Инженерный метод расчета температурного режима жаротрубных котлов с тупиковой топкой // Тепломассообмен ММФ-2000: Труды IV Минского Междунар. форума. – Минск, 2000. – Т. 2. – С. 21–30.

Поступила 29.01.2013 г.

УДК 621.528

ИМИТАЦИОННАЯ МОДЕЛЬ ДИЗЕЛЬНОГО ДВИГАТЕЛЯ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ЕГО РАБОЧИХ ХАРАКТЕРИСТИК НА ПЕРЕМЕННОЙ ЧАСТОТЕ ВРАЩЕНИЯ

Н.Н. Дураев*, С.Г. Обухов, И.А. Плотников

Томский политехнический университет
* ОАО «Сахаэнерго», г. Якутск
E-mail: serob99@mail.ru

Представлена простая имитационная модель дизельного двигателя, построенная по результатам его экспериментальных испытаний. Модель реализована в программной среде MatLab Simulink, обеспечивает адекватное воспроизведение рабочих характеристик дизельного двигателя на переменной частоте вращения и может быть использована для поиска и разработки эффективных алгоритмов управления рабочими режимами дизельной электростанции инверторного типа.

Ключевые слова:
Дизельный двигатель, дизель-генераторная установка, дизельная электростанция инверторного типа.

Key words:
Diesel engine, diesel-driven generators, variable speed diesel generator set.

На протяжении многих лет дизельные электростанции (ДЭС) остаются основным источником питания систем автономного электроснабжения потребителей, и полноценной замены им на сегодняшний день нет. Из недостатков ДЭС отмечают высокую себестоимость генерируемой электроэнергии, обусловленную постоянным ростом цен на дизельное топливо и затраты на его доставку, относительно небольшой эксплуатационный ресурс дизельных двигателей, вредные выбросы в атмосферу.

Большая часть территорий России относится к зонам децентрализованного электроснабжения, и повышение энергетической эффективности ДЭС является актуальной задачей развития энергетики страны не только в экономическом, но и социальном плане.

Перспективным направлением повышения энергетической эффективности ДЭС, широко обсуждаемым в последние годы, является разработка и создание «инверторных» дизельных электростанций и автономных энергетических комплексов на их основе [1–4].

Под термином «инверторная» понимается дизель-генераторная установка, работающая на переменной частоте вращения, выходное напряжение которой приводится к стандартным параметрам с помощью силового полупроводникового каскада выпрямитель–инвертор (преобразователя частоты). Достоинством инверторных ДЭС, в сравнении с дизельными электростанциями общепромышленного применения, является значительное уменьшение удельного расхода топлива, обеспечиваемое автоматическим переводом дизельного двигателя на оптимальную частоту вращения по критерию минимального расхода топлива в зависимости от величины электрической нагрузки.

Важным достоинством ДЭС инверторного типа является также возможность простого объединения в рамках единой изолированной энергетической системы разнотипных энергетических установок различной физической природы (например, установок возобновляемой энергетики, буферного накопителя энергии и пр.), путем их подключения к вставке постоянного тока [5].

Одной из самых сложных задач создания инверторных ДЭС является разработка специализированных устройств автоматического регулирования, обеспечивающих управление рабочими режимами дизель-генераторной установки по заданным законам, исходя из критерия минимума расхода топлива. Энергетические характеристики инверторной ДЭС во многом определяются используемыми алгоритмами управления, поиск и разработка которых вызывают необходимость создания математической модели изолированной энергетической системы, содержащей модели дизельного двигателя, синхронного генератора, управляемых силовых преобразователей, буферного накопителя энергии и модели электрической нагрузки автономного потребителя.

Важным компонентом является математическая модель дизельного двигателя, позволяющая проводить исследования его рабочих режимов как на коротких интервалах модельного времени с целью изучения переходных процессов в системе, так и на длительных интервалах с целью отработки алгоритмов управления всем комплексом и определения энергоэффективных режимов его функционирования. Разработке данной имитационной модели и посвящена настоящая работа.

Объектом исследований в данной работе является дизельный двигатель, работающий в составе инверторной ДЭС на переменной частоте вращения. Цель исследований заключается в создании математической модели дизельного двигателя, адекватно отражающей его рабочие характеристики, устанавливающие связь между его основными эксплуатационными параметрами: мощностью, частотой вращения, расходом топлива и положением рейки топливного насоса высокого давления (ТНВД).

Так как целью исследования не является изменение конструкции самого двигателя и систем его обеспечения, использование для целей моделирования математических моделей двигателей внутреннего сгорания, построенных на основе дифференциальных уравнений термо- и газодинамики [6, 7], представляется избыточным и сложным.

Для достижения поставленной цели предлагается использовать относительно простую имитационную модель дизельного двигателя (ДД), построенную по результатам его экспериментальных испытаний.

В качестве исходных данных при создании модели использовались результаты экспериментальных исследований рабочих режимов ДД Kipor KM2V80, входящего в состав дизельной электростанции KDE12EA3 (KHP) [8]. Для проведения экспериментальных исследований в Томском политехническом университете был разработан и изготовлен лабораторный комплекс «автономная ветродизельная электростанция» [9].

При создании математической модели ДД предполагалось, что дизельный двигатель, включенный в состав ДЭС, имеет всережимный регулятор частоты вращения вала двигателя. Основное уравнение динамики двигателя имеет вид:

$$(J_{Д} + J_{СГ})\frac{d\omega_{Д}}{dt} = M_{Д} - M_{Н}, \qquad (1)$$

где $J_{Д}$, $J_{СГ}$ – моменты инерции ДД и синхронного электрического генератора, соответственно; $\omega_{Д}$ – угловая частота вращения вала; $M_{Д}$ – момент, развиваемый двигателем; $M_{Н}$ – момент нагрузки на валу.

Вырабатываемая двигателем механическая мощность на выходном валу определяется соотношением:

$$P_{Д} = M_{Д}\,\omega_{Д}.$$

Уравнение (1) представляет собой нелинейное неоднородное дифференциальное уравнение первого порядка, что крайне усложняет проведение исследований в аналитической форме. Функция момента ДД является многопараметрической нелинейной функцией большого числа параметров:

$$M_{Д} = M_{Д}(\omega_{Д}, h, G, T, ...),$$

где h – положение органа управления ТНВД двигателя в абсолютных или относительных единицах измерения; G – расход топлива; T – температура двигателя и пр.

Как показали экспериментальные исследования, для установившегося температурного режима работы ДД с большой степенью точности можно считать, что $M_{Д}$ является функцией двух параметров $\omega_{Д}$ и h, если двигатель работает на одной из ветвей регуляторной характеристики. На рис. 1 приведены полученные экспериментальные характеристики $M_{Д}(n)$ двигателя KM2V80 для различных значений положения рабочего органа ТНВД, $n=30\omega_{Д}/\pi$ – частота вращения вала двигателя, об/мин.

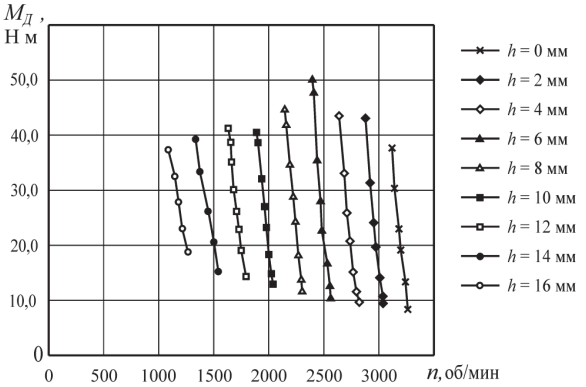


Рис. 1. *Экспериментальные зависимости момента $M_{Д}$ дизельного двигателя KM2V80 от частоты вращения n и положения h рабочего органа ТНВД*

При проведении экспериментов регулировочный винт рейки топливного насоса для каждой серии экспериментов устанавливался в новое положение со смещением от предыдущего на 2 мм. Для характеристики положения регулировочного винта приняты соответствующие обозначения: например, h=4 мм – рейка топливного насоса смещена на 4 мм от исходного положения (заводская установка) в сторону уменьшения цикловой подачи топлива.

Из рис. 1 видно, что зависимости $M_{Д}(n)$ в рассматриваемой области близки к линейным и могут быть аппроксимированы выражением:

$$M_{Д}^{h}(n) = K(h)[n - n_0(h)],$$

где $M_{Д}^{h}(n)$ – зависимость момента ДД от частоты вращения вала двигателя при фиксированном положении рабочего органа ТНВД; $K(h)$ – коэффициент, характеризующий жесткость механической характеристики двигателя; $n_0(h)$ – скорость холостого хода при текущем положении рабочего органа ТНВД.

Зависимость $n_0(h)$ с большой степенью точности можно представить в виде линейной функции:

$$n_0(h) = N_0 - ah,$$

где N_0 – скорость холостого хода ДД на внешней характеристике; a – постоянный коэффициент.

Зависимость $K(h)$ более сложная. Это объясняется тем, что в областях малых и больших скоростей вращения двигателя для обогащенной и обедненной топливной смеси нарушается нормальный процесс горения топлива. Жесткость механической характеристики с увеличением h падает. Зависимость $K(h)$ можно аппроксимировать полиномиальной функцией второго порядка:

$$K(h) = b_2 h^2 - b_1 h - b_0, \qquad (2)$$

где b_2, b_1, b_0 – постоянные коэффициенты.

На рис. 2 показан вид аппроксимирующей функции (2) и для сравнения приведены значения коэффициента жесткости регуляторных характеристик двигателя, полученные по экспериментальным данным.

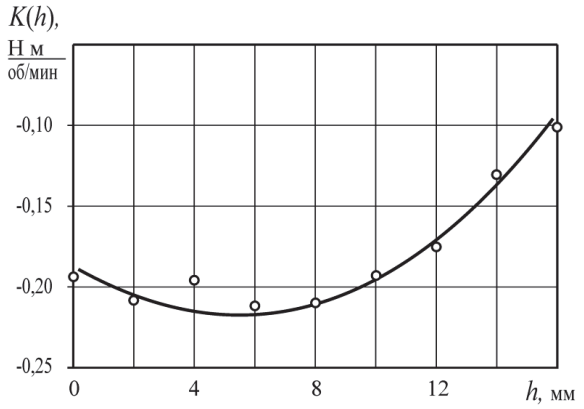


Рис. 2. *Изменение K(h) от положения рабочего органа ТНВД*

Если момент нагрузки на валу ДД превышает некоторое значение, то работа двигателя продолжается по внешней механической характеристике. Эту характеристику можно представить в виде линейной функции $M_Д=M_{max}$=const, где M_{max} – максимальный момент, развиваемый двигателем. При уменьшении частоты вращения вала менее некоторого значения n_{min} работа двигателя становится неустойчивой и ДД останавливается, что также необходимо учесть в имитационной модели. Таким образом, механические характеристики двигателя, оснащенного всережимным регулятором, при имитационном моделировании могут быть представлены набором кусочно-линейных функций. Их вид для трех значений положения рейки ТНВД h=0, 8, 16 мм показан на рис. 3.

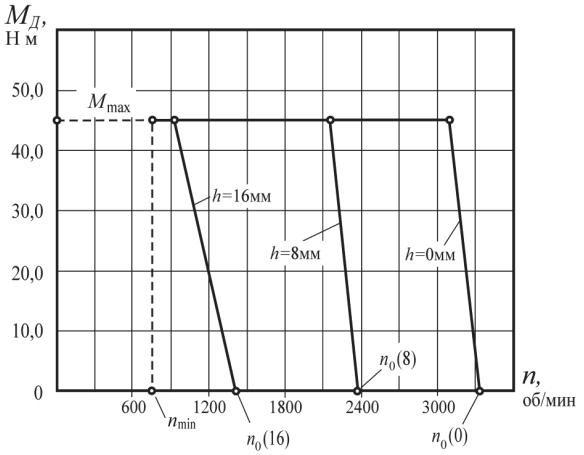


Рис. 3. *Кусочно-линейное представление механических характеристик ДД*

При компьютерном моделировании ДД и ДЭС на их основе с целью выявления и оценки экономичных режимов работы необходимо иметь информацию о мгновенном и абсолютном расходе топлива. Зависимость расхода топлива от действующего на валу момента двигателя и от положения рабочего органа ТНВД можно представить в виде:

$$G = G_0 - c_1 h + (c_2 - c_3 h) M_Д,$$

где G_0 – расход топлива ДД на холостом ходу при h=0 мм; c_1, c_2, c_3 – постоянные коэффициенты.

Расчетные зависимости расхода топлива двигателем KM2V80 представлены на рис. 4. Значками обозначены точки, соответствующие экспериментальным данным для указанных значений положения рейки топливного насоса.

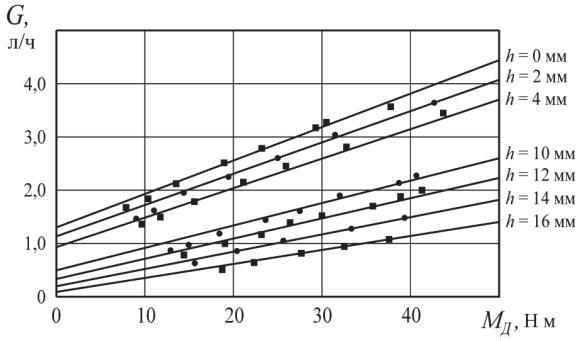


Рис. 4. *Зависимости расхода топлива двигателя KM2V80 от момента на валу и положения рабочего органа ТНВД*

Динамические свойства ДД при моделировании учитывались за счет наличия момента сил инерции в уравнении (1), а также путем введения в модель звена запаздывания $e^{-\tau s}$ с переменной временной задержкой τ, характеризующего конечную скорость горения топлива в камере сгорания двигателя. Временная задержка определяется из выражения [10]

$$\tau = \frac{60S}{2Qn} + \frac{60}{4n},$$

где S – количество тактов в рабочем цикле двигателя; Q – количество цилиндров.

Для двигателя KM2V80 временная задержка составляет 75 мс при n=1000 об/мин и 25 мс при n=3000 об/мин. При имитационном моделировании режимов работы ДД на временных интервалах, превышающих десятки минут, данное звено можно исключить из-за его незначительного влияния. Динамика регулятора положения рабочего органа топливного насоса также учитывалась только при исследовании переходных режимов работы двигателя.

На основании изложенных выше положений была построена имитационная компьютерная модель ДД в программной среде MatLab R2009b Simulink, представленная на рис. 5.

Модель имеет четыре скалярных входа и один векторный выход. Входы предназначены для: «h» – задания перемещения рабочего органа ТНВД, мм; «On/Off» – разрешение/запрещение работы ДД (цепь данного входа имитирует работу топливного клапана); «Start_Dis» – запуск ДД (цепь имитирует работу системы запуска двигателя); «ML» – задания момента сопротивления (нагрузки), действующего на валу двигателя, Нм.

Была проведена оценка адекватности построенной модели ДД. Результаты моделирования сравнивались с экспериментальными данными, полученными для двигателя Kipor KM2V80. Максимальные ошибки модели при определении частоты вращения вала двигателя не превышают 6,6 % и возника-

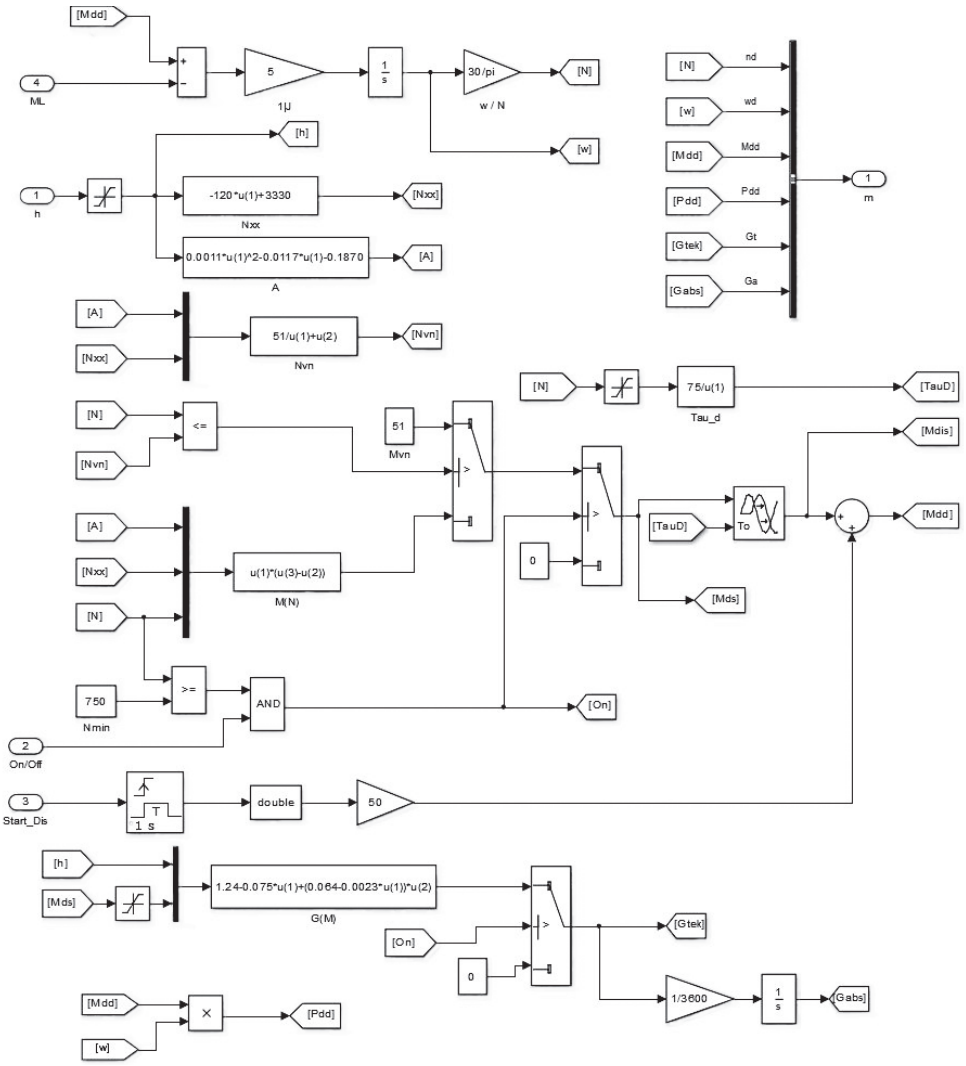


Рис. 5. *Компьютерная имитационная модель дизельного двигателя в программной среде MatLab Simulink*

ют при больших отклонениях рабочего органа ТНВД двигателя. Это объясняется тем, что при значениях *h* (больше 14 мм) при эксперименте работа дизеля была неустойчивой, сопровождалась повышенным уровнем вибрации и нестабильностью частоты вращения. Во всех других режимах средняя погрешность расчетов частоты вращения была не более 1,1 %. Максимальная ошибка модели по расходу топлива не превышала 14,6 % и наблюдалась также при критических режимах работы ДД. В возможной зоне регулирования частоты вращения двигателя при *h*=0...8 мм средняя приведенная погрешность по расходу топлива составила 3,5 %.

Таким образом, построенная математическая модель дизельного двигателя обеспечивает адекватное воспроизведение его рабочих характеристик на переменной частоте вращения и может быть интегрирована в состав полной модели автономного энергетического комплекса для поиска и разработки эффективных алгоритмов управления, обеспечивающих уменьшение расхода органического топлива. Созданная модель удобна для решения задач оптимизации и разработки систем регулирования, так как сочетает в себе алгоритмическую простоту и высокую вычислительную точность.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Koczara W. Variable-Adjustable Speed Electricity Generation as Emerging Technology of Power Systems and Application to RES // Ecologic Vehicles and Renewable Energies: Proc. of International Conference (EVER). – Monaco, 26–29 March 2009. URL: http://cmrt.centrale-marseille.fr/cpi/ever09/documents/papers/ps/EVER09-paper-plenary1.pdf (дата обращения: 01.06.2012).
2. Kurka O., Leuchter J. New Generation of Mobile Electrical Power Sources // The International Conference on Electrical Machines (ICEM 2000). – Helsinky: ICEM Press, 2000. – V. III. – P. 1366–1369.
3. Lee J.H., Lee S.H., Sul S.K. Variable-Speed Engine Generator with Supercapacitor: Isolated Power Generation System and Fuel Efficiency // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2009. – V. 45. – № 6. – P. 2130–2135.

4. Tolbert L.M., Peterson W.A., Scudiere M.B., White C.P., Theiss T.J., Andriulli J.B., Ayers C.W., Farquharson G., Ott G.W., Seiber L.E. Electronic Power Conversion System for an Advanced Mobile Generator Set // IEEE Industry Applications Society Annual Meeting. – September 30–October 4, 2001. – P. 1763–1768.
5. Обухов С.Г., Плотников И.А. Сравнительный анализ схем автономных электростанций, использующих установки возобновляемой энергетики // Промышленная энергетика. – 2012. – № 7. – С. 46–51.
6. Гаврилов В.В. Математическая модель тепломассообмена при испарении топлива в дизеле // Известия Томского политехнического университета. – 2003. – Т. 306. – № 5. – С. 57–61.
7. Мащенко В.Ю. Программа CYBERDIESEL для математического моделирования топливоподачи и локальных внутрицилиндровых процессов в дизеле с объемным смесеобразованием // Известия Томского политехнического университета. – 2007. – Т. 311. – № 4. – С. 62–66.
8. Сайт компании Kipor. 2012. URL: http://www.kipor.com (дата обращения: 01.12.2012).
9. Маров Д.Ю. Лабораторный комплекс для исследования режимов работы ветро-дизельной энергетической установки // Современные техника и технологии (СТТ-2012): Сборник трудов XVIII Междунар. научно-практ. конф. студентов, аспирантов и молодых ученых. – Томск, 2012. – Т. 1. – С. 71–72.
10. Pena R., Cardenas R., Proboste J., Clare J., Asher G. Wind-Diesel Generation Using Doubly Fed Induction Machines // IEEE Transactions on Energy Conversion. – 2008. – V. 23. – № 1. – P. 202–214.

Поступила 19.12.2012 г.

УДК 621.181.018: 504.3.054

ОЦЕНКА ВРЕДНЫХ ВЫБРОСОВ В АТМОСФЕРУ ОТ КОТЕЛЬНЫХ ТОМСКОЙ ОБЛАСТИ

Т.С. Тайлашева, Л.Г. Красильникова*, Е.С. Воронцова

Томский политехнический университет
*ООО «Спейс-Энергоаудит», г. Томск
E-mail: taylasheva@tpu.ru

Представлены результаты расчета выбросов вредных веществ в атмосферу от отопительных котельных Томской области. Показано, что предельно допустимая концентрация вредных выбросов не превышена.

Ключевые слова:
Вредные выбросы, оксиды азота, оксид серы, оксиды углерода, твердые частицы, малая энергетика, котельная, предельно допустимая концентрация.

Key words:
Noxious emission, nitrogen oxides, sulfur oxide, carbon oxides, solid particles, small energy, boiler house, maximum permissible concentration.

Введение

Взаимозависимость условий обеспечения теплоэнергопотребления и загрязнения окружающей среды как факторов жизнедеятельности человека и развития производственных сил привлекает внимание к этому аспекту проблемы антропогенного воздействия на окружающую среду. Выбросы загрязняющих веществ предприятий теплоэнергетики, обусловленные процессами сгорания органического топлива, являются одним из основных источников загрязнения атмосферы. Объемы вредных пылегазовоздушных выбросов связаны с качеством и количеством сжигаемого топлива, полнотой его использования, а также с эффективностью в целом работы источника теплоснабжения.

Антропогенные выбросы парниковых газов и загрязняющих веществ – один из основных факторов, обуславливающих изменение химического состава атмосферы и ее теплового баланса. Процессы добычи, переработки и сжигания органического топлива являются источником примерно 80 % суммарных объемов антропогенных выбросов в атмосферу, в том числе 90 % диоксида углерода – главного парникового компонента атмосферы, изменение содержания которого называют основной причиной современного повышения температуры [1].

При сжигании твердого топлива, прежде всего угля, в атмосферу с дымовыми газами поступает летучая зола, частицы которой содержат углерод, диоксид кремния, окислы алюминия и железа, серу, некоторые органические соединения, тяжелые металлы и другие химические элементы. При сжигании жидкого и газового топлива выход твердых частиц значительно меньше, однако они и газообразные продукты характеризуются высокими концентрациями многих вредных химических веществ [2].

Наибольшую опасность для биосферы и для здоровья человека представляют не имеющие средств очистки дымовых газов многочисленные теплоисточники малой мощности, размещаемые, как правило, в пределах небольших населенных пунктов.

Тепло- и энергоснабжение в большинстве районов Томской области лежит на плечах «малой» энергетики, энергоснабжающие организации ко-

торой обеспечивают функционирование промышленного производства, образовательных учреждений, жилых домов и прочих потребителей. В 2009 г. на территории Томской области начата реализация проекта развития малой энергетики в целях внедрения современных высокоэффективных технологий, направленных на повышение качества тепло- и электроснабжения [3]. В рамках реализации проекта предусматривается модернизация ряда отопительных котельных Томской области, эффективность которой в значительной степени определяет экологические параметры, а также стоимость единицы выработанного тепла [4].

Методика расчетного анализа

Количество и концентрация загрязняющих веществ, выделяемых в атмосферу, определяются для: контроля выбросов загрязняющих веществ в атмосферный воздух; планирования работ по их снижению; установления предельно допустимых и временно согласованных выбросов; утверждения нормативов удельных выбросов.

Для котельных установок нормативы удельных выбросов установлены для следующих загрязняющих веществ: зола твердого топлива, оксиды азота (в пересчете на NO_2), оксиды серы, оксиды углерода [5].

Исследование проводилось аналитическим методом с использованием принятой методики анализа данных [6]. Для расчета валовых выбросов твердых частиц значения необходимых величин для каждого вида топлива выбираются по международным стандартам и справочным данным нормативного метода теплового расчета котлов [7] в соответствии с величиной теплоты сгорания, способом сжигания, производительностью котлов:

$$M_{\text{ТВ}} = B\frac{A^r}{100-\Gamma_{\text{ун}}}a_{\text{ун}}(1-\eta_3),\ \text{т/год (г/с)}. \quad (1)$$

Здесь B – расход натурального топлива, т/год (г/с); A^r – зольность топлива на рабочую массу, %; $a_{\text{ун}}$ – доля золы, уносимой газами из котла; η_3 – доля твердых частиц, улавливаемых в золоуловителях; $\Gamma_{\text{ун}}$ – содержание горючих в уносе, %.

При расчетах выбросов газообразных веществ использовались справочные и нормативно-технические данные [6, 7], а также паспортные данные котлов.

Расчет выбросов оксидов азота:
при сжигании природного газа

$$M_{\text{NO}_\text{X}} = B_\text{р}Q_i^r K_{\text{NO}_\text{X}}^{\Gamma}\beta_t\beta_a\beta_k(1-\beta_r)(1-\beta_\delta)k_\text{П},\ \text{т/год (г/с)}; \quad (2)$$

при сжигании мазута

$$M_{\text{NO}_\text{X}} = B_\text{р}Q_i^r K_{\text{NO}_\text{X}}^{\text{М}}\beta_t\beta_a(1-\beta_r)(1-\beta_\delta)k_\text{П},\ \text{т/год (г/с)}; \quad (3)$$

при слоевом сжигании твердого топлива

$$M_{\text{NO}_\text{X}} = B_\text{р}Q_i^r K_{\text{NO}_\text{X}}^{\text{Т}}\beta_r k_\text{П},\ \text{т/год (г/с)}. \quad (4)$$

В данных формулах: $B_\text{р}$ – расчетный расход топлива, т/год (м^3/год); Q_i^r – низшая теплота сгорания топлива, МДж/кг (МДж/м^3); K_{NO_2} – удельный выброс оксидов в зависимости от вида сжигаемого топлива; β_k – безразмерный коэффициент, учитывающий принципиальную конструкцию горелок; β_t – безразмерный коэффициент, учитывающий температуру воздуха, подаваемого для горения; β_α – безразмерный коэффициент, учитывающий влияние избытка воздуха на образование оксидов вещества; β_r – безразмерный коэффициент, учитывающий влияние рециркуляции дымовых газов через горелки на образование оксидов азота; β_δ – безразмерный коэффициент, учитывающий ступенчатый ввод воздуха в топочную камеру; $k_\text{П}$ – коэффициент пересчета (при определении выбросов в граммах в секунду равен 1; при определении выбросов в тоннах в год равен 10^{-3}).

Расчет выбросов оксида серы:

$$M_{\text{SO}_2} = 0,02BS^r(1-\eta'_{\text{SO}_2})(1-\eta''_{\text{SO}_2}),\ \text{т/год (г/с)}, \quad (5)$$

где B – расход натурального топлива, т/год (г/с); S^r – содержание серы в топливе на рабочую массу, %; η'_{SO_2} – доля оксидов серы, связываемых летучей золой в котле; η''_{SO_2} – доля оксидов серы, улавливаемых в мокром золоуловителе попутно с улавливанием твердых частиц.

Расчет выбросов оксида углерода:

$$M_{\text{CO}} = 10^{-3}BC_{\text{CO}}(1-\frac{q_4}{100}),\ \text{т/год (г/с)}, \quad (6)$$

где C_{CO} – выход оксида углерода при сжигании топлива, г/кг (г/м^3) или кг/т (кг/м^3); q_4 – потери тепла вследствие механической неполноты сгорания топлива, %.

Удельные выбросы загрязняющих веществ рассчитаны исходя из известной величины выбросов в единицу времени и соответствующего этим выбросам расхода топлива. Удельный выброс i-го вещества может быть определен на единицу вводимого в топку тепла (г/МДж) или выражен в виде концентрации этого вещества в 1 м^3 дымовых газов, взятых при нормальных условиях, и коэффициенте избытка воздуха α=1,4.

Концентрация выражается в виде:

$$C_i = n_i\frac{Q_i^r}{V_\Gamma}\cdot 10^3,\ \text{г/м}^3\ \ (\text{мг/м}^3), \quad (7)$$

где n_i – удельный выброс i-го загрязняющего вещества, г/МДж; Q_i^r – низшая теплота сгорания топлива, МДж/кг; V_Γ – объем дымовых газов при нормальных условиях м^3/кг (м^3/м^3).

Удельный выброс выражается в виде:

$$n_i = \frac{M_i}{BQ_i^r},\ \text{г/МДж}, \quad (8)$$

где M_i – величина i-го выброса, г/с (т/год); B – расход топлива, кг/с.

Концентрация диоксида серы, оксидов азота и оксидов углерода определяется по отношению к объему сухих газов, что соответствует условиям из-

мерения этих веществ инструментальными методами. Оксиды азота (NO_x) определяются в пересчете на диоксид азота (NO_2).

Согласно гигиеническим нормам [8] соотношение фактических концентраций веществ к их предельно допустимым концентрациям подлежит суммации, сумма этих значений не должна превышать 1 при расчете по формуле:

$$\frac{C_1}{\text{ПДК}_1}+\frac{C_2}{\text{ПДК}_2}+...\frac{C_n}{\text{ПДК}_n}\le 1, \qquad (9)$$

где C_1, C_2, C_n – фактические концентрации веществ в атмосферном воздухе; ПДК_1, ПДК_2, ПДК_n – предельно допустимые концентрации тех же веществ в атмосферном воздухе [8].

Объектом исследования являются 7 котельных Томской области разной мощности (от 0,46 до 3,77 МВт), в которых эксплуатируются водогрейные котлы производительностью менее 30 Гкал/час. Для проведения расчетного анализа выбраны котлы следующих заводов-изготовителей: «Евротерм» (Чехия), ООО ПФ «Октан» (г. Омск), «ЭкоДРЕВ» (г. Тверь), ПО «Теплоресурс» (г. Ковров). В зависимости от мощности выбрано необходимое количество котлов – от 2 до 4 для каждой котельной.

В расчетном анализе используются следующие виды топлива:

- каменный уголь Кузнецкого бассейна марки Д (слоевое сжигание);
- низкосернистый мазут марки 40 и 100;
- топливо на основе древесины, спрессованной в древесные гранулы (пеллеты);
- топливо на основе торфа, переработанного в брикеты [9];
- природный газ Томской области для промышленного и коммунально-бытового назначения.

Результаты

Результатами исследования являются количество валовых выбросов загрязняющих веществ от каждой исследуемой котельной, а также их концентрация в атмосферном воздухе, рассчитанные по формулам (1)–(9). Данные о концентрации позволяют дать оценку уровня загрязнения окружающей среды при сравнении с предельно допустимой концентрацией загрязняющих веществ, эффективности использования сырьевых ресурсов, возможности утилизации отходов на предприятии и др.

Расчетные значения количества выбросов приведены в табл. 1, 2.

Из табл. 1 видно, что наибольшая часть выбросов твердых частиц происходит при сжигании брикетов из торфа, причем диапазон значений составляет от 13 до 103 тонн в год. Минимальные значения концентрации соответствуют вариантам с использованием пеллетов – от 1,2 до 10 тонн в год. Получаемое количество вредных выбросов определяется технологией топливоподготовки, способом сжигания топлива, величиной его зольности, полнотой сгорания горючей массы, но главным фактором при этом является мощность или производительность котельной по топливу.

Наибольшие значения выбросов оксидов азота (табл. 2) соответствуют сжиганию мазута (в диапазоне от 2 до 25 тонн в год) и природного газа (до 15 тонн в год). Величина выбросов от любой из котельных на твердом топливе не превышает 100 кг в год.

Количество образующегося оксида серы напрямую зависит от содержания серы в топливе. Поэтому, естественно, при сжигании природного газа оксиды серы практически не образуются. При работе на угле величина выбросов составляет около 12 тонн в год для котельной мощностью в 3,77 МВт, максимальной из рассматриваемых котельных. Преобладающее количество оксидов углерода (в пределах 12–106 тонн в год) выбрасывается также при сжигании твердого топлива.

В сумме количество выбросов вредных веществ пропорционально мощности котельной, что видно из табл. 1 и 2. Согласно [8], среднесуточная ПДК твердых частиц – 0,02 мг/м^3, оксидов азота – 0,06 мг/м^3, оксидов серы – 0,05 мг/м^3, оксидов углерода – 3 мг/м^3. Полученные расчетом значения суммы отношений ожидаемых фактических концентраций вредных веществ от котельных к предельно допустимым концентрациям при оценке по формуле (9) не превышают 1, при этом составляют для твердых частиц 0,147...0,875, для газов – 0,0017...0,0275.

Заключение

Расчетные исследования показали, что ожидаемые фактические концентрации вредных выбросов для различных отопительных котельных Томской области не превышают предельно допустимых. Концентрация вредных выбросов определяется видом сжигаемого топлива, его теплотехническими характеристиками и прямо пропорциональна тепловой мощности котельной.

Таблица 1. *Количество валовых выбросов твердых частиц*

Установленная мощность котельной, МВт	Вид топлива	Расход натурального топлива, т/год	Низшая теплота сгорания, МДж/кг, Дж/м³	Зольность на рабочую массу топлива, %	Количество валовых выбросов твердых частиц, т/год
Q		B	Q_i^r	A^r	M_{TB}
0,46	Кузнецкий уголь	237,96	23,464	25,00	10,20
	Брикеты из торфа	363,82	15,922	23,00	12,81
	Пеллеты	325,30	16,76	1,50	1,24
	Мазут	127,94	39,805	0,03	–
	Природный газ	144,58	35,615	–	–
0,95	Кузнецкий уголь	478,71	23,464	25,00	20,52
	Брикеты из торфа	731,92	15,922	23,00	25,77
	Пеллеты	654,42	16,76	1,50	2,50
	Мазут	257,38	39,805	0,03	–
	Природный газ	290,86	35,615	–	–
1,13	Кузнецкий уголь	561,76	23,464	25,00	24,08
	Брикеты из торфа	858,90	15,922	23,00	30,24
	Пеллеты	767,96	16,76	1,50	2,94
	Мазут	302,03	39,805	0,03	–
	Природный газ	341,31	35,615	–	–
1,33	Кузнецкий уголь	672,99	23,464	25,00	28,84
	Брикеты из торфа	1028,97	15,922	23,00	36,22
	Пеллеты	920,02	16,76	1,50	3,52
	Мазут	361,83	39,805	0,03	–
	Природный газ	408,90	35,615	–	–
1,63	Кузнецкий уголь	824,89	23,464	25,00	35,35
	Брикеты из торфа	1261,21	15,922	23,00	44,40
	Пеллеты	1127,67	16,76	1,50	4,32
	Мазут	443,50	39,805	0,03	–
	Природный газ	501,19	35,615	–	–
2,73	Кузнецкий уголь	1380,62	23,464	25,00	59,17
	Брикеты из торфа	2110,90	15,922	23,00	74,31
	Пеллеты	1887,39	16,76	1,50	7,22
	Мазут	742,29	39,805	0,03	–
	Природный газ	838,84	35,615	–	–
3,77	Кузнецкий уголь	1909,25	23,464	25,00	81,82
	Брикеты из торфа	2919,14	15,922	23,00	102,77
	Пеллеты	2610,05	16,76	1,50	9,99
	Мазут	1026,51	39,805	0,03	–
	Природный газ	1160,02	35,615	–	–

Таблица 2. *Количество валовых выбросов газообразных веществ*

Установленная мощность котельной, МВт	Вид топлива	Суммарное количество NO_X в пересчете на NO_2, т/год	Суммарное количество SO_2, т/год	Суммарное количество CO, т/год
Q		M_{NO_2}	M_{SO_2}	M_{CO}
0,46	Кузнецкий уголь	0,008	1,4277	11,82
	Брикеты из торфа	0,006	1,0915	12,93
	Пеллеты	0,005	0,1952	12,17
	Мазут	2,027	0,9467	0,38
	Природный газ	0,880	–	0,59
0,95	Кузнецкий уголь	0,018	2,8723	24,28
	Брикеты из торфа	0,015	2,1958	26,55
	Пеллеты	0,012	0,3927	24,99
	Мазут	4,608	1,9046	0,77
	Природный газ	2,250	–	1,20
1,13	Кузнецкий уголь	0,023	3,3705	28,86
	Брикеты из торфа	0,018	2,5767	31,55
	Пеллеты	0,014	0,4608	29,69
	Мазут	5,594	2,2350	0,92
	Природный газ	2,808	–	1,43
1,33	Кузнецкий уголь	0,028	4,0379	34,14
	Брикеты из торфа	0,023	3,0869	37,32
	Пеллеты	0,018	0,5520	35,13
	Мазут	6,937	2,6776	1,09
	Природный газ	3,577	–	1,69
1,63	Кузнецкий уголь	0,030	4,9493	41,84
	Брикеты из торфа	0,025	3,7836	45,74
	Пеллеты	0,020	0,6766	43,05
	Мазут	8,888	3,2819	1,33
	Природный газ	4,730	0,0000	2,07
2,73	Кузнецкий уголь	0,055	8,2837	70,03
	Брикеты из торфа	0,044	6,3327	76,56
	Пеллеты	0,035	1,1324	72,06
	Мазут	16,829	5,4930	2,23
	Природный газ	9,679	–	3,47
3,77	Кузнецкий уголь	0,088	11,4555	96,84
	Брикеты из торфа	0,079	8,7574	105,88
	Пеллеты	0,054	1,5660	99,65
	Мазут	25,368	7,5962	3,08
	Природный газ	15,272	–	4,80

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Клименко В.В., Терёшин А.Г. Мировая энергетика и глобальный климат после 2100 года // Теплоэнергетика. – 2010. – № 12. – С. 38–44.
2. Буренин В.В. Очистка и обезвреживание пылегазовоздушных выбросов предприятий теплоэнергетики // Промышленная теплоэнергетика. – 2009. – № 8. – С. 49–54.
3. Ушаков В.Я. Повышение энергоэффективности экономики России: планы и действия // Известия Томского политехнического университета. – 2009. – Т. 314. – № 4. – С. 52–56.
4. Красильникова Л.Г., Лукьянец А.А., Нечай М.Г., Федецкий И.И. Тарифное регулирование локальных рынков теплоснабжения Томской области на основе функционально-стоимостного и технологического анализа. – Томск: Изд-во ГУП РПО СО РАСХН, 2004. – 360 с.
5. Временные методические указания по установлению технических (максимально допустимых) нормативов удельных выбросов загрязняющих веществ в атмосферу для действующих котельных установок. Введ. 2001.02.13. – М.: Изд-во ВТИ, 2001. – 6 с.
6. Методика определения выбросов загрязняющих веществ в атмосферу при сжигании топлива в котлах производительностью менее 30 тонн пара час или менее 30 Гкал в час. Введ. 2000.01.01. – М.: Гос. ком. Рос. Федерации по охране окр. среды, 1999. – 27 с.
7. Тепловой расчет котлов (Нормативный метод). – СПб.: Изд-во НПО ЦКТИ, 1998. – 256 с.
8. ГН 2.1.6.1338–03. Предельно допустимые концентрации (ПДК) загрязняющих веществ в атмосферном воздухе населенных мест. Введ. 2003.05.30. – М.: М-во Здравоохранения Рос. Федерации, 2003. – 60 с.
9. 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. 18–21.

Поступила 13.03.3013 г.

УДК 628.928

АНАЛИЗ ТЕПЛОПОТЕРЬ ПОМЕЩЕНИЙ ЧЕРЕЗ СИСТЕМЫ ЕСТЕСТВЕННОГО ОСВЕЩЕНИЯ

Т.Г. Коржнева, В.Я. Ушаков, А.Т. Овчаров*

Томский политехнический университет
*ЗАО «Электрум», г. Томск
E-mail: korzhneva.tayana@mail.ru

Работа посвящена анализу теплопотерь помещений через светопрозрачные ограждающие конструкции, образованные боковыми светопроемами и полыми трубчатыми световодами для верхнего освещения (комбинированные системы естественного освещения). Конечной целью исследований, выполняемых авторами, является разработка методики расчета и выбора оптимальных (по энергозатратам и световому комфорту) параметров систем естественного и искусственного освещения. Основное внимание уделено оценке теплопотерь и эффективности светопропускания элементами комбинированного освещения.

Ключевые слова:
Естественное освещение, световод, энергобаланс, верхний свет.

Key words:
Daylighting, light pipe, energy balance, top light.

Введение

Развитие человечества неразрывно связано с потреблением света не меньше, чем с потреблением металла, нефти, угля, электричества. Степень развития общества принято характеризовать светоэнергетическим уровнем, измеряемым в мегалюмен·часах (Млм·ч), вырабатываемых в год на одного человека. (В России – около 43 Млм·ч, в США – около 200 Млм·ч.). На сегодня далеко не достигнут физиологический оптимум световой энергии – в большинстве случаев фактический в 5–10 раз ниже оптимального. Это означает, что потребление света будет нарастать и тенденции развития человечества ориентированы на дальнейшее увеличение потребления света. Пока этот рост обеспечивается преимущественно увеличением электрического освещения, требующего нарастающих объёмов электроэнергии. В России на цели освещения затрачивается примерно 14 % от общего электропотребления. При этом в общественных зданиях на освещение приходится от 30 до 45 % всей потребляемой электроэнергии [1].

Естественное освещение через традиционные световые проёмы

Рациональное использование естественного света – это один из способов экономии электроэнергии на искусственное освещение. Основным источником естественного освещения помещений являются световых проемы – окна различной геометрии, конструкции, размещения. Несмотря на то, что современные материалы позволяют создавать светопрозрачные конструкции с повышенным сопротивлением теплопередаче, тем не менее, они остаются основными источниками тепловых потерь (до 40...45 %) в здании, а также имеют высокие строительную стоимость и эксплуатационные расходы. Поэтому при строительстве и реконструкции сооружений с целью эффективного использования энергоресурсов параметры светового проема следует выбирать с учетом экономии электроэнергии на искусственное освещение и сокращения затрат энергии на восполнение теплопотерь через световые проёмы зимой и кондиционирование/вентиляцию для компенсации избыточного теплопоступления через них летом.

Важной задачей является поиск таких решений, при которых теплопотери через оконные проемы будут минимальны и не увеличат затраты на теплоснабжение, а освещенность будет достаточной и не увеличит затраты на искусственное освещение.

Баланс компонентов суммарных энергетических затрат позволяет установить для каждого конкретного случая оптимальный по площади оконный проем, при котором энергетические затраты на естественное и искусственное освещение будут минимальны.

Основные потери теплоты $Q_о$, Вт, через ограждающие конструкции зависят от разности температуры наружного и внутреннего воздуха и определяются по формуле [2]:

$$Q_о = Ak(t_в - t_н)n, \qquad (1)$$

где k – коэффициент теплопередачи ограждения, Вт/(м^2·°С); A – расчетная поверхность ограждающей конструкции, м^2; $t_в$ – расчетная температура воздуха помещения, °С [3]; $t_н$ – расчетная температура наружного воздуха, °С [3]; n – коэффициент, зависящий от положения наружной поверхности по отношению к наружному воздуху [4].

Коэффициент теплопередачи ограждения обратно пропорционален приведенному сопротивлению теплопередаче $R_о^r$:

$$k = \frac{1}{R_о^r}.$$

Показатель k характеризует количество тепла, которое проходит через один квадратный метр конструкции при разности температур по обе стороны в один градус за 1 час.

В соответствии с [2], показатель «градусо–сутки отопительного периода» (ГСОП) равен:

$$\text{ГСОП} = Z_{ht} \cdot (t_{\text{int}}^{h} - t_{ext}) = 6938 \ ^{\circ}\text{C} \cdot \text{сутки}.$$

Приведенное сопротивление теплопередаче светопрозрачных ограждающих конструкций R_{o} должно быть не менее допустимого R_{o}^{req}:

$$R_{\text{o}}^{r} \geq R_{\text{o}}^{req}.$$

Для Томской области, в соответствии с [3], приведенное сопротивление теплопередаче светопрозрачных ограждающих конструкций принимается равным R_{o}^{req}=0,647 м²·°С/Вт, поэтому для Томска предпочтительно применять стеклопакеты двух типов: однокамерные (два стекла) с *i*-стеклом и аргоном (R_{o}=0,66 м²·°С/Вт) и двухкамерные стеклопакеты (три стекла) с *i*-стеклом (R_{o}=0,72 м²·°С/Вт). Для сравнения деревянное окно устаревшего образца с двойным остеклением имеет сопротивление теплопередачи R_{o}=0,28 м²·°С/Вт. На рис. 1 показана зависимость теплопотерь из помещения от площади остекленной поверхности для различных типов окон (при построении графика был введен параметр *a* – отношение площади окна к ограждающей конструкции, и рассмотрены крайние случаи: 0 % – в помещении отсутствует оконный проем и 100 % – оконный проем занимает всю площадь наружного ограждения).

Основным показателем для нормирования уровня естественной освещенности является коэффициент естественной освещенности (КЕО), %. Чем выше показатель КЕО, тем выше уровень естественной освещенности и, соответственно, комфортнее условия работы и пребывания в помещении. Размер оконного проема не может быть меньше минимально установленного, исходя из уровня естественной освещенности, задаваемого КЕО.

Определим зависимость КЕО от площади окна и сравним с соответствующей зависимостью для теплопотерь.

Коэффициент естественной освещенности ($e_{\text{н}}$) при боковом освещении можно вычислить согласно [4]:

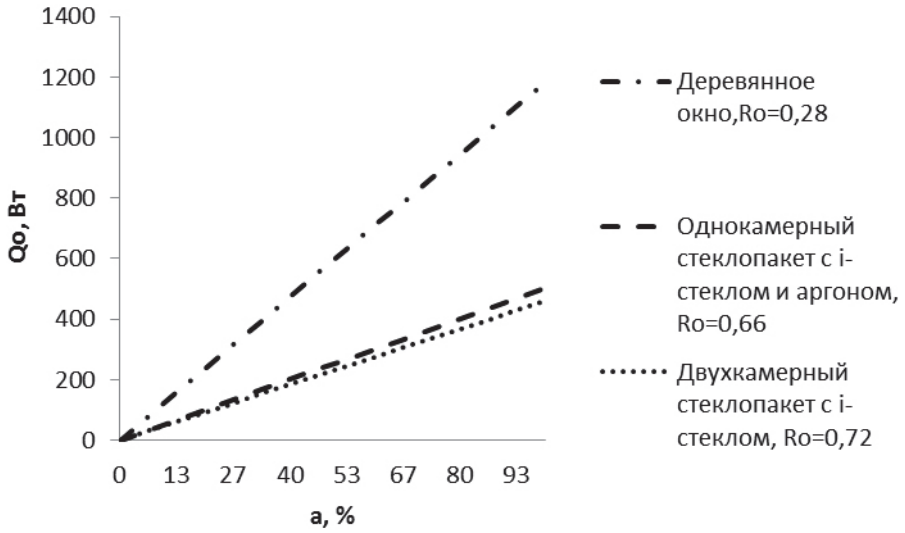


Рис. 1. *Влияние площади оконного проема и материалов на потери тепла помещения*

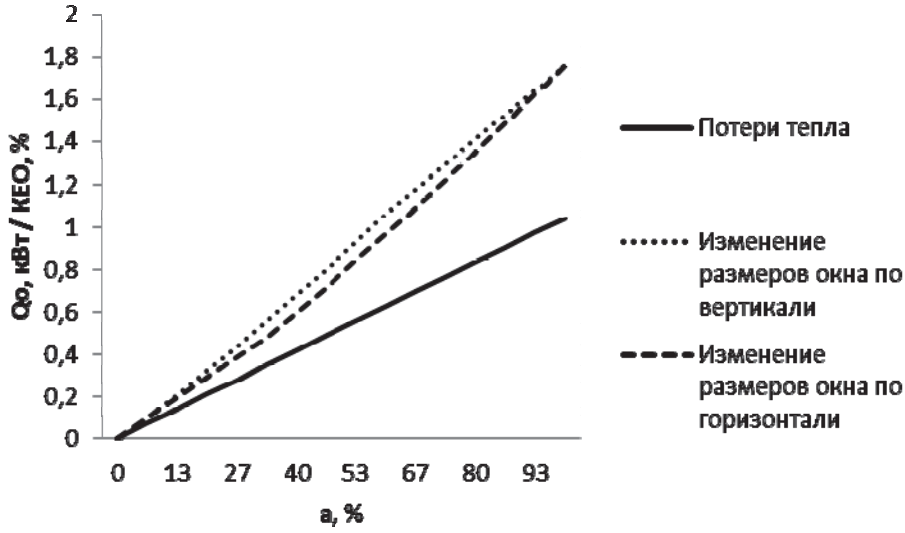


Рис. 2. *Влияние площади оконного проема на КЕО и потери тепла из помещения*

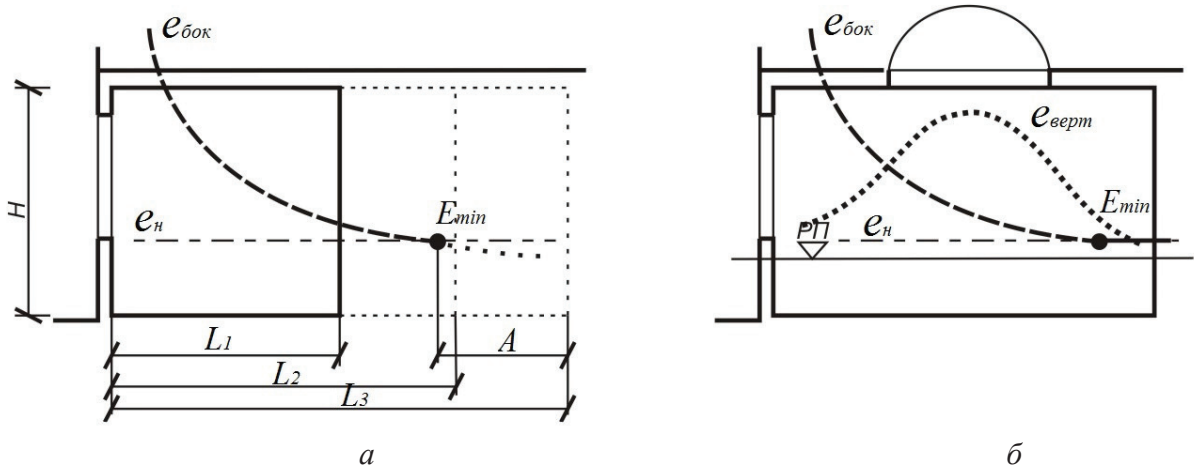


Рис. 3. *Влияние на ЕО размеров помещения (а) и положения светового проема (б)*

$$e_{н} = \frac{100 S_{о} \tau_{о} r_{о}}{S_{п} K_{з} K_{зд} \eta_{о}},$$

где $S_{о}$ – площадь боковых светопроемов; $S_{п}$ – площадь пола помещения; $\tau_{о}$ – общий коэффициент светопропускания проема; $r_{о}$ – коэффициент, учитывающий повышение КЕО при боковом освещении, в результате отражения света от поверхностей помещения; $K_{з}$ – коэффициент запаса на загрязнение; $K_{зд}$ – коэффициент, учитывающий затенение окон противостоящими зданиями; $\eta_{о}$ – световая характеристика окон.

При расчете зависимостей на рис. 2 значения приведенных выше коэффициентов приняты в соответствии с [4].

Из рис. 2 видно, что изменение размера оконных проемов по вертикали дает наибольший эффект по увеличению КЕО при тех же теплопотерях. Так, увеличение площади окна на 10 % за счёт изменения его вертикальных размеров сопровождается увеличением КЕО в среднем на 12 % в сравнении с изменением площади за счёт ширины.

Традиционные вертикальные окна обеспечивают нормируемый уровень естественной освещенности в помещении на расстоянии приблизительно 6 м от окна, но при высокой неоднородности. Так, если глубина помещения равна его высоте L_1=H (рис. 3, *а*), то помещение характеризуется как мелкое, светлое, при $H<L_2<2H$ – как типичное, средней глубины и освещенности, при $L_3 \geq 2H$ – как глубокое с недостаточной естественной освещенностью. Распределение освещенности от окна имеет асимптотический характер, резко уменьшаясь по мере удаления от окна; для её увеличения в глубине помещения необходимо значительно увеличивать размеры оконного проема.

Таким образом, при выборе конструктивных параметров боковых световых проемов должны учитываться теплопотери и светораспредение в помещении.

Естественное освещение через полые трубчатые световоды

Рассмотрим решение задачи минимизации энергозатрат и повышения однородности световой среды (более широко – улучшения светового комфорта) с использованием полых трубчатых световодов (ПТС) (рис. 3, *б*, рис. 4).

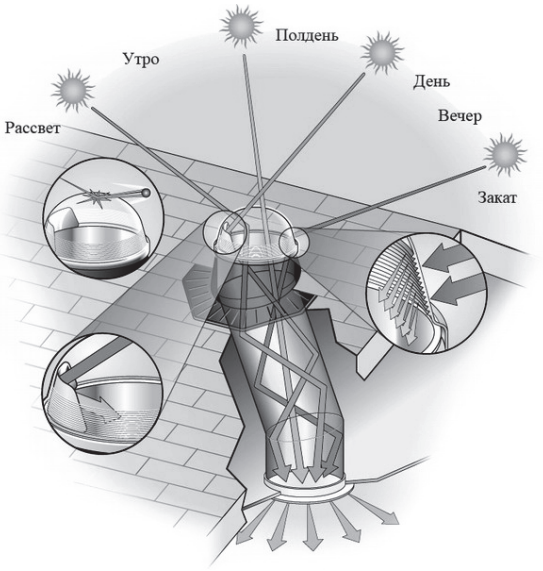


Рис. 4. *Принцип работы Solatube Daylighting systems [5]*

ПТС позволяют принимать естественный свет на крыше или на стенах здания и проводить его внутрь за счет коленчатых участков труб, внутренняя поверхность которых покрыта плёнкой с высоким коэффициентом отражения (до 99,7 %). На крыше или стене здания располагается приёмное устройство в виде купола, использующее за основу линзу Френеля, что позволяет направлять диффузный свет неба ближе к оси трубы для уменьшения количества отражений света внутри неё.

Естественный свет имеет следующие положительные качества: сплошной спектр, динамика освещения (день–ночь), соответствующая «биологическим часам» человека, визуальная связь с окружающей средой, благоприятно влияющая на психику человека.

Рассмотрим эффективность использования световодов с позиции энергобаланса и эффективности светопропускания в сравнении с традиционными вертикальными окнами.

Среднее сопротивление теплопередачи световодов (R_0) равно 0,28 м^2·°С/Вт [6], что соответствует значению для деревянного окна с двойным остеклением. Теплопотери, согласно (1), для полых трубчатых световодов диаметров 250, 350 и 530 мм составляют 5,2, 10,1 и 23,2 Вт, соответственно.

Общая эффективность светопропускания η_g полого трубчатого световода согласно [7, 8]:

$$\eta_g = \tau_c \tau_d K_m \text{TTE},$$

где τ_c – общий коэффициент пропускания купола ПТС. Для Solatube Daylighting systems τ_c=0,92 [5]; τ_d – коэффициент пропускания диффузора (τ_d=0,8); K_m – коэффициент запаса (учет загрязнения при эксплуатации), K_m=0,77 [7]); TTE – эффективность светопропускания световода, которая зависит от коэффициента отражения зеркального покрытия световодной трубы ρ, от отношения длины ПТС L к его диаметру D.

TTE может определяться по упрощенной версии математического уравнения многократных отражений и зависит от коэффициента отражения зеркального покрытия световой трубы (для Solatube Daylighting systems ρ=0,997), от отношения длины ПТС L к его диаметру D:

$$\text{TTE} = \frac{e^{\frac{L}{D} tg\theta \ln \rho}}{\left(1 - \frac{L}{D} tg\theta \ln \rho\right)^{\frac{1}{2}}},$$

где θ – угол между осью ПТС и световым лучом (θ=30°).

Так, для полого световода диаметром 530 мм, длиной 2,3 м, имеющего 4 колена, общая эффективность η_g составит 0,56.

Произведем расчет бокового и верхнего освещения на примере помещения площадью 48 м^2 (6×8 м) и высотой 3 м, используя методику [4, 7].

При боковом освещении нормативное КЕО=0,7 % обеспечивается при площади бокового остекления не менее 9,7 м^2 с размерами окна 5,1×1,9 м, что составляет 54 % от боковой ограждающей конструкции. Теплопотери через данный оконный проем за отопительный период для стеклопакетов с R_0=0,66 м^2·°С/Вт в данном помещении составят 1835,3 кВт·ч.

При верхнем освещении КЕО=0,7 % достигается при 6 световодах D=530 мм, с общей площадью 1,32 м^2. Теплопотери через ПТС за отопительный период составят 802 кВт·ч, что в 2,3 раза ниже в сравнении с оконными проемами при том же количестве естественного освещения.

Поскольку светопрозрачные конструкции являются не только каналом тепловых потерь, но и источником теплопоступлений в помещение от солнечной радиации, при оптимизации системы освещения необходимо учитывать и этот фактор. Величину теплопоступлений можно определить по уравнению из [9, 10]:

$$Q_s = \sum_{j=1}^{J} \tau_{Fj} k_{Fj} (A_{Fj} Q_{Fj}),$$

где J – ориентация светопрозрачных конструкций помещения по сторонам света; τ_{Fj} – коэффициент учета затенения окна или световода непрозрачными элементами; k_{Fj} – коэффициент проникновения солнечной радиации через элементы окна или ПТС; A_{Fj} – площадь светопрозрачной конструкции; Q_{Fj} – поток суммарной солнечной радиации, приходящей за отопительный период на светопрозрачную поверхность, Вт·ч/м^2.

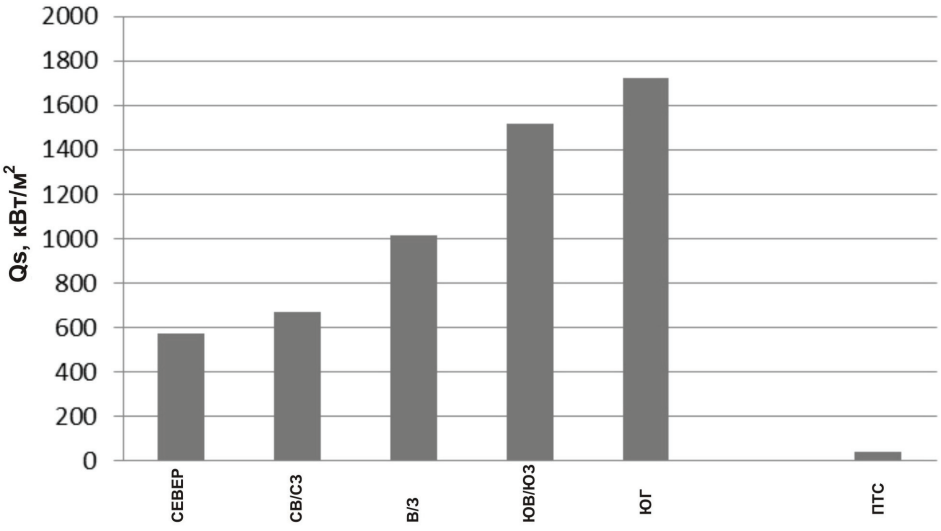


Рис. 5. *Сравнение суммарных теплопоступлений от солнечной радиации за отопительный сезон через полый световод и боковой светопроем (при ориентировании его по разным сторонам света)*

На рис. 5 видно, что теплопоступления через ПТС существенно ниже, чем через боковые окна, поскольку полые световоды обладают малой светопрозрачной площадью и малым коэффициентом солнечных теплопоступлений. Можно считать, что общий тепловой баланс помещения не изменяется за счет теплопритока от солнечной радиации через ПТС, что обеспечивает снижение энергозатрат на кондиционирование в летнее время года.

Выводы

Сопоставительные оценки эффективности (с позиции теплового режима и освещенности) боковых оконных проемов и полых трубчатых световодов позволяют сделать вывод о том, что сегодняшние скромные масштабы применения ПТС не соответствуют их потенциальным возможностям. Полые трубчатые световоды позволяют обеспечивать естественным светом при потребном уровне КЕО и равномерности распределения естественной освещенности даже те помещения, которые не могут освещаться обычными системами естественного света (например, подвалы, центральные помещения широких зданий, находящиеся на нижних этажах и т. п.). В таких помещениях в течение всего года экономится электроэнергия, расходуемая на искусственное освещение. В помещениях, имеющих традиционные светопроемы, скоординированная эксплуатация окон и ПТС в отопительный сезон позволяет экономить энергию на отопление, а в жаркое время года – на вентиляцию и кондиционирование.

Повышение энергоэффективности систем освещения зданий/помещений представляет собой сложную оптимизационную задачу, требующую согласования технических параметров, а так же стоимости устройства и эксплуатации её элементов: окон (фрамуг и др.), ПТС, систем искусственного освещения с учётом географо-климатических условий данной местности и специальных требований заказчика.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Еремкин А.И., Королева Т.И. Тепловой режим зданий. – М.: Изд-во АСВ, 2000. – 368 с.
2. ТСН 23–316–2000 Томской области. Тепловая защита жилых и общественных зданий (Thermal performance in residential and public buildings. Thermal Performance Standard). Введ. 01.01.2001. – М.: Изд-во стандартов, 2000. – 46 с.
3. Строительная теплотехника. СНиП II-3-79. – Взамен главы СНиП II-А.7-71; Введ. 14.03.1979. – М.: Госстрой России, 2001. – 28 с.
4. Архитектурная физика / под ред. Н.В. Оболенского. – М.: Стройиздат, 2001. – 448 с.
5. Саломатин А.В., Казаков Ю.Н. Научное обоснование новых технологий устройства солнечного освещения в зданиях // Строй профиль. – 2011. – № 2/1. – С. 4–5.
6. Harrison S.J., McCurdy G.G., Cooke R. Preliminary Evaluation of the Daylighting and Thermal Performance of Cylindrical Skylights // Proceedings of International Daylight Conference. – Ottawa, Canada, 1998. – P. 205–212.
7. Соловьев А.К. Полые трубчатые световоды: их применение для естественного освещения зданий и экономия энергии // Светотехника. – 2011. – № 5. – С. 41–47.
8. Бракале Дж. Естественное освещение помещений с помощью новой пассивной световодной системы «Solarspot» // Светотехника. – 2005. – № 5. – С. 34–42.
9. Малявина Е.Г. Терлопотери здания: справочное пособие. – М.: АВОК-ПРЕСС, 2007. – 144 с.
10. Зеликов В.В. Справочник инженера по отоплению, вентиляции и кондиционированию. – М.: ИНФА-Инженерия, 2011. – 624 с.

Поступила 24.01.2013 г.

УДК 536.24

АНАЛИЗ ПЕРЕНОСА ТЕПЛА В АКТИВНОМ ЭЛЕМЕНТЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТА

В.Е. Юхнов, А.В. Крайнов

Томский политехнический университет
E-mail: mag@tpu.ru

Описан приближенный способ определения тепловых потерь в плоском активном элементе конечных размеров при симметричных условиях охлаждения. Характеристика тепловых потерь определяется числом Био. Проведено исследование нестационарного теплового состояния в шихтованном пакете магнитопровода с равномерно распределенными источниками тепла на основе конечно-разностного метода. Приведены результаты численного моделирования процесса нестационарной двумерной теплопроводности, протекающего в поперечном сечении активного элемента электромагнита.

Ключевые слова:
Нестационарная теплопроводность, тепловые потери, избыточная температура, температурное поле, моделирование, активный элемент, электромагнит.

Key words:
Unsteady thermal conductivity, heat loss, excess temperature, temperature field, simulation, active element, electromagnet.

Тепло, выделяющееся в результате потерь энергии от гистерезиса, вихревых токов в магнитопроводе при работе электрического аппарата, рассеивается в окружающую среду. Осуществляющийся при этом теплоперенос путем теплопроводности происходит главным образом внутри твердых тел: медь, сталь, изоляция. Ввиду того, что магнитопровод представляет структуру, состоящую из чередующихся слоев электротехнической стали и диэлектрической изоляции с различными теплопроводящими свойствами, перепады температуры в изоляции активных элементов электрических машин получаются значительными [1], что затрудняет охлаждение активных элементов и ограничивает величину линейной нагрузки и плотности тока. Например, снижение массы и габаритов электромагнитных устройств, при повышении электрических нагрузок связано с проблемой отвода тепла от наружных поверхностей активных элементов – сердечников силовых трансформаторов, фланцев турбогенераторов, ярем магнитопроводов ускорительной техники, а также искусственного перераспределения источников тепловыделения.

В виду сложности эффектов [1, 2], их многообразия и взаимного влияния перед разработчиками новых электромагнитных устройств, ставится задача по физическому и математическому моделированию тепловых процессов в анизотропной тепловыделяющей области. Известно, что тепловое состояние активных элементов зависит от коэффициента теплоотдачи между нагретыми поверхностями магнитопровода, катушки электромагнита и окружающей средой. Поэтому на практике интенсивность теплообмена оценивается единственным параметром – максимальным перегревом электромагнита, т. е. превышением его температуры над температурой окружающей среды.

Целью работы является разработка экспресс-метода определения интенсивности охлаждения анизотропного твердого тела с внутренним источником тепла окружающей средой и величины тепловых потоков на ограничивающих поверхностях с известными теплофизическими свойствами.

Покажем возможность определения условий теплообмена тела с окружающей средой. Для этого рассмотрим приближенный способ вычисления отношения термических сопротивлений теплопроводности к теплообмену в неустановившемся режиме по известным из опыта температурам на поверхности тепловыделяющего элемента (твэла). Физическая постановка задачи. Дан шихтованный пакет активной стали, изображенный на рис. 1, электромагнитного устройства, выполненный в форме прямоугольного параллелепипеда толщиной b, высотой H и длиной l, в котором слоевая структура может быть представлена в виде сплошной среды с заданными свойствами. Толщина и высота пакета существенно превышают его длину. В начальный момент времени τ=0 температура пакета равна температуре окружающей среды и равна T_0. Тепловыделение в пакете не зависит от времени, пространственных координат и температуры. Теплообмен между поверхностями пакета и окружающей средой происходит по закону Ньютона. Температура охлаждающей среды для каждой поверхности известна.

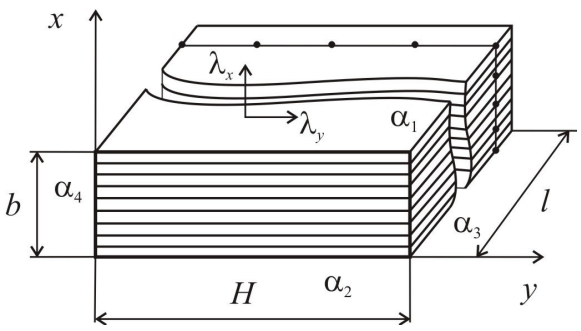


Рис. 1. *Общая схема расчета температурного поля в шихтованном пакете магнитопровода*

Исходные данные: b=0,16 м, H=0,48 м, l=1 м, коэффициент поперечной теплопроводности

λ_x=1,16 Вт/(м·К), а вдоль листов λ_y=45,37 Вт/(м·К), удельная объемная теплоемкость электротехнической стали ρc_p=3,5·10^6 Дж/(м^3·К), удельная мощность внутренних источников теплоты q_V=3,024·10^4 Вт/м^3, температура окружающей среды $T_{ос}$=308,15 К.

При симметричных условиях охлаждения температурное поле симметрично относительно центра плоского твэла, что соответствует классической теории теплопроводности [3]. Таким образом, задача сводится к отысканию распределения температуры в охлаждаемом неограниченном прямоугольном анизотропном стержне, внутри которого действует постоянный во времени источник теплоты. Решение задачи возможно, зная распределение температуры на поверхности, коэффициент теплопроводности материала, установив связь между полем температур в твердом теле и условиями теплоотдачи на его поверхности.

Для получения информации о распределении температуры на поверхности шихтованного пакета установлены термоэлектрические преобразователи температуры (термопары). Ввиду симметричности температурного поля термопары расположены на двух смежных поверхностях при $x=b$ и $y=H$. На основе данных о локальных значениях превышения температуры на каждой поверхности исследуемой области, полученных при проведении эксперимента, и их дальнейшей обработке по методу наименьших квадратов определяются аппроксимирующие зависимости. Данный метод предполагает применение аппроксимирующих зависимостей безразмерной температуры

$$\theta_n(X^*,Y)=a_n+b_nY+c_nY^2+d_nY^3+e_nY^4, \qquad (1)$$

где n=1, 2 – номера поверхности твэла;

$$\theta_n(X,Y^*)=a_n+b_nX+c_nX^2+d_nX^3+e_nX^4, \qquad (2)$$

где n=3,4. Используемые обозначения: $\theta(X,Y)=(T(x,y)-T_{ос})/T_{ос}$ – безразмерная температура; $T(x,y)$ – температура в конкретной точке с координатами x, y, К; $X=x/b$, $Y=y/b(\lambda_x/\lambda_y)^{1/2}$ – безразмерные координаты; X_L=1 и $Y_L=H/b(\lambda_x/\lambda_y)^{1/2}$ – относительные размеры в направлении осей X и Y. Коэффициенты аппроксимации приведены в табл. 1. для координат, принадлежащих поверхностям твэла. Соотношение физических величин $Fo=\lambda_x\tau/(\rho c_p b^2)$ – число Фурье, безразмерное время.

Таблица 1. *Коэффициенты аппроксимации на поверхностях при Fo=1*

Поверхность	$X^*=X_L$	$X^*=0$	$Y^*=Y_L$	$Y^*=0$
n	1	2	3	4
a_n	0,0487	0,0487	0,049	0,049
b_n	0,066	0,066	0,4213	0,4213
c_n	−0,15	−0,15	−0,7627	−0,7627
d_n	0,02	0,02	0,6827	0,6827
e_n	0,01	0,01	−0,3413	−0,3413

В табл. 2. приведены результаты измерения температуры и полученное в результате аппроксимации поле безразмерной температуры на поверхности $X^*=X_L$ шихтованного пакета.

Таблица 2. *Распределение температуры на поверхности $X^*=X_L$ шихтованного пакета*

Y	0	0,12	0,24	0,36	0,48
$\theta_1(X^*,Y)$	0,049	0,054	0,056	0,054	0,049
$T_1(x,y)$, К	323,25	324,75	325,45	324,75	323,25

В табл. 3. приведены результаты измерения температуры и полученное в результате аппроксимации поле безразмерной температуры на поверхности $Y^*=Y_L$ шихтованного пакета.

Таблица 3. *Распределение температуры на поверхности $Y^*=Y_L$ шихтованного пакета*

X	0	0,25	0,5	0,75	1
$\theta_3(X,Y^*)$	0,049	0,116	0,133	0,116	0,049
$T_3(x,y)$, К	323,25	343,85	349,15	343,85	323,25

Известные распределения температуры (1), (2) на поверхности твэла позволяют установить связь между полем температур в твердом теле и условиями теплоотдачи на поверхности, которая представляет собой отношение термических сопротивлений теплопроводности к теплообмену. Это отношение термических сопротивлений есть число Био. Для определения условий теплообмена вычисление чисел Био необходимо проводить в соответствии с теорией подобия из закона теплообмена Ньютона.

$$\mathrm{Bi}_1=-\left.\frac{\partial\theta_3/\partial X}{\theta_3(X,Y^*)}\right|_{X=1}=$$

$$=-\left.\frac{b_3+2c_3X+3d_3X^2+4e_3X^3}{a_3+b_3X+c_3X^2+d_3X^3+e_3X^4}\right|_{X=1};$$

$$\mathrm{Bi}_2=\left.\frac{\partial\theta_3/\partial X}{\theta_3(X,Y^*)}\right|_{X=0}=\left.\frac{b_3}{a_3}\right|_{X=0};$$

$$\mathrm{Bi}_3=-\left.\frac{\partial\theta_1/\partial Y}{\theta_1(X^*,Y)}\right|_{Y=YL}=$$

$$=-\left.\frac{b_1+2c_1Y+3d_1Y^2+4e_1Y^3}{a_1+b_1Y+c_1Y^2+d_1Y^3+e_1Y^4}\right|_{Y=YL};$$

$$\mathrm{Bi}_4=\left.\frac{\partial\theta_1/\partial Y}{\theta_1(X^*,Y)}\right|_{Y=0}=\left.\frac{b_1}{a_1}\right|_{Y=0}. \qquad (3)$$

В результате расчета по уравнениям (3) определяются числа Био, характеризующие условия теплообмена между тепловыделяющим элементом электротехнического устройства и окружающей средой по известному локальному распределению нестационарной избыточной температуры на его поверхности: $\mathrm{Bi}_{1,2}$=8,6, $\mathrm{Bi}_{3,4}$=1,36. Для анизотропного твердого тела коэффициенты теплоотдачи определяются по уравнениям $\alpha_{1,2}=\mathrm{Bi}_{1,2}\lambda_x/b$, $\alpha_{3,4}=\mathrm{Bi}_{3,4}(\lambda_x\lambda_y)^{1/2}/b$ [1].

Тогда коэффициенты теплоотдачи от нагретых поверхностей тела к окружающей среде составят, соответственно $\alpha_{1,2}$=62,35 Вт/(м²·К), $\alpha_{3,4}$=61,65 Вт/(м²·К). Данный метод позволяет определить среднее по поверхности значение коэффициента теплоотдачи. Соответствующая ему средняя температура поверхности $\bar{T}_n=\bar{\theta}_n-T_{oc}+T_{oc}$, здесь средняя безразмерная температура поверхности $\bar{\theta}_n=\frac{1}{Y_L}\int_0^{YL}\theta_n(X^*,Y)dY$, где n=1,2; $\bar{\theta}_n=\frac{1}{X_L}\int_0^{XL}\theta_n(X,Y^*)dX$, где n=3, 4. Средние температуры поверхностей шихтованного пакета магнитопровода $\bar{T}_{1,2}$=324,69 K, $\bar{T}_{3,4}$=341,38 K.

Составляющие тепловых потерь определяются экспериментально по закону конвективного теплообмена $Q_n=\alpha_n(\bar{T}_n-T_{oc})\,F_n$, Вт.

Здесь площадь поверхности теплообмена $F_n=Hl$, где n=1,2; $F_n=bl$, где n=3,4. Величины тепловых потоков от нагретых поверхностей тела к окружающей среде составляют, соответственно $Q_{1,2}$=495 Вт, $Q_{3,4}$=328 Вт, а полные теплопотери $Q=\sum_{n=1}^{4}Q_n=1646$ Вт.

Для проверки полученного решения проводится исследование нестационарного теплового режима твэла на численной модели. Система уравнений, описывающая процесс нестационарной теплопроводности, имеет вид

$$\frac{\partial\theta}{\partial \mathrm{Fo}}=\frac{\partial^2\theta}{\partial X^2}+\frac{\partial^2\theta}{\partial Y^2}+\mathrm{Po},$$

$$0<X<1,\ 0<Y<R,\ \mathrm{Fo}>0;$$

$$\frac{\partial\theta(1,Y,\mathrm{Fo})}{\partial X}+\mathrm{Bi}_1\theta(1,Y,\mathrm{Fo})=0;$$

$$\frac{\partial\theta(0,Y,\mathrm{Fo})}{\partial X}-\mathrm{Bi}_2\theta(0,Y,\mathrm{Fo})=0;$$

$$\frac{\partial\theta(X,Y_L,\mathrm{Fo})}{\partial R}+\mathrm{Bi}_3\theta(X,Y_L,\mathrm{Fo})=0;$$

$$\frac{\partial\theta(X,0,\mathrm{Fo})}{\partial R}-\mathrm{Bi}_4\theta(X,0,\mathrm{Fo})=0. \qquad (4)$$

Начальное условие $\theta(X,Y,0)=\theta_0(X,Y)$.

Здесь $\theta_0=(T_0-T_{oc})/T_{oc}$ – начальная безразмерная температура; T_0 – начальная температура твэла, K; $\mathrm{Po}=q_v b^2/(\lambda_x T_0)$ – число Померанцева.

Исходными данными для граничных условий (4) являются значения чисел Био, определенные экспериментально. Решение системы уравнений (4) получено численным методом конечных разностей. Разностные уравнения сводятся к трехдиагональному виду и решаются методом прогонки [4]. Применение неявной разностной схемы переменных направлений [4] позволило получить решение задачи абсолютно устойчивое. Погрешность аппроксимации схемы пропорциональна временному и пространственным шагам h_{Fo}, $(h_X)^2$ и $(h_Y)^2$ и равна соответственно $1{,}1\cdot10^{-4}$, $6{,}9\cdot10^{-3}$ и $1{,}6\cdot10^{-3}$. Расчет проводился на прямоугольной сетке M=13, N=13 узловых точек. Дальнейшее измельчение сетки не влечет за собой существенного отклонения в результатах вычислений. В результате численного моделирования нестационарного температурного режима, изображенного на рис. 2, определяются координаты и величина максимального безразмерного перегрева в прямоугольном активном элементе электромагнита, знание которых представляет практический интерес. Как видно, при существующих условиях теплообмена между поверхностями пакета и окружающей средой максимальная безразмерная температура в стационарном температурном режиме достигает $\theta_{\max}$=0,228 ($T_{\max}$=378,4 K) в центре шихтованного пакета X=0,5, Y=0,24. Проведенный анализ показал, что при Fo>0,01 (более 12 минут) активный элемент следует рассматривать как термически массивное тело и перепадом температур по различным направлениям пренебречь нельзя. Следовательно, температура и тепловые потоки на смежных поверхностях шихтованного пакета магнитопровода различны.

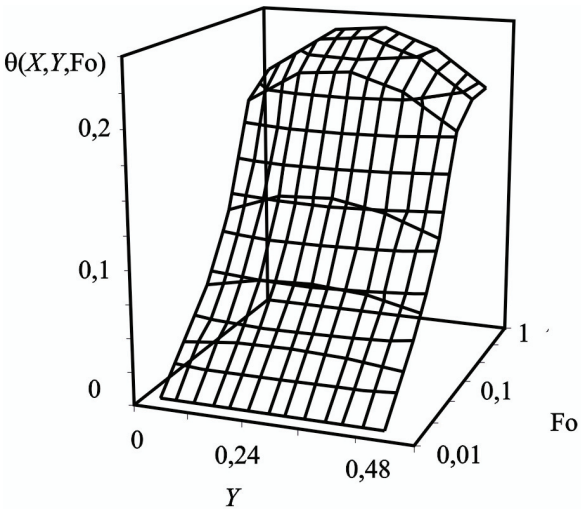


Рис. 2. *Изменение безразмерной температуры шихтованного пакета активной стали в зависимости от числа Фурье в сечении X=0,5*

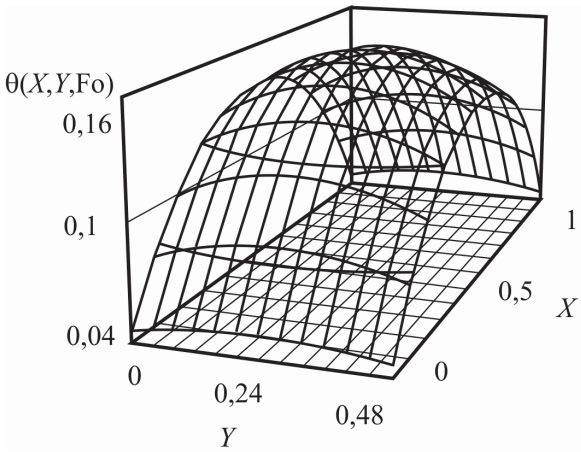


Рис. 3. *Распределение безразмерной температуры в сечении шихтованного пакета магнитопровода при Fo=1; Po=2,16*

Распределение безразмерной температуры $\theta(X,Y,\mathrm{Fo})$ в исследуемой области активного элемента электромагнита представлено на рис. 3.

Для определения условий теплообмена вычисление чисел Био необходимо проводить в соответствии с теорией подобия из закона теплообмена Ньютона в конечно-разностном виде.

$$\mathrm{Bi}_{1\ \mathrm{мод}} = \frac{1}{N}\sum_{j=1}^{N}\frac{(\theta_{M-1,j}-\theta_{M,j})/hx}{\theta_{M,j}};$$

$$\mathrm{Bi}_{2\ \mathrm{мод}} = \frac{1}{N}\sum_{j=1}^{N}\frac{(\theta_{2,j}-\theta_{1,j})/hx}{\theta_{1,j}};$$

$$\mathrm{Bi}_{3\ \mathrm{мод}} = \frac{1}{M}\sum_{i=1}^{M}\frac{(\theta_{i,N-1}-\theta_{i,N})/hr}{\theta_{i,N}};$$

$$\mathrm{Bi}_{4\ \mathrm{мод}} = \frac{1}{M}\sum_{i=1}^{M}\frac{(\theta_{i,2}-\theta_{i,1})/hr}{\theta_{i,1}}. \qquad (5)$$

В результате расчета по уравнениям (5) определяются средние значения чисел Био $\mathrm{Bi}_{1,2\ \mathrm{мод}}$=8,53, $\mathrm{Bi}_{3,4\ \mathrm{мод}}$=1,35, характеризующие условия теплообмена между тепловыделяющим элементом электротехнического устройства и окружающей средой, по нестационарному полю безразмерной температуры. Поле безразмерной температуры тепловыделяющего элемента, определенное численным методом конечных разностей, приведено на рис. 3. Коэффициенты теплоотдачи от нагретых поверхностей тела к окружающей среде составят, соответственно $\alpha_{1,2\ \mathrm{мод}}$=62,84 Вт/(м^2·К), $\alpha_{3,4\ \mathrm{мод}}$=61,21 Вт/(м^2·К). Соответствующие им средние температуры поверхностей твэла $\overline{T}_{1,2\ \mathrm{мод}}$=324,76 К, $\overline{T}_{3,4\ \mathrm{мод}}$=341,34 К.

Составляющие тепловых потерь для численной модели определяются по закону конвективного теплообмена

$$Q_{n\ \mathrm{мод}} = \alpha_{n\ \mathrm{мод}}(\overline{T}_{n\ \mathrm{мод}} - T_{\mathrm{ос}})F_n,\ \text{Вт}.$$

Здесь площадь поверхности теплообмена F_n=Hl, где n=1, 2; F_n=bl, где n=3, 4. Величины тепловых потоков от нагретых поверхностей тела к окружающей среде при численном моделировании составят, соответственно $Q_{1,2\ \mathrm{мод}}$=493 Вт, $Q_{3,4\ \mathrm{мод}}$=325 Вт. Полные теплопотери в модели тепловыделяющего элемента $Q_{\mathrm{мод}} = \sum_{n=1}^{4} Q_{n\ \mathrm{мод}} = 1636$ Вт, а опытная величина Q=1646 Вт. Вполне удовлетворительное соответствие результатов моделирования экспериментальным данным свидетельствует о правильном определении температурного поля и коэффициентов теплоотдачи, характеризующих интенсивность охлаждения шихтованного пакета магнитопровода.

Выводы

В результате анализа теплового состояния активного элемента электротехнического устройства решена задача расчета средних температур поверхностей шихтованного пакета магнитопровода. Полученные уравнения позволяют вычислить соотношения между термическим сопротивлением теплопроводности и термическим сопротивлением теплоотдачи, по которым при известных коэффициентах теплопроводности можно найти средние эффективные (сумма конвективной и лучистой составляющих) значения коэффициентов теплоотдачи на поверхностях прямоугольного анизотропного активного элемента электромагнита с постоянными равномерно распределенными внутренними источниками теплоты при нестационарном тепловом состоянии. На основе численного моделирования теплопереноса обоснована новая методика определения теплового потока, передаваемого окружающей среде в квазистационарном режиме с погрешностью менее 1 %, зная соотношение между термическим сопротивлением теплопроводности и термическим сопротивлением теплоотдачи – число Био.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации по федеральной целевой программе «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009–2013 годы, проект № П2515.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Логинов В.С. Приближенные методы теплового расчета активных элементов электрофизических установок. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2009. – 272 с.
2. Юхнов В.Е. О возможности определения величины источников тепла и температуры внутри полого цилиндра по данным на поверхности // Известия Томского политехнического университета. – 2003. – Т. 306. – № 5. – С. 56–57.
3. Лыков А.В. Теория теплопроводности. – М.: Высшая школа, 1967. – 599 с.
4. Самарский А.А., Вабищевич П.Н. Вычислительная теплопередача. – М.: Едиториал УРСС, 2003. – 784 с.

Поступила 20.02.2013 г.

Электроэнергетика

УДК 621.313.12

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ РЕЛЬСОТРОНОВ. Ч. 1. РАСЧЕТ ПРИ ПОСТОЯННОЙ ПЛОТНОСТИ ТОКА

Г.В. Носов

Томский политехнический университет
E-mail: nosov@nosov.tpu.ru

Получены формулы для расчета параметров рельсотронов при постоянной усредненной плотности тока. Определены такие параметры, как средняя магнитная индукция в пространстве между шинами рельсотрона, индуктивность, силы и механическое напряжение в шинах, сопротивление с учетом адиабатного нагрева шин, максимальная скорость тела и длина рельсотрона. Факторами, определяющими возможности рельсотронов для ускорения тел, являются усредненная плотность тока, прочность и повышение температуры шин, поэтому необходимо применять для изготовления шин высокопрочные материалы с максимально большой удельной проводимостью, например, бериллиевую бронзу. Достоверность полученных формул подтверждается удовлетворительным совпадением с результатами расчетов, проведенными по другим методикам.

Ключевые слова:
Рельсотрон, шина, параметр, ток, постоянная плотность тока, индукция, индуктивность, механическая сила, механическое напряжение, адиабатный нагрев шин, сопротивление.

Key words:
Railgun, tire, parameter, current, constant current density, induction, inductance, mechanical force, mechanical tension, adiabatic heating of tires, resistance.

В настоящее время для применения в космической и военной технике, а также для научных исследований рельсотроны рассматриваются как перспективные электромагнитные ускорители тел до скоростей, достигающих 10 км/с и более [1, 2]. Поэтому расчет параметров рельсотронов представляется актуальной задачей. Рельсотрон является электромеханической установкой, преобразующей электромагнитную энергию импульса тока в механическую энергию ускоряемого тела и состоящий из двух параллельных шин (рельсов), между которыми движется ускоряемое тело, рис. 1.

При импульсном токе $i(t)$ в шинах будут наблюдаться поверхностный эффект и эффект близости [3], приводящие к неравномерной плотности тока. Неравномерность плотности тока зависит от формы и длительности импульса тока, удельной проводимости γ материала шин и размеров рельсотрона. В первом приближении будем полагать, что импульс тока $i(t)$ прямоугольный, имеющий длительность τ и постоянную амплитуду, равную действующему значению I. При этом поверхностный эффект и эффект близости примем незначитель-

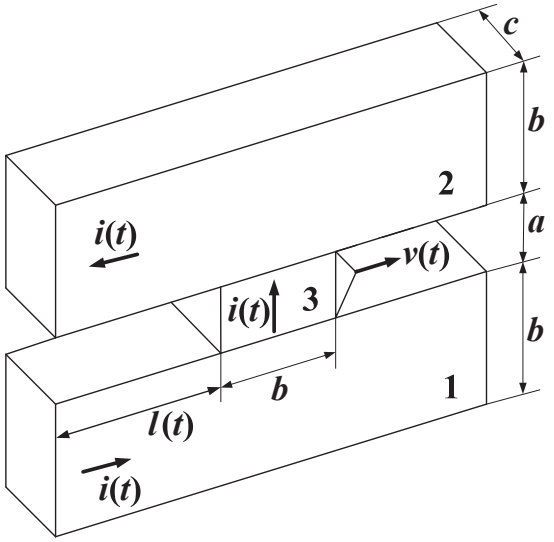


Рис. 1. *Принципиальная схема рельсотрона: 1, 2 – одинаковые шины; 3 – ускоряемое тело; v(t) – скорость тела; l(t) – расстояние, пройденное телом в рельсотроне; i(t) – электрический ток; a, b, c – размеры ускоряемого тела и шин рельсотрона*

ными, а плотность тока как усредненную величину будем считать приближенно постоянной:

$$\delta_0 \approx \frac{I}{bc}, \qquad (1)$$

причем при постоянном во времени токе $i(t)=I$=const поверхностный эффект и эффект близости полностью отсутствуют и плотность тока постоянна [4].

Для расчета магнитной индукции воспользуемся законом полного тока и принципом наложения [4] применительно к расчетной схеме рельсотрона, рис. 2.

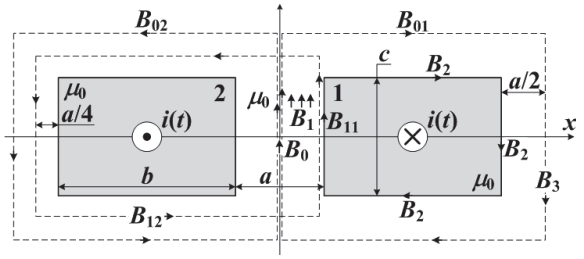


Рис. 2. *Расчетная схема рельсотрона: 1, 2 – одинаковые шины с током i(t), направленным «от нас» и «к нам» соответственно; B_{01} и B_{11} – магнитные индукции, создаваемые током 1-й шины; B_{02} и B_{12} – магнитные индукции, создаваемые током 2-й шины; B_0 – результирующая магнитная индукция в центре пространства между шинами рельсотрона, создаваемая током 1-й и 2-й шин; B_1 – средняя результирующая магнитная индукция в пространстве между шинами рельсотрона, создаваемая током 1-й и 2-й шин; B_2 и B_3 – результирующие магнитные индукции, создаваемые током 1-й и 2-й шин; $\mu_0=4\pi\cdot10^{-7}$ Гн/м – магнитная проницаемость материала шин и пространства вокруг них*

Если принять магнитные индукции постоянными на контурах интегрирования, тогда для амплитуды тока $i(t)=I$ их значения составят:

$$B_{01} = B_{02} = \frac{\mu_0 I}{2b+2c+4a};\ B_{11} = \frac{\mu_0 I}{2b+2c};$$

$$B_{12} = \frac{\mu_0 I}{2b+2c+3,5a}. \qquad (2)$$

Далее на основе принципа наложения находим

$$B_0 = B_{01} + B_{02};\ B_1 = \frac{B_0 + (B_{11} + B_{12})}{2}, \qquad (3)$$

а из уравнений

$$\mu_0 I = B_1 c + B_2(2b+c);$$

$$\mu_0 I = B_0(c+a) + B_3(2b+c+3a),$$

составленных по закону полного тока, определяем

$$B_2 = \frac{\mu_0 I - B_1 c}{2b+c};\ B_3 = \frac{\mu_0 I - B_0(c+a)}{2b+c+3a}. \qquad (4)$$

С учетом рис. 2 на интервале $-0,5c<y<0,5c$ представим приближенно проекцию $B_y(x)$ вектора магнитной индукции на ось y следующим образом (рис. 3):

а) $-0,5a<x<0,5a$

$$B_y(x) = B_{y1}(x) = B_1; \qquad (5)$$

б) $0,5a<x<0,5a+b$ (верхний знак) и $-0,5a-b<x<-0,5a$ (нижний знак)

$$B_y(x) = B_{y2}(x) = B_1\left[1 \mp \frac{(1+\beta)(x \mp 0,5a)}{b}\right]; \qquad (6)$$

в) $x<0,5a+b$ (верхний знак) и $x<-0,5a-b$ (нижний знак)

$$B_y(x) = B_{y3}(x) = -B_2 \cdot \exp[\mp\alpha(x \mp 0,5a \mp b)], \qquad (7)$$

при расчетных коэффициентах

$$\alpha = \frac{2}{a}\ln\left(\frac{B_2}{B_3}\right);$$

$$\beta = \frac{B_2}{B_1} =$$

$$= \frac{0,5(1+2\lambda)(2+3,5\lambda)}{(1+\xi\lambda)(0,875\lambda^2+2,3125\lambda+1)} - \frac{1-\xi\lambda}{1+\xi\lambda} < 1 \qquad (8)$$

и геометрических параметрах

$$\xi = \frac{b}{a};\ \lambda = \frac{a}{b+c} \le 1. \qquad (9)$$

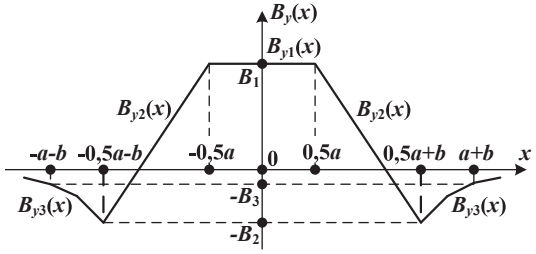


Рис. 3. *Распределение проекции вектора магнитной индукции на ось y*

С учетом (5, 6) найдем потокосцепление на единицу длины рельсотрона (Вб/м):

$$\psi = \psi_1 + 2\psi_2 =$$

$$= aB_1 + 2\int_{0,5a}^{0,5a+b}\left\{\left[\frac{b-(x-0,5a)}{b}\right]B_{y2}(x)\right\}dx,$$

тогда

$$\psi = \left[a + \frac{(2-\beta)b}{3}\right]B_1. \qquad (10)$$

В результате на основании (2, 3, 10) определяем индуктивность рельсотрона (Гн/м):

$$L_0 = \frac{\psi}{I} = \mu_0\left[1 + \frac{(2-\beta)\xi}{3}\right]\times$$

$$\times\frac{(0,875\lambda^2+2,3125\lambda+1)\lambda}{(1+1,75\lambda)(1+2\lambda)}. \qquad (11)$$

На рис. 4 и 5 приведены графики зависимостей параметра β и индуктивности (11), полученные с учетом (8, 9).

Ускоряющую тело механическую силу найдем с использованием (11) приближенно как при постоянном во времени токе [4]

$$F = \frac{d}{dl(t)}\left[\frac{L_0 l(t)\cdot i(t)^2}{2}\right] \approx \frac{I^2}{2}\cdot L_0. \qquad (12)$$

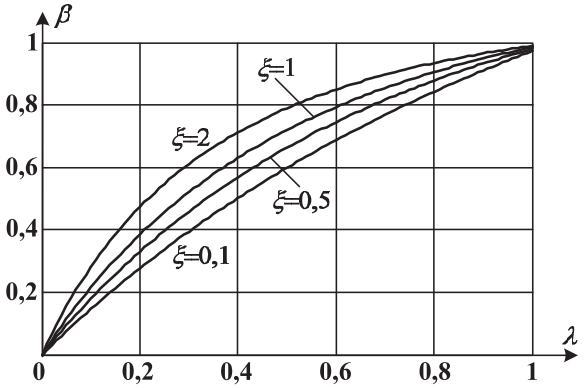


Рис. 4. *Графики зависимости коэффициента β от геометрического параметра λ рельсотронов*

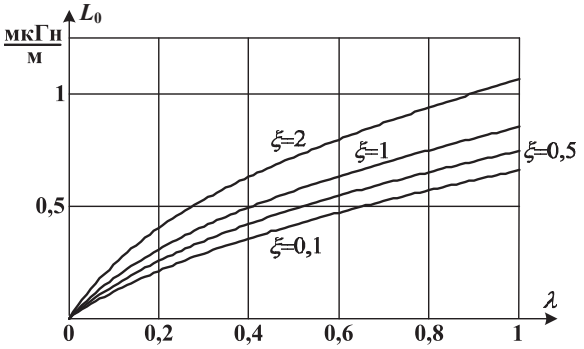


Рис. 5. *Графики зависимости индуктивности L_0 от геометрического параметра λ рельсотронов*

Механическую силу давления магнитного поля на одну из шин, например, шину 1 (рис. 2), направленную вдоль оси *x*, рассчитаем следующим образом [4]

$$F_x(x) = c \int_{0,5a}^{x} [\delta_0 B_{y2}(x)]\, dx,$$

тогда с учетом (1, 6) при $0,5a<x<0,5a+b$ имеем силу на единицу длины (Н/м)

$$F_x(x) = \frac{B_1 I}{b}(x-0,5a)\left[1-\frac{(1+\beta)}{2b}(x-0,5a)\right]. \quad (13)$$

Сила (13) имеет максимальное значение

$$F_{xm} = \frac{B_1 I}{2(1+\beta)} \quad (14)$$

при координате

$$x = x_m = 0,5a + \frac{b}{1+\beta}, \quad (15)$$

причем результирующая сила на основании (13) при $x=0,5a+b$ равна

$$F_x = \frac{B_1 I(1-\beta)}{2}. \quad (16)$$

Для оценки механической прочности шины от действия силы (13) найдем внутреннее механическое напряжение в шине (Н/м^2)

$$\sigma_x(x) = \frac{F_x(x)}{c} =$$

$$= \frac{2(1+\beta)\sigma_{xm}}{b}(x-0,5a)\left[1-\frac{(1+\beta)}{2b}(x-0,5a)\right], \quad (17)$$

которое будет иметь максимальное значение

$$\sigma_{xm} = \frac{F_{xm}}{c} = \frac{B_1 I}{2(1+\beta)c} < \sigma_{доп} \quad (18)$$

при координате (15), причем значение (18) не должно превышать допустимого напряжения $\sigma_{доп}$ материала шины. На рис. 6 приведена характерная относительная зависимость внутреннего механического напряжения в шине, полученная по формуле (17).

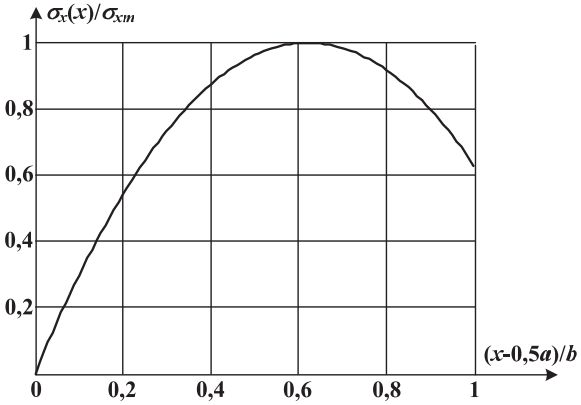


Рис. 6. *Характерная относительная зависимость внутреннего механического напряжения в шине*

Далее при удельной проводимости материала шин [3]

$$\gamma = \frac{\gamma_0}{1+\alpha_R \vartheta}, \quad (19)$$

исходя из уравнения адиабатного процесса их нагрева

$$\frac{\delta_0^2 dt}{\gamma_0 C_0 \rho_0} = \frac{d\vartheta}{1+\alpha_R \vartheta},$$

находим повышение температуры шин за один импульс тока длительностью τ (°С):

$$\vartheta = \frac{\exp\left(\frac{\alpha_R \delta_0^2 \tau}{\gamma_0 C_0 \rho_0}\right)-1}{\alpha_R}, \quad (20)$$

где γ_0, α_R, C_0, ρ_0 – соответственно удельная проводимость (1/Ом·м), температурный коэффициент сопротивления (1/°С), удельная теплоемкость (Дж/°С·кг) и объемная плотность (кг/м^3) материала шин при начальной температуре θ_0.

На основании (19, 20) определяем усредненное сопротивление шин на единицу длины (Ом/м):

$$R_0 = \frac{1}{\tau}\int_0^{\tau} \frac{2(1+\alpha_R \vartheta)}{\gamma_0 bc}\, d\tau =$$

$$= \frac{2C_0\rho_0}{\alpha_R \delta_0^2 \tau bc}\left[\exp\left(\frac{\alpha_R \delta_0^2 \tau}{\gamma_0 C_0 \rho_0}\right)-1\right]. \quad (21)$$

Таблица 1. *Индуктивность и индукция рельсотронов при $\delta_0=10^3$ А/мм² и a=30 мм*

Дано			по [5]	по [6]		Расчет		Погрешности		
c	*b*	*I*	L_{0K}	L_{0E}	B_1	L_0	B_1	δ_{LK}	δ_{LE}	δ_B
мм		МА	мкГн/м		Тл	мкГн/м	Тл	%		
10	20	0,2	0,800	0,771	4,055	0,7821	4,252	2,19	1,44	4,86
	30	0,3	0,754	0,734	5,119	0,7222	5,260	4,21	1,61	2,76
	60	0,6	0,684	0,670	7,185	0,6570	7,131	4,00	1,95	0,74
	90	0,9	0,652	0,636	8,527	0,6380	8,216	2,15	0,25	3,65
	120	1,2	0,632	0,612	9,499	0,6298	8,934	0,40	2,91	5,95
20	10	0,2	0,720	0,700	4,094	0,7103	4,252	1,32	1,47	3,87
	20	0,4	0,688	0,641	6,954	0,6591	7,013	4,22	2,83	0,85
	30	0,6	0,667	0,634	9,038	0,6336	9,036	5,04	0,07	0,02
	60	1,2	0,632	0,610	13,167	0,6063	12,943	4,08	0,60	1,70
	90	1,8	0,614	0,593	15,782	0,6006	15,273	2,20	1,29	3,22
	120	2,4	0,603	0,579	17,707	0,6002	16,842	0,48	3,66	4,88
30	10	0,3	0,614	0,573	5,421	0,5942	5,260	3,23	3,70	2,97
	20	0,6	0,605	0,554	9,343	0,5760	9,036	4,84	3,96	3,28
	30	0,9	0,599	0,553	12,158	0,5678	11,938	5,20	2,68	1,81
	60	1,8	0,587	0,560	18,246	0,5639	17,791	3,98	0,69	2,49
	90	2,7	0,582	0,555	22,173	0,5682	21,411	2,16	2,37	3,44
	120	3,6	0,576	0,548	24,999	0,5735	23,896	0,50	4,65	4,41
40	10	0,4	0,537	0,503	6,481	0,5159	6,024	3,85	2,56	7,05
	20	0,8	0,541	0,495	11,183	0,5143	10,612	4,89	3,90	5,11
	30	1,2	0,544	0,507	14,927	0,5162	14,263	5,04	1,81	4,45
	60	2,4	0,548	0,525	22,912	0,5276	21,909	3,78	0,49	4,38
	90	3,6	0,551	0,526	28,153	0,5393	26,802	2,06	2,53	4,80
	120	4,8	0,552	0,526	31,996	0,5492	30,230	0,49	4,42	5,52
60	10	0,6	0,430	0,404	7,814	0,4132	7,131	3,81	2,27	8,74
	20	1,2	0,446	0,415	14,111	0,4268	12,943	4,39	2,83	8,28
	30	1,8	0,459	0,431	19,162	0,4389	17,791	4,42	1,83	7,15
	60	3,6	0,484	0,463	30,430	0,4683	28,548	3,30	1,15	6,19
	90	5,4	0,499	0,473	38,097	0,4901	35,844	1,79	3,62	5,91
	120	7,2	0,509	0,480	43,733	0,5068	41,145	0,37	5,58	5,92
90	10	0,9	0,331	0,314	9,033	0,3215	8,216	2,99	2,40	9,05
	20	1,8	0,354	0,327	16,700	0,3424	15,273	3,34	4,71	8,54
	30	2,7	0,373	0,347	23,300	0,3603	21,411	3,36	3,83	8,11
	60	5,4	0,412	0,389	38,797	0,4019	35,844	2,51	3,31	7,61
	90	8,1	0,438	0,415	49,672	0,4318	46,288	1,32	4,06	6,81
	120	10,8	0,455	0,429	58,005	0,4546	54,215	0,15	5,98	6,53
120	10	1,2	0,270	0,256	9,711	0,2643	8,934	2,11	3,26	8,00
	20	2,4	0,294	0,274	18,364	0,2868	16,842	2,39	4,68	8,29
	30	3,6	0,314	0,295	26,025	0,3063	23,896	2,43	3,84	8,18
	60	7,2	0,359	0,343	44,811	0,3524	41,145	1,83	2,75	8,18
	90	10,8	0,390	0,369	58,597	0,3864	54,215	0,86	4,71	7,48
	120	14,4	0,412	0,392	69,329	0,4126	64,475	0,12	5,25	7,00

Согласно [2] запишем соотношения для расчета массы ускоряемого тела

$$m_{\text{т}} \approx 1{,}15a^2b\rho_{\text{т}}, \qquad (22)$$

его максимальной скорости без учета трения и сопротивления воздуха

$$V_m = V_0 + \frac{I^2 L_0 \tau}{2m_{\text{т}}} \qquad (23)$$

и длины рельсотрона

$$l_{\text{р}} = l(\tau) = V_0\tau + \frac{I^2 L_0 \tau^2}{4m_{\text{т}}}, \qquad (24)$$

где $\rho_{\text{т}}$, V_0 – объемная плотность (кг/м³) материала тела и его начальная скорость (м/с).

Достоверность формул (2–11) при параметре $\lambda=a/(b+c)\le 1$ подтверждается удовлетворительным совпадением с результатами расчета по [5] и программе компьютерного моделирования ELCUT [6]: относительные погрешности вычисления индуктивности δ_{LK} и δ_{LE} не превышают 6 %, а индукции δ_B – 9,1 % (табл. 1).

В табл. 2 приведены рассчитанные по формулам (3, 11, 18, 20–24) параметры рельсотронов с шинами из бериллиевой бронзы БрБ2 [7]: $\gamma_0\approx$12,5 1/Ом·м; $\alpha_R\approx$0,0035 1/°С; $C_0\approx$385,5 Дж/°С·кг; ρ_0=8230 кг/м³; $\sigma_{\text{доп}}\approx$1350 МПа; $\rho_{\text{т}}\approx$20000 кг/м³; V_0=0.

На рис. 7 приведены графики зависимости длительности импульса τ от плотности тока δ_0 для различных повышений температуры шин (20) из бериллиевой бронзы БрБ2.

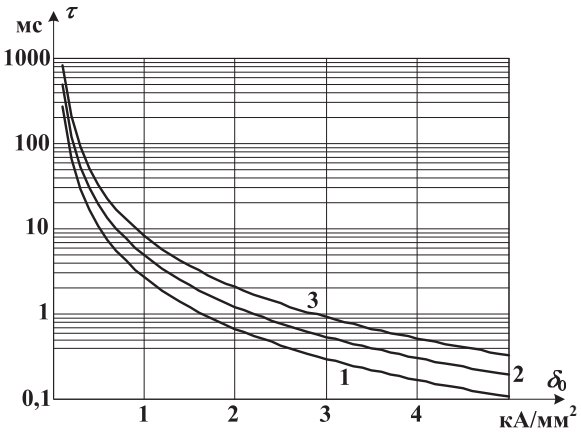


Рис. 7. *Графики зависимости длительности импульса τ от плотности тока δ_0 для различных повышений температуры шин из бериллиевой бронзы: 1) 75; 2) 150; 3) 300 °С*

Увеличение размеров рельсотрона (*a*, *b*, *c*) при сохранении допустимого механического напряже-

Таблица 2. *Параметры рельсотронов из бериллиевой бронзы*

Исходные данные						Расчетные параметры						
a	*c*	*b*	δ_0	*I*	τ	L_0	σ_{xm}	ϑ	R_0	$m_{\text{т}}$	V_m	$l_{\text{р}}$
мм			А/мм²	МА	мс	мкГн/м	МПа	°С	мкОм/м	кг	км/с	м
10	30	20	4000	2,4	0,3	0,402	1298	151	332	0,046	7,55	1,13
20	40	40	2300	3,68	0,9	0,468	1302	149	124	0,368	7,76	3,49
30	50	60	1640	4,92	1,8	0,496	1302	152	67	1,242	8,70	7,83
40	60	80	1280	6,14	3	0,511	1302	155	42	2,944	9,83	14,75
50	70	100	1050	7,35	4,4	0,521	1298	153	29	5,750	10,77	23,69
60	80	120	890	8,54	6,1	0,528	1293	152	21	9,936	11,82	36,06
70	90	140	775	9,76	8	0,532	1297	151	16	15,78	12,87	51,48
80	100	160	684	10,9	10	0,536	1291	146	12	23,55	13,63	68,16
90	110	180	610	12,1	13	0,539	1276	152	10	33,53	15,24	99,08

ния σ_{xm} в бериллиевых шинах и их приемлемого нагрева ϑ на 150 °С за импульс дает увеличение амплитуды тока I, длительности импульса τ, индуктивности L_0, массы ускоряемого тела $m_т$, максимальной скорости V_m и длины рельсотрона $l_р$ при уменьшении усредненной плотности тока δ_0 и сопротивления R_0.

Таким образом, по полученным формулам (1–24) можно рассчитывать параметры рельсотронов при постоянной усредненной плотности тока в их шинах.

Выводы

1. Предложена методика расчета параметров рельсотронов при постоянной усредненной плотности тока в их шинах, позволяющая оценивать возможности рельсотронов для ускорения тел и проектировать для них электромагнитные источники питания.
2. Факторами, определяющими возможности рельсотронов для ускорения тел, являются усредненная плотность тока, прочность и повышение температуры шин, поэтому необходимо применять для изготовления шин высокопрочные материалы с максимальной удельной проводимостью, например, бериллиевую бронзу.
3. Достоверность полученных формул подтверждается удовлетворительным совпадением с результатами расчета индукции и индуктивности, проведенными по другим методикам.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Witt W., Loffler M. The electromagnetic Gun-CCloser to Weapon System Status // Military Technology. – 1998. – № 5. – P. 80–86.
2. Носов Г.В. К расчету параметров и эффективности преобразования энергии рельсотроном // Известия Томского политехнического университета. – 2007. – Т. 310. – № 2. – С. 70–73.
3. Теория электрических аппаратов / под ред. проф. Г.Н. Александрова. – М.: Высшая школа, 1985. – 312 с.
4. Татур Т.А. Основы теории электромагнитного поля. – М.: Высшая школа, 1989. – 271 с.
5. Калантаров П.Л., Цейтлин Л.А. Расчет индуктивностей. – Л.: Энергоатомиздат, 1986. – 488 с.
6. Методы и средства автоматизации профессиональной деятельности. Ч. 1 / под общей ред. канд. техн. наук А.С. Глазырина. – Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2007. – 199 с.
7. Электротехнический справочник: в 3 т. Т. 1. Общие вопросы. Электротехнические материалы / под общ. ред. проф. МЭИ В.Г. Герасимова и др. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 488 с.

Поступила 11.01.2013 г.

УДК 621.313.12

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ РЕЛЬСОТРОНОВ. Ч. 2. РАСЧЕТ ПРИ СИНУСОИДАЛЬНОМ ТОКЕ

Г.В. Носов

Томский политехнический университет
E-mail: nosov@nosov.tpu.ru

Получены формулы для расчета параметров рельсотронов при синусоидальном токе и неравномерной плотности тока. Определены такие параметры, как средняя магнитная индукция в пространстве между шинами рельсотрона, индуктивность, сопротивление, максимальная температура поверхности шин при их адиабатном нагреве, а также механическое напряжение в шинах. Фактором, определяющим возможности рельсотронов для ускорения тел, является существенное повышение температуры поверхности шин, что может привести к их расплавлению и однократному использованию рельсотрона. Достоверность полученных формул подтверждается удовлетворительным совпадением с результатами компьютерного моделирования при определении индуктивности и сопротивления рельсотронов.

Ключевые слова:
Рельсотрон, шина, параметр, синусоидальный ток, неравномерная плотность тока, индукция, индуктивность, механическая сила, механическое напряжение, адиабатный нагрев шин, сопротивление.

Key words:
Railgun, tire, parameter, harmonic current, non-uniform current density, induction, inductance, mechanical force, mechanical tension, adiabatic heating of tires, resistance.

Рассмотрим установивший режим с синусоидальным током

$$i(t) = I\sqrt{2}\sin(\omega t + \varphi), \qquad (1)$$

имеющим действующее (среднеквадратичное) значение I и угловую частоту $\omega=2\pi f$. В этом режиме будут наблюдаться поверхностный эффект и эффект близости [1], приводящие к неравномерной плотности тока при средней действующей плотности тока δ_0 [2].

Для расчета действующих значений магнитной индукции, подобно [2], воспользуемся законом полного тока и принципом наложения [3]:

$$B_0 = \frac{\mu_0 I}{b + c + 2a}; \qquad (2)$$

$$B_1 = \frac{\mu_0 I}{2(b + c + 2a)} + \frac{\mu_0 I}{4(b + c)} + \frac{\mu_0 I}{4(b + c + 1,75a)}; \qquad (3)$$

$$B_2 = \frac{\mu_0 I - B_1 c}{2b + c}; \qquad (4)$$

$$B_3 = \frac{\mu_0 I - B_0 (c + a)}{2b + c + 3a}. \qquad (5)$$

При $x>0$ и $-0,5c<y<0,5c$ [2] учтем приближенно проекцию вектора магнитной индукции на ось y следующим образом:

а) $0<x<0,5a$

$$B_y(x) = B_{y1}(x) = B_1; \qquad (6)$$

б) $0,5a<x<0,5a+b$

$$B_y(x) = B_{y2}(x) =$$

$$= C_1 \exp\left(-\frac{x - 0,5a}{\Delta_1}\right) - C_2 \exp\left(\frac{x - 0,5a - b}{\Delta_1}\right); \qquad (7)$$

в) $x>0,5a+b$

$$B_y(x) = B_{y3}(x) = -B_2 \exp[-\alpha(x - 0,5a - b)], \qquad (8)$$

причем из уравнений на поверхности шины 1 [2]

$$B_{y2}(0,5a) = B_1;\ B_{y2}(0,5a + b) = -B_2;$$

$$2c\Delta_1 = (2b + 2c)\Delta_0$$

определяем постоянные величины

$$C_1 = \frac{1 + \beta\exp(-b/\Delta_1)}{1 - \exp(-2b/\Delta_1)} B_1;\ C_2 = \frac{\beta + \exp(-b/\Delta_1)}{1 - \exp(-2b/\Delta_1)} B_1;$$

$$\Delta_1 = \left(1 + \frac{b}{c}\right)\Delta_0 \qquad (9)$$

при расчетных коэффициентах α, β из [2] и эквивалентной глубине проникновения электромагнитного поля в проводящее полупространство с постоянной удельной проводимостью γ [3]:

$$\Delta_0 = \sqrt{\frac{2}{\mu_0 \gamma \omega}}. \qquad (10)$$

На рис. 1 приведены характерные графики распределения проекции вектора магнитной индукции на ось y, рассчитанные по (6–10).

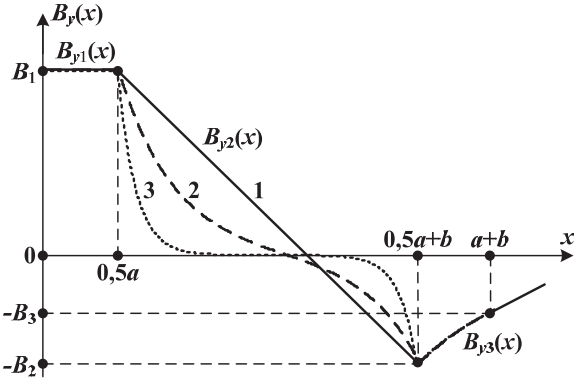


Рис. 1. *Распределение проекции вектора магнитной индукции на ось y при частотах f: 1) – $f=f_1\to 0$; 2) – $f=f_2>f_1$; 3) – $f=f_3>f_2$*

С учетом (6, 7) найдем потокосцепление рельсотрона (Вб/м):

$$\psi = \psi_1 + 2\psi_2 =$$

$$= aB_1 + 2\int_{0,5a}^{0,5a+b}\left\{\left[\frac{b-(x-0,5a)}{b}\right]B_{y2}(x)\right\}dx = L_0 I, \quad (11)$$

тогда на основании (3, 7, 9, 11) индуктивность рельсотрона составит (Гн/м):

$$L_0 = \frac{\mu_0\lambda(1+2,3125\lambda+0,875\lambda^2)}{(1+2\lambda)(1+1,75\lambda)}\times$$

$$\times\left\{1+\frac{2\xi}{(b/\Delta_1)}\times\right.$$

$$\left.\times\left[\frac{1+2\beta\exp(-b/\Delta_1)+\exp(-2b/\Delta_1)}{1-\exp(-2b/\Delta_1)}-\frac{1+\beta}{(b/\Delta_1)}\right]\right\}, \quad (12)$$

где $\lambda=a/(b+c)$, $\xi=b/a$.

Далее, учитывая составляющую индукции на интервале $0,5a<x<0,5a+b$

$$B_{y2}(x) = C_3\exp\left(-\frac{x-0,5a}{\Delta_2}\right)-$$

$$-C_4\exp\left(\frac{x-0,5a-b}{\Delta_2}\right), \quad (13)$$

запишем соотношение для действующей плотности тока в шине 1 [2, 3]:

$$\delta(x) = \frac{K_\delta}{\mu_0}\left|\frac{dB_{y2}(x)}{dx}\right| = \frac{K_\delta C_3}{\mu_0\Delta_2}\exp\left(-\frac{x-0,5a}{\Delta_2}\right)+$$

$$+\frac{K_\delta C_4}{\mu_0\Delta_2}\exp\left(\frac{x-0,5a-b}{\Delta_2}\right), \quad (14)$$

где из уравнений для (13)

$$B_{y2}(0,5a) = B_1;\ B_{y2}(0,5a+b) = -B_2;$$

$$(2b+2c)\Delta_2 = 2b\Delta_0$$

имеем

$$C_3 = \frac{1+\beta\exp(-b/\Delta_2)}{1-\exp(-2b/\Delta_2)}B_1;$$

$$C_4 = \frac{\beta+\exp(-b/\Delta_2)}{1-\exp(-2b/\Delta_2)}B_1;\ \ \Delta_2 \approx \frac{1,08b}{b+c}\Delta_0. \quad (15)$$

Поправочный коэффициент K_δ найдем с учетом (14, 15) из уравнения для средней действующей плотности тока:

$$\delta_0 = \frac{I}{bc} = \frac{1}{b}\int_{0,5a}^{0,5a+b}\delta(x)dx = \frac{(1+\beta)K_\delta B_1}{\mu_0 b}, \quad (16)$$

тогда

$$K_\delta = \frac{\mu_0 b\delta_0}{(1+\beta)B_1}. \quad (17)$$

В результате на основании (15–17) максимальные значения действующей плотности тока (14) будут равны:

$$\delta_{m1} = \delta(0,5a) = \frac{\delta_0(b/\Delta_2)}{(1+\beta)}\times$$

$$\times\left[\frac{1+2\beta\exp(-b/\Delta_2)+\exp(-2b/\Delta_2)}{1-\exp(-2b/\Delta_2)}\right]; \quad (18)$$

$$\delta_{m2} = \delta(0,5a+b) = \frac{\delta_0(b/\Delta_2)}{(1+\beta)}\times$$

$$\times\left[\frac{\beta+2\exp(-b/\Delta_2)+\beta\exp(-2b/\Delta_2)}{1-\exp(-2b/\Delta_2)}\right]. \quad (19)$$

На рис. 2 приведен характерный график распределения по шине 1 действующей плотности тока (14).

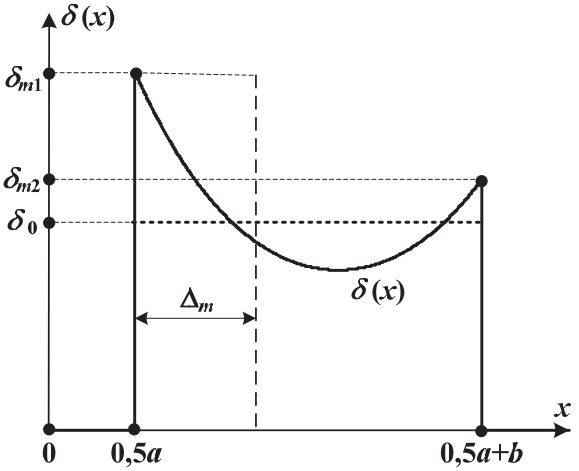


Рис. 2. *Характерное распределение по шине 1 действующей плотности тока: δ_{m1}, δ_{m2} – максимальные значения; δ_0 – среднее значение; Δ_m – толщина слоя с максимальной плотностью тока δ_{m1}*

На основании (14), подобно диффузии синусоидального электромагнитного поля в проводящее полупространство [4], запишем мгновенное значение плотности тока

$$\delta(x,t) = \frac{\sqrt{2}K_\delta C_3}{\mu_0\Delta_2}\exp\left(-\frac{x-0,5a}{\Delta_2}\right)\times$$

$$\times\cos\left(\omega t-\frac{x-0,5a}{\Delta_2}\right)+$$

$$\frac{\sqrt{2}K_\delta C_4}{\mu_0\Delta_2}\exp\left(\frac{x-0,5a-b}{\Delta_2}\right)\times$$

$$\times\cos\left(\omega t+\frac{x-0,5a-b}{\Delta_2}\right); \quad (20)$$

тогда в шинах рельсотрона с постоянной удельной проводимостью γ мощность тепловых потерь [3, 4] составит (Вт/м):

$$P_0 = \frac{2c}{\gamma}\int_{0,5a}^{0,5a+b}\left[\frac{1}{T}\int_0^T\delta(x,t)^2dt\right]dx, \quad (21)$$

где $T=2\pi/\omega$ – период тока (1).

В результате с учетом (20, 21) можно найти сопротивление рельсотрона (Ом/м):

$$R_0 = \frac{P_0}{I^2}. \qquad (22)$$

При сильном поверхностном эффекте, когда $\Delta_0 << b$, $\Delta_0 << c$ и формулы (20–22) дают заметную погрешность, сопротивление рельсотрона можно рассчитать по приближенному соотношению:

$$R_0 \approx \frac{1}{\gamma(b+c)K_\Delta(f,\gamma,b/c)\Delta_0}, \qquad (23)$$

где $K_\Delta(f,\gamma,b/c)\approx 0{,}5...1{,}3$ – поправочный коэффициент при f=500...5000 Гц; $\gamma=12{,}5\cdot 10^6$ 1/Ом·м; b/c=0,66...1,64.

Из уравнения

$$\delta_{m1}\Delta_m c = \delta_0 bc = I$$

с учетом (16, 18) найдем толщину слоя Δ_m (рис. 2) с максимальной действующей плотностью тока δ_{m1}

$$\Delta_m = \frac{\delta_0}{\delta_{m1}} b = \Delta_2(1+\beta)\times$$

$$\times\left[\frac{1-\exp(-2b/\Delta_2)}{1+2\beta\exp(-b/\Delta_2)+\exp(-2b/\Delta_2)}\right] \qquad (24)$$

и максимальным повышением температуры (°С)

$$\vartheta_m = \frac{\exp\left(\frac{\alpha_R\delta_{m1}^2\tau}{\gamma_0 C_0\rho_0}\right)-1}{\alpha_R} \qquad (25)$$

при адиабатном нагреве [2] за один радиоимпульс тока: длительность τ, действующее значение I, угловая частота гармонического заполнения ω.

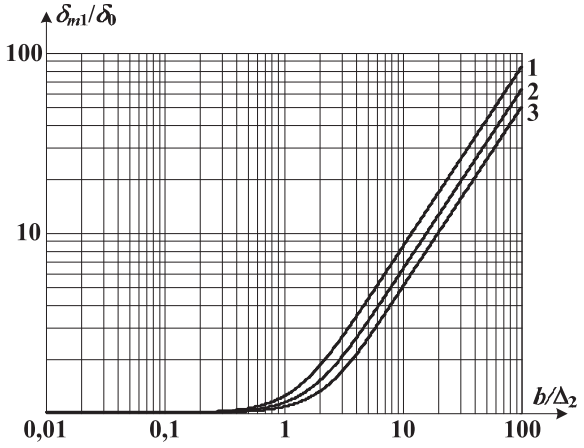


Рис. 3. *Графики зависимости относительной максимальной плотности тока δ_{m1}/δ_0 от относительной ширины шины b/Δ_2 при параметре: 1 – β=0,2; 2 – β=0,6; 3 – β=1*

На рис. 3 приведены полученные по формуле (18) графики зависимости относительной максимальной плотности тока δ_{m1}/δ_0 от относительной ширины шины b/Δ_2 при разных параметрах β. В свою очередь на рис. 4 указаны рассчитанные по формуле (24) графики зависимости относительной толщины слоя Δ_m/Δ_2 с максимальной плотностью тока δ_{m1} от относительной ширины шины b/Δ_2 при различных параметрах β. На рис. 5 для шин из бериллиевой бронзы [2] приведены графики зависимости длительности радиоимпульса τ от максимальной плотности тока δ_{m1} при максимальном повышении температуры ϑ_m (25) слоя толщиной Δ_m.

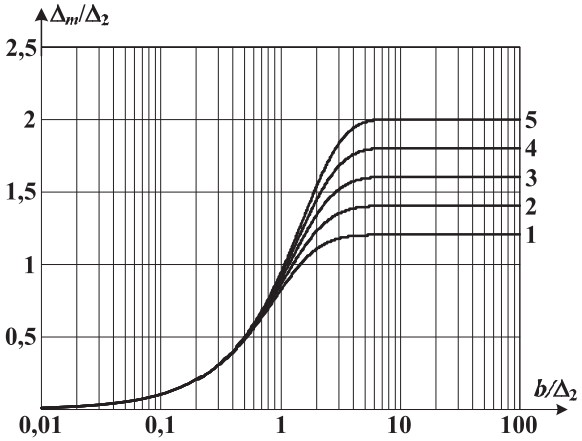


Рис. 4. *Графики зависимости относительной толщины слоя Δ_m/Δ_2 с максимальной плотностью тока δ_{m1} от относительной ширины шины b/Δ_2 при параметре: 1 – β=0,2; 2 – β=0,4; 3 – β=0,6; 4 – β=0,8; 5 – β=1*

Ускоряющую тело механическую силу F можно найти приближенно как в [2] при воздействии радиоимпульса тока с действующим значением I и длительностью τ.

Действующее значение механической силы давления магнитного поля на одну из шин, например, шину 1 [2], направленную вдоль оси x, рассчитаем следующим образом [3, 4]

$$F_x(x) = c\int_{0,5a}^{x}[\delta(x)B_{y2}(x)]\,dx,$$

причем при сильном поверхностном эффекте максимум этот силы составит (Н/м)

$$F_{x\max} \approx \frac{B_1\delta_0 bc}{2}. \qquad (26)$$

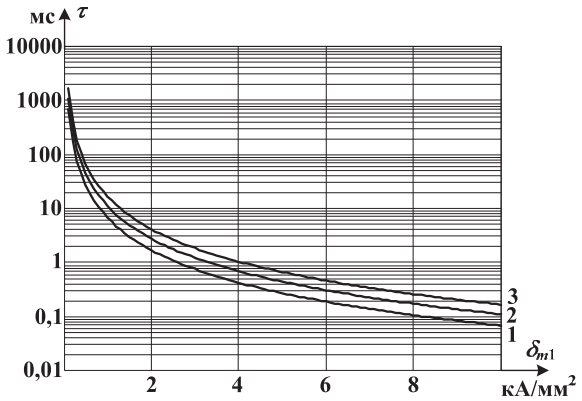


Рис. 5. *Для шин из бериллиевой бронзы графики зависимости длительности радиоимпульса τ от максимальной плотности тока δ_{m1} при максимальном повышении температуры ϑ_m слоя толщиной Δ_m: 1 – 225; 2 – 450; 3 – 900 °С*

Для оценки механической прочности шины от действия силы (26) найдем максимум механического напряжения в шине (Н/м²)

$$\sigma_{x\max} = \frac{F_{x\max}}{c} \approx \frac{B_1\delta_0 b}{2} < \sigma_{\text{доп}}, \qquad (27)$$

которое не должно превышать допустимого напряжения $\sigma_{\text{доп}}$ материала шины.

Таблица 1. *Индуктивность и сопротивление рельсотронов при γ=12,5·10⁶ 1/Ом·м*

Исходные данные				ELCUT		Расчет		Погрешности	
a	*c*	*b*	*f*	L_{0E}	R_{0E}	L_0	R_0	δ_L	δ_R
мм			Гц	мкГн/м	мкОм/м	мкГн/м	мкОм/м	%	
10	30	20	0	0,398	266,67	0,402	266,67	0,9	0
			5	0,398	266,67	0,401	256,2	0,9	4
			50	0,397	269,6	0,398	229,5	0,3	14,9
			500	0,369	434,8	0,374	433,3*	1,1	0,3
			5000	0,281	1478,6	0,300	1472*	6,8	0,5
20	40	40	0	0,463	100	0,468	100	1,2	0
			5	0,463	101	0,467	91,3	0,9	9,6
			50	0,456	108,4	0,458	101,9	0,5	6
			500	0,386	280,8	0,407	280,5*	5,5	0,1
			5000	0,319	994,2	0,319	998,7	0	0,5
30	50	60	0	0,489	53,33	0,496	53,33	1,4	0
			5	0,489	53,52	0,494	46,2	1	13,6
			50	0,464	67,2	0,478	72,4	3,1	7,7
			500	0,389	211,2	0,409	228,7	5	8,3
			5000	0,332	730,2	0,321	723,1	3,3	1
40	60	80	0	0,508	33,33	0,511	33,33	0,6	0
			5	0,507	33,6	0,508	27,9	0,2	16,8
			50	0,486	50,6	0,485	57,3	0,2	13,3
			500	0,389	171,9	0,403	180,7	3,6	5,1
			5000	0,312	517	0,320	516*	2,6	0,2
50	70	100	0	0,520	22,86	0,521	22,86	0,2	0
			5	0,518	23,3	0,516	19,1	0,3	17,8
			50	0,478	41,5	0,485	47,5	1,6	14,4
			500	0,389	145,3	0,396	149,9	1,7	3,2
			5000	0,320	408,2	0,318	408,4*	0,5	0,04
60	80	120	0	0,526	16,67	0,528	16,67	0,3	0
			5	0,522	17,3	0,521	14,5	0,1	16,3
			50	0,469	35,7	0,483	40,6	3	13,7
			500	0,387	129,8	0,388	128,3	0,3	1,2
			5000	0,306	267,2	0,317	268,5*	3,5	0,5
70	90	140	0	0,528	12,7	0,532	12,7	0,8	0
			5	0,522	13,5	0,525	11,8	0,5	12,6
			50	0,461	31,5	0,479	35,5	3,9	12,7
			500	0,384	117,7	0,381	112,2	0,7	4,7
			5000	0,328	205,4	0,315	205,9*	3,9	0,2
80	100	160	0	0,533	10	0,536	10	0,6	0
			5	0,523	10,9	0,526	10,1	0,6	7
			50	0,454	27,7	0,474	31,5	4,4	13,9
			500	0,386	102	0,375	99,8	2,8	2,2
			5000	0,317	175,5	0,314	175,1*	1	0,2
90	110	180	0	0,533	8,08	0,539	8,08	1,1	0
			5	0,517	9,18	0,527	9	2	2,1
			50	0,447	25,9	0,468	28,4	4,8	9,7
			500	0,378	85,7	0,370	89,8	2,1	4,8
			5000	0,310	106,5	0,313	105,9*	0,8	0,6

Если синусоидальный ток (1) рассматривать как воздействие радиоимпульса длительностью τ с тем же действующим значением I, то для расчета приближенных усредненных значений повышения температуры шин ϑ, удельной проводимости γ, скорости тела V_m и длины рельсотрона l_p можно воспользоваться формулами [2]. При этом значения индуктивности L_0 и сопротивления R_0 следует брать по (12) и (22, 23) соответственно.

Достоверность формул (2–23) при параметре $\lambda=a/(b+c)\le 1$ подтверждается удовлетворительным совпадением с результатами компьютерного моделирования по программе ELCUT [5]: относительные погрешности вычисления индуктивности δ_L не превышают 7,8 %, а сопротивления δ_R – 18 %, причем результаты расчета R_0 по (23) обозначены * (табл. 1, 2).

Таблица 2. *Индуктивность и сопротивление рельсотронов при γ=50·10⁶ 1/Ом·м*

Исходные данные				ELCUT		Расчет		Погрешности	
a	*c*	*b*	*f*	L_{0E}	R_{0E}	L_0	R_0	δ_L	δ_R
мм			Гц	мкГн/м	мкОм/м	мкГн/м	мкОм/м	%	
10	30	20	0	0,398	66,67	0,402	66,67	0,9	0
			5	0,398	66,8	0,400	59,1	0,6	11,5
			50	0,386	77	0,389	86,5	0,7	12,3
			500	0,309	224,8	0,333	224,4*	7,7	0,2
			5000	0,253	789	0,258	786,9*	1,9	0,3
20	40	40	0	0,463	25	0,468	25	1,2	0
			5	0,461	25,4	0,464	21,1	0,7	16,9
			50	0,430	43,3	0,436	50	1,3	15,6
			500	0,339	148,8	0,352	157,9	3,9	6,1
			5000	0,274	452,2	0,282	451,6*	2,9	0,1
30	50	60	0	0,489	13,33	0,496	13,33	1,4	0
			5	0,484	14	0,488	12,2	0,9	12,7
			50	0,427	32,3	0,444	36,2	4	11,9
			500	0,350	118,8	0,352	114,3	0,4	3,8
			5000	0,287	224,4	0,290	225,8*	1	0,6
40	60	80	0	0,508	8,33	0,511	8,33	0,6	0
			5	0,493	9,4	0,499	9,1	1,3	3,3
			50	0,421	26	0,442	28,6	4,9	9,9
			500	0,356	96,9	0,347	90,4	2,4	6,7
			5000	0,306	162,4	0,293	163,1*	4,1	0,4
50	70	100	0	0,520	5,72	0,521	5,72	0,2	0
			5	0,504	7,1	0,504	7,5	0	5,6
			50	0,416	21,7	0,436	23,7	4,7	9,2
			500	0,359	77,8	0,343	75	4,5	3,6
			5000	0,280	108,5	0,295	108,2*	5,4	0,3

Увеличение частоты тока f приводит к усилению поверхностного эффекта, возрастанию максимальной плотности тока δ_{m1}, максимального повышения температуры ϑ_m и к уменьшению длительности τ радиоимпульса тока. При этом уменьшается индуктивность L_0, снижается ускоряющая сила F и увеличивается сопротивление R_0, причем такое изменение L_0, F и R_0 возрастает с увеличением удельной проводимости γ материала шин рельсотрона. Значения L_0 и R_0, полученные по формулам (12) и (22) при $f\to 0$, совпадают с результатами расчета в [2].

Таким образом, по полученным формулам (1–27) можно рассчитывать параметры рельсотронов при синусоидальном токе.

Выводы

1. Предложена методика расчета параметров рельсотронов при синусоидальном токе, позволяющая оценивать возможности рельсотронов при неравномерной плотности тока.
2. Фактором, определяющим возможности рельсотронов для ускорения тел при синусоидальном токе, является существенное повышение температуры поверхностного слоя шин, что может привести к их расплавлению и однократному использованию рельсотрона.
3. Достоверность полученных формул подтверждается удовлетворительным совпадением с результатами расчета индуктивности и сопротивления, полученными при помощи компьютерного моделирования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Теория электрических аппаратов / под ред. проф. Г.Н. Александрова. – М.: Высшая школа, 1985. – 312 с.
2. Носов Г.В. Определение параметров рельсотронов. Ч. 1. Расчет при постоянной плотности тока // Известия Томского политехнического университета. – 2013. – Т. 322. – № 4. – С. 65–69.
3. Татур Т.А. Основы теории электромагнитного поля. Справочное пособие. – М.: Высшая школа, 1989. – 271 с.
4. Немков В.С., Демидович В.Б. Теория и расчет устройств индукционного нагрева. – Л.: Энергоатомиздат, 1988. – 280 с.
5. Методы и средства автоматизации профессиональной деятельности. Ч. 1 / под общей ред. канд. техн. наук А.С. Глазырина. – Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2007. – 199 с.

Поступила 11.01.2013 г.

УДК 621.374

СТАДИАЛЬНОЕ ЭЛЕКТРОИМПУЛЬСНОЕ РАЗРУШЕНИЕ ТВЕРДЫХ ТЕЛ

В.И. Курец

Томский политехнический университет
E-mail: kuretz@tpu.ru

Предложена методика определения размеров калибровочных отверстий в заземленных электродах на промежуточных стадиях электроимпульсного измельчения сырья. Показано, что использование стадиального разрушения существенно уменьшает удельные затраты энергии.

Ключевые слова:
Электроимпульсное измельчение, стадиальность, энергозатраты.

Key words:
Electric pulse crushing, stage, energy expenditure.

Одним из наиболее эффективных методов селективной дезинтеграции твердых неоднородных тел, включая горнорудное сырье, искусственные материалы и т. д., является электроимпульсный способ, использующий в качестве инструмента воздействия энергию электрической импульсной искры, сформированной в толще твердого тела [1].

Такой способ разрушения сырья позволяет обеспечивать растягивающие и сдвиговые нагрузки в материале, селективность дезинтеграции как по крупности, так и по неоднородностям в материале, отсутствие существенного заражения готового продукта аппаратурным металлом и т. д. [1]. Эти преимущества электроимпульсного способа обеспечивает его конкурентоспособность по сравнению с традиционными механическими способами разрушения. Однако этот способ имеет существенные недостатки, связанные с принципами его реализации. Электроимпульсные установки, как правило, состоят из генератора высоковольтных импульсов или нескольких генераторов, рабочей камеры, имеющей высоковольтные электроды и заземленный электрод-классификатор, калибровочные отверстия в котором соответствуют максимальному размеру крупности готового продукта. Сырье загружается в камеру на электрод-классификатор, на высоковольтные электроды подаются высоковольтные импульсы, которые формируют электрический разряд в толще каждого куска сырья, разрушая его.

Таким образом, каждый акт воздействия имеет локальный характер в отличие от работы традиционных механических аппаратов, где в процесс разрушения вовлекается практически весь материал за один оборот в мельницах или дробилках. Поэтому по производительности разрушения электроимпульсный способ значительно уступает традиционным механическим способам. Кроме того, при электроимпульсном разрушении постоянно изменяется гранулометрический состав исходного сырья. При этом осколки материала, последовательно уменьшая свой размер в процессе разруше-

ния, неоднократно попадают в рабочую зону, пока не достигнут размеров меньших, чем размеры отверстий в электроде-классификаторе. Параметры источника импульсов при этом остаются постоянными, что приводит к излишним потерям энергии за счет переизмельчения материала. Таким образом, электроимпульсный способ разрушения не позволяет достигнуть энергоемкости, характерной для традиционных механических аппаратов. Снижение энергоемкости электроимпульсного разрушения возможно, если на каждый узкий класс крупности подавать импульсы с различными параметрами, обеспечивающими оптимальные показатели разрушения.

Рассмотренный выше процесс электроимпульсного разрушения соответствует разрушению сырья в одну стадию, который достаточно хорошо изучен [2] и позволяет оценить средневероятный размер осколков по известным параметрам импульса и свойствам сырья.

В практике измельчения стадиальные процессы следует использовать там, где требования к готовому продукту по выходу отдельных классов крупности достаточно жесткие (например, периклаз, кварцевое сырье, различные абразивные материалы и т. д.), где требуется выделить из разрушаемой руды кристаллы различной крупности без существенных повреждений (ограночное кристаллосырье, легкошлакующиеся руды и т. д.), или где остро стоит вопрос о снижении энергоемкости разрушения. Введение промежуточной стадии дробления позволяет увеличить эффективность процесса за счет разрушения более «узких» классов крупности при использовании оптимальных параметров импульса в каждой стадии. В данной работе предложена методика оценки выбора стадий.

В процессе разрушения состояние системы может характеризоваться средневероятным размером куска в любой момент времени. Расчет средневероятного осколка при электрическом пробое твердого материала представлен в [2]. В качестве энергетического критерия разрушения используется критическая скорость аналогично критерию разрушения при кратковременных ударных нагрузках (например, при взрыве химических веществ) [3]:

$$V_{kp} = \frac{\sigma_p}{\sqrt{\rho E}},$$

где σ_p – прочность материала на растяжение, ρ – плотность материала, E – модуль Юнга.

Пусть исходный средневероятный размер куска $\bar{a}_0$, конечный $\bar{a}_2$, промежуточный $\bar{a}_1$. Если принять, что индуктивность контура и электрофизические свойства канала разряда постоянны, а варьируется только энергия импульса (за счет амплитуды напряжения и разрядной емкости генератора) и прочностные свойства осколков, то связь между средневероятными размерами осколков при двухстадиальном и одностадиальном разрушении может быть описана выражениями, представленными в табл. 1, где W_0 – энергия единичного импульса при разрушении материала в одну стадию, W_1 – энергия единичного импульса на первой стадии разрушения, W_2 – энергия единичного импульса на второй стадии разрушения.

Таблица 1. *Расчетные выражения для оценки размеров средневероятных осколков на основе энергетического критерия и энергии единичного импульса на каждой стадии разрушения сырья*

Номер стадии	Класс крупности	Энергия импульса на стадиях	Расчетные формулы для средневероятного осколка по стадиям	Примечание
I	$\bar{a}_0...\bar{a}_1$	W_1	$\bar{a}_1 = \frac{kV_{кр0}\bar{a}_0^3}{\sqrt{W_1}}$	$\bar{a}_0$ – средний размер куска исходного материала
II	$\bar{a}_1...\bar{a}_2$	W_2	$\bar{a}_2 = \frac{kV_{кр1}\bar{a}_1^3}{\sqrt{W_2}}$	$V_{кр0}$ – критическая скорость для исходной крупности
–	$\bar{a}_0...\bar{a}_2$	W_0	$\bar{a}_2 = \frac{kV_{кр0}\bar{a}_0^3}{\sqrt{W_0}}$	$V_{кр1}$ – критическая скорость для промежуточной крупности

Рассматривая двухстадиальный процесс, можно отметить, что во второй стадии разрушения число осколков по сравнению с исходным продуктом возрастает до N и энергия, необходимая для их разрушения, будет равна NW_2. Запишем разность энергий, необходимых для разрушения исходного продукта до конечного, в одну стадию и в две стадии:

$$\Delta W = W_0 - (W_1 + NW_2). \quad (1)$$

Чем выше величина ΔW, тем целесообразнее переходить от одностадиального к двухстадиальному дроблению, т. е. необходимо стремиться к $\Delta W \rightarrow \max$. Число осколков, образовавшихся после разрушения на промежуточной стадии, можно рассчитать как:

$$N = \frac{\bar{a}_0^3}{\bar{a}_1^3}, \quad (2)$$

тогда выражение (1) с учетом (2) запишется:

$$\Delta W = \frac{k^2 V_{кр0}^2 \bar{a}_0^6}{\bar{a}_2^2} - \left(\frac{k^2 V_{кр0}^2 \bar{a}_0^6}{\bar{a}_1^2} + \frac{\bar{a}_0^3 k^2 V_{кр1}^2 \bar{a}_1^6}{\bar{a}_1^3 \bar{a}_2^2} \right). \quad (3)$$

Экспериментальные исследования и теоретические расчеты вероятности внедрения канала разряда в твердое тело при электроимпульсном дроблении показали, что существуют оптимальные соотношения амплитуды приложенного напряжения, крутизны фронта импульса, крупности разрушаемого материала, при которых величина вероятности внедрения достаточно высока и, соответственно, процесс разрушения наиболее эффективен [2].

Как правило, электроимпульсное дробление и измельчение осуществляется в технической воде, удельное сопротивление которой колеблется в ши-

роких пределах. Увеличение проводимости среды, в которой происходит разрушение, приводит к деформации импульса как по амплитуде, так и по крутизне [4]. Поэтому при выборе амплитуды импульса следует ее увеличить на величину его деформации, если добиваться постоянства внедрения канала разряда в твердое тело.

Таким образом, требуемую амплитуду импульса следует рассчитывать из выражения:

$$U_{\Gamma} = U_{\text{пр}} K, \qquad (4)$$

где $U_{\text{пр}}$ – электрическая 50 % прочность материала; K – коэффициент снижения напряжения.

Определим максимума функции $\Delta W = f(\bar{a}_1)$:

$$\frac{d(\Delta W)}{d\bar{a}_1} = \frac{2V_{кр0}^2 \bar{a}_0^6}{\bar{a}_1^3} - \frac{3\bar{a}_0^3 \bar{a}_1^2 V_{кр1}^2}{\bar{a}_2^2} = 0. \qquad (5)$$

Решая уравнение (5) относительно $\bar{a}_1$, размер которого будет соответствовать размеру отверстий промежуточной стадии при условии минимальных затрат энергии, получим:

$$\bar{a}_1 = \sqrt[5]{\frac{2}{3}\frac{V_{кр0}^2 \bar{a}_0^3 \bar{a}_2^2}{V_{кр1}^2}}. \qquad (6)$$

Прочностные характеристики продукта, прошедшего первую стадию разрушения, значительно ниже, чем в исходном сырье, т. е.

$$V_{кр0} >> V_{кр1}.$$

Это связано с наличием нераскрытых трещин в продуктах, прошедших первую стадию разрушения.

Анализируя выражение (6), можно отметить, что увеличение исходной крупности продукта, а также уменьшение его прочностных свойств во второй стадии разрушения, позволяет увеличить размер от верстий электрода-классификатора в промежуточной стадии разрушения, что приведет к уменьшению энергоемкости и увеличению производительности процесса на второй стадии разрушения.

Рассмотренный подход может быть распространен на многостадиальный процесс электроимпульсного разрушения.

Таким образом, следует ожидать уменьшения энергоемкости процесса при разрушении материала в стадиальных схемах. Использование стадиального процесса разрушения позволяет также проводить промежуточное обогащение продуктов, что чрезвычайно важно для сохранности камнецветного сырья (алмазы, гранаты, рубины и т. д.) или для легко шламующихся руд (касситериты, вольфрамиты т. д.), а также для сырья, при переработке которого требуется получать узкие классы крупности (периклаз, кварцевое сырье, керамика и т. д.).

Экспериментальная проверка эффективности стадиального дробления проводилась на электроимпульсной установке ДИК-1М [2], позволяющей варьировать параметры высоковольтного импульса: амплитуду до 250 кВ, энергию единичного импульса до 800Дж. Частота посылок импульсов составляла 6 имп/с. Рабочая камера установки имела сменные электроды-классификаторы с отверстиями диаметром 10; 5; 3; 1 мм. В качестве испытываемого сырья использовались: кварцевое стекло, кварцевая керамика, руда Шерловогорского месторождения. Кварцевое стекло (исходная крупность 60 мм) измельчалось в две стадии: до –10 мм и затем до –5 мм, а контрольный опыт – измельчение в одну стадию – от 60 до –5 мм. Этот же материал (исходная крупность 5 мм) измельчался также в две стадии: до –3 мм и затем до –1 мм. Контрольный опыт – измельчение в одну стадию – от 5 до –1 мм. Кварцевая керамика (исходная крупность 5 мм) измельчалась в две стадии: до –3 мм и затем до –1 мм. Контрольный опыт – измельчение в одну стадию – от 5 до –1 мм. Шерловогорская руда (исходная крупность 30 мм) измельчалась в две стадии: до –5 мм и затем до –2 мм. Контрольный опыт – измельчение в одну стадию – от 30 до –2 мм. В каждом опыте оценивалась энергоемкость разрушения. При стадиальном разрушении общая энергоемкость оценивалась как сумма энергоемкостей на каждой стадии.

В табл. 2 представлены сравнительные результаты разрушения материалов по различным стадиальным схемам.

Таблица 2. *Сравнительные результаты по затратам энергии при разрушении сырья в одну и несколько стадий*

Наименование материала	Исходная крупность	Размер промежуточной стадии		Энергоемкость на промежуточной стадии	Конечная крупность	Энергоемкость на конечной стадии	Общая энергоемкость от исходной до конечной крупности
		Эксперимент	Расчет				
	мм			кВт·ч/т	мм	кВт·ч/т	
Кварцевое стекло	60	10	10,24	5,76	–5	11,7	17,46
	60	–	–	–	–5	35,5	35,5
	5	3	2,34	14,0	–1	29,4	43,4
	5	–	–	–	–1	68,6	68,6
Кварцевая керамика	5	3	2,34	23,6	–1	45,6	68,9
	5	–	–	–	–1	85,2	85,2
Шерловогорская руда	30	12	14,1	2,85			
		5	5,4	4,78	–2	9,85	17,48
	30	–	–	–	–2	10,9	20,9

Размер отверстий в промежуточных стадиях рассчитывался по методике, представленной выше.

Как видно из приведенных результатов, использование стадиальных схем разрушения существенно снижает удельные энергозатраты на разрушение сырья. Так, измельчение кварцевого стекла в две стадии позволяет уменьшить удельные затраты энергии на 18,4 кВт·ч/т при дроблении от 60 до –5 мм по сравнению с дроблением в одну стадию и на 25 кВт·ч/т при измельчении от 5 до –1 мм. Для

кварцевой керамики использование двух стадий измельчения от 5 до –1 мм позволяет уменьшить удельные затраты энергии на 16,3 кВт·ч/т по сравнению с одностадиальным измельчением.

Измельчение руд Шерловогорского месторождения в две стадии позволяет уменьшить удельные затраты энергии на 3,42 кВт·ч/т. Следует отметить хорошее совпадение расчетных данных по определению размера отверстий электрода-классификатора на промежуточной стадии с результатами разрушения сырья.

Выводы

1. Разрушение сырья электроимпульсным способом в несколько стадий при использовании оптимальных энергий единичного импульса позволяет существенно уменьшить энергопотребление по сравнению с одностадиальным дроблением.
2. Предложенная методика может быть рекомендована для определения как количества стадий, так и крупности разрушения на них.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Семкин Б.В., Усов А.Ф., Курец В.И. Основы электроимпульсного разрушения материалов. – Л.: Наука, 1988. – 277 с.
2. Курец В.И., Усов А.Ф., Цукерман В.А. Электроимпульсная дезинтеграция материалов. – Апатиты: Изд-во Кольского научного центра РАН, 2002. – 324 с.
3. Власов О.Е., Смирнов С.А. Основы расчета дробления горных пород взрывом. – М.: Изд-во АН СССР, 1962. – 140 с.
4. Жекул В.Г., Раковский Г.Е. К теории формирования электрического разряда в проводящей жидкости // Журнал технической физики. – 1983. – № 53. – Вып. 1. – С. 8–14.

Поступила 12.02.2013 г.

УДК 621.311

КОМПЛЕКСНОЕ ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ В СЛОЖНЫХ СЕТЯХ

Г.В. Рогов

Филиал ОАО «Научно-технический центр Федеральной сетевой компании Единой энергосистемы» – СибНИИЭ, г. Новосибирск
E-mail: grigoriyrogov@mail.ru

Рассмотрены способы повышения качества электроэнергии в сложных сетях с множественными искажающими нагрузками. Предложено применение активных кондиционеров напряжения, напрямую воздействующих на величину, симметрию и гармонический состав напряжения. Разработан алгоритм управления активным кондиционером напряжения. Продемонстрирована эффективность активных кондиционеров напряжения на примере системы электроснабжения Байкало-Амурской магистрали.

Ключевые слова:
Качество электроэнергии, преобразователь напряжения, активный кондиционер напряжения, Байкало-Амурская магистраль.

Key words:
Power quality, voltage source converter, active power conditioner, Baykal-Amur railroad.

Электроэнергия, как и любой другой товар, должна обладать определенным качеством, чтобы соответствовать требованиям рынка. Низкое качество электроэнергии (КЭ) приводит к значительному ущербу на всех уровнях электроэнергетической системы – от генерации до потребления. В последние годы проблема КЭ обостряется ростом доли преобразовательной нагрузки, которая, с одной стороны, является чувствительной к КЭ, с другой стороны, сама является источником искажений, в первую очередь, гармонических. Сегодня практически в каждой квартире и на каждом промышленном предприятии присутствуют выпрямители, работа которых обусловливает протекание несинусоидальных токов и, как следствие, искажение формы кривой напряжения. В будущем число и мощность преобразовательных электроприемников будут только расти. В таких условиях любое присоединение электрической сети может рассматриваться как источник искажений.

Ярким примером сетей с множественными искажающими нагрузками являются системы электроснабжения железных дорог. Перемещение электровозов в пространстве и изменение потребляемой ими мощности приводит к резким и значительным отклонениям напряжения на шинах тяговых подстанций от номинального значения. Электровозы являются однофазными электроприемниками, и их подключение к трехфазной сети вызывает несимметрию напряжения. Наконец, электровозы питаются от сети переменного тока через выпрямители, а значит, являются источниками токов высших гармоник. Вычислительные эксперименты [1] и натурные замеры [2] показывают, что в сети 220 кВ электроснабжения Байкало-Амурской магистрали (БАМ) практически на всех подстанциях не соответствуют требованиям ГОСТ такие показатели КЭ, как суммарный коэффициент гармонических составляющих напряжения и коэффициент

несимметрии напряжения по обратной последовательности.

Для стабилизации напряжения в сетях с резкопеременными нагрузками могут использоваться быстродействующие управляемые средства компенсации реактивной мощности (СКРМ), например статический тиристорный компенсатор [3], управляемый шунтирующий реактор, СТАТКОМ. При реализации пофазного управления эти средства могут также снижать несимметрию в сети.

Для борьбы с высшими гармониками традиционно применяются пассивные фильтры (также распространено название фильтрокомпенсирующие устройства), представляющие собой индуктивно-емкостные цепи, настроенные в резонанс на частоте одной или нескольких высших гармоник. Для поглощения токов высших гармоник в сложных сетях с множеством искажающих нагрузок необходима установка большого количества пассивных фильтров. Такое решение приводит к значительному увеличению числа контуров в схеме сети и возможности возникновения резонанса на какой-либо частоте при определенных условиях. Поэтому весьма сложным является отыскание набора пассивных фильтров, обеспечивающего необходимое снижение напряжений высших гармоник в сети. Изменение схемы сети или вывод в ремонт одного из фильтров могут нарушить работу системы фильтров и привести к резкому возрастанию напряжения отдельных гармоник. Применение пассивных фильтров осложняется возможностью недопустимого повышения напряжения вследствие того, что индуктивно-емкостная цепь пассивного фильтра, имеющая нулевое сопротивление для высшей гармоники, является источником реактивной мощности для первой гармоники.

Развитие силовой электроники позволило создать более совершенные активные фильтры гармоник (АФГ), основным элементом которых являются преобразователи напряжения (ПН) на полностью управляемых вентилях с высокой частотой коммутации. АФГ не создают резонансных контуров и способны практически мгновенно реагировать на изменения режима нагрузки или сети. АФГ способны также осуществлять управляемую компенсацию реактивной мощности и симметрирование токов или напряжений. Существуют поперечные и продольные АФГ. Поперечные АФГ подключаются параллельно искажающей нагрузке и создают такой несимметричный несинусоидальный ток $i_А$, который в сумме с током нагрузки $i_Н$ дает симметричный синусоидальный ток в ветви источника $i_И$ (рис. 1, *а*). Для эффективной борьбы с несимметрией и несинусоидальностью в системе необходима установка поперечных АФГ в ветвях всех искажающих присоединений, что затруднено по техническим, экономическим и организационным причинам. Продольные АФГ подключаются последовательно между источником (сетью) и нагрузкой через последовательный трансформатор (рис. 2, *б*) и предназначены для защиты нагрузки от искажений, существующих в сети. Продольные АФГ создают несимметричную несинусоидальную добавку напряжения $u_А$, которая в сумме с напряжением источника $u_И$ дает симметричное синусоидальное напряжение на шинах нагрузки $u_Н$.

Существующие пассивные и активные фильтры гармоник предназначены для использования в простых радиальных сетях. В сложных сетях с множеством искажающих нагрузок их применение неперспективно. Для сложных сетей необходимо устройство, установка которого на одной подстанции приводит к существенному повышению КЭ во всей сети или на прилежащем участке сети. Например, установка управляемого СКРМ на одной подстанции в большинстве случаев обеспечивает приближение напряжения к желаемой величине на большом количестве подстанций той же сети. Пофазно управляемое СКРМ может обеспечить поддержание на шинах подстанции практически симметричного напряжения желаемой величины. Из-за протекания несимметричных токов напряжение на соседних подстанциях будет отличаться от идеального как по величине, так и по симметрии. Тем не менее, установка одного пофазно управляемого СКРМ позволяет снизить коэффициенты несимметрии и приблизить напряжение к желаемому значению на большом участке сети.

Привлекательна идея создания устройства, влияние которого на высшие гармоники подобно влиянию пофазно управляемого СКРМ на величину и симметрию напряжения, то есть устройства, обеспечивающего поддержание практически синусоидального напряжения на шинах одной подстанции и снижающего суммарный коэффициент гармонических составляющих напряжения на большом участке сети. Реализация такого устройства возможна на основе ПН на полностью управляемых вентилях с высокой частотой коммутации. Использование широтно-импульсной моду-

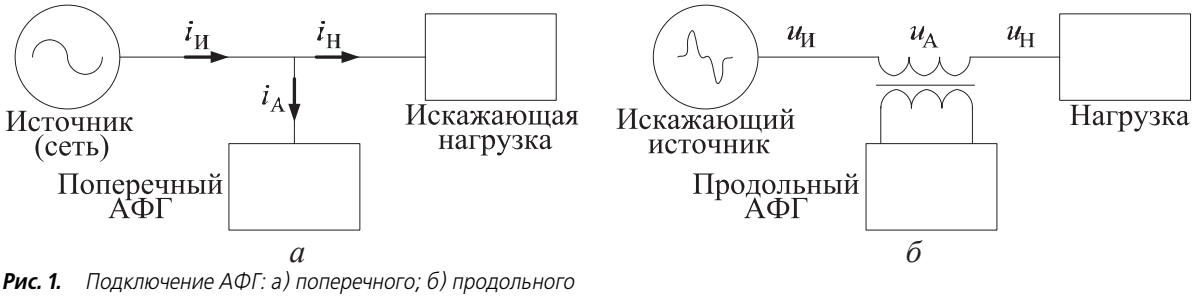


Рис. 1. *Подключение АФГ: а) поперечного; б) продольного*

ляции для управления моментами коммутации вентилей позволяет создавать на выводах ПН напряжение заданного гармонического состава. Независимый выбор моментов коммутации вентилей разных фаз дает возможность создания несимметричного напряжения, а изменение коэффициента модуляции позволяет управлять величиной напряжения на выводах ПН. Таким образом, возможно совмещение в одном устройстве функций регулирования величины напряжения, симметрирования напряжения и исключения высших гармоник напряжения. Устройство на основе ПН, поддерживающее симметричное синусоидальное напряжение заданной величины в некоторой точке, может быть названо активным кондиционером напряжения (АКН).

Основными элементами АКН являются ПН, конденсатор на стороне постоянного тока, предназначенный для запасания энергии, и трансформатор, обеспечивающий возможность подключения ПН к сети напряжением 110 кВ и выше (рис. 2). Напряжение на выводах ПН АКН представляет собой высокочастотную последовательность импульсов. Такое напряжение оказывает значительное разрушающее воздействие на изоляцию. Для предотвращения появления такого напряжения в сети возможна установка в цепи АКН индуктивно-емкостного сглаживающего фильтра.

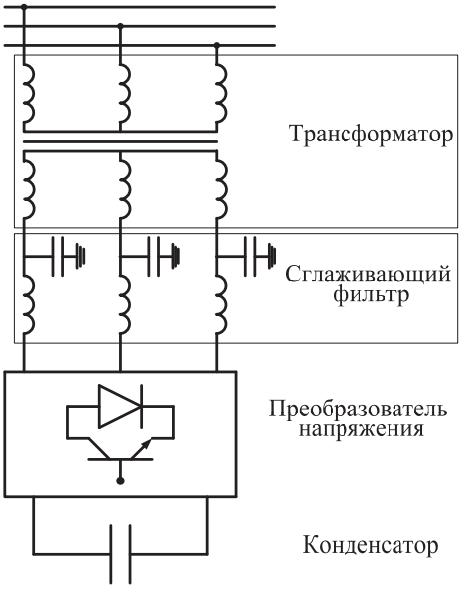


Рис. 2. *Принципиальная схема АКН*

Расчет линейных электрических цепей, в которых действуют несинусоидальные источники тока и напряжения, производят на основе принципа наложения, который позволяет для каждой гармоники рассматривать отдельную схему. В каждой схеме действуют синусоидальные токи и напряжения одной частоты, амплитуды и фазы которых могут быть получены при разложении в ряд Фурье исходных несинусоидальных функций, характеризующих источники. Напряжение на выводах ПН также может быть разложено в ряд Фурье с образованием гармонических составляющих. Поэтому в схеме отдельной гармоники ПН может быть представлен в виде комплексного источника ЭДС. Схема замещения фазы АКН, соответствующая принципиальной схеме рис. 2, показана на рис. 3, *а*. Для каждого из элементов АКН возможны разные схемы замещения, кроме того, возможны разные конфигурации цепи АКН. Поэтому в общем случае целесообразно использовать эквивалентную схему замещения, рис. 3, *б*. Параметры эквивалентной схемы замещения связаны с параметрами полной схемы замещения комплексными коэффициентами, постоянными для данного АКН. Например, для схемы на рис. 2

$$\underline{Z}_{\text{А}}^{(\upsilon)} = \underline{Z}_{\text{Т}}^{(\upsilon)} + \frac{\underline{Z}_{\text{И}}^{(\upsilon)} \cdot \underline{Z}_{\text{Е}}^{(\upsilon)}}{\underline{Z}_{\text{И}}^{(\upsilon)} + \underline{Z}_{\text{Е}}^{(\upsilon)}};$$

$$\underline{E}_{\text{А}}^{(\upsilon)} = \frac{\underline{E}_{\text{ПН}}^{(\upsilon)} \cdot \underline{Z}_{\text{Е}}^{(\upsilon)}}{\underline{Z}_{\text{И}}^{(\upsilon)} + \underline{Z}_{\text{Е}}^{(\upsilon)}}, \qquad (1)$$

где $\underline{Z}_{\text{А}}^{(\upsilon)}$ – эквивалентное сопротивление АКН току гармоники порядка υ; $\underline{Z}_{\text{Т}}^{(\upsilon)}$ – сопротивление трансформатора току гармоники порядка υ; $\underline{Z}_{\text{И}}^{(\upsilon)}$ – сопротивление индуктивного элемента сглаживающего фильтра току гармоники порядка υ; $\underline{Z}_{\text{Е}}^{(\upsilon)}$ – сопротивление емкостного элемента сглаживающего фильтра току гармоники порядка υ; $\underline{E}_{\text{А}}^{(\upsilon)}$ – эквивалентная ЭДС АКН гармоники порядка υ; $\underline{Z}_{\text{ПН}}^{(\upsilon)}$ – напряжение гармоники порядка υ на выводах ПН.

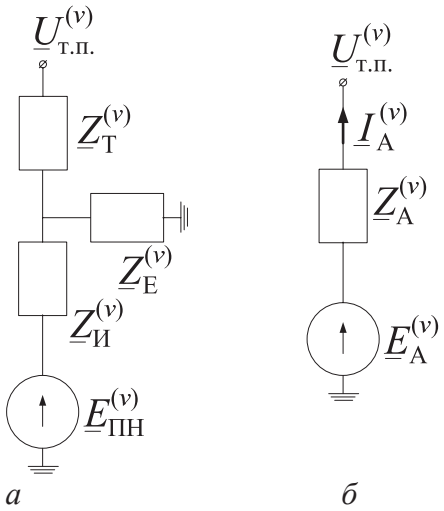


Рис. 3. *Схема замещения АКН: а) полная; б) эквивалентная*

Стратегия управления АКН заключается в создании на выводах ПН такого напряжения, которое обеспечивает желаемое напряжение в точке подключения АКН к сети. Желаемое напряжение представляет собой симметричную систему синусоидального напряжения заданной величины. Напряжение на выводах ПН при этом в общем виде несимметрично и несинусоидально. Любое изменение режима системы приводит к необходимости изменения напряжения на выводах ПН. Поэтому требуется алгоритм определения необходимого на-

пряжения на выводах ПН по информации, получаемой замером в месте установки АКН. Ниже приводится возможный алгоритм работы АКН.

Рассматривая отдельную гармонику порядка υ, для схемы (рис. 3, *б*) можно записать выражение:

$$\underline{U}^{(\upsilon)}_{\text{т.п.}} = \underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{А}} - \underline{I}^{(\upsilon)}_{\text{А}}\underline{Z}^{(\upsilon)}_{\text{А}},$$

где $\underline{U}^{(\upsilon)}_{\text{т.п.}}$ – напряжение гармоники порядка υ в точке подключения АКН к сети; $\underline{I}^{(\upsilon)}_{\text{А}}$ – ток гармоники порядка υ в эквивалентной ветви АКН.

Тогда ЭДС АКН, которую необходимо создать для получения желаемого напряжения в точке подключения $\underline{U}^{(\upsilon)}_{\text{ж}}$, можно определить как

$$\underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{А}} = \underline{U}^{(\upsilon)}_{\text{ж}} + \underline{I}^{(\upsilon)}_{\text{А}}\underline{Z}^{(\upsilon)}_{\text{А}}. \quad (2)$$

Для высших гармоник, с учетом равенства желаемого напряжения нулю, выражение (2) преобразуется:

$$\underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{А}} = \underline{I}^{(\upsilon)}_{\text{А}}\underline{Z}^{(\upsilon)}_{\text{А}}. \quad (3)$$

Для реализации алгоритма работы АКН по выражениям (2) и (3) необходимо измерение тока АКН. Целесообразно вместо этого измерять напряжение в точке подключения АКН, так как именно это напряжение является регулируемой величиной. Ток АКН в этом случае может быть определен по выражению (2) при подстановке вместо желаемого напряжения $\underline{U}^{(\upsilon)}_{\text{ж}}$ действительного напряжения в точке подключения АКН $\underline{U}^{(\upsilon)}_{\text{д}}$:

$$\underline{I}^{(\upsilon)}_{\text{А}} = \frac{\underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{А}} - \underline{U}^{(\upsilon)}_{\text{д}}}{\underline{Z}^{(\upsilon)}_{\text{А}}}. \quad (4)$$

Подставив (4) в (2) можно выразить ЭДС АКН, которую необходимо создать в следующий момент времени $\underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{А}(t+1)}$ через действительное напряжение в точке подключения АКН к сети в данный момент времени $\underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{д}(t)}$ и ЭДС АКН в данный момент времени $\underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{А}(t)}$:

$$\underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{А}(t+1)} = \underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{А}(t)} - \underline{U}^{(\upsilon)}_{\text{д}(t)} + \underline{U}^{(\upsilon)}_{\text{ж}}. \quad (5)$$

Для высших гармоник выражение (5) примет вид

$$\underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{А}(t+1)} = \underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{А}(t)} - \underline{U}^{(\upsilon)}_{\text{д}(t)}.$$

Временной интервал между моментами (t+1) и (t) соответствует времени существования неизменного напряжения на выводах ПН и зависит от частоты коммутации вентилей и тактовой частоты процессора, осуществляющего управление ПН.

В описанном алгоритме производится определение необходимого значения эквивалентной ЭДС $\underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{А}}$, которая является фиктивной величиной. Реальной величиной, определяющей воздействие АКН на систему, является напряжение на выводах ПН $\underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{ПН}}$. Для частного случая конфигурации полной схемы замещения АКН (рис. 3) *а*, $\underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{ПН}}$ с учетом (1) и (5) выражается как:

$$\underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{ПН}(t+1)} = \underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{ПН}(t)} + \frac{\underline{Z}^{(\upsilon)}_{\text{И}} + \underline{Z}^{(\upsilon)}_{\text{Е}}}{\underline{Z}^{(\upsilon)}_{\text{Е}}}(\underline{U}^{(\upsilon)}_{\text{ж}} - \underline{U}^{(\upsilon)}_{\text{д}(t)}). \quad (6)$$

Для высших гармоник

$$\underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{ПН}(t+1)} = \underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{ПН}(t)} + \frac{\underline{Z}^{(\upsilon)}_{\text{И}} + \underline{Z}^{(\upsilon)}_{\text{Е}}}{\underline{Z}^{(\upsilon)}_{\text{Е}}} \cdot \underline{U}^{(\upsilon)}_{\text{д}(t)}. \quad (7)$$

Исключение высших гармоник напряжения в точке подключения обеспечивается при поддержании на выводах ПН напряжения, определяемого как

$$e = \sum_{\upsilon} e_{\upsilon},$$

где e_{υ} – мгновенные значения напряжения каждой гармоники, соответствующие комплексным величинам $\underline{E}^{(\upsilon)}_{\text{ПН}(t+1)}$, определяемым по (6) и (7).

Симметрирование и обеспечение желаемого модуля напряжения в точке подключения достигается при задании в (6) в качестве $\underline{U}^{(\upsilon)}_{\text{ж}}$ для трех фаз симметричной системы напряжения необходимой величины. В результате симметрирования исходные напряжения в точке подключения АКН к сети изменяются как по модулю, так и по фазе. Поэтому возможно протекание в каждой фазе АКН активной и реактивной мощности. Так как в цепи АКН нет ни потребителей, ни источников активной мощности, суммарная активная мощность трех фаз должна быть равна потерям в элементах АКН. Выполнение этого условия обеспечивается регулятором, работающим по принципу стабилизации напряжения на конденсаторе и воздействующим на угол желаемого напряжения. Постоянство напряжения на конденсаторе говорит о том, что активная мощность не передается через ПН и является необходимым условием получения на выводах ПН напряжения, соответствующего сигналу.

Продемонстрируем эффективность АКН в решении задачи повышения КЭ в сети с множественными искажающими нагрузками на примере системы электроснабжения БАМ уровня 2015 г. Электроснабжение тяги западного участка БАМ от станции Лена до станции Таксимо производится по двухцепной связи 220 кВ с опорными подстанциями Киренга, Северобайкальск, Уоян и Таксимо. Длина связи от подстанции Коршуниха до подстанции Таксимо превышает 900 км. К 2015 г. в сети планируется установка нескольких СКРМ, однако в данной работе перспективные СКРМ не учитываются, так как их функции могут выполнять АКН.

Расчеты, выполненные при помощи программного комплекса Fazonord-Качество [4], предназначенного для расчета показателей качества электроэнергии в системах электроснабжения в фазных координатах с учетом движения поездов, показывают, что установка двух АКН мощностью по 30 МВА на подстанциях Киренга и Уоян позволяет добиться соответствия КЭ требованиям ГОСТ на всех подстанциях. На рис. 4 и 5 приведены максимальные за межпоездной интервал значения суммарного коэффициента гармонических составляющих напряжения и коэффициента несимметрии напряжения по обратной последовательности на шинах 220 кВ одной из фаз всех подстанций до и после установки АКН. Нормально допустимые значения этих коэффициентов для сетей 220 кВ составляют 2 %. Подстанции на диаграммах рис. 4 и 5 расположены в порядке их следования с запада на восток.

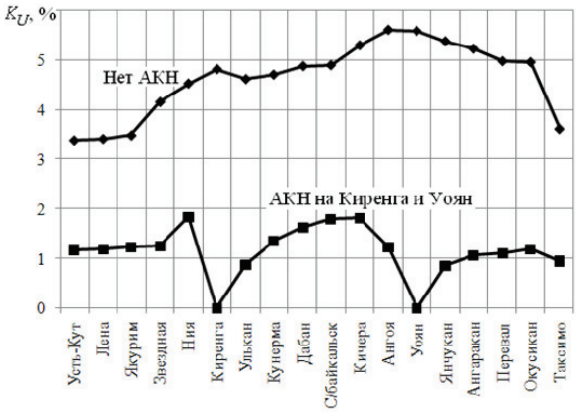


Рис. 4. *Суммарный коэффициент гармонических составляющих напряжения*

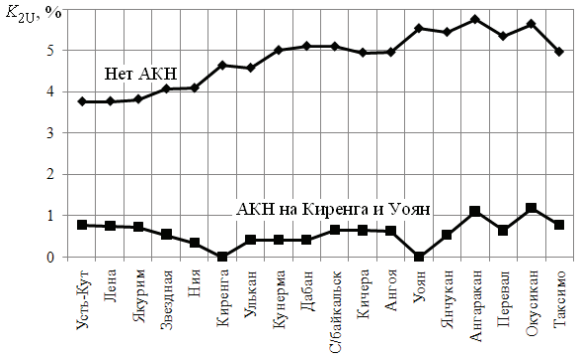


Рис. 5. *Коэффициент несимметрии напряжения по обратной последовательности*

В системе электроснабжения БАМ наблюдаются колебания напряжения, обусловленные движением мощных электровозов. Колебания напряжения снижают эффективность работы сети 220 кВ и осложняют регулирование напряжения в точках питания электроприемников. На рис. 6 показано влияние АКН на размах колебаний напряжения, то есть разность максимального и минимального значения напряжения за межпоездной интервал.

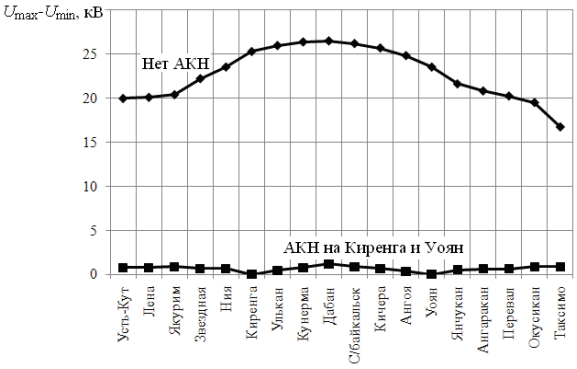


Рис. 6. *Размах колебаний напряжения*

Результаты проведенных исследований позволяют заключить, что АКН является эффективным средством повышения КЭ в сложных сетях с множественными искажающими нагрузками. Преимуществом АКН является возможность радикального повышения КЭ в большой сети при установке малого количества устройств.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Анохин Б.А. Анализ уровней несимметрии и отклонений напряжения в протяженной сети при питании тяговой нагрузки // Научные проблемы транспорта Сибири и Дальнего Востока. – 2012. – № 1. – С. 404–407.
2. Долгов А.П., Кандаков С.А., Осадчев М.А. Повышение качества электроэнергии в системах электроснабжения железных дорог Восточной Сибири // Управление, информация и оптимизация в электроэнергетических системах: Тез. докл. Междунар. молодежной научно-техн. конф. – Новосибирск, 21–24 сентября 2011. – С. 70.
3. Мастерова О.А., Тюлькин М.В. Исследование эффективности реализации пилотного проекта по установке статического тиристорного компенсатора на подстанции Ново-Анжерская 500 кВ // Известия Томского политехнического университета. – 2010. – Т. 317. – № 4. – С. 100–103.
4. Свидет. об офиц. регистр. программы для ЭВМ № 2007612771 (РФ) «Fazonord-Качество – Расчеты показателей качества электроэнергии в системах электроснабжения в фазных координатах с учетом движения поездов» / Закарюкин В.П., Крюков А.В. Федеральная служба по интеллектуальной собственности, патентам и товарным знакам. Зарегистр. 28.06.2007.

Поступила 22.01.2013 г.

УДК 621.311

ЭКСПЕРТИЗА В ЭНЕРГЕТИКЕ И ЭЛЕКТРОТЕХНИКЕ. ГЕНЕЗИС ЭЛЕКТРОЭКСПЕРТОЛОГИИ

О.А. Жуков, В.Я. Ушаков

Томский политехнический университет
E-mail: helgyar@mail.ru; vyush@tpu.ru

Определены понятия «экспертиза» и «экспертология», сформулированы цель и область применения экспертиз, дана классификация экспертиз в энергетике и электротехнике (электроэкспертиз) по основным признакам. Показано, что для повышения эффективности этой деятельности требуется упорядочение знаний об электроэкспертизах в виде разработки общей теории электроэкспертиз – электроэкспертологии. Сегодня есть все необходимые предпосылки (потребности, научно-методическая база и др.) для её разработки на основе общей теории экспертиз. Как промежуточный этап на пути создания электроэкспертологии в статье рассмотрены: её генезис, концептуальные основы, категории. Новизна работы заключается в приложении фундаментальных понятий экспертологии к электроэнергетике с целью создания электроэкспертологии.

Ключевые слова:
Экспертиза, электротехническая экспертиза, генезис, категории, классификация, оценка, надёжность.

Key words:
Expertise, electrotechnical expertise, genesis/origin, rating, classification, estimation, reliability.

1. Введение

Цель выполняемого авторами исследования – разработка основных положений общей теории электроэкспертиз, называемой далее «электроэкспертология» (ЭЭЛ).

Данная цель определила основные ***задачи***, решаемые в статье:

- раскрыть содержание понятий «экспертиза», «экспертология», «электроэкспертиза»;
- обосновать положение о том, что в настоящее время имеются все предпосылки (потребности и возможности), необходимые для возникновения новой системы знаний – электроэкспертологии;
- обозначить границы применения и статус ЭЭЛ как междисциплинарной теории, синтезирующей отдельные положения экспертологии и различных дисциплин электроэнергетического профиля и направленной на обеспечение оптимального решения экспертных задач в электротехнике и электроэнергетике;
- дать начальное представление о системе категорий ЭЭЛ;
- раскрыть содержание некоторых общих категорий ЭЭЛ, сформулировать определение ЭЭЛ, обозначить цель, задачи, объект, предмет и природу ЭЭЛ.

Итак, о***бъектом*** исследования является ЭЭЛ, ***предметом*** исследования – основные аспекты её генезиса.

Понятия «***Эксперт***» и «***Экспертиза***» впервые применены в юриспруденции не позднее 1876 г. [1]. За рамки судопроизводства они вышли и стали широко применяться в других сферах примерно шесть десятилетий назад [2]. Экспертиза представляет собой:

- процесс исследования (анализа), оценки и аргументированных решений по какой-либо проблеме профессионалами, обладающими специальными знаниями;
- научный метод, самостоятельную технологию, способ прикладного исследования, совокупность соответствующих принципов, норм, систему отношений, которые регулируют весь процесс экспертной деятельности;
- аналитику (теоретическую и инструментальную), направленную на исследование системы взглядов в определённой отрасли, и на методы получения и обработки исходных данных об объекте.

Цель проведения экспертизы – получение необходимой достоверной информации для выработки на её основе профессионально обоснованного заключения и рекомендаций для принятия решений.

Существует большое разнообразие видов экспертиз. Сущность, название и характер каждого из них обусловлены целью, предметом и объектом исследования, а их количество соответствует количеству научных и технических областей, в которых экспертиза востребована.

2. Классификация электроэкспертиз. Предпосылки и пути создания электроэкспертологии

Объектами электроэксперизы (экспертиз в области электротехники и электроэнергетики) являются:

- действующие объекты;
- проекты реконструируемых, модернизируемых и вновь строящихся энергетических объектов;
- условия и режимы работы электрических сетей, аппаратов защиты этих сетей, специальных технических устройств, электротехнического оборудования, изоляционных конструкций и материалов и т. п.

Электроэксперизы применяются при:

1) расчётах электроустановок;
2) расследовании технологических нарушений и аварий на оборудовании, использующем электрическую энергию;
3) определении причин неисправностей и дефектов, выявленных в процессе эксплуатации электроустановок;

4) производственных травмах, связанных с эксплуатацией электрооборудования;
5) проверке на соответствие проекта или действующей электроустановки:
   - нормативным актам и общепринятым стандартам;
   - требованиям безопасной эксплуатации и пожарной безопасности;
   - коммутационных устройств техническим характеристикам и нормам работы в электрических сетях;
   - требованиям эффективного использования энергии и энергоресурсов;
   - задачам минимизации или недопущения технических рисков.

Экспертиза бывает востребована в следующих случаях:

1) не известны причины возникновения и возможные результаты изучаемых процессов и/или явлений применительно к конкретным объектам;
2) нет возможности провести экспериментальную проверку предполагаемого развития процесса/явления;
3) нельзя предсказать поведение объекта, системы или процесса в будущем на основании известных законов;
4) нет полной информации для принятия решений;
5) имеются факторы неопределённости, которые нельзя проконтролировать;
6) имеется много вариантов для решения проблемы, и требуется выбрать оптимальный вариант.

Среди различных функциональных видов экспертной деятельности можно выделить следующие основные виды: нормативно-контрольный (сравнение с нормативами), оценочный (применяется, если нет нормативов), прогнозный (исследование при наличии нормативов), диагностический (установление причин отклонения от заданных параметров и выполняемых функций). Обычно же проведение экспертизы требует системного подхода, поэтому чаще всего экспертная деятельность представляет собой сочетания названных видов.

Применительно к электроэкспертизам представляется целесообразным ориентироваться на классификацию, представленную в табл. 1.

Термин «экспертология» изначально был предложен в 1979 г. применительно к судебным экспертизам [3]. Вне связи с конкретными научными областями экспертология получила своё развитие лишь спустя четверть века [4, 5]. Согласно [6. С. 29], «экспертология – исторически сложившаяся и непрерывно развивающаяся на основе общественной практики система знаний об экспертизе. Как междисциплинарное научное направление входит в комплекс наук о принятии решений, имеет свой понятийно-категориальный аппарат, свои общие основы и принципы, предлагает решения сложных вопросов, неразрешимых в рамках других дисциплин».

Таблица 1. *Классификация экспертиз[ОЖ1]*

Классификационный признак	*Тип экспертизы*
Время/периодичность проведения	Первичные, повторные
Субъект экспертизы	Государственные, негосударственные экспертные органы/учреждения
Объём (глубина) исследования	Основные, дополнительные
Состав экспертов одной специальности	Единоличные, комиссионные
Состав экспертов разных специальностей	Однородные, комплексные
Отраслевая принадлежность объекта экспертизы	Отрасль, подотрасль
Решаемые задачи	Идентификационные, диагностические, смешанные

На сегодня отсутствует наука об электроэкспертизах, не известны даже попытки разработать её общую теорию и концептуальные основы – электроэкспертологию, хотя потребность в ней вытекает непосредственно из необходимости повысить уровень обоснованности заключений экспертов-электриков, т. е. поднять на новый уровень их профессиональную деятельность. Для электроэнергетики это особенно актуально, поскольку аварии на объектах этой отрасли нередко перерастают в техногенные катастрофы. За ошибку проектировщика, изготовителя или эксплуатационника, незамеченную или проигнорированную экспертом, приходится платить высокую цену. (Три примера: авария на Саяно-Шушенской ГЭС в 2009 г., на нефтяной платформе Deepwater Horizon в Мексиканском заливе в 2010 г. и на АЭС «Фукусима-1» в 2011 г.). Электроэкспертология призвана, по нашему мнению, стать базовой наукой для решения идентификационных, диагностических, ситуационных и иных экспертных задач в области электроэнергетики и электротехники. Очевидно, что разработку ЭЭЛ рационально осуществлять на основе уже сформировавшейся науки – экспертологии, насыщая её знаниями и задачами из области электротехники и электроэнергетики.

Становление ЭЭЛ должно пройти все стадии развития: от обобщения опыта производства экспертиз в электроэнергетической практике до создания научного фундамента – общей теории электроэкспертиз и различных методик с учётом специфики объекта. Этот фундамент необходимо складывать из обобщения эмпирического материала по экспертированию электротехнических и электроэнергетических объектов, решения разного рода экспертных задачах, методов и приёмов экспертного исследования.

Предпосылками для разработки ЭЭЛ являются следующие обстоятельства:

- электроэкспертизы, несмотря на их различия в частностях, имеют ряд общих черт. Например, у них имеется одно назначение, близкие принципы и нормы государственного и отраслевого регулирования, организационные процедуры, стадии;

- при проведении экспертиз эксперты-электрики используют знания из одних и тех же базовых дисциплин;
- электроэкспертиза как вид специфической деятельности имеет междисциплинарный характер и поэтому может быть объектом самостоятельного научного знания;
- в Российской Федерации осуществляется деятельность по организации и развитию системы государственных и независимых учреждений/организаций, которые имеют право проводить электроэкспертизы в соответствии с документом СДА-11–2008 «Требования к экспертным организациям»;
- научно-технический прогресс в электроэнергетике и электротехнике требует расширения спектра методологических подходов к решению комплексных задач, логичным шагом в этой связи является создание электроэкспертологии.

3. Концептуальные основы электроэкспертологии

Система категорий необходима в любой научной дисциплине, и тем более в дисциплине, претендующей на статус новой целостной системы знаний – в ЭЭЛ. Категории являются отправными точками для проникновения научного мышления в сущность познаваемых объектов, процессов, явлений. Категориально структурированное мышление особенно необходимо при проведении экспертных исследований, где важное значения придаётся раскрытию общих свойств, связей и отношений экспертируемых объектов. Категории экспертологии являются основой её концепции – системы взглядов, главного замысла, теоретического построения.

Таблица 2. *Виды и компоненты категорий*

№	Виды категорий	Компоненты категорий
1	*Общие*	Определение–Структура–Цель–Задачи–Объект–Предмет–Природа и др.
2	*Методологические*	Понятия–Принципы–Правила–Теоретическая база–Методология–Законы–Закономерности–Взаимосвязи–Отношения–Концепции–Парадигмы–Постулаты–Систематика–Классификации–Тенденции–Потенциал–Возможности–Перспективы–Развитие
3	*Инструментальные*	Подходы–Методы–Способы–Приёмы–Средства–Алгоритмы–Технологии–Механизмы–Критерии–Прогнозы–Функции
4	*Инфраструктурные*	Субъекты–Планирование–Организация–Реализация–Стадии–Деятельность–Качества эксперта-электрика и специфика его работы–Учреждения–Обеспечение–Атрибуты экспертного заключения
5	*Специальные*	Частные теории–Методики–Признаки–Качества–Особенности–Параметры–Показатели–Свойства–Сущность–Характеристики–Факторы–Явления–Процессы

Всё многообразие категорий, составляющих основу концепции ЭЭЛ, целесообразно объединить в пять видов, табл. 2. Разумеется, что предлагаемый перечень категорий может быть скорректирован в процессе развития ЭЭЛ.

Переходя на следующий уровень декомпозиции, кратко расшифруем смысловое содержание некоторых компонентов (Ограничимся только первой строкой табл. 2).

1.1. **Определение электроэкспертологии.** Электроэкспертология – система научных знаний:
- *являющаяся* самостоятельным учением об общих подходах к электроэкспертной деятельности, о закономерностях и методологии формирования и развития научных основ электроэкспертиз;
- *носящая* междисциплинарный характер (родственные науки – электротехника и электроэнергетика, экспертология);
- *оперирующая* своим понятийно-терминологическим аппаратом;
- *раскрывающая* законы, закономерности, свойства и отношения деятельности в области электроэкспертиз;
- *применяющая* из различных областей знаний научные данные и *трансформирующая* их в систему научных средств и методов решения задач применительно к различным видам электроэкспертиз;
- *способная* решать сложные задачи экспертизы в электротехнике и электроэнергетике;
- *развивающая*, *формирующая* и *отражающая* с помощью своего понятийно-категориального аппарата различные аспекты научных основ электроэкспертиз и характеристик объектов электроэнергетики и электротехники;
- *представляющая* собой комплексную систему анализа и оценки проектируемых, строящихся и действующих энергетических объектов, которая позволяет оценить достоверность и полноту предусмотренных инженерно-технических решений и мероприятий, обеспечивающих их электробезопасность, надёжность, устойчивость, управляемость, живучесть, а также качество электроэнергии, энергетическую эффективность и экологическую безопасность;
- *базирующаяся* на основополагающих научных понятиях, специфических критериях существования и на фактах, установленных практикой и обобщённых теоретически;
- *объясняющая* сущность явлений и процессов в электротехнике и электроэнергетике;
- *сочетающая* в себе единство теоретической и практической деятельности;
- *предназначенная* для генерации новых знаний в области электроэкспертиз.

1.2. **Структура электроэкспертологии** включает общую часть – «Категории общей теории элек-

троэкспертиз», и специальную часть – «Генезис частных теорий электроэкспертиз».

Общая часть содержит основные понятия, концептуальные основы и категории электроэкспертологии.

Специальная часть рассматривает классификацию, становление и развитие теоретических основ электроэкспертиз конкретных видов, относящихся к предметным областям электротехники и электроэнергетики. Эти предметные области (электроснабжение, электрические машины и аппараты, электрическая часть станций и подстанций, электрические сети и системы, релейная защита и автоматика и др.) имеют возможность использовать положения ЭЭЛ, поскольку она отражает общие закономерности развития научных основ электроэкспертиз и электроэкспертной деятельности. Предложенная структура ЭЭЛ обусловлена соотношением общего и специфичного в любой экспертной дисциплине.

1.3. **Цель электроэкспертологии** – давать системное отображение категорий, общих для различных видов электроэкспертиз, с учётом связей и отношений объекта исследования с другими системами, а также связей и отношений внутри самого объекта.

1.4. **Задачи электроэкспертологии** можно поделить на задачи общей и специальной частей.

1.4.1. Задачи ***общей части*** электроэкспертологии:

- *определять* круг научных проблем и практических задач для предметных частных теорий электроэкспертиз, а также место различного вида электроэкспертиз в ряду экспертных исследований;
- *разрабатывать* принципы, средства и технологии экспертного исследования, понятийно-терминологический аппарат для общей части электроэкспертологии;
- *совершенствовать* существующие методы электроэкспертирования;
- *выявлять* закономерности функционирования и развития электроэкспертиз;
- *систематизировать* методы электроэкспертирования;
- *давать* представление о способах обнаружения электроэкспертом допущенных специалистом-разработчиком ошибок, о необходимых для эксперта качествах, о правах и обязанностях специалиста и эксперта как субъектов электроэкспертной деятельности;
- *рекомендовать* процедуру разработки и логическую структуру экспертных заключений применительно к электроэнергетике;
- *накапливать* и *систематизировать* знания в области общей теории электроэкспертиз;
- *формировать* системные представления об электроэкспертизах и об электроэкспертной деятельности (в процессном и исследовательском аспектах);
- *использовать* передовые научные разработки и инструментарий, применяемые при экспертировании объектов «классической» электроэнергетики (от генерации до потребления), а также в электротехнологиях и прикладной электрофизике (электро-разрядные и пучково-плазменные технологии, электроника больших мощностей и др);
- *прогнозировать* появление новых видов электроэкспертиз.

1.4.2. Задачи ***специальной части*** электроэкспертологии:

- *опираться* на разрабатываемые в общей теории электроэкспертиз закономерности, что позволит предсказывать протекание явлений и процессов для экспертируемых объектов;
- *разрабатывать* понятийно-терминологический аппарат для каждой из частных теорий электроэкспертиз, разрабатывать сами эти теории, их методические основы, механизмы формирования научных основ и технологии проведения предметных электроэкспертиз на основе принципов и закономерностей ЭЭЛ;
- *классифицировать* типы экспертных задач, виды электроэкспертиз и их методы в конкретных сферах электроэнергетики и электротехники;
- *объяснять* способы применения знаний специальных электротехнических дисциплин при экспертировании электроэнергетических объектов.

1.5. **Объектами электроэкспертологии** являются составляющие материальной области реальности, которые должны находиться в поле зрения данной науки или лежать в её основе. Ниже приведены некоторые из объектов ЭЭЛ.

1.5.1. Деятельность эксперта: субъекты электроэкспертирования; профессиональные качества эксперта; специфика его работы и анализ характерных ошибок; характеристика учреждения, где проводятся электроэкспертизы; методы, технология, стадии и формы реализации; организация, планирование, анализ и оценка качества экспертной деятельности, её информационное, техническое и иное обеспечение; менеджмент в электроэнергетике и электротехнике и др.

1.5.2. Процессы и явления:

- режимы работы электроустановок;
- качество выполнения строительно-монтажных и пусконаладочных работ, качество электрической энергии и систем электроснабжения;
- электротехнологии основных производств, природоохранные и энергосберегающие технологии;
- перенапряжения в электрических системах и координация изоляции;
- электробезопасность;
- электрические измерения и испытания;
- электротехнические и электроэнергетические расчёты;

- электротехнические меры, обеспечивающие и оптимизирующие процессы в электроустановках и предотвращающие аварийные ситуации на объектах электроэнергетики (правильность выбора релейной защиты и автоматики, средств диспетчеризации, управления, резервирования);
- организационно-технические мероприятия по энергосбережению и повышению эффективности использования энергоресурсов и энергии;
- электромагнитная совместимость в электроустановках высокого напряжения.

1.5.3. Материальная часть электроэнергетики и электротехники:
- процессы и явления, происходящие в электроэнергетических и электротехнических установках, а также их количественные и качественные характеристики;
- электротехнические материалы;
- изоляция установок высокого напряжения;
- электротехническое оборудование и технические устройства, применяемые в электроэнергетических системах, в том числе испытательные и электротехнологические установки;
- здания, сооружения, площадки, инженерные коммуникации электротехнического назначения;
- гидротехнические сооружения на стадиях проектирования, строительства, ввода в эксплуатацию, вывода из эксплуатации, а также после их реконструкции, капитального ремонта, восстановления либо консервации.

1.5.4. Документация (носители информации):
а) нормативно-техническая;
б) проектная;
в) декларирующая электробезопасность;
г) относящаяся к анализу рисков при эксплуатации опасных производственных объектов. *(Примечание:* объекты ЭЭЛ можно классифицировать и по стадиям их жизненного цикла, например: Проектируемые–Вновь строящиеся–Расширяемые–Перевооружаемые–Реконструируемые–Восстанавливаемые–Модернизируемые–Вводимые в эксплуатацию–Действующие– Выведенные на капитальный ремонт–Выводимые из эксплуатации–Консервируемые–Ликвидируемые).

1.6. **Предметом электроэкспертологии** являются:
- концептуальные, методологические, организационные (и некоторые другие) основы деятельности эксперта-электрика;
- производные от закономерностей понятия, принципы, правила, способствующие структуризации знаний об электроэкспертизе;
- система внутренних и внешних взаимосвязей и отношений в ЭЭЛ;
- количественные и качественные характеристики, параметры, признаки, сущность объектов ЭЭЛ;
- экспертные методы, критерии, алгоритмы, расчёты;
- анализ, прогноз объектов электроэкспертирования;
- концепции, методологии, методики в ЭЭЛ;
- понятийно-терминологический аппарат электроэкспертной деятельности.

1.7. **Природа электроэкспертологии.** Природа ЭЭЛ имеет синтетический характер, поскольку её специальная часть строится на конкретных электротехнических дисциплинах, а общая часть – на экспертологии. При этом ЭЭЛ не является простой совокупностью или комплексом разных наук, а представляет собой их слияние, обусловленное её целями, задачами и объектом исследования.

4. Заключение

Целью статьи является ознакомление специалистов с идеей авторов о разработке общей теории электроэкспертиз – электроэкспертологии. Поставленные и решённые в статье конкретные задачи можно свести к следующему:

1) обоснованы необходимость и возможность разработки электроэкспертологии;
2) классифицированы экспертизы по признакам и типам. Такая классификация служит онтологической базой для структурирования экспертных задач и видов экспертной деятельности в электроэнергетике/электротехнике, а также ориентиром для определения предмета экспертизы как в общей, так и в специальной части электроэкспертологии. Задачи электроэкспертологии должны решаться с применением конкретных видов и компонентов категорий;
3) раскрыта сущность некоторых наиболее важных категорий, являющихся основой концепции электроэкспертологии – системы взглядов, главного замысла, теоретического построения;
4) выполнена систематизация категорий, необходимая в любой научной дисциплине, в том числе в электроэкспертологии. Категориально структурированное мышление особенно необходимо при проведении экспертных исследований, в которых важнейшая роль отводится раскрытию общих свойств, связей и отношений экспертируемых объектов;
5) расшифрованы отдельные наиболее существенные компоненты категорий.

Научная новизна данной работы заключается в том, что, судя по публикациям, предлагаемое исследование является первой попыткой разработать общую теорию электроэкспертиз и её генезис. ***Практическая значимость*** работы определяется тем, что положения и выводы, изложенные в ней, могут быть использованы для углубления и совершенствования экспертной деятельности в электроэнергетике.

Дальнейшие усилия авторов будут направлены на оформление накопленных практикой знаний в области электроэкспертизы в стройную систему – электроэкспертологию, а также на решение некоторых частных задач, относящихся к данной проблеме.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Муженская Н.Е. Развитие правового института судебной экспертизы: фрагменты истории // Государство и право. – 2009. – № 8. – С. 78–87.
2. Нестеров А.В. О зарождении некоторых категорий экспертики // Препринт – сентябрь 2011 г. (Национальный исследовательский университет Высшая школа экономики).
3. Винберг А.И., Малаховская Н.Т. Судебная экспертология. Общетеоретические и методологические проблемы судебных экспертиз. – Волгоград: Изд-во НИиРИО ВСШ МВД СССР, 1979. – 183 с.
4. Позаченюк Е.А. Экспертология // Ученые записки Таврического национального государственного университета. – 1998. – № 6 (45). – С. 37–47.
5. Сидельников Ю.В. Экспертология – новая научная дисциплина // Автоматика и телемеханика. – 2000. – Вып. 2. – С. 107–126.
6. Сидельников Ю.В. Системный анализ экспертного прогнозирования. – М.: Изд-во МАИ, 2007. – 453 с.

Поступила 25.01.2013 г.

УДК 621.315.61

ВЛИЯНИЕ НАПОЛНИТЕЛЯ В СОСТАВЕ КЛЕЯЩЕГО ЛАКА НА РАЗВИТИЕ РАЗРЯДА В ТВЕРДЫХ СЛОИСТЫХ ДИЭЛЕКТРИКАХ ПРИ ДЛИТЕЛЬНОМ ВОЗДЕЙСТВИИ ПРИЛОЖЕННОГО НАПРЯЖЕНИЯ

В.И. Меркулов, О.В. Карпицкий

Томский политехнический университет
E-mail: mir742@enin.tpu.ru

Исследовано влияние наполнителя в составе клеящего лака на развитие разряда в твердых слоистых композиционных диэлектриках в системе электродов, создающих неравномерное электрическое поле. Установлено, что введение наполнителя в состав клеящего лака приводит к перераспределению напряженностей электрического поля в слоях композиции и обуславливает изменение величины разрядной напряженности и характера развития разряда на границе раздела исследуемых диэлектриков.

Ключевые слова:
Композиционные материалы, наполнитель, диэлектрическая проницаемость, слоистые диэлектрики, пробой, трек.

Key words:
Composite materials, filler, dielectric constant, layered dielectrics, breakdown, track.

В настоящее время в качестве электрической изоляции высоковольтных конструкций (высоковольтных вводов, трансформаторов, электрических машин, изоляционных штанг и др.) широкое применение находят полимерные композиционные материалы, имеющие слоистую структуру. Это стекло и лакоткани, синтофлекс, изофлекс, стеклослюдинит, текстолит, гетинакс и многие другие. При воздействии электрического поля в таких материалах, наряду с нормальной составляющей напряженности электрического поля, будет наблюдаться значительная тангенциальная (продольная) составляющая, наличие которой может оказывать влияние на характер развития пробоя. В случае неоднородного электрического поля за счет наличия тангенциальной составляющей напряженности развитие разряда может происходить вдоль слоев такой изоляции или на границе раздела их с другим диэлектриком [1, 2].

В работе [1] было показано, что при кратковременном (непрерывно возрастающем) напряжении развитие разряда на границе раздела таких слоистых композиционных материалов могло протекать по разным направлениям. Так, при толщине исследуемого материала менее 50 мкм наблюдался пробой исследуемого материала и выход канала разряда на его поверхность. В других случаях, при толщине исследуемого композиционного материала порядка 100 мкм и более, развитие разряда происходило на границе раздела этих материалов с подложкой или с эффектом заглубления канала разряда в толщу исследуемого диэлектрика. Было предположено, что различный характер развития разряда в таких слоистых диэлектриках связан с перераспределением напряженностей электрического поля в их слоях и изменением соотношения нормальной и тангенциальной составляющих. Это соотношение нормальной и тангенциальной составляющих напряженностей электрического поля может быть изменено путем введения в состав клеящего лака исследуемых композиционных материалов специальных добавок, изменяющих величину их

диэлектрической проницаемости или проводимости. Конкретных исследований по данному вопросу в литературе не достаточно, что послужило основой для выполнения данной работы.

Для проверки высказанного предположения в работе проводилось исследование развития разряда на границе раздела различных композиционных материалов при длительном воздействии приложенного переменного напряжения частотой 50 Гц. Испытания проводились в системе электродов игла–игла, создающих резконеравномерное продольное электрическое поле. В качестве образцов использовалась комбинация из различных диэлектрических материалов (стеклолакоткань, изофлекс, синтофлекс, Votastop 2235, Votafix®E 2102 и др.), наклеенных на подложку из полиметилметакрилата (ПММА) толщиной 3 мм с помощью эпоксидного компаунда холодного отверждения на основе смолы ЭД6 и отвердителя – полиэтиленполиамина. Характеристики исследуемых материалов приведены в [3]. Средняя толщина образцов исследуемых материалов составляла 150...170 мкм.

Для изменения величины диэлектрической проницаемости клеящего компаунда в него вводился наполнитель тонкодисперсного порошка Al_2O_3, ZrO_2, Ba_2TiO_3 и сегнетоэлектрика ЦТС. Толщина слоя клеящего компаунда составляла в среднем 180...200 мкм. Количество образцов на точку бралось не менее 5. В промежутке между пластинками разных материалов размером 50×100 мм^2 (на границе их раздела с подложкой) располагались электроды игла–игла на расстоянии 20 мм. Чтобы исключить образование воздушных прослоек и обеспечить ровную склеиваемую поверхность материала с подложкой, в ней делались специальные проточки (углубления), в которые утапливались иглы. В качестве игл использовались швейные иглы RTB 14539, имеющие радиус закругления порядка 50...70 мкм. Радиус закругления игл определялся с помощью горизонтального компаратора ИЗА-2 с точностью ±0,5 мкм. Образцы, имеющие видимые воздушные включения или другие дефекты, отбраковывались. На подготовленные таким образом образцы подавалось возрастающее ступенчато переменное напряжение частотой 50 Гц с шагом 1 кВ каждый час. Начальное приложенное напряжение составляло 10 кВ, что соответствовало значению $0{,}5\,U_{разр}$.

Для оценки величины диэлектрической проницаемости клеящего эпоксидного компаунда были подготовлены плоские образцы толщиной порядка 1 мм с диаметром электрода 25 мм. Количество наполнителя в составе клеящего компаунда бралось 50, 60 и 70 % от весовой части эпоксидного компаунда. Измерения емкости образцов проводилось с помощью автоматического моста диэлектрических потерь Е7–8.

Расчет диэлектрической проницаемости исследуемых образцов производился по формуле:

$$\varepsilon = C\frac{h}{\varepsilon_0 S}, \qquad (1)$$

где C – емкость образца, Ф; ε_0 – относительная диэлектрическая проницаемость; h – толщина образца, м; S – площадь электродов, м^2.

Результаты измерения емкости и расчета диэлектрической проницаемости по (1) приведены в табл. 1.

Таблица 1. *Результаты измерений емкости и расчета диэлектрической проницаемости*

Материал	Концентрация наполнителя, %	C, пФ	$\mathrm{tg}\delta\cdot10^3$	Диаметр электрода $d\cdot10^3$, м	Толщина образца $h\cdot10^3$, м	ε
Эпоксидный компаунд (ЭК)	–	29,61	175	25	1,03	5,76
ЭК+ЦТС (сегнетоэлектрик)	50	27,80	229	25	1,09	6,59
	60	32,60	590		1,01	7,13
	70	27,51	297		1,28	7,72
ЭК+Al_2O_3	50	35,17	385	25	0,77	5,75
	60	31,97	390		0,95	6,55
	70	33,35	368		0,98	7,06
ЭК+ZrO_2	50	36,97	417	25	0,95	7,57
	60	42,77	487		0,98	9,06
	70	37,55	370		1,18	9,68
ЭК+Ba_2TiO_3	50	53,56	485	25	0,81	9,25
	60	52,35	418		0,95	10,78
	70	51,80	312		1,25	14,19

Как следует из табл. 1, введение в состав клеящего эпоксидного компаунда (ЭК) наполнителя приводит к увеличению его диэлектрической проницаемости от 5,76 до 14,19 при использовании наполнителя Ba_2TiO_3.

В табл. 2 представлены результаты исследования развития разряда на границе раздела различных композиционных материалов при длительном воздействии приложенного напряжения в зависимости от величины диэлектрической проницаемости клеящего компаунда.

Из табл. 2 видно, что в композиции на основе синтофлекса развитие полного разряда между электродами игла–игла в процессе электрического старения происходило при разрядном напряжении 16,6 кВ без использования наполнителя в составе клеящего компаунда. При введении в состав клеящего эпоксидного компаунда наполнителя ультрадисперсного порошка Al_2O_3 разрядное напряжение возрастало до значения 21 кВ, а при введении наполнителя Ba_2TiO_3 – до 23,2 кВ, т. е. практически в два раза. Аналогичная закономерность наблюдалась в композиции на основе синтофлекса 828. В этом случае при введении в состав клеящего компаунда наполнителя сегнетокерамического порошка ЦТС наблюдалось возрастание разрядного напряжения от 16,4 до 23 кВ.

В композициях на основе синтофлекса 616, изофлекса 191 и Votafix® Е 2102, имеющих более

высокое значение диэлектрической проницаемости, введение в состав клеящего компаунда наполнителя Al_2O_3 не оказывает существенного влияния на величину разрядного напряжения. По-видимому, это связано с небольшим различием величин диэлектрической проницаемости исследуемого материала композиции и клеящего компаунда с наполнителем, что видно из табл. 2.

Таблица 2. *Влияние наполнителя в составе клеящего эпоксидного компаунда на значения разрядного напряжения $U_{ср}$ исследуемых композиций*

Наименование материала	Среднее значение разрядного напряжения $U_{ср}$, кВ	Диэлектрическая проницаемость материала	Диэлектрическая проницаемость клеящего лака
Синтофлекс (без наполнителя Al_2O_3)	16,6	2,95	5,76
Синтофлекс (с наполнителем Al_2O_3)	21	2,95	6,55
Синтофлекс (с наполнителем Ba_2TiO_3)	23,2	2,95	14,9
Синтофлекс 616 (без наполнителя Al_2O_3)	27,9	2,95	5,76
Синтофлекс 616 (с наполнителем Al_2O_3)	27,3	2,95	6,55
Синтофлекс 828 (без наполнителя ЦТС)	16,4	2,62	5,76
Синтофлекс 828 (с наполнителем ЦТС)	23	2,62	7,72
Изофлекс 191 (без наполнителя Al_2O_3)	25,2	3,1	5,76
Изофлекс 191 (с наполнителем Al_2O_3)	23,8	3,1	6,55
Votafix® E 2102 (без наполнителя Al_2O_3)	18	5,09	5,76
Votafix® E 2102 (с наполнителем Al_2O_3)	19	5,09	6,55

Можно предположить, что полученные закономерности в изменении величины разрядного напряжения и характера развития разряда обусловлены перераспределением напряженностей электрического поля в области расположения острия иглы за счет различия диэлектрических проницаемостей и проводимостей клеящего лака и исследуемого материала.

Приводимое в [4, 5] ур. (2) для расчета напряженности электрического поля у острия иглы позволяет оценить его значение, но не позволяет учесть влияния на его величину параметров изоляции, а в частности значения диэлектрической проницаемости материала среды или ее проводимости.

$$E = \frac{Uc}{(c^2 - x^2)\,\mathrm{arcth}\left(\frac{d}{c}\right)}, \qquad (2)$$

где $c=d+r$, d – расстояние между иглами; r – радиус острия игл; U – приложенное напряжение.

Учитывая, что ур. (2) не позволяет учесть влияние диэлектрической проницаемости среды на напряженность электрического поля, для анализа характера распределения напряженностей поля в такой слоистой изоляции воспользуемся программой *Elcut*, разработанной Производственным кооперативом ТОР г. Санкт-Петербург [6].

Картина электрического поля в слоистой структуре исследуемых образцов с композиционной изоляцией (синтофлекс) показана на рис. 1.

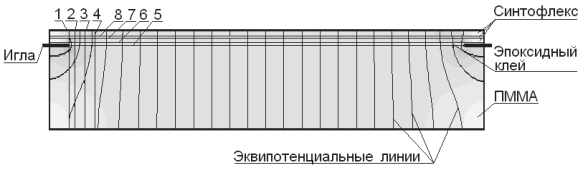


Рис. 1. *Картина эквипотенциальных линий электрического поля в образце композиции (линии 1–8 соответствуют сечениям, в которых производился расчет величин напряженности электрического поля)*

Расчет величин напряженностей электрического поля в исследованных композициях производился в сечениях 1–4, удаленных от острия иглы на различное расстояние, а также и по линиям 5–8, расположенным на границах раздела слоев при напряжении U=20000 *В*.

В табл. 3 приведены результаты расчета напряженности электрического поля в слое клеящего компаунда (линии 5 и 6 на рис. 1) на различных расстояниях от острия иглы в образцах композиции на основе синтофлекса.

Таблица 3. *Значения напряженностей электрического поля для композиции на основе синтофлекса*

Материал композиции	Напряженность электрического поля $E{\cdot}10^{-7}$, В/м				
	Расстояние от иглы $l{\cdot}10^3$, м				
	0	5	10	15	20
В образцах без наполнителя на линии 5	0,8485	0,0894	0,0885	0,0895	0,8374
В образцах с наполнителем Ba_2TiO_3 на линии 5	0,6177	0,0878	0,0870	0,0878	0,6096
В образцах без наполнителя на линии 6	0,3514	0,0892	0,0886	0,0894	0,3482
В образцах с наполнителем Ba_2TiO_3 на линии 6	0,2198	0,0869	0,0868	0,0870	0,2094

Из табл. 3 видно, что наибольшее значение напряженности электрического поля наблюдается у образцов композиции без использования в составе клеящего компаунда наполнителя Ba_2TiO_3. При введении в состав клеящего компаунда наполнителя Ba_2TiO_3 в количестве 70 % от его весовой части значение напряженности электрического поля в области острия иглы уменьшается практически в два раза. В средней части промежутка между иглами значения напряженностей электрического поля ниже на порядок и практически остаются на одном уровне. Такой же характер распределения напряженностей электрического поля наблюдается и в слоях 7,

8. Следует отметить, что по мере удаления от осевой линии (от слоя клеящего компаунда) значения максимальной напряженности поля уменьшаются. При этом их различие в образцах без наполнителя и с наполнителем сглаживается. Это хорошо видно из рис. 2, на котором представлено распределение напряженностей электрического поля по длине разрядного промежутка в слое клеящего компаунда без наполнителя (кривая 1) и с наполнителем Ba_2TiO_3 в составе клеящего компаунда (кривая 2).

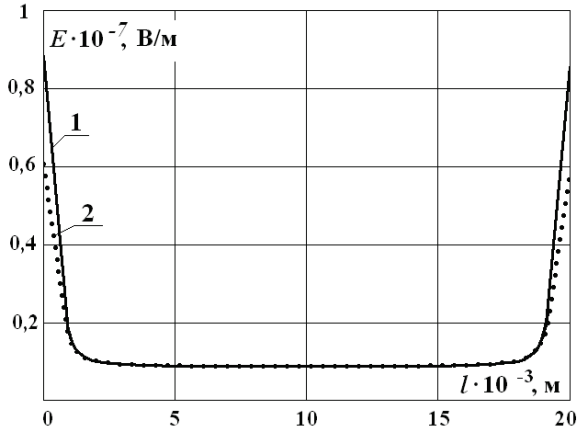


Рис. 2. *Распределение напряженностей электрического поля по длине разрядного промежутка в слое клеящего компаунда в композиции на основе синтофлекса*

На рис. 3 приведен график распределения напряженностей электрического поля в сечениях 1–3, перпендикулярных слою клеящего компаунда, удаленных от острия иглы на различное расстояние *d*.

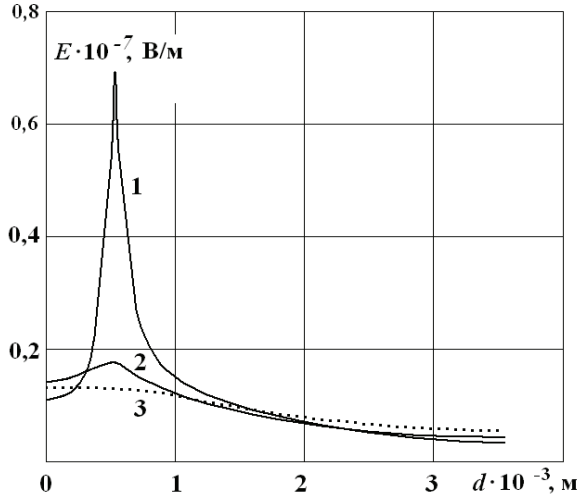


Рис. 3. *Распределение напряженностей электрического поля в сечениях 1–3, перпендикулярных слою клеящего компаунда, на различном расстоянии от острия иглы в композиции на основе синтофлекса*

Из рис. 3 видно, что изменение напряженности электрического поля по толщине образца *d* (в поперечном направлении) проходит через максимум на острие иглы. В сечении 2, удаленном от иглы на расстояние порядка 1 мм, значение напряженности электрического поля в области иглы резко уменьшается и кривая распределения напряженностей электрического поля становится более пологой и максимум сглаживается. Следует обратить внимание на характер распределения напряженностей поля в сечении 3. Видно, что в сечении 3 на расстоянии порядка 3...5 мм от острия иглы область наибольшей напряженности электрического поля смещается от острия иглы в сторону поверхности исследуемого материала. Возможно, это является причиной заглубления канала разряда в толщу исследуемого материала с последующим его выходом в виде трека на поверхность. Это соответствует результатам, полученным при исследовании развития разряда в образцах композиции ПММА – синтофлекс 616, приведенным на рис. 4.

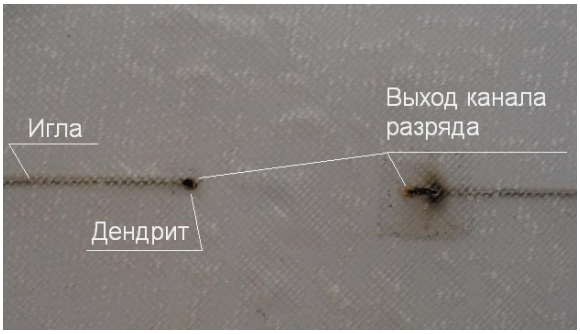


Рис. 4. *Пробой исследуемого материала и выход канала разряда на его поверхность в композиции ПММА – синтофлекс 616*

Выводы

1. Показано, что введение наполнителя тонкодисперсного порошка Al_2O_3, Ba_2TiO_3 и ЦТС в состав клеящего лака исследуемых композиций на основе синтофлекса приводит к увеличению величины их разрядного напряжения за счет перераспределения напряженностей электрического поля на границах раздела отдельных слоев. В композиционных материалах, обладающих повышенным значением диэлектрической проницаемости, соизмеримым с диэлектрической проницаемостью клеящего лака при введении в его состав наполнителя, значение разрядной напряженности практически не изменяется.
2. Подтверждено, что увеличение диэлектрической проницаемости клеящего компаунда за счет введения в его состав наполнителя вызывает уменьшение величины максимальной напряженности электрического поля у острия иглы, что затрудняет развитие разряда на границе раздела слоев.
3. Установлено, что заглубление канала разряда в толщу исследуемого материала с последующим его выходом на поверхность связано со смещением области наибольшей напряженности электрического поля вглубь материала при удалении ее от острия иглы в сторону внешней поверхности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Меркулов В.И., Почивалова А.В. Особенности разряда на границе раздела твердых слоистых диэлектриков // Известия Томского политехнического университета. – 2008. – Т. 313. – № 2. – С. 91–94.
2. Лысенко А.Н. Электрическая прочность границы раздела полимерной композиционной изоляции: дис. ... канд. техн. наук. – Томск, 1986. – 168 с.
3. Электроизоляционные материалы // Каталог электроизоляционных материалов компании «Миг Сервис». 2010. URL: http://migservice-spb.ru/index.php?id=197 (дата обращения: 02.10.2012).
4. Гефле О.С., Лебедев С.М., Похолков Ю.П. Барьерный эффект в диэлектриках. – Томск: Изд-во «ТМЛ-Пресс», 2007. – 172 с.
5. Резвых К.А. Расчет электростатических полей. – М.: Энергия, 1967. – 120 с.
6. ELCUT® Программа моделирования электромагнитных, тепловых и механических задач. Производственный кооператив ТОР, г. Санкт-Петербург, URL: http://www.elcut.ru (дата обращения: 02.10.2012).

Поступила 10.11.2012 г.

УДК 621.311.1.016

О НЕОБХОДИМОСТИ ВКЛЮЧЕНИЯ ДОБАВОЧНЫХ ПОТЕРЬ ОТ ВЫСШИХ ГАРМОНИК ТОКА В ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПОТЕРИ ПРИ ПЕРЕДАЧЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ

В.С. Боровиков, Н.Н. Харлов, Т.Б. Акимжанов

Томский политехнический университет
E-mail: rcr@tpu.ru

Установлено, что в линиях электропередачи 110 кВ в условиях высокого искажения синусоидальности тока имеют место добавочные потери активной мощности и энергии от действия высших гармонических составляющих. Добавочные потери во многих случаях составляют значительную часть от основных потерь, но не учитываются в расчете технологических потерь электроэнергии. Сделан вывод о том, что добавочные потери активной мощности и энергии от действия высших гармонических составляющих необходимо рассчитывать для каждой конкретной линии на основе инструментального обследования параметров режима и утверждать как технологические потери.

Ключевые слова:
Основные и добавочные потери, эффективность транспорта электрической энергии, технологические потери.

Key words:
Main and stray-load losses, efficiency of electric power transport, process losses.

Введение

Многочисленные измерения параметров режима работы электрических сетей 110 кВ Сибири и энергосистем Юга показали, что токи большинства обследованных линий имеют высокий коэффициент искажения синусоидальности [1]. Искажения коэффициента синусоидальности тока в линиях электропередачи (ЛЭП), начиная уже с 10 %, вызывают негативные последствия, такие как искажения синусоидальности напряжения в узлах нагрузки, возникновение перенапряжений вдоль трассы линии, увеличение потерь активной мощности и энергии, ложную работу релейной защиты и автоматики энергосистемы [2, 3].

Влияние искажений синусоидальности тока на эффективность транспорта электрической энергии

Эффективность транспорта электрической энергии определяется такими основными показателями, как качество электрической энергии и ее потери.

Качество электрической энергии регламентируется ГОСТ Р 54149-2010 «Электрическая энергия. Совместимость технических средств электромагнитная. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения».

Потери электрической энергии можно разделить на две группы (рис. 1).

Рис. 1. *Структура потерь электрической энергии*

К технологическим потерям относятся все технические потери, расход на собственные нужды и недоучет электроэнергии, связанный с погрешностью приборов учета. К коммерческим потерям относятся разность между отпущенной в сеть электроэнергией и полученной потребителем с учетом технологических потерь.

Потери электрической энергии при протекании несинусоидальных токов по ЛЭП (токов высших

гармонических составляющих) относятся к так называемым «добавочным потерям». Добавочные потери от токов высших гармонических составляющих считаются переменными, как так зависят от характера нагрузки потребителей и должны учитываться в группе «технологические потери». В настоящее время технологические потери рассчитываются на основе приказа № 326 от 30.12.2008 г. «Об организации в Министерстве энергетики Российской Федерации работы по утверждению нормативов технологических потерь электроэнергии при ее передаче по электрическим сетям» и ежегодно утверждаются в Министерстве энергетики Российской Федерации.

Добавочные потери от токов высших гармонических составляющих в расчете технологических потерь на основе приказа № 326 в настоящее время не учтены. Учитываются потери только от первой гармоники (основной частоты 50 Гц).

Целью настоящей работы является оценка значимости величины добавочных потерь активной мощности и энергии от высших гармоник тока и необходимости их учета при расчете технологических потерь.

Согласно математической модели режима для расчета основных потерь и добавочных потерь мощности от действия высших гармонических составляющих, описанной в [4], полные потери активной мощности в проводах многопроводной ЛЭП определяются по формуле:

$$P = \sum_{i=1}^{m}\sum_{n=1}^{N}\int_{0}^{l} I_{i,n}^{2}(x) r_{01i}\sqrt{n}dx, \qquad (1)$$

где $I_{i,n}(x)$ – действующее значение тока n-й гармоники в i-м проводе на расстоянии x от места проведения измерений; $r_{01,i}$ – погонное сопротивление i-го провода на основной частоте; $\sqrt{n}$ – коэффициент, учитывающий увеличение активного сопротивления провода вследствие явления поверхностного эффекта.

Потери от протекания первой гармоники являются основными потерями и определяются по формуле:

$$P_1 = \sum_{i=1}^{m}\int_{0}^{l} I_{i,1}^{2}(x) r_{01i}dx, \qquad (2)$$

Потери, обусловленные протеканием токов высших гармонических составляющих, определяются по формуле:

$$P_{\text{доб}} = \sum_{i=1}^{m}\sum_{n=2}^{N}\int_{0}^{l} I_{i,n}^{2}(x) r_{01i}\sqrt{n}dx. \qquad (3)$$

В качестве примера линии с высоким коэффициентом искажения синусоидальности взята линия ОКК-120 (Окино–Ключи–Кяхта) «Бурятэнерго» длиной 63,7 км, выполненная проводом АС-120/19 на опорах типа П110-5 со стальным тросом марки С50. Изменение коэффициентов искажения синусоидальности тока K_I % в начале линии ОКК-120 в течение суток представлено на рис. 2.

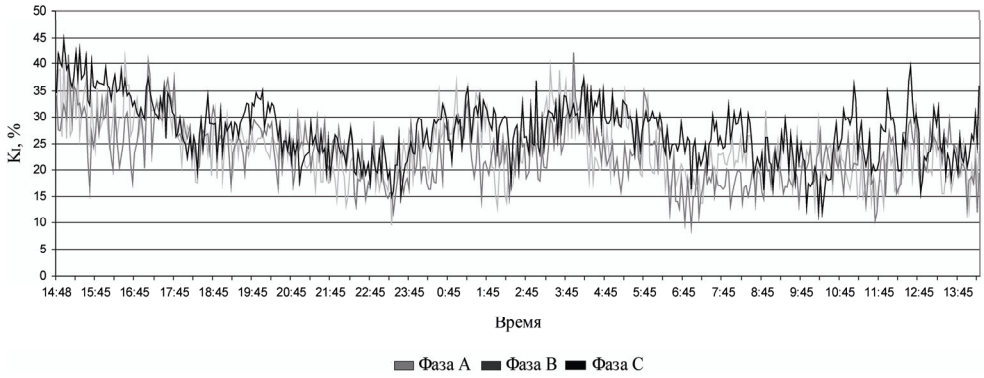


Рис. 2. *Суточные графики изменения коэффициентов искажения синусоидальности тока в начале линии 110 кВ ОКК-120*

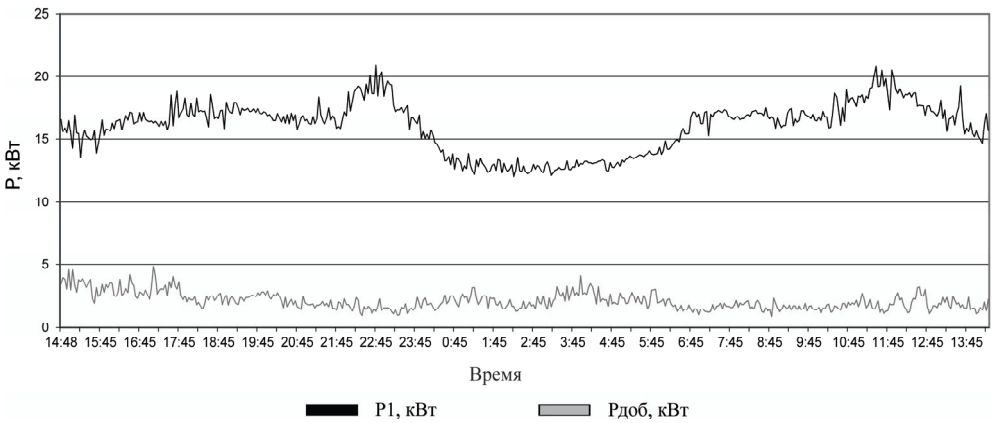


Рис. 3. *Суточные графики изменения основных и добавочных потерь в линии ОКК-120*

Результаты расчета основных и добавочных потерь активной мощности от высших гармонических составляющих тока, выполненного на основе уравнений (2, 3) для линии ОКК-120, представлены на рис. 3.

Расчеты потерь активной энергии за сутки показывают, что основные и добавочные потери в данном случае составляют 378,2 и 49,7 кВтч, соответственно. Уровень добавочных потерь электроэнергии достигает 13,1 % от основных потерь энергии.

Несмотря на их значительную величину, в настоящее время они «автоматически» попадают в разряд «коммерческие потери», не включаются в тариф и, соответственно, не оплачиваются потребителем.

Таблица. *Структура потерь активной мощности в линиях 110 кВ ОАО «МРСК Юга»*

Наименование ЛЭП	Потери мощности от токов первой гармоники, %	Добавочные потери мощности от токов высших гармонических составляющих, %
Промзона-Сулин	84,6	15,4
Койсуг-Кугей	82,3	17,7
Т-15- М.Курган	88,6	11,4
Погорелово-Промзона	92,9	7,1
Погорелово-Чеботовская	95,1	4,9
Сальская-Сальская тяговая	93,4	6,6
Линия № 22	97,5	2,5
Линия № 64	87,4	12,6
Линия № 66	98,5	1,5
Суровикино-Песковатка	81,9	18,1

Результаты проведенного инструментального обследования линий 110 кВ энергосистем Юга также позволяют сделать выводы о значительных искажениях синусоидальности тока в большинстве линий. На основе проведенных расчетов по формуле (1) была оценена структура основных и добавочных потерь активной мощности от токов высших гармонических составляющих. Результаты представлены в таблице.

Наибольшая величина добавочных потерь характерна для линий, питающих тяговые подстанции железной дороги, и в ЛЭП, в которых развиваются резонансные процессы на высших гармониках.

Выводы

1. Фактические технологические потери электрической энергии при ее транспортировке в условиях несинусоидальных токов выше, чем потери, рассчитанные на основе инструкции, утвержденной приказом № 326.
2. Определение величины добавочных потерь от высших гармонических составляющих тока возможно только расчетным путем на основе результатов инструментального исследования параметров режима работы электрической сети.
3. Необходимо разработать и утвердить в установленном порядке методику расчета добавочных потерь электрической энергии от действия высших гармонических составляющих, включить ее в расчет технологических потерь электрической энергии.
4. Установить периодичность обязательного инструментального обследования сети 110 кВ для оценки уровня добавочных потерь от несинусоидальных токов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Боровиков В.С., Волков М.В., Иванов В.В., Литвак В.В., Мельников В.А., Погонин А.В., Харлов Н.Н. Опыт корпоративного обследования электрических сетей Сибири. – Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2010. – 228 с.
2. Аррилага Дж., Брэдли Д., Боджер П. Гармоники в электрических системах / пер. с англ. – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 320 с., ил.
3. Харлов Н.Н. Энергетические спектры напряжений и токов узлов нагрузки // Известия Томского политехнического университета. – 2005. – Т. 308. – № 7. – С. 75–79.
4. Харлов Н.Н., Боровиков В.С., Литвак В.В. Энергетическое обследование несинусоидальных режимов многопроводных линий электропередачи // Электричество. – 2011. – № 12. – С. 12–15.

Поступила 28.01.2013 г.

УДК 621.315.3.61

ОЦЕНКА РОЛИ ЧАСТИЧНЫХ РАЗРЯДОВ В ПРОЦЕССЕ РАЗВИТИЯ РАЗРЯДА НА ГРАНИЦЕ РАЗДЕЛА ТВЕРДЫХ СЛОИСТЫХ ДИЭЛЕКТРИКОВ ПРИ ДЛИТЕЛЬНОМ ВОЗДЕЙСТВИИ ПРИЛОЖЕННОГО НАПРЯЖЕНИЯ

В.И. Меркулов, И.В. Ким

Томский политехнический университет
E-mail: mir742@enin.tpu.ru

Исследовано влияния частичных разрядов на развитие разряда на границе раздела твердых слоистых композиционных диэлектриков от времени воздействия приложенного переменного напряжения в системе электродов, создающих резко неравномерное электрическое поле. Установлено наличие трех этапов в развитии разряда на границе раздела исследуемых композиционных слоистых диэлектриков в зависимости от времени приложения напряжения. Показано, что изменение частоты следования частичных разрядов в процессе электрического старения отражает динамику развития разряда на границе раздела.

Ключевые слова:
Композиционные материалы, наполнитель, диэлектрическая проницаемость, слоистые диэлектрики, пробой, частичные разряды.

Key words:
Composite materials, filler, dielectric constant, layered dielectrics, breakdown, partial discharges.

В работах [1–3] показано, что одной из причин электрического старения органических диэлектриков является воздействие частичных разрядов, возникающих в воздушных включениях. Широко используемые в электротехнической промышленности в качестве электрической изоляции высоковольтных конструкций (вводов, трансформаторов, электрических машин и др.) различные композиционные материалы (стекло и лакоткани, синтофлекс, изофлекс, стекломиканит, текстолит, гетинакс и многие другие) имеют слоистую структуру. В процессе изготовления таких материалов на границе раздела различных слоев могут возникать микроскопические воздушные включения, расслоения и другие дефекты, в которых под воздействием электрического поля высокой напряженности могут развиваться частичные разряды. При испытании таких материалов в резко неравномерном продольном электрическом поле наряду с нормальной составляющей напряженности поля будет наблюдаться значительная тангенциальная составляющая, которая приведет к увеличению суммарной напряженности поля и, тем самым, может оказывать влияние на характер развития разряда.

В [4, 5] было показано, что при кратковременном (непрерывно возрастающем) напряжении развитие разряда на границе раздела таких слоистых композиционных материалов могло протекать по трем возможным направлениям. В первом случае, при толщине исследуемого материала не более 50 мкм, наблюдался пробой исследуемого материала и выход канала разряда на его поверхность. В других случаях, при толщине исследуемого материала порядка 100 мкм и более, развитие разряда происходило на границе раздела исследуемых материалов с подложкой или с эффектом заглубления канала разряда в исследуемый диэлектрик. В этом случае развитие разряда сопровождалось образованием трекового канала. Было предположено, что определенную роль в развитии разряда и образовании треков могли оказывать частичные разряды или корона, возникающие около острия иглы или на границе раздела слоев. Данное предположение требует дополнительной проверки, что послужило основой для выполнения данной работы.

В данной работе проводилось исследование роли частичных разрядов в развитии разряда на границе раздела различных композиционных материалов при длительном воздействии приложенного переменного напряжения частотой 50 Гц. В качестве образцов использовалась комбинация из различных диэлектрических материалов (стеклолакоткань, изофлекс, синтофлекс, Votastop 2235, Votafix E 2102 и др.), наклеенных на подложку из полиметилметакрилата (оргстекла) размером 50×100 мм^2 и толщиной 3 мм с помощью эпоксидного компаунда холодного отверждения на основе смолы ЭД6 и отвердителя – полиэтиленполиамина. Характеристики исследуемых материалов приведены в [6]. В работе использовались образцы материалов со средней толщиной 150...180 мкм. Толщина слоя эпоксидного клея составляла порядка 180...200 мкм.

Для изменения соотношения нормальной и тангенциальной составляющих напряженностей электрического поля использовались две системы электродов: симметричная (игла–игла, когда иглы располагались на границе раздела исследуемого материала и подложки) и несимметричная (игла–край фольги, когда фольга располагалась сверху исследуемого материала). Количество образцов на точку составляло не менее 5. Во всех случаях расстояние между электродами составляло 20 мм. Чтобы исключить образование воздушных прослоек и обеспечить ровную склеиваемую поверхность материала с подложкой в ней делались специальные проточки (углубления), в которые утапливались иглы. В качестве игл использовались швейные иглы RTB 14539, имеющие радиус закру-

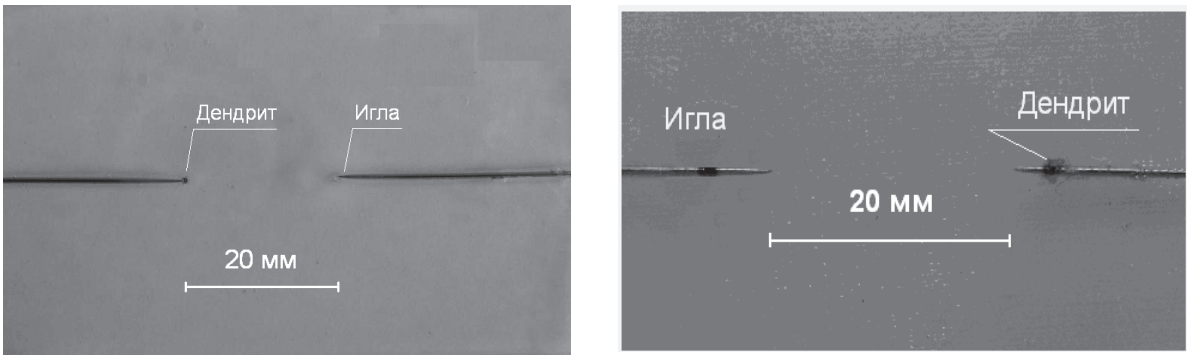
гления порядка 40...60 мкм. Радиус закругления игл определялся с помощью горизонтального компаратора ИЗА-2 с точностью ±0,5 мкм. В образцах с несимметричной системой электродов игла–край фольги, поверх фольги для устранения развития разряда по поверхности наклеивался слой пленки ПЭТФ толщиной 50 мкм. В качестве фольги использовалась алюминиевая фольга толщиной 20 мкм, край которой для устранения острых кромок заворачивался в виде манжет. За радиус закругления края фольги принималась толщина фольги.

Перед испытанием во всех образцах оценивалось напряжение начала ионизации $U_{ни}$ и частота следования частичных разрядов n при напряжении 10 кВ. Далее на подготовленные таким образом образцы подавалось испытательное переменное напряжение величиной 0,8 и 0,9 от $U_{разр}$.

В результате проведенных исследований установлено, что после приложения к образцам напряжения начало развития разряда имеет локальный характер и, как правило, наблюдается в области расположения острия игл, т. е. в области с наибольшей напряженностью электрического поля (рис. 1).

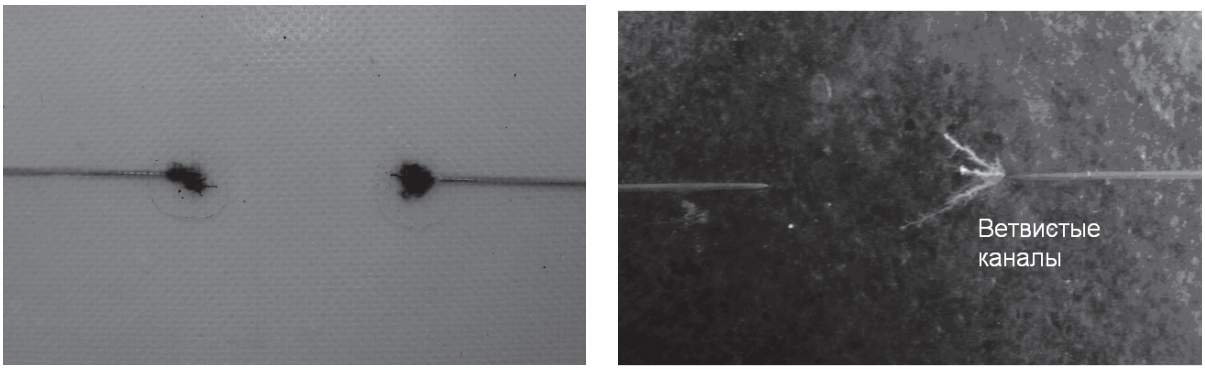
Как видно из рис. 1, развитие разряда сопровождается образованием дендритов шарообразной формы, наибольший размер которых имеет место у острия с меньшим радиусом кривизны. Следует отметить, что в ряде случаев начало развития разряда и образование дендритов шарообразной формы могло наблюдаться на некотором расстоянии от острия иглы (рис. 1, *б*). Это, по-видимому, обусловлено неровностью поверхности самих игл либо наличием каких-то загрязнений в составе клеящего лака композиции или микроскопических воздушных пузырьков на поверхности игл.

При увеличении времени воздействия приложенного напряжения дальнейшее развитие разряда замедляется. Можно предположить, что это связано с уменьшением напряженности электрического поля в местах образования разрядных структур в виде шарообразных дендритов. По мере увеличения времени воздействия приложенного напряжения дальнейший рост каналов разряда зависит от материала композиции. Так, в композиции оргстекло–стеклолакоткань развитие разряда сопровождается увеличением размеров дендритов шарообразной формы в области острия игл, что показано на рис. 2, *а*. Такая же картина чаще всего имела место и в композициях оргстекло–синтофлекс 828, оргстекло–синтофлекс 616 и оргстекло–Votafix® E 2102. В композиции оргстекло–слюдопласт развитие разряда характеризуется образованием ветвистых каналов дендрита на границе раздела (рис. 2, *б*).



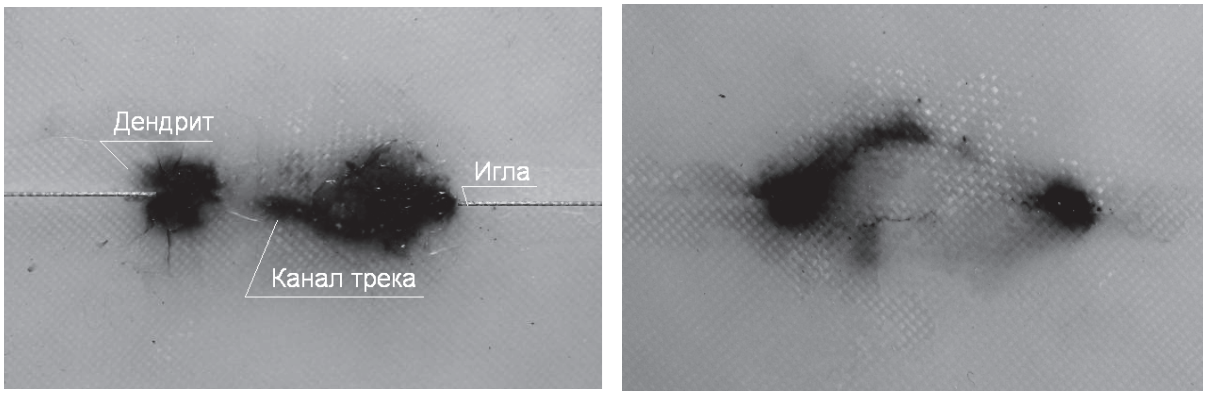
а *б*

Рис. 1. *Начальный этап развития разряда после приложения напряжения в композициях: а) оргстекло–лавсан; б) оргстекло–стеклолакоткань*



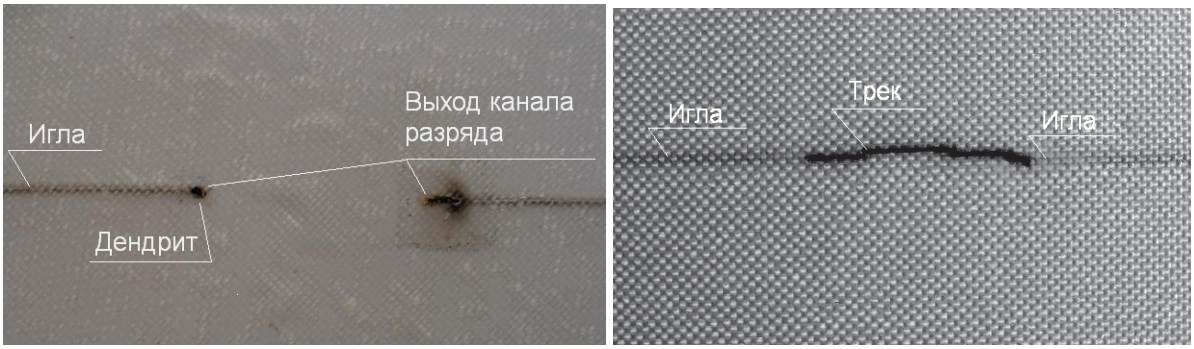
а *б*

Рис. 2. *Развитие разряда при увеличении уровня воздействующего напряжения в композициях: а) оргстекло–стеклолакоткань; б) оргстекло–слюдопласт*



а *б*

Рис. 3. *Рост шарообразного дендрита (а) и образование канала трека на границе раздела слоев (б) в композиции оргстекло–стеклолакоткань*



а *б*

Рис. 4. *Пробой исследуемого материала и выход канала разряда на его поверхность в композиции оргстекло–синтофлекс 616 (а) и развитие трекового канала на границе раздела слоев в композиции оргстекло–изофлекс (б)*

В композиции оргстекло–стеклолакоткань дальнейшее увеличение времени воздействия приложенного напряжения может сопровождаться выходом канала разряда на поверхность материала (рис. 3, *а*) или развитием трековых каналов, двигающихся навстречу друг другу от одной иглы к другой (рис. 3, *б*).

В композициях оргстекло–синтофлекс 828, оргстекло–синтофлекс 616, оргстекло–Votafix® E 2102, оргстекло–ПЭТФ, оргстекло–имидофлекс, оргстекло–Votastop 2235 после образования шарообразного дендрита наиболее часто происходит пробой исследуемого материала с выходом канала разряда на его поверхность (рис. 4, *а*). Другим примером является развитие разряда в композиции оргстекло–изофлекс, когда после образования шарообразного дендрита практически всегда наблюдается развитие трекового канала в толще исследуемого материала на границе раздела полиимидных пленок и клеящего лака (рис. 4, *б*).

Использование несимметричной системы электродов (игла–фольга) в сравнении с симметричной системой не оказывает существенного влияния на время до пробоя. Однако было установлено, что при использовании несимметричной системы электродов на начальном этапе электрического старения вместо шарообразных дендритов происходит образование разрядных структуры в виде петли (рис. 5), а в процессе старения значительно увеличивается количество образцов исследуемых композиций, у которых наблюдается прорастание канала разряда с его выходом на поверхность. Такой механизм наиболее часто наблюдается в образцах оргстекло–синтофлекс. В образцах других композиций развитие разряда практически всегда начинается с образования шарообразного дендрита у острия иглы.

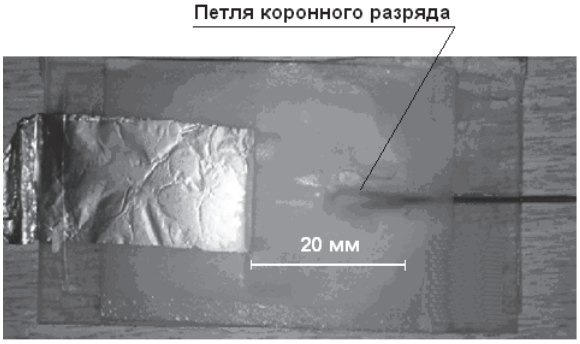


Рис. 5. *Характер развития разряда на границе раздела слоев при несимметричной системе электродов в композиции оргстекло–синтофлекс*

Было предположено, что изменение характера разряда связано с увеличением тангенциальной (продольной) составляющей напряженности электрического поля за счет несимметричности расположения электродов относительно друг друга.

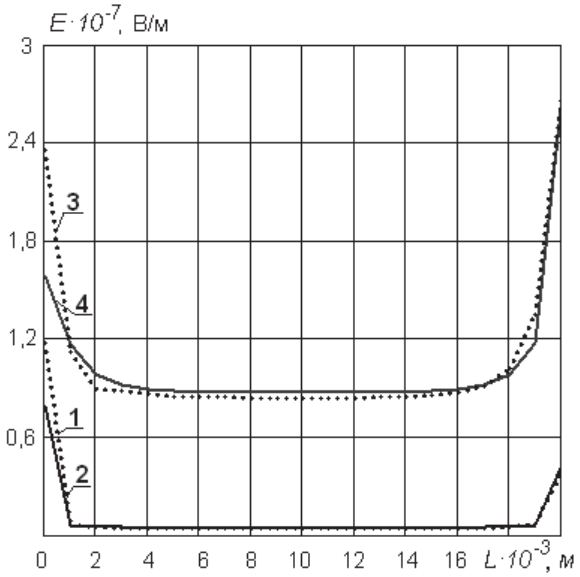


Рис. 6. *Распределение напряженностей электрического поля по длине разрядного промежутка L для композиции оргстекло–изофлекс при напряжении 10000 В (кривые 1, 2) и напряжении 20000 В (кривые 3, 4) для симметричной (кривые 2, 4) и несимметричной системы электродов (кривые 1, 3)*

Для оценки величины напряженности электрического поля и ее распределения по длине разрядного промежутка в исследуемых композициях производился расчет с использованием программы *Elcut* [7]. Результаты расчета представлены на рис. 6.

Как следует из рис. 6, использование несимметричной системы электродов игла–фольга действительно приводит к некоторому возрастанию значения напряженности электрического поля у острия иглы (кривые 1, 3) за счет увеличения тангенциальной (продольной) составляющей напряженности поля согласно проведенным расчетам. При увеличении приложенного к образцам испытательного напряжения от 20 до 24 кВ значения напряженностей электрического поля возрастают практически в два раза, что согласуется с уменьшением времени до пробоя.

Ранее нами было предположено, что образование дендритов шарообразной формы и продвижение трековых каналов может быть связано с развитием ионизации в области расположения острия игл. Для проверки данного предположения проводилось измерение частоты следования частичных разрядов в процессе электрического старения исследуемых образцов при напряжениях 10, 11 и 12 кВ. Измерение характеристик частичных разря-

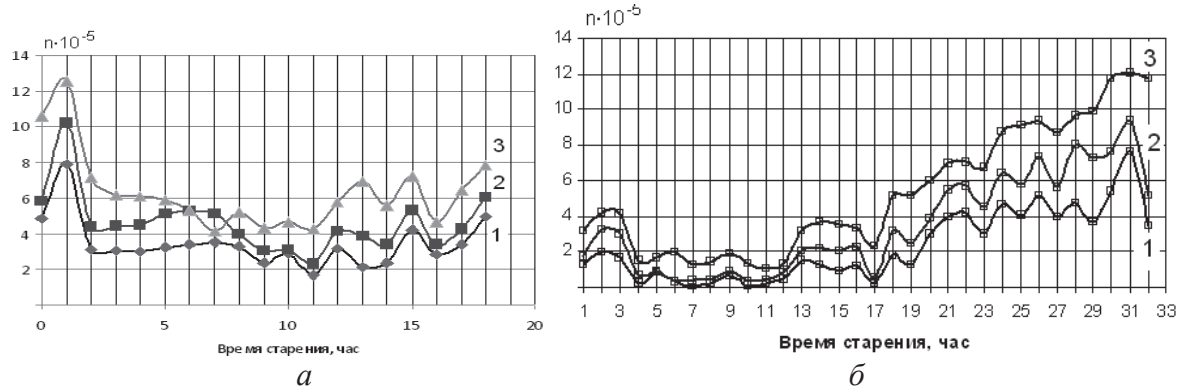


Рис. 7. *Зависимость частоты следования частичных разрядов n от времени электрического старения для композиции оргстекло–изофлекс при температуре 20 °С и напряжениях а) 20; б) 24 кВ. Кривые 1, 2 и 3 соответствуют напряжениям 10, 11 и 12 кВ, при которых проводились измерения*

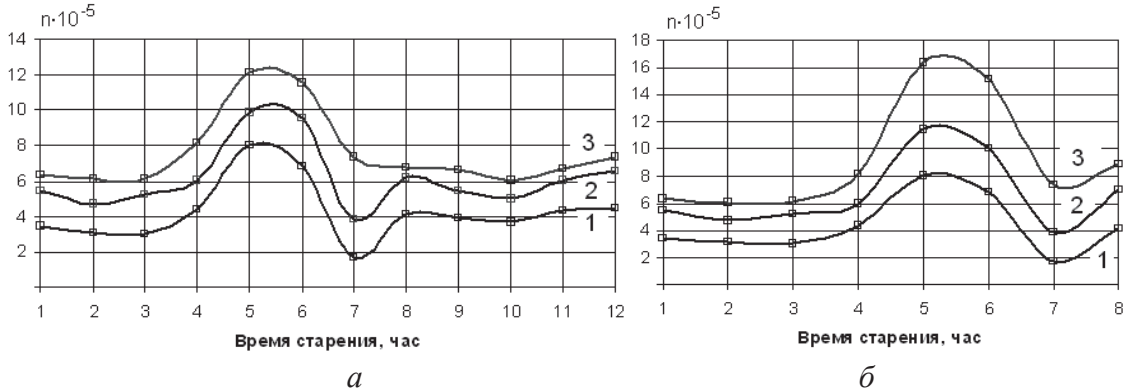


Рис. 8. *Зависимость частоты следования частичных разрядов от времени электрического старения для композиции оргстекло–синтофлекс при температуре 20 °С и напряжениях а) 20; б) 24 кВ. Кривые 1, 2 и 3 соответствуют напряжениям 10, 11 и 12 кВ, при которых проводились измерения*

дов (ХЧР) проводилось по известной методике [3, 6] с помощью электронно-счетного частотомера Ч3–34 и осциллографа С1–55 с чувствительностью 0,01 В/мм. Измерения показали, что напряжение начала ионизации для исследуемых образцов составляло порядка 5...8 кВ, что соответствует напряженности электрического поля у острия игл порядка $(2{,}67...4{,}27)\cdot 10^7$ В/м при радиусе иглы 40 мкм. Расчет напряженности электрического поля на острие иглы производился по уравнению [8, 9].

$$E = \frac{Uc}{(c^2 - x^2)\operatorname{arcth}\left(\frac{d}{c}\right)},$$

где $c=d+r$, d – расстояние между иглами; r – радиус острия игл; U – приложенное напряжение.

Следует отметить, что приведенное уравнение не учитывает влияние материала среды (диэлектрика) на величину напряженности электрического поля. Более точные результаты расчета напряженности электрического поля дает программа *El-cut*, согласно которой величина напряженности поля на острие иглы при напряжении 10000 В составляет порядка $(0{,}8...1{,}2)\cdot 10^7$ В/м.

Результаты измерения частоты следования частичных разрядов представлены на рис. 7 и 8.

Из рис. 7, 8 следует, что на начальном этапе электрического старения частота следования частичных разрядов несколько возрастает, что соответствует началу формирования шарообразного дендрита. При увеличении значения приложенного испытательного напряжения с 20 до 24 кВ это возрастание частоты следования частичных разрядов на начальном этапе происходит более резко как в композиции оргстекло–изофлекс, так и в композиции оргстекло–синтофлекс. В дальнейшем в процессе формирования шарообразного дендрита или разрядной структуры в виде петли частота следования частичных разрядов уменьшается, что свидетельствует об уменьшении на данном участке напряженности электрического поля. Следует отметить, что образование шарообразного дендрита в композиции оргстекло–изофлекс наблюдается в течение первых двух часов старения, тогда как в композиции оргстекло–синтофлекс формирование разрядной структуры в виде петли требует времени порядка 5 часов. Было предположено, что это связано с пропиткой синтофлекса эпоксидным клеем, за счет чего интенсивность частичных разрядов на начальном этапе уменьшена, однако далее она возрастает и достигает максимальной величины при формировании разрядной структуры.

При дальнейшем увеличении времени воздействия напряжения после формирования разрядной структуры и, как уже отмечалось, за счет уменьшения напряженности электрического поля на данном участке, частота следования частичных разрядов несколько уменьшается, а далее остается практически на одном уровне или слабо возрастает с течением времени. Исключением является комбинация оргстекло–изофлекс при напряжении 24 кВ, при котором частота следования частичных разрядов постоянно растет со временем старения. Возможно, это обстоятельство обусловлено прорастанием трекового канала на границе раздела слоев исследуемой композиции, сопровождаемое усилением ионизации.

Выводы

1. Показано, что путь развития пробоя (разряда) в процессе электрического старения имеет различный вид в зависимости от типа материала исследуемых композиции. Для большинства композиций оргстекло–стеклолакоткань, оргстекло–синтофлекс, оргстекло–Votafix E2102 развитие разряда сопровождается пробоем исследуемого материала и выходом канала разряда на поверхность. Для композиций оргстекло–изофлекс, оргстекло–слюдопласт развитие разряда сопровождается заглублением канала разряда в толщу исследуемых материалов и образованием треков в их толще.
2. Установлено, что характер развития разряда определяется степенью неравномерности электрического поля. При использовании несимметричной системы электродов по сравнению с симметричной системой происходит увеличение продольной (тангенциальной) составляющей напряженности электрического поля, что обуславливает некоторое уменьшение времени до пробоя исследуемых композиционных материалов и образование разрядных структур в виде петли или усов.
3. На начальном этапе электрического старения в области расположения острия иглы или края фольги, где имеет место максимальная напряженность электрического поля, наблюдается образование дендритов шарообразной формы или дендритов в виде петли и усов. Образование таких разрядных структур приводит к уменьшению напряженности электрического поля у острия игл и края фольги и замедляет дальнейшее развитие канала разряда.
4. Установлено, что изменение частоты следования частичных разрядов в процессе электрического старения отражает динамику развития разряда на границе раздела исследуемых слоистых диэлектриков, но не является определяющим механизмом в процессе электрического старения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Воробьев Г.А., Похолков Ю.П., Королев Ю.Д., Меркулов В.И. Физика диэлектриков (область сильных полей). – Томск: Изд-во ТПУ, 2003. – 244 с.
2. Кучинский Г.С. Частичные разряды в высоковольтных конструкциях. – Л.: Энергия, 1979. – 223 с.
3. Койков С.Н., Цикин А.Н. Электрическое старение твердых диэлектриков и надежность диэлектрических деталей. – М.; Л.: Энергия, 1968. – 287 с.
4. Меркулов В.И., Почивалова А.В. Особенности разряда на границе раздела твердых слоистых диэлектриков // Известия Томского политехнического университета. – 2008. – Т. 313. – № 2. – С. 91–94.
5. Лысенко А.Н. Электрическая прочность границы раздела полимерной композиционной изоляции: дис. ... канд. техн. наук. – Томск, 1986. – 168 с.
6. Электроизоляционные материалов // Каталог группы компаний по поставке электроизоляционных материалов. 2010. URL: http://www.electroelmika.ru/catalog (дата обращения: 25.01.2011).
7. ELCUT® Программа моделирования электромагнитных, тепловых и механических задач. Производственный кооператив ТОР, г. Санкт-Петербург, URL: http://www.elcut.ru (дата обращения: 02.10.2012).
8. Гефле О.С., Лебедев С.М., Похолков Ю.П. Барьерный эффект в диэлектриках. – Томск: Изд-во «ТМЛ-Пресс», 2007. – 172 с.
9. Резвых К.А. Расчет электростатических полей. – М.: Энергия, 1967. – 120 с.

Поступила 15.11.2012 г.

УДК 621.311.1.016

ИНСТРУМЕНТАЛЬНАЯ ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ ФИЛЬТРОКОМПЕНСИРУЮЩИХ УСТРОЙСТВ В СИСТЕМАХ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ГОРНОДОБЫВАЮЩИХ ПРЕДПРИЯТИЙ

Н.Н. Харлов, Т.Б. Акимжанов

Томский политехнический университет
E-mail: rcr@tpu.ru

Исследовано изменение активного сопротивления фильтровых реакторов при регулировании их индуктивности. Установлено, что в реакторах помимо омического сопротивления, зависящего от количества витков, имеются составляющие, зависящие от поверхностного эффекта, гистерезиса, вихревых токов. Также произведена оценка эффективности работы фильтрокомпенсирующих устройств на основе данных, полученных при их инструментальном обследовании. Сделан вывод о необходимости учета изменения перечисленных параметров при проектировании и настройке фильтрокомпенсирующих устройств. Показано, что эффективность работы фильтрокомпенсирующих устройств может быть объективно оценена в результате суточного мониторинга режимов.

Ключевые слова:
Высшие гармоники, фильтрокомпенсирующее устройство, реактор, эффективность фильтрации.

Key words:
Higher harmonics, filter device, reactor, filtration efficiency.

Горнодобывающая промышленность относится к одной из наиболее энергоёмких отраслей экономики. Основными электроприёмниками при этом являются подъемные машины с электроприводом постоянного тока, работающие от управляемых выпрямителей. Работа управляемых выпрямителей сопровождается потреблением из питающей сети реактивной мощности и высших гармонических составляющих тока, который, протекая по элементам предвключенной сети, вызывает искажения питающего напряжения. Несинусоидальность тока и напряжения является причиной возникновения добавочных потерь электроэнергии, износа и сокращения срока службы изоляции и электрооборудования, ухудшения работы устройств релейной защиты и автоматики и снижения надежности, и, как следствие, – экономического ущерба [1–3].

Традиционным средством борьбы с высшими гармоническими составляющими тока и напряжения является применение фильтрокомпенсирующих устройств (ФКУ), состоящих из реактора и комплекта конденсаторов, настраиваемых на резонансную частоту. Схема одной из цепочек ФКУ приведена на (рис. 1).

Эффективность работы ФКУ обеспечивается его настройкой на одну из частот гармонических составляющих, т. е. на частоту, при которой входное сопротивление ФКУ имеет минимальное значение. Помимо соотношения между индуктивностью и емкостью, на величину входного сопротивления фильтра влияют также:

- поверхностный эффект в проводниках реактора;
- гистерезис, вызывающий потери в магнитопроводе реактора;
- вихревые токи в магнитопроводе реактора;
- зависимость индуктивного сопротивления от насыщения стали магнитопровода реактора.

Угол диэлектрических потерь $\mathrm{tg}\delta$ и диэлектрическая проницаемость ε изоляции конденсаторов, используемых в конструкции ФКУ, до частот 10^3–10^4 Гц сохраняются неизменными и не влияют на величину входного сопротивления фильтра [4].

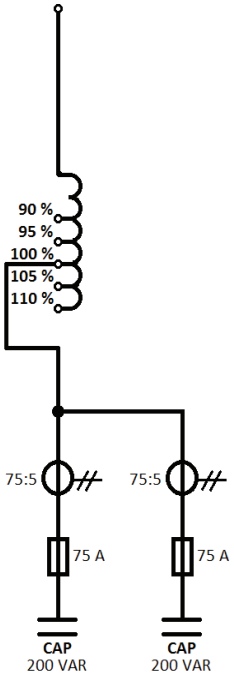


Рис. 1. *Схема фильтрокомпенсирующего устройства*

В связи с вышеизложенным возникает необходимость исследования влияния различных факторов на входное сопротивление реактора. Для практических нужд немаловажным мероприятием является достоверная оценка эффективности работы ФКУ путем инструментального обследования.

Цель работы – проанализировать технические характеристики фильтровых реакторов на основе паспортных данных и экспериментально исследовать эффективность настройки ФКУ.

В настоящей статье в качестве объекта исследования были приняты фильтровые реакторы серии ФРОС. Их заводские данные представлены в табл. 1. Данные реакторы предназначены для фильтров высших гармоник на стороне переменного тока систем электроснабжения промышленных предприятий. Обмотки реактора обеспечивают регулирование индуктивности в отключенном состоянии ступенями не более чем по 1,5 % на ступень.

Результаты исследования эквивалентного сопротивления реактора в диапазоне регулирования обобщены в табл. 1. Из таблицы видно, что, например, для реактора ФРОС-100/6УЗ при частоте настройки на 5 гармонику нижний предел индуктивности составляет 12 мГн. При изменении ее до верхнего предела в 15 мГн (в среднем на 25 %), требуемое увеличение количества витков обмотки составляет $\sqrt{1{,}25}$ [5]. Это вызывает повышение омического сопротивления на частоте настройки на 11,8 %.

Можно полагать, что на частоте высших гармоник, в данном случае на пятой гармонике, проявляется поверхностный эффект, вызывающий рост омического сопротивления реактора на величину $\sqrt{5}$ [6], в результате активное сопротивление с учетом поверхностного эффекта повышается на 223,6 %. Расчет эквивалентного сопротивления, выполненный на основе данных о действующих токах и полных потерях на частоте настройки реактора, показывает, что при переключении реактора со ступени минимальной индуктивности на ступень максимальной индуктивности, эквивалентное активное сопротивление его возрастает на 92 %. Отсюда следует, что в действительности, при переключении реактора со ступени минимальной индуктивности на максимальную, сопротивление его повысится не на 11,8 %, а на 92 %.

Такое увеличение сопротивления имеет место из-за роста потокосцепления обмотки. Вследствие этого происходит нарушение настройки ФКУ.

Ниже приводятся результаты экспериментальной оценки эффективности работы таких фильтров на одном из горнодобывающих предприятий Российской Федерации.

На рассматриваемом предприятии эксплуатируются электродвигатели постоянного тока с номинальным напряжением 6 кВ, характеристики которых приведены в табл. 2.

Таблица 1. *Технические данные фильтровых реакторов серии ФРОС. Повышение сопротивления фильтра, обусловленное изменением индуктивности реактора от ступени минимального значения до максимального*

Типы реакторов	Гармоника частоты настройки фильтра	Значения индуктивности в диапазоне регулирования, мГн		Номинальный ток, А			Полные потери при t=115 °С в диапазоне регулирования индуктивности, Вт, не более				Диапазон регулирования индуктивности, %	Диапазон изменения омического сопротивления, %	Изменение эквивалентного сопротивления реактора, Ом									
													Ступень минимальной индуктивности					Ступень максимальной индуктивности				
							Ступень минимальной индуктивности		Ступень максимальной индуктивности						Увеличение, %					Увеличение, %			
																в т. ч.				в т. ч.		
		Нижний предел, не более	Верхний предел, не менее	Действующее значение полного тока	Действующее значение по первой гармонике (50 Гц)	Действующее значение по гармонике частоты настройки	На частоте настройки	На частоте 50 Гц	На частоте настройки	На частоте 50 Гц			На частоте 50 Гц	На частоте настройки	Всего	Поверхностный эффект	На гистерезис	На частоте 50 Гц	На частоте настройки	Всего	Поверхностный эффект	На гистерезис
ФРОС-100/6УЗ	5	12	15	80	55	55	650	280	1250	400	25,0	11,8	0,093	0,215	232,1	223,6	8,5	0,132	0,413	312,500	223,607	88,893
ФРОС-160/6УЗ	5	9	11,2	105	75	75	975	400	1800	550	24,4	11,6	0,071	0,173	243,8	223,6	20,1	0,098	0,320	327,273	223,607	103,666
ФРОС-160/6УЗ	5	6	7.5	155	110	110	1550	550	2600	750	25,0	11,8	0,045	0,128	281,8	223,6	58,2	0,062	0,215	346,667	223,607	123,060
ФРОС-100/6УЗ	7	6	7.5	80	55	55	600	210	1000	350	25,0	11,8	0,069	0,198	285,7	264,6	21,1	0,116	0,331	285,714	264,575	21,139
ФРОС-100/6УЗ	7	4,5	5.7	105	75	75	850	300	1550	550	26,7	12,5	0,053	0,151	283,3	264,6	18,8	0,098	0,276	281,818	264,575	17,243
ФРОС-160/6УЗ	7	3	3.7	155	110	110	1300	400	2200	650	23,3	11,1	0,033	0,107	325,0	264,6	60,4	0,054	0,182	338,462	264,575	73,886

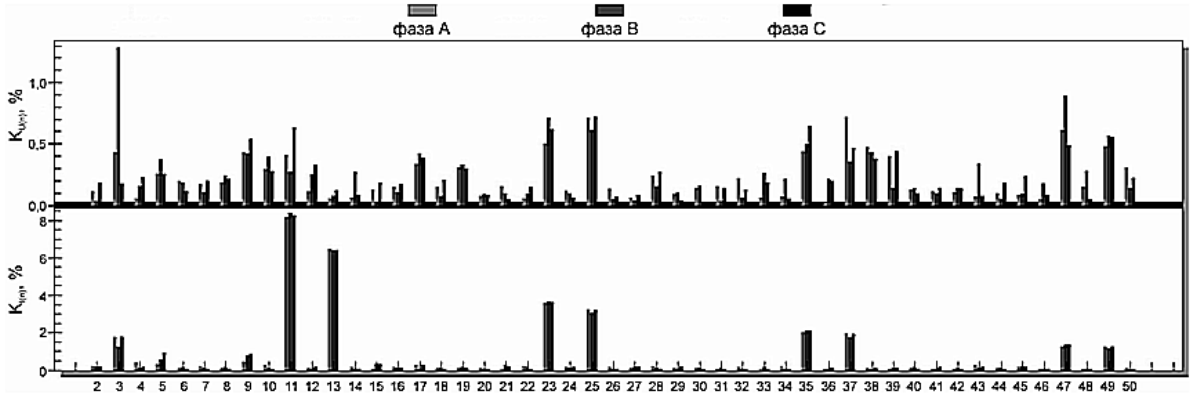


Рис. 2. *Спектральный состав токов электродвигателя скипового подъема скипового ствола (12-пульсная схема выпрямления)*

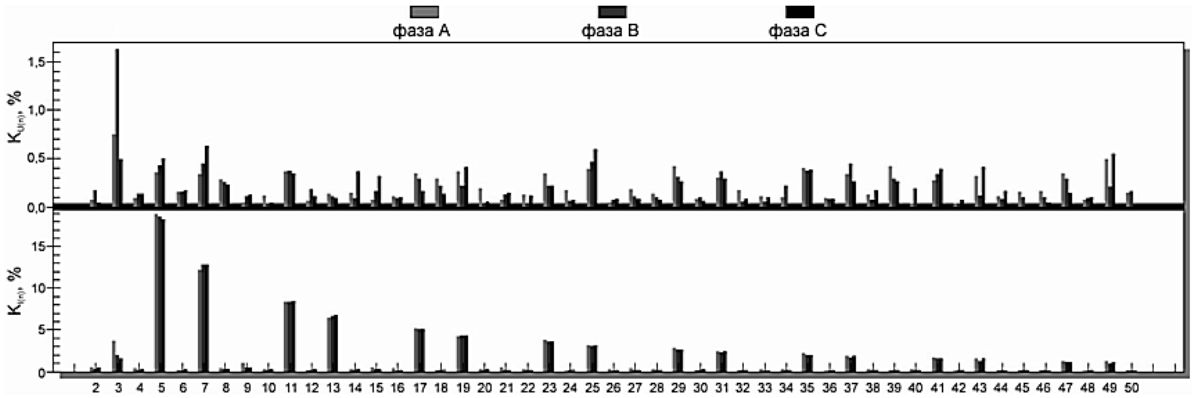


Рис. 3. *Спектральный состав токов электродвигателя клетьевого подъема скипового ствола (6-пульсная схема выпрямления)*

Таблица 2. *Характеристики электродвигателей производственных механизмов*

Производственный механизм, потребитель	Марка двигателя	Номинальная мощность, кВт	КПД, %
Скиповый подъем клетьевого ствола	П2Ш-630-215-4КУХЛ4	1500	85,7
Клетьевой подъем клетьевого ствола	П2Ш-630-214-4КУХЛ4	850	85,4
Скиповый подъем скипового ствола	П2Ш-300-253-7КУХЛ4	2800	90,9
Клетьевой подъем скипового ствола	П2Ш-630-215-4КУХЛ4	1500	85,5

Выпрямительный агрегат, питающий скиповый подъем скипового ствола, выполнен по 12-пульсной схеме и генерирует в сеть высшие гармоники следующего порядка (рис. 2): 11, 13, 23, 25, 35, 37. Клетьевой подъем скипового ствола питается от выпрямителя, выполненного по 6-пульсной схеме; его работа сопровождается генерацией в сеть 5, 7, 11, 13, 17, 19 и 23 гармоник (рис. 3).

Как видно из рис. 2 и 3, наибольшее значение имеют высшие гармоники 5, 7, 11 и 13 порядков, для минимизации которых на секционных шинах установлены параллельные ФКУ, каждое из которых состоит из четырех фильтров настроенных на частоту 250, 350, 550 и 650 Гц.

Для данного ФКУ произведен расчет модуля входной проводимости на относительных частотах гармонических составляющих от 0,5 до 16. Более детально данная зависимость показана на (рис. 4) в логарифмической системе координат.

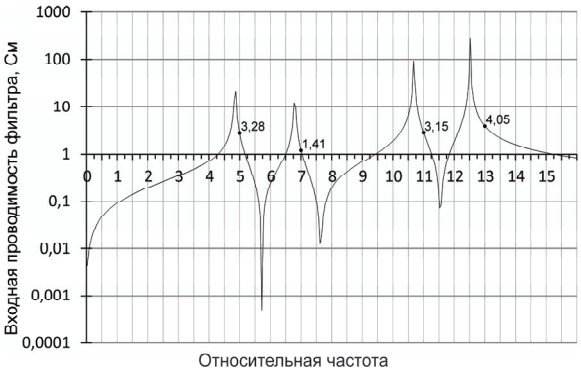


Рис. 4. *Зависимость модуля входной проводимости ФКУ от относительной частоты при использовании логарифмической шкалы*

На рис. 4 видно, что максимумы частотной характеристики не всегда соответствуют относительной частоте, на которую должен быть настроен фильтр. Для точной настройки ФКУ возможно использовать отпайки фильтрового реактора.

Главным показателем эффективности работы ФКУ является соотношение между величиной тока гармонической составляющей частоты настройки фильтра и гармонической составляющей той же частоты, но потребляемой из питающей системы. Та-

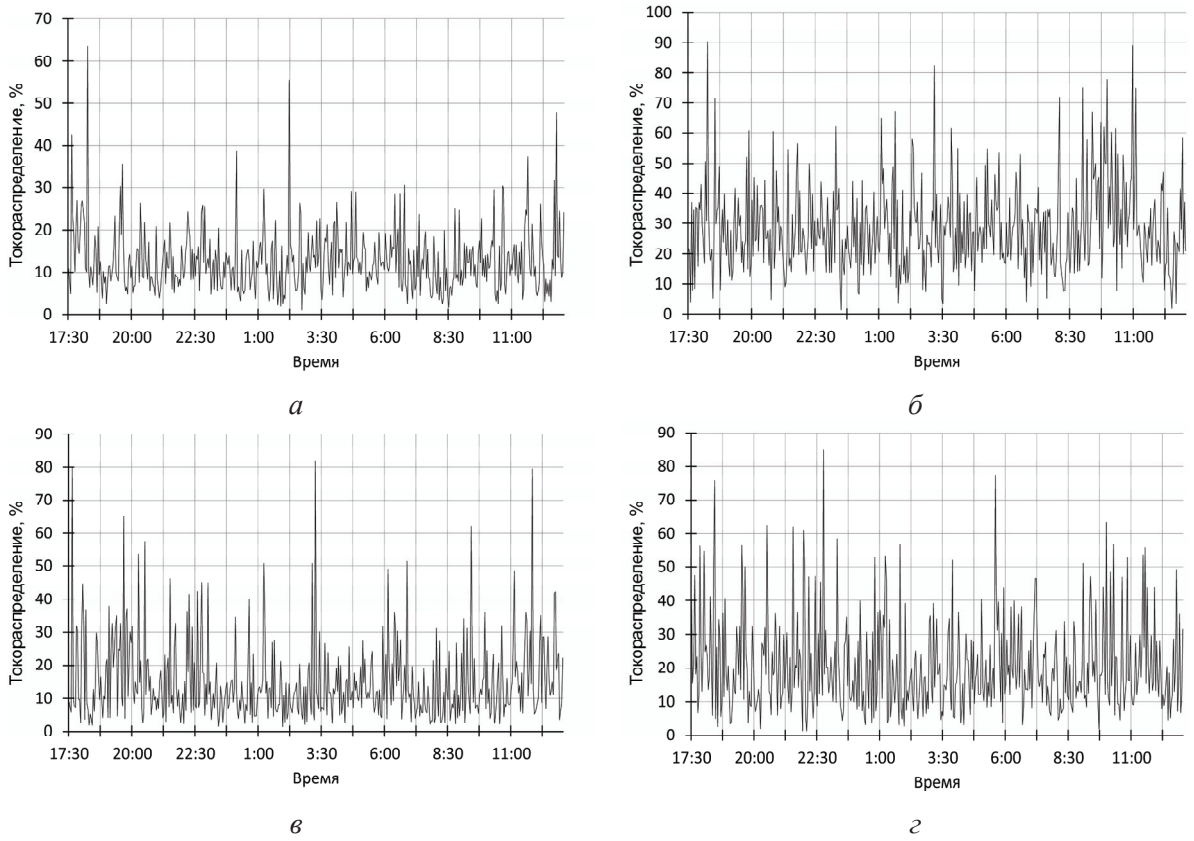


Рис. 5. *Токораспределение для системы электроснабжения: а) пятая; б) седьмая; в) одиннадцатая; г) тринадцатая гармоника*

ким образом, показателем эффективности ФКУ на частоте настройки является коэффициент токораспределения. В идеале, при правильной настройке фильтра, ток частоты настройки, потребляемый из системы, должен быть равен нулю, а ток частоты настройки, идущий через фильтр, должен быть равен току той же частоты, но создаваемый нелинейной нагрузкой. Такое соотношение будет иметь место тогда, когда реактивная составляющая проводимости фильтра на частоте настройки будет максимальна, а в идеале – стремиться к бесконечности.

На рис. 5, *а* показано соотношение между величиной тока пятой гармонической составляющей фильтра и тока пятой гармоники, потребляемой из питающей системы для фазы А. Видно, что в течение суток ток 5-ой гармоники фильтра остается значительно больше, чем ток той же гармоники, но потребляемый из системы, что говорит о достаточно хорошей настройке фильтра на частоте 250 Гц.

На рис. 5, *б* соотношение между токами седьмой гармоники фильтра и системы выглядит несколько хуже, поскольку ток седьмой гармоники, протекающий через фильтр, незначительно превосходит ток седьмой гармоники, потребляемый из системы. Это говорит о необходимости подстройки цепочки фильтра, настроенной на частоту 350 Гц.

Похожие результаты получены и для фильтров одиннадцатой и тринадцатой гармоник (рис. 5, *в*, *г*). Здесь также имеется незначительное различие между величиной токов, протекающих через фильтр и потребляемых из системы (табл. 3).

Таблица 3. *Средние значения токораспределения в течение суток*

Гармоника частоты настройки фильтра	5	7	11	13
Среднее значение токораспределения ФКУ 1, %	12,6	28,4	14,8	20,3
Среднее значение токораспределения ФКУ 2, %	9,8	16,9	8,7	13,5

Из табл. 3 видно, что фильтр седьмой гармоники пропускает в питающую систему в среднем 28,4 % тока. Это говорит о необходимости уменьшения сопротивления ФКУ путем переключения отпайки реактора на ступень ниже. Эффективность второго ФКУ выше, чем первого.

По результатам исследования можно сделать следующие выводы.

1. При проектировании ФКУ для систем электроснабжения следует учитывать влияние на сопротивление реактора потерь на гистерезис, вихревые токи, поверхностный эффект, что поможет произвести более точный выбор параметров ФКУ при проектировании систем электроснабжения с нелинейной нагрузкой.
2. Инструментальная оценка эффективности работы ФКУ по показателю коэффициента токо-

распределения позволяет определить точность настройки фильтра, выявить фильтры, работающие с низкой эффективностью, произвести их подстройку.

Авторы благодарят проф. Ушакова В.Я. за полезные советы, инженеров Регионального центра ресурсосбережения ЭНИН ТПУ Боровикова В.С. и Волкова М.В. за предоставленные исходные данные.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Аррилага Дж., Брэдли Д., Боджер П. Гармоники в электрических системах / пер. с англ. – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 320 с., ил.
2. Боровиков В.С., Волков М.В., Иванов В.В., Литвак В.В., Мельников В.А., Погонин А.В., Харлов Н.Н. Опыт корпоративного обследования электрических сетей Сибири. – Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2010. – 228 с.
3. Жежеленко И.В. Высшие гармоники в системах электроснабжения промпредприятий. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 272 с.
4. Стефанов К.С. Техника высоких напряжений. – Л.: Энергия. Ленингр. отд-ние, 1967. – 496 с.
5. Калантаров П.Л., Цейтлин Л.А. Расчет индуктивностей: Справочная книга. 3-е изд., перераб. и доп. – Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние, 1986. – 488 с.
6. Базуткин В.В., Дмоховская Л.Ф. Расчеты переходных процессов и перенапряжений. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 328 с.

Поступила 28.01.2013 г.

УДК 621.3.011.7

ПРИМЕНЕНИЕ ИНТЕГРАЛЬНЫХ ДИНАМИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ПРИ РЕШЕНИИ ЗАДАЧИ ИДЕНТИФИКАЦИИ ПАРАМЕТРОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ЦЕПЕЙ

А.А. Сытник, К.Н. Ключка, С.Ю. Протасов

Черкасский государственный технологический университет, г. Черкассы, Украина
E-mail: chdtu-cherkasy@ukr.net

Показана возможность идентификации параметров электрических цепей с применением интегральных уравнений Вольтерры второго рода. Предположено, что использование интегральных динамических моделей электрических цепей в ряде случаев позволяет получать более точный результат по сравнению с традиционными методами, основанными на применении дифференциальных уравнений. Показано, что предложенный метод может быть эффективно использован при решении задач параметрической идентификации электрических цепей, при измерении входных и выходных сигналов на фоне высокочастотных помех, в том числе и шумовых.

Ключевые слова:
Электрические цепи, идентификация параметров, интегральные динамические модели.

Key words:
Electrical circuits, identification of parameters, integral dynamic models.

Введение

Под идентификацией в общей теории систем понимают определение вида и количественных характеристик операторов, описывающих данную систему. При этом предусматривается, что на систему можно подавать определенные тестовые воздействия и измерять отклики на такие воздействия. Полученная информация служит основой для приближенного построения соответствующего оператора.

Если в качестве оператора, описывающего электрическую цепь, принята ее электрическая принципиальная схема, то задачей идентификации может служить определение параметров схемы. Подобная же задача возникает при диагностике цепи, то есть при определении неисправных элементов.

Задача идентификации электрических цепей является актуальной в связи с необходимостью контролировать их функционирование в процессе эксплуатации, который, как правило, сопровождается естественным изменением параметров цепей. В таком случае фактические значения параметров определяются путем обработки экспериментальных данных, полученных при непосредственном измерении токов или напряжений в точках контроля, количество которых ограничено. Кроме того, методы идентификации применяются для получения макромоделей современных сложных электрических и электронных цепей, что позволяет упростить задачи математического моделирования при проектировании устройств и создании систем управления.

Постановка задачи

Традиционный подход при решении задачи параметрической идентификации предусматривает в большинстве случаев нахождение коэффициентов дифференциального уравнения электрической цепи оптимизационными методами [1]. Учитывая

актуальность научно-технической задачи идентификации, подобный подход продолжает развиваться, что нашло отображение во многих современных публикациях [2–5]. Однако возможности такого подхода к решению задачи идентификации несколько ограничены, прежде всего, при измерении входных и выходных сигналов на фоне высокочастотных помех, в том числе и шумовых. Дальше будем рассматривать методы идентификации, основанные на применении интегральных динамических моделей электрических цепей [6, 7].

Применение интегральных моделей во многих случаях позволяет получать устойчивые, по отношению к погрешностям исходных данных, алгоритмы идентификации электрических цепей [8].

Рассмотрим стационарную электрическую цепь. Пусть электрическая цепь описывается интегральным уравнением Вольтерры II рода

$$u(t)+\int_0^t K(t,s)u(s)ds=F(t), \qquad (1)$$

где

$$K(t,s)=\sum_{j=1}^{m} p_j\frac{(t-s)^{j-1}}{(j-1)!},\ m\in N,$$

$$F(t)=\int_0^t\frac{(t-s)^{m-1}}{(m-1)!}f(s)ds+\sum_{j=1}^{m-1}C_j\frac{t^j}{j!}+$$

$$+\sum_{j=1}^{m-1}p_j\sum_{k=0}^{m-j-1}C_k\frac{t^{k+j}}{(k+j)!}; \qquad (2)$$

C_k – известные величины; p_j – идентифицируемые параметры; $f(t)$, $u(t)$ – соответственно входной и выходной сигналы исследуемой электрической цепи.

Интегральное уравнение (1) с ядром $K(t,s)$ и свободным членом $F(t)$ вида (2), следуя [8], является эквивалентным дифференциальному уравнению вида

$$u^{(m)}(t)+p_1u^{(m-1)}(t)+\ldots+p_mu(t)=f(t),$$
$$u^{(k)}(0)=C_k,\ k=\overline{1,m-1}. \qquad (3)$$

Однако при произвольных $K(t,s)$ и $F(t)$ модели вида (1) являются более общими, чем модели вида (3), поскольку они могут содержать разрывные решения [8].

Для формирования системы линейных алгебраических уравнений (СЛАУ) относительно неизвестных коэффициентов p_i, $i=\overline{1,m}$, уравнение (1) с учетом (2) запишем в виде

$$\sum_{i=1}^{m}p_i\left[\int_0^t\frac{(t-s)^{i-1}}{(i-1)!}u(s)ds-\sum_{k=0}^{m-i-1}C_k\frac{t^{k+i}}{(k+i)!}\right]=$$
$$=\int_0^t\frac{(t-s)^{m-1}}{(m-1)!}f(s)ds-u(t)+\sum_{i=0}^{m-1}C_i\frac{t^i}{i!}. \qquad (4)$$

Из (4) для точек фиксации (измерения) $t=t_j$, $j=\overline{1,N}$, где N – количество фиксаций на периоде измерений T, ($t_N=T$); $h=T/N$ – шаг измерений, получаем СЛАУ относительно искомых коэффициентов

$$\sum_{i=1}^{m}A_{ji}p_i=F_j,\ i=\overline{1,m},\ \ j=\overline{1,N}, \qquad (5)$$

где

$$A_{ji}=\int_0^{t_j}\frac{(t_j-s)^{i-1}}{(i-1)!}u(s)ds-\sum_{k=0}^{m-i-1}C_k\frac{t_j^{k+i}}{(k+i)!}, \qquad (6)$$

$$F_j=\int_0^t\frac{(t_j-s)^{m-1}}{(m-1)!}f(s)ds-u(t_j)+\sum_{i=0}^{m-1}C_i\frac{t_j^i}{i!}. \qquad (7)$$

Используя бином Ньютона, запишем интегралы из (6) и (7) в виде

$$B_{ji}=\int_0^{t_j}\frac{(t_j-s)^{i-1}}{(i-1)!}u(s)ds=$$

$$=\frac{1}{(i-1)!}\sum_{l=0}^{i-1}C_{i-1}^l t_j^{i-1-l}(-1)^l\int_0^{t_j}s^l u(s)ds, \qquad (8)$$

$$R_j=\int_0^{t_j}\frac{(t_j-s)^{m-1}}{(m-1)!}f(s)ds=$$

$$=\frac{1}{(m-1)!}\sum_{k=0}^{m-1}C_{m-1}^k t^{m-1-k}(-1)^{k-1}\int_0^{t_j}s^k f(s)ds, \qquad (9)$$

где $C_n^m=\dfrac{n!}{m!(n-m)!}$.

Если для вычисления интегралов в (8) и (9) применить формулу трапеций, то получим приближенные расчетные выражения для B_{ji} и R_j:

$$B_{ji}\approx\frac{1}{(i-1)!}\sum_{l=0}^{i-1}C_{i-1}^l t_j^{i-j-l}(-1)^l\left[\begin{array}{l}(jh)^l u(jh)+\\ +2\sum_{\nu=1}^{j-1}(\nu h)^l u(\nu h)\end{array}\right]h,$$

$$R_j\approx\frac{1}{(m-1)!}\sum_{k=0}^{m-1}C_{m-1}^k t^{n-1-k}(-1)^k\left[\begin{array}{l}(jh)^k f(jh)+\\ +2\sum_{\nu=1}^{j-1}(\nu h)^k f(\nu h)\end{array}\right]h.$$

Таким образом, элементы матрицы СЛАУ (5) и ее правой части формируются согласно выражениям:

$$A_{ji}=B_{ji}-\sum_{k=0}^{m-i-1}C_k\frac{t_j^{k+i}}{(k+i)!},\ F_j=R_j-u(t_j)+\sum_{i=0}^{m-1}C_i\frac{t_j^i}{i!},$$

а решение системы (5) дает искомые коэффициенты (параметры электрической цепи).

Рассмотрим нестационарную электрическую цепь. Традиционный подход при решении подобных задач состоит, как правило, в применении обычных дифференциальных уравнений вида

$$\sum_{i=0}^{r}A_i(t)u^{(r-i)}(t)=f(t),$$

где $f(t)$, $u(t)$ – по-прежнему входной и выходной сигналы соответственно; $f_i(t)$ – переменные коэффициенты.

Рассмотрим алгоритмы восстановления параметров нестационарных электрических цепей на основе интегральных уравнений с применением сумматорных операторов.

Обозначим как L_q^k пространство функций $\varphi(t)$, имеющих на промежутке $[0, T]$ абсолютно непрерывную производную порядка $k-1$ и q-ю степень модуля kq-производной, интегрируемой по Лебегу ($L_q^0:=L_q$).

Норма в этом пространстве определяется по формулам [9]

$$\left\|\varphi\right\|_q := \{\int_0^T |\varphi(t)|^q\, dt\}^{1/q} \text{ при } 1 \le q \le \infty,$$

а при $q=\infty$

$$\left\|\varphi\right\|_\infty = \text{ess } \sup_{0\le t\le T} |\varphi(t)|.$$

Будем полагать, что значения входного и выходного сигналов заданы так же, как и в стационарном случае.

Кроме того, будем считать, что u и f принадлежат соответственно некоторым классам функций $u\in Y\subset L_q^k$, $f\in F\subset L_1$.

Рассмотрим задачу восстановления параметров $\{A_i(t)\}_{i=0}^r$ нестационарной электрической цепи с предположением, что они имеют вид

$$A_i(t) = \sum_{j=1}^{m_i} a_{ij}\varphi_j(t),\ m_i \in N,\ i = \overline{0,r},$$

где a_{ij} – неизвестные, подлежащие определению числа; $\{\varphi_j(t)\}_{j=1}^m$ ($m:=\max_{0\le i\le r} m_i$) – некоторая система линейно независимых функций

$$\varphi_j \in L_\infty^k,\ j = \overline{1,m}.$$

Во избежание решения некорректной задачи численного дифференцирования перейдем на основании эквивалентных преобразований [8] (из-за принятых предположений о гладкости функций u, f, φ_j) от исходной модели к интегральному уравнению Вольтерры вида

$$A_0(t)u(t) + \int_0^t K(t,s)u(s)ds = F(t), \qquad (10)$$

где

$$K(t,r) = \sum_{j=1}^{r}(-1)^{j-1}C_r^j \frac{(t-s)^{j-1}}{(j-1)!}A_0^{(j)}(s) + \sum_{k=1}^{r}\sum_{j=0}^{r-k-1}\frac{B_j^{(r-k)}(A_{r-k},u)}{r(j+k)!}t^{j+k} + l_r(f), \qquad (11)$$

$$F(t,r) = \sum_{k=0}^{r}\sum_{j=0}^{r-k-1}\frac{B_j^{(r-k)}(A_{r-k},u)}{r(j+k)!}t^{j+k} + l_r(f);$$

$$B_j^{(r-k)}(A_{r-k},u) = \frac{r!}{j!}\sum_{v=0}^{j} C_j^v A_{r-k}^{(v)}(0)u_{j-v}\sum_{i=0}^{v}(-1)^i\frac{(j-k)!}{(r-k-v)!}C_v^i.$$

Через $l_r(f)$ обозначен r-й интеграл от входного сигнала

$$l_r(f) = \frac{1}{(r-1)!}\int_0^t (t-s)^{r-1}f(s)ds,$$

$$u_k := u^k(0),\ k = \overline{0,\ r-1}. \qquad (12)$$

В связи с тем, что на практике, как правило, число измерений N и число неизвестных параметров $M := \sum_{i=0}^{r} m_i$ не равны, а также в связи с необходимостью эффективного вычисления интегралов в (10) и (11) рассмотрим вопрос получения нормальных систем линейных уравнений относительно $\{a_{ij}\}_{i=\overline{0,r}}^{j=\overline{1,m_i}}$ на основе предварительной аппроксимации исходных данных $u(t_i)$ и $f(t_i)$, $i=\overline{1,N}$, с помощью сумматорных операторов [10].

Не ограничивая общности рассуждений и во избежание громоздкости изложений, будем считать в дальнейшем, что в (12)

$$u_k := u_k(0) = 0,\ k = \overline{0,\ r-1},$$

а функции $\{\varphi_i(t)\}$, $i=\overline{1,m}$, а также $\omega_k(t)$, $k=\overline{1,n}$, такие, что интегралы вида

$$\int \tau^v \omega_k(\tau)d\tau,\ \int \tau^v \omega_k(\tau)\varphi_i^{(j)}(\tau)d\tau,\ v = 1,2,...;$$
$$k = \overline{1,\ n};\ j = \overline{0,\ r}$$

вычисляются точно.

Интегро-сумматорный алгоритм восстановления параметров заключается в следующем:

1) представляя с помощью сумматорного оператора U_n входной и выходной сигналы, переходим от исходного уравнения модели к следующей приближенной интегральной модели:

$$A_0(t)U_n(\tilde{u};t) + \int_0^t K(t,s)U_n(u;s)ds = l_r(U_n,f,t), \qquad (13)$$

где $l_r(U_n,\tilde{f},t) = \frac{1}{(r-1)!}\int_0^t (t-\tau)^{r-1}U_n(\tilde{f};\tau)d\tau;$

2) дискретизируя уравнение (13) в произвольных точках, переходим к СЛАУ относительно неизвестных приближенных значений неизвестных параметров

$$\sum_{s=0}^{r}\sum_{\mu=0}^{m_s} a_{s\mu}\psi_{s\mu}(U_n u;\xi_i) = \frac{1}{(r-1)!}\int_0^{\xi}(\xi_i - t)^{r-1}U_n(f;\tau)d\tau, \qquad (14)$$

где при $s=0$

$$\psi_{0\mu}(U_n\tilde{u};\xi_i) = \varphi_\mu(\xi_i)U_n(\tilde{u},\xi_i) + \sum_{j=1}^{r}\frac{(-1)^{j-1}}{(j-1)!}C_r^j\int_0^{\xi}(\xi_i-\tau)^{j-1}\varphi_\mu^{(j)}(\tau)U_n(\tilde{u};\tau)d\tau,$$

а при $s=\overline{1,r}$

$$\psi_{s\mu}(U_n\tilde{u};\xi_i) = \sum_{j=0}^{r-s} C_{r-s}^j\frac{(-1)^{j-1}}{(s+j-1)!}\int_0^{\xi}(\xi_i-t)^{s+j-1}\varphi_\mu^{(j)}U_n(\tilde{u};\tau)d\tau;$$

3) решая систему (14), находим матрицу $\{\tilde{a}_{ij}\}_{i=\overline{0,r}}^{j=\overline{1,m_i}}$ приближенных значений восстанавливаемых параметров.

Пример. Для подтверждения работоспособности предложенного метода и его особенностей был проведен ряд вычислительных экспериментов в программной среде MATLAB, когда по заданной электрической схеме и известным входному и выходному сигналам определяются параметры исследуемой электрической цепи. Определялась сред-

неквадратическая ошибка и ее зависимость от погрешностей измерения входного и выходного сигналов. В качестве рассматриваемой схемы использовалась интегрирующая *RC* цепь, дифференциальное уравнение которой, как известно, имеет вид

$$\frac{dU_{\text{вых}}}{dt}+\frac{1}{RC}U_{\text{вых}}=\frac{1}{RC}U_{\text{вх}}, \qquad (15)$$

где $\frac{1}{RC}=37$.

Из уравнения (15) путем эквивалентных преобразований получим модель в виде интегрального уравнения Вольтерры II рода

$$U_{\text{вых}}=U_{\text{вых}}(0)-\int_0^t\frac{1}{RC}(U_{\text{вых}}-U_{\text{вх}})ds. \qquad (16)$$

Для формирования системы линейных алгебраических уравнений относительно неизвестных коэффициентов p_i (для исследуемой цепи $p_i=\frac{1}{RC}$, i=1) уравнение (16) запишем в виде

$$p_1(U_{\text{вых}}-U_{\text{вых}}(0))=\int_0^t(U_{\text{вх}}-U_{\text{вых}})ds. \qquad (17)$$

Дальше для точек фиксации $t=t_j$; $j=\overline{1,N}$, где N – количество фиксаций; $t_N=T$ – период измерения; $h=T/N$ – шаг измерений, получаем СЛАУ относительно неизвестных коэффициентов

$$A_j p_1=F_j,$$

где

$$A_j=U_{\text{вых}}(t_j)-U_{\text{вых}}(0),$$

$$F_j=\int_0^t(U_{\text{вх}}(t_j)-U_{\text{вых}}(t_j))ds. \qquad (18)$$

Используя выражения (16)–(18) и квадратурную формулу трапеций для аппроксимации интегралов из выражения (18), получаем СЛАУ относительно неизвестных коэффициентов, причем система является несовместной. Применяя для ее решения метод наименьших квадратов, получаем значение искомых коэффициентов – p_1=37,0671.

Сравнивая решения уравнения (15) соответственно при точном значении коэффициента p_1=37 и при полученном его значении в результате расчета p_1=37,0671, получаем среднеквадратическую ошибку $\Delta=1{,}2397\cdot10^{-4}$. Также было рассчитано значение p_1=37,2927 на основе подхода, базирующегося на использовании дифференциальных уравнений. Значение среднеквадратической ошибки в этом случае составило $\Delta=1{,}027\cdot10^{-3}$.

Был также исследован случай, когда к выходному сигналу добавлялась случайная помеха, распределенная по нормальному закону. В этом случае рассчитанные по интегральному методу значения коэффициентов p_1 позволяли получить значение среднеквадратической ошибки ниже, чем при использовании дифференциальных уравнений (соответственно $\Delta=1{,}2469\cdot10^{-4}$ против Δ=0,0276 при величине среднеквадратического отклонения помехи 0,1 %). При возрастании величины среднеквадратического отклонения помехи точность интегрального метода увеличивалась. В случае, когда выходной сигнал измерялся с аддитивной низкочастотной гармонической помехой, значения среднеквадратических ошибок были соизмеримы. При добавлении к выходному сигналу помехи постоянного уровня меньшую среднеквадратическую ошибку обеспечивало применение дифференциальных уравнений (Δ=0,002 против Δ=0,011 при уровне помехи 1 % от величины измеряемого выходного сигнала).

Выводы. Таким образом, предложенный метод может быть эффективно использован при решении задач параметрической идентификации электрических цепей, характеризующихся наличием определенных погрешностей в исходных данных. Также метод может быть успешно использован при нахождении вида оператора объекта идентификации при структурно-параметрической идентификации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гроп Д. Методы идентификации систем. – М.: Мир, 1979. – 302 с.
2. Букреев В.Г., Параев Ю.И., Шамин А.М., Чащин А.М. Алгоритм идентификации параметров электромеханического объекта на основе теории чувствительности // Известия Томского политехнического университета. – 2005. – Т. 308. – № 3. – С. 143–146.
3. Карташов В.Я., Сахнин Д.Ю. Структурно-параметрическая идентификация дискретных моделей объектов с запаздыванием для настройки регуляторов Смита // Известия Томского политехнического университета. – 2007. – Т. 311. – № 5. – С. 19–23.
4. Карташов В.Я., Новосельцева М.А. Структурно-параметрическая идентификация линейных стохастических объектов с использованием непрерывных дробей // Управление большими системами: сборник трудов. – 2008. – № 21. – С. 27–48.
5. Ефимов С.В., Замятин С.В., Гайворонский С.А. Структурно-параметрическая идентификация объекта управления на основе характеристик переходного процесса // Известия Томского политехнического университета. – 2010. – Т. 317. – № 5. – С. 107–112.
6. Верлань А.Ф. Метод интегральных уравнений в задаче описания и расчета электрических цепей // Электронное моделирование. – 1983. – № 5. – С. 8–12.
7. Верлань А.Ф., Сытник А.А., Ключка К.Н. Интегральные уравнения анализа нестационарных электрических систем // Вестник Национального университета «Львовская политехника». – 2009. – № 637. – С. 12–18.
8. Верлань А.Ф., Сизиков В.С. Интегральные уравнения: методы, алгоритмы, программы. – К.: Наукова думка, 1988. – 542 с.
9. Колмогоров А.Н., Фомин С.В. Элементы теории функций и функционального анализа. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2004. – 572 с.
10. Верлань А.Ф., Москалюк С.С. Математическое моделирование непрерывных динамических систем. – К.: Наукова думка, 1988. – 288 с.

Поступила 24.02.2013 г.

УДК 621.314

СИСТЕМЫ ЭЛЕКТРОПИТАНИЯ ТЕЛЕУПРАВЛЯЕМЫХ ПОДВОДНЫХ АППАРАТОВ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА МОЩНОСТЬЮ СВЫШЕ 10 кВт

В.Н. Мишин, В.М. Рулевский, А.Г. Юдинцев*

НИИ автоматики и электромеханики Томского государственного университета систем управления и радиоэлектроники
*Томский политехнический университет
E-mail: rulevsky@niiaem.tomsk.ru

Рассмотрены системы электропитания телеуправляемых подводных аппаратов переменного тока мощностью свыше 10 кВт, позволяющие решать задачи увеличения удельной мощности подводной части и улучшения ее массогабаритных показателей.

Ключевые слова:
Система электропитания, телеуправляемый подводный аппарат, подводная часть.

Key words:
Power-supply system, remote controlled underwater vehicle, underwater unit.

В последние годы происходит активное развитие телеуправляемых подводных аппаратов (ТПА), предназначенных для выполнения различных научно-исследовательских работ на больших глубинах с длиной кабель-троса до 8000 м. Выполнение работ на больших глубинах требует увеличения суммарной мощности токоприемников ТПА до нескольких десятков киловатт. Одним из основных путей увеличения удельной мощности подводной части и повышения ее надежности является передача энергии по кабель-тросу на переменном токе повышенной частоты [1]. Определяющими габариты системы электропитания (СЭП) ТПА в основном являются моточные изделия системы, и с увеличением частоты массогабаритные показатели трансформаторов и дросселей существенно улучшаются.

Целью работы является анализ структур систем электропитания телеуправляемых подводных аппаратов более 10 кВт, имеющих низкие массогабаритные показатели, высокую надежность и ресурсоэффективность.

Общая схема комплекса телеуправляемого подводного аппарата, подключенного к сети обеспечивающего судна, представлена на рис. 1.

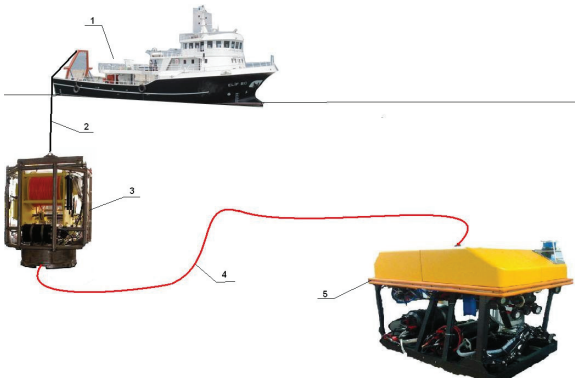


Рис. 1. *Общая схема комплекса телеуправляемого подводного аппарата: 1 – обеспечивающее судно; 2 – кабель-трос; 3 – гараж-заглубитель; 4 – плавучий кабель; 5 – телеуправляемый подводный аппарат*

СЭП ТПА условно состоит из двух частей: системы электропитания бортовой (БЧ) и подводной части (ПЧ). СЭП БЧ расположена на борту обеспечивающего судна, питание которой осуществляется от трехфазной судовой сети, основной или резервной, напряжением 380 В, частотой 50 Гц. Напряжение с выхода СЭП БЧ передается по кабель-тросу на СЭП ПЧ, установленную на гараже-заглубителе и ТПА.

В современных системах подводного оборудования с дистанционным управлением используется в качестве составной части подводного оборудования гараж-заглубитель, в котором может размещаться телеуправляемый подводный аппарат при его доставке на глубину, и с которым подводный аппарат может соединяться относительно коротким и легким плавучим кабелем. При этом повышается маневренность подводного аппарата, поскольку он не связан с длинным и тяжелым кабель-тросом. Гараж-заглубитель в своем составе имеет кабину для размещения подводного аппарата, лебедку с барабаном плавучего кабеля с системой, управляющей длиной свободного плавучего кабеля между гаражом-заглубителем и подводным аппаратом [2]. Гараж-заглубитель также позволяет установить на нем часть блоков системы электропитания и управления, при этом освобождается дополнительное, полезное пространство на ТПА и снижается его вес.

На рис. 2 представлена СЭП ТПА переменного тока с передачей энергии по кабель-тросу трехфазным напряжением с частотой 50 и 1000 Гц по плавучему кабелю. Система электропитания содержит установленную на судне-носителе бортовую часть системы, включающую коммутатор сети *1*, вход которого соединен с судовой электрической сетью – основной или резервной, напряжением 380 В, частотой 50 Гц. Выход коммутатора сети *1* соединен с фильтром радиопомех *2* и силовым повышающим трансформатором *3*, который повышает напряжение сети до $U_{\text{Лэфф}}$=1000...1500 В.

Повышенное трехфазное напряжение с частотой 50 Гц по кабель-тросу *4* поступает на первый подводный блок системы, установленный на гараже-заглубителе. Первый подводный блок системы

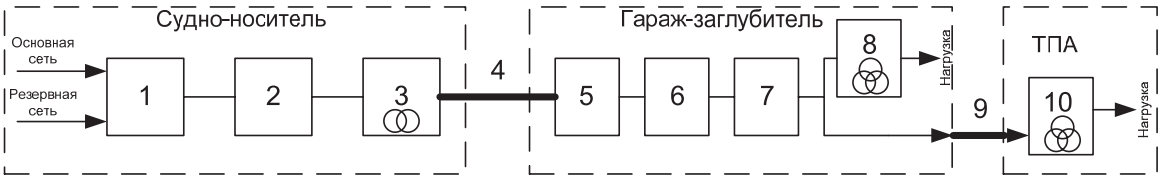


Рис. 2. *Система электропитания телеуправляемого подводного аппарата с передачей энергии по кабель-тросу трехфазным напряжением с частотой 50 и 1000 Гц по плавучему кабелю*

содержит управляемый выпрямитель *5* с фильтром *6*, выход которого соединен с конвертором DC/AC *7*, повышающим частоту питающего напряжения до 1000 Гц. Напряжение повышенной частоты с выхода конвертора *7* подается на согласующий трансформатор *8*, обеспечивающий питание устройств гаража-заглубителя, а также по плавучему кабелю *9* на согласующий трансформатор *10* второго подводного блока системы, установленного на подводном аппарате.

Достоинством данной СЭП ТПА является то, что за счет повышения частоты питающего напряжения до 1000 Гц существенно снижаются массогабаритные параметры трансформатора *10* в 2,5–3 раза по сравнению с трансформатором, установленным на подводном аппарате и работающим на промышленной частоте 50 Гц. В случае расположения трансформатора *10* в прочном корпусе с масленым охлаждением обеспечивается дополнительное уменьшение габаритов трансформатора, а также разгрузка стенок прочного корпуса от давления воды, что позволяет уменьшить толщину стенок прочного корпуса и соответственно уменьшить массу СЭП ТПА еще в 1,3–1,5 раза [3].

Недостатками рассмотренной системы электропитания телеуправляемого подводного аппарата являются низкие массогабаритные характеристики гаража-заглубителя, так как трансформатор *5* работает на переменном напряжении с частотой 50 Гц, а также усложнение системы электропитания ПЧ за счет двойного преобразования энергии – переменного в постоянное и постоянного в переменное – повышенной частоты при помощи управляемого выпрямителя *5* и конвертора DC/AC *7*.

В СЭП ТПА переменного тока с передачей энергии по кабель-тросу *4* трехфазным напряжением $U_{Лэфф}$=1000...1500 В, частотой 50 Гц и постоянным напряжением по плавучему кабелю *10*, представленной на рис. 3, отсутствуют некоторые недостатки схемы СЭП ТПА, изображенной на рис. 2. Данная система электропитания телеуправляемого подводного аппарата, как и в варианте, представленном на рис. 2, содержит установленную на судне-носителе бортовую часть системы, включающую в себя коммутатор сети *1*, с помощью которого подключается одна из бортовых сетей – основная или резервная, которая обеспечивает трехфазное напряжение 380 В, частотой 50 Гц. Выход коммутатора *1* соединен с фильтром радиопомех *2*, обеспечивающим помехоподавление по каждой фазе питающего напряжения. После фильтрации трехфазное напряжение 380 В, частотой 50 Гц поступает на первичные обмотки силового трансформатора *3*, где повышается до необходимой величины ($U_{Лэфф}$=1000...1500 В) и поступает по кабель-тросу *4* на первичные обмотки согласующего трансформатора *5* первого подводного блока системы, установленного на гараже-заглубителе, вторичные обмотки которого соединены с управляемыми выпрямителями *6* и *7*. После выпрямителей *6* и *7* и фильтров *8* и *9* получают два постоянных напряжения (например 300 и 600 В), одно из которых обеспечивает питание лебедки и электроники гаража-заглубителя, а другое передается по плавучему кабелю *10* на вторую подводную часть системы электропитания, установленную на телеуправляемом подводном аппарате.

Основным достоинством данной системы является простота и высокие массогабаритные показатели ТПА за счет того, что по плавучему кабелю *10* передается постоянное напряжение и отсутствует трансформатор, что создает возможность установки дополнительного оборудования на телеуправляемом подводном аппарате.

Недостатками представленной системы электропитания телеуправляемого подводного аппарата с передачей энергии по кабель-тросу трехфазным напряжением $U_{Лэфф}$=1000...1500 В, частотой 50 Гц являются низкие массогабаритные характеристики гаража-заглубителя, так как трансформатор *5* работает на переменном напряжении с частотой 50 Гц, а также применение управляемых выпрямителей *6* и *7* с системой управления для обеспечения стабильного постоянного напряжения 300 и 600 В для нагрузок гаража-заглубителя и ТПА.

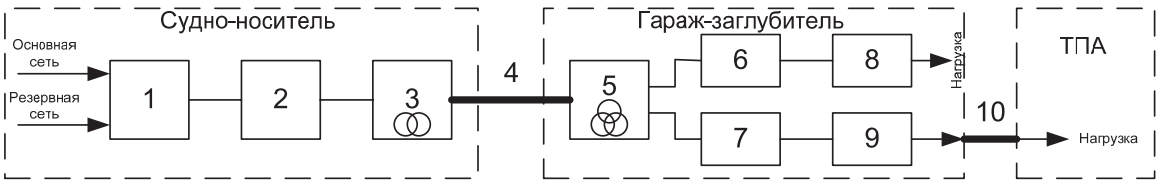


Рис. 3. *Система электропитания телеуправляемого подводного аппарата с передачей энергии по кабель-тросу трехфазным напряжением $U_{Лэфф}$=1000...1500 В, частотой 50 Гц и постоянным напряжением по плавучему кабелю*

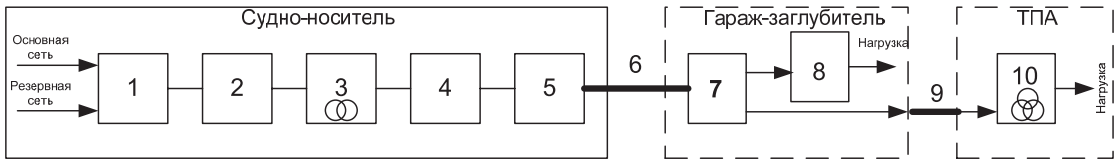


Рис. 4. *Система электропитания телеуправляемого подводного аппарата с передачей энергии по кабель-тросу постоянным напряжением и трехфазным переменным напряжением с частотой 1000 Гц по плавучему кабелю*

На рис. 4 приведена система электропитания телеуправляемого подводного аппарата с судна-носителя, которая позволяет улучшить массогабаритные показатели подводной части системы за счет передачи энергии по кабель-тросу постоянным напряжением, а по плавучему кабелю – переменным повышенной частоты. Данная система содержит установленную на судне-носителе бортовую часть системы, включающую в себя коммутатор сети *1*, вход которого соединен с судовой электрической сетью – основной и резервной, а выход – с фильтром радиопомех *2* и силовым повышающим трансформатором *3*. Напряжение со вторичных обмоток трансформатора *3* поступает на выпрямитель *4* с фильтром *5*, в свою очередь выпрямленное напряжение порядка 1000 В по кабель-тросу *6* поступает на конвертор DC/AC *7* первого подводного блока системы, установленного на гараже-заглубителе.

Конвертор DC/AC *7* осуществляет преобразование постоянного напряжения в переменное повышенной частоты 1000 Гц, выход которого соединен с выпрямителем *8*, который формирует питающие напряжения (300 и 600 В) для гаража-заглубителя, а также с плавучим кабелем *9* и согласующим трансформатором *10* второго подводного блока системы, расположенным на телеуправляемом подводном аппарате.

В этом случае, как и в варианте СЭП ТПА (рис. 2), за счет повышенной частоты существенно снижаются массогабаритные параметры трансформатора, установленного на телеуправляемом подводном аппарате, а также за счет передачи по кабель-тросу *6* постоянного напряжения обеспечиваются более низкие потери мощности в кабель-тросе.

В настоящее время наилучшим образом отвечающая всем требованиям, предъявляемым к современным СЭП ТПА, является система электропитания телеуправляемого подводного аппарата, представленная на рис. 5.

Бортовая часть СЭП ТПА содержит коммутатор сети *1*, вход которого соединен с судовой сетью. С коммутатора *1* напряжение через фильтр радиопомех *2* поступает на выпрямитель *3*, затем через фильтр *4* на конвертор DC/AC *5*, который повышает частоту питающего напряжения до 1000 Гц. Выход конвертора DC/AC *5* соединен с первичными обмотками повышающего трехфазного трансформатора *6*, который в свою очередь повышает напряжение до величины $U_{Лэфф}$=1000...1500 В, а его вторичные обмотки соединены с кабель-тросом *7*, связанным с первичными обмотками трансформатора *8* подводной части, установленной на гараже-заглубителе, а также с выпрямителем *13*. Вторичные обмотки согласующего трансформатора *8* соединены с выпрямителями *9* и *10* и фильтрами *11* и *12*, формирующими питающие напряжения для гаража-заглубителя. С выхода выпрямителя *13* через фильтр *14* напряжение поступает на конвертор DC/AC *15*, выходная частота которого превышает частоту конвертора DC/AC *5* бортовой части системы. Переменное напряжение повышенной частоты с выхода конвертора DC/AC *15* поступает в плавучий кабель *16* и согласующий трансформатор *17* ТПА.

Достоинство данной системы состоит в том, что за счет повышения частоты питающего напряжения конвертором DC/AC *5* до 1000 Гц улучшаются массогабаритные показатели трансформатора *8* первой подводной части системы, установленной на гараже-заглубителе, за счет последующего повышения частоты конвертором DC/AC *15* снижаются габариты трансформатора *17* подводного аппарата. Поскольку гараж-заглубитель и подводный аппарат соединены с помощью короткого плавучего кабеля, повышение частоты в этом варианте может достигать 10 кГц.

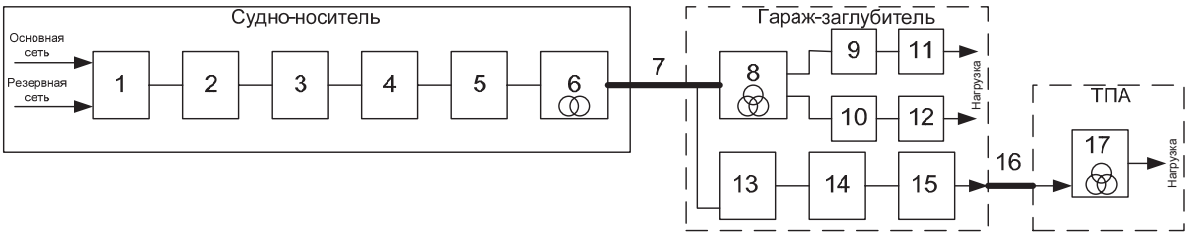


Рис. 5. *Система электропитания телеуправляемого подводного аппарата с передачей энергии по кабель-тросу переменным напряжением повышенной частоты*

Выводы

1. Проведенный анализ структур построения современных СЭП ТПА переменного тока установлено, что в настоящее время для выполнения геологических, научно-исследовательских и спасательных работ на предельных глубинах с длинной кабель-троса до 8000 м, а также передачи энергии мощностью свыше 10 кВт на токоприемники подводного аппарата, необходимо использовать СЭП ТПА с передачей энергии по кабель-тросу переменным напряжением повышенной частоты (рис. 5).
2. Реализованная на макетном образце структурная схема СЭП ТПА с передачей энергии по кабель-тросу переменным напряжением повышенной частоты (рис. 5), обеспечивает стабилизацию напряжения на нагрузках ТПА и отвечает основным требованиям, предъявляемым к СЭП ТПА по величине передаваемой мощности при высоких массогабаритных показателях.

Работа выполнена при поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации, соглашение №14.B37.21.0162.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Подводные аппараты для геологических исследований / под ред. А.М. Игнатова. – Геленджик: ПО «Южморгеология», 1990. – 92 с.
2. Ястребов В.С. Телеуправляемые подводные аппараты. – Л.: Судостроение, 1985. – 232 с.
3. Рулевский В.М., Дементьев Ю.Н., Бубнов О.В. Системы электропитания телеуправляемых подводных аппаратов // Известия Томского политехнического университета. – 2004. – № 5. – Т. 307. – С. 120–123.

Поступила 06.03.2013 г.

УДК 62-83-52

ДИНАМИКА ИНВАРИАНТНОГО ИСПЫТАТЕЛЬНОГО СТЕНДА НА ОСНОВЕ АСИНХРОННО-ВЕНТИЛЬНОГО КАСКАДА

И.В. Дорощенко, В.С. Захаренко

Гомельский государственный технический университет имени П.О. Сухого
E-mail: doroschenko.igor@gmail.com

С использованием функциональных, структурных схем и имитационной модели нагрузочной части испытательного стенда на основе асинхронно-вентильного каскада произведен синтез системы управления и расчет переходных процессов. Определены показатели качества переходных процессов.

Ключевые слова:
Асинхронно-вентильный каскад, испытательный стенд, структурная схема, инвариантность по моменту, динамика, синтез регуляторов.

Key words:
Asynchronously-thyristor cascade, test bench, block diagram, torque invariance, dynamics, synthesis of regulators.

В последнее время наблюдается рост мировых цен на энергоресурсы, поэтому одним из приоритетных направлений технической политики во всех развитых странах мира является энергосбережение [1], в том числе и при проведении испытаний двигателей внутреннего сгорания (ДВС). В связи с этим современные испытательные стенды должны удовлетворять требованиям регламента испытаний, управляемости и энергосбережения. Как известно, эффективность энергосберегающих технологий в значительной мере определяется эффективностью электропривода, входящего с состав стенда. Таким образом, разработка высокопроизводительных, компактных и экономичных систем привода является приоритетным направлением развития современных испытательных стендов. Испытательный стенд представляет собой конструктивное единство электромеханического преобразователя энергии, силового преобразователя и устройства управления. С целью проведения достаточно точных и качественных испытаний необходимо обеспечить инвариантность нагрузочного момента в широком диапазоне изменения скорости вращения.

Инвариантность нагрузочной части стенда для генераторного режима асинхронно-вентильного каскада (АВК) обеспечивается [2] при использовании положительной обратной связи по моменту и отрицательной по скорости, поскольку увеличение нагрузочного момента производится при уменьшении напряжения управления инвертора. Функциональная схема нагрузочной части стенда показана на рис. 1.

Целью исследования является анализ динамических режимов инвариантного испытательного стенда на основе асинхронно-вентильного каскада.

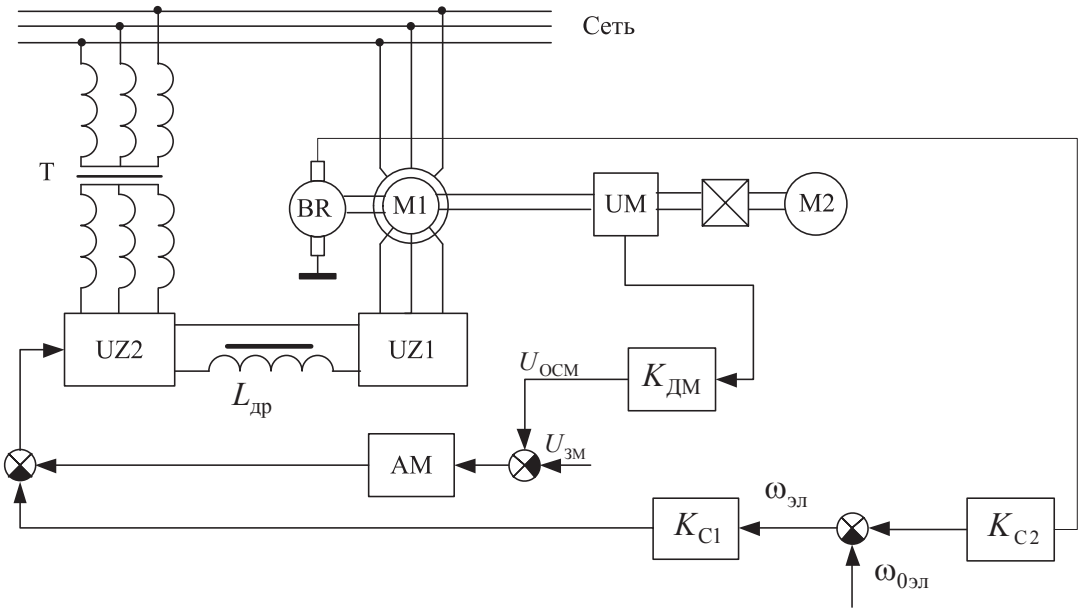


Рис. 1. *Функциональная схема нагрузочной части стенда на основе АВК с рекуперацией энергии в сеть: М1 – асинхронный двигатель с фазным ротором; М2 – испытуемый двигатель; $L_{ДР}$ – дроссель; UZ1 – трехфазный мостовой выпрямитель; UZ2 – трехфазный мостовой управляемый инвертор ведомый сетью; UM – датчик момента с коэффициентом передачи $K_{ДМ}$; BR – датчик скорости вращения; АМ – регулятор момента с коэффициентом передачи $K_{РМ}$; $K_{С1}$, $K_{С2}$ – коэффициенты передачи суммирующих усилителей по каналам обратных связей*

Используя известную математическую модель обобщенной электрической машины в осях *x* и *y*, вращающуюся с синхронной скоростью [3, 4], и функциональную схему нагрузочной части инвариантного стенда на основе АВК (рис. 1), была получена структурная схема нагрузочной части, представленная на рис. 2.

На схеме:

$$W_1(p)=\frac{T_{2ЭΣ}(T_{2ЭΣ}p+1)}{(1+(T_{2ЭΣ}\omega_{0эл}S_{нач})^2)(T_1^2p^2+2\xi_1T_1p+1)};$$

$$W_2(p)=\frac{(\Psi_{2y}-T_{2ЭΣ}\omega_{0эл}S_{нач}\Psi_{2x})(T_2p+1)}{(T_{2ЭΣ}p+1)};$$

U'_{1m} – амплитуда напряжения статора, приведенного к цепи ротора; $\omega_{0эл}$ – угловая синхронная скорость каскада; $k_{сх}$ – схемный коэффициент инвертора; $p_д$ – число пар полюсов двигателя; $T_и$ – постоянная времени инвертора в роторной цепи; $K_и$ – коэффициент передачи инвертора в роторной цепи; $K_1=\frac{L_{12}}{L_1}$ – коэффициент магнитной связи статора; $L'_{σΣ}=\frac{L_1L_{2Σ}-L_{12}^2}{L_1}$ – эквивалентная индуктивность рассеяния статора; L_1 – индуктивность рассеяния обмотки статора; $L_{2Σ}=L_2+L_{др}+L_и$ – суммарная индуктивность цепи ротора, включающая индуктивность L_2 обмотки ротора, индуктивность $L_{др}$ дросселя, индуктивность $L_и$ силовой цепи управляемого инвертора, ведомого сетью; L_{12} – взаимная индуктивность; $T_{2ЭΣ}=\frac{L'_{σΣ}}{R_{2Σ}}$ – эквивалентная суммарная постоянная времени ротора; $R_{2Σ}=R_2+R_{др}+R_и$ – суммарное активное сопротивление роторной цепи, включающее активное сопротивление роторной цепи R_2, активное сопротивление дросселя $R_{др}$, активное сопротивление силовой

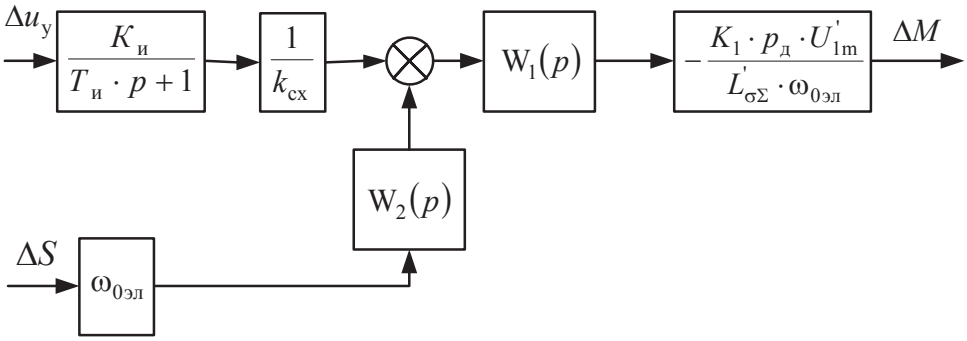


Рис. 2. *Структурная схема нагрузочной части стенда на основе АВК*

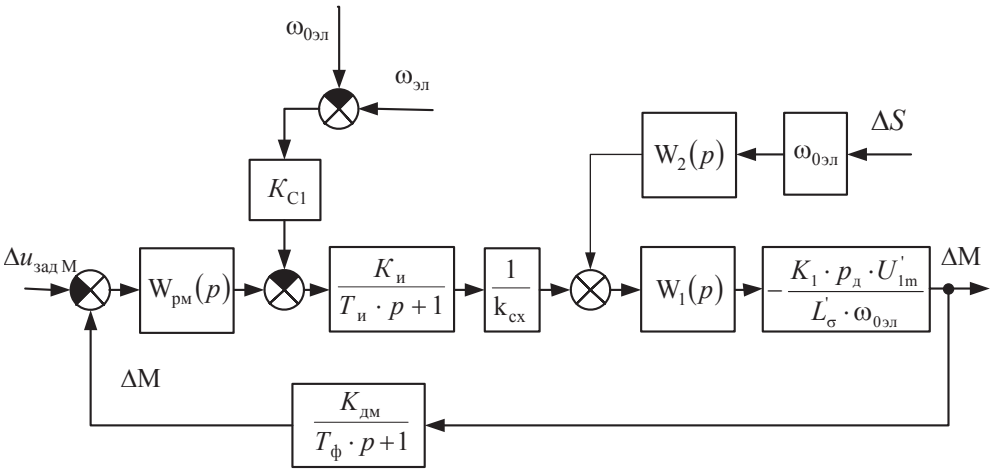


Рис. 3. *Структурная схема АВК при инвариантности момента*

цепи управляемого инвертора, ведомого сетью $R_и$;

$T_1 = \dfrac{T_{2\Sigma}}{\sqrt{1+(T_{2\Sigma}\omega_{0эл}S_{нач})^2}}$ – постоянная времени;

$\xi_1 = \dfrac{1}{\sqrt{1+(T_{2\Sigma}\omega_{0эл}S_{нач})^2}}$ – коэффициент затухания;

$S_{нач}$ – начальное значение скольжения асинхронно-вентильного каскада в рабочей точке;

$T_2 = \dfrac{T_{2\Sigma}\Psi_{2y}}{\Psi_{2y} - T_{2\Sigma}\omega_{0эл}S_{нач}\Psi_{2x}}$ – постоянная времени;

$\Psi'_{1x}, \Psi'_{1y}, \Psi'_{2x}, \Psi'_{2y}$ – потокосцепления статора и ротора.

Используя функциональную схему нагрузочной части (рис. 1) и структурную схему нагрузочной части (рис. 2), с учетом связей для компенсации возмущений по скорости, получим структурную схему АВК, представленную на рис. 3.

На основании структурной схемы (рис. 3) получим структурную схему контура регулирования момента, представленную на рис. 4. Поскольку передаточная функция объекта регулирования $W_1(p)$ неудобна для анализа в общем случае, то метод синтеза регулятора (метод логарифмических частотных характеристик или метод последовательной оптимизации контуров) целесообразно выбирать для конкретных параметров силовой части стенда. Для АВК на основе асинхронного двигателя с фазным ротором марки MTF 112-6 был произведен расчет параметров и синтез регулятора момента.

Как известно, скольжение идеального холостого хода асинхронно-вентильного каскада определяется для конкретного значения ЭДС инвертора [3–5]. В связи с этим при численных расчетах необходимо учитывать изменение синхронной скорости каскада $\omega_{0эл}$. Для выбранного рабочего режима $\omega_{0эл}$=546 рад/с.

Из структурной схемы контура регулирования момента (рис. 4) получим передаточную функцию объекта регулирования:

$$W_{ОР}(p) = -\frac{K_и \dfrac{1}{k_{сх}} \dfrac{p_д K_1 U'_{1m}}{L'_{\sigma\Sigma}\omega_{0эл}} T_{2\Sigma}(T_{2\Sigma}p+1)}{T_и p+1} \Bigg/ \begin{pmatrix}(1+(T_{2\Sigma}\omega_{0эл}S_{нач})^2)\times \\ \times(T_1^2p^2+2\xi_1T_1p+1)\end{pmatrix},$$

где

$$T_1 = \frac{T_{2\Sigma}}{\sqrt{1+(T_{2\Sigma}\omega_{0эл}S_{нач})^2}} = \frac{0,00675}{\sqrt{1+(0,00675\cdot546\cdot0,07)^2}} = 6,53 \text{ мс};$$

$$\xi_1 = \frac{1}{\sqrt{1+(T_{2\Sigma}\omega_{0эл}S_{нач})^2}} = \frac{1}{\sqrt{1+(0,00675\cdot546\cdot0,07)^2}} = 0,968.$$

В числовых значениях передаточная функция примет вид:

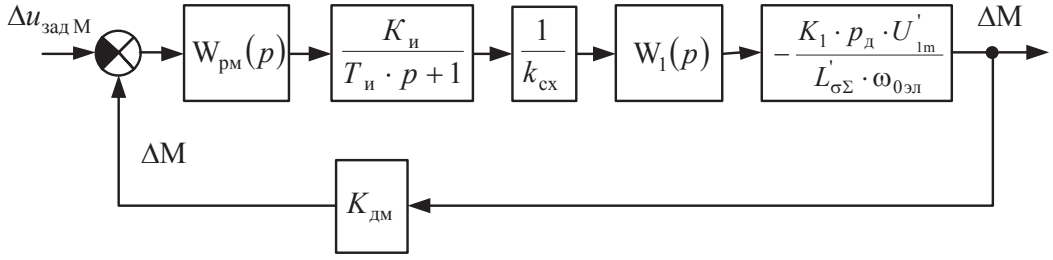


Рис. 4. *Структурная схема контура регулирования момента*

$$W_{\text{ОР}}(p) = -\frac{9,7\cdot(6,75\cdot10^{-3}p+1)}{\left((3,33\cdot10^{-3}p+1)\times\left(\times\begin{pmatrix}0,00653^2\cdot p^2+\\+2\cdot0,968\cdot0,00653\cdot p+1\end{pmatrix}\right)\right)}.$$

Так как ξ_1>0,35, апериодическое звено второго порядка допустимо заменить двумя апериодическими звеньями первого порядка с постоянной времени T_1 [6]. С учетом данного допущения передаточная функция примет вид:

$$W_{\text{ОР}}(p) = -\frac{9,7(6,75\cdot10^{-3}p+1)}{\left((3,33\cdot10^{-3}p+1)\times\times(6,53\cdot10^{-3}p+1)(6,53\cdot10^{-3}p+1)\right)}.$$

В данном случае постоянная времени форсирующего звена очень близка к постоянной времени апериодических звеньев, поэтому выражение можно упростить за счет сокращения двух звеньев.

$$W_{\text{ОР}}(p) \approx -\frac{9,7}{(3,33\cdot10^{-3}p+1)(6,53\cdot10^{-3}p+1)}.$$

В рассматриваемом случае передаточная функция объекта регулирования получилась достаточно простой, поэтому нет необходимости применять частотный метод синтеза. Синтезируем регулятор момента на технический оптимум. Тогда необходим ПИ регулятор момента со следующей передаточной функцией:

$$W_{\text{рм}}(p) = K_{\text{рм}}\frac{T_{\text{рм}}p+1}{p}.$$

Постоянная времени регулятора момента: $T_{\text{рм}}=T_1$=6,53 мс.

Коэффициент передачи регулятора момента:

$$K_{\text{рм}} = \frac{k_{\text{сх}}L'_{\sigma\Sigma}\omega_{0\text{эл}}(1+(T_{2\text{ЭС}}\omega_{0\text{эл}}S_{\text{нач}})^2)}{K_{\text{и}}p_{\text{д}}K_1U'_{1\text{m}}T_{2\text{ЭС}}2T_{\text{и}}} =$$

$$= \frac{2,34\cdot0,012\cdot546(1+(0,00675\cdot546\cdot0,07)^2)}{27,83\cdot3\cdot0,925\cdot311\cdot0,00675\cdot2\cdot0,00333} = 15,2.$$

На основании системы уравнений имитационной модели стенда [7], с учетом компенсационных связей и синтезированного регулятора момента, производился расчет следующих переходных процессов:

1) (по управлению) пуск – выход на заданную частоту вращения (570 рад/с), подача номинального значения сигнала задания момента $U_{\text{зМ}}$=–6В;
2) (по возмущению) повышение скорости в пределах рабочей области, при неизменном сигнале задания момента $U_{\text{зМ}}$=–6В;
3) (по возмущению) понижение скорости в пределах рабочей области, при неизменном сигнале задания момента $U_{\text{зМ}}$=–6В;
4) (по управлению) понижение сигнала задания момента $U_{\text{зМ}}$=–3В, при неизменной скорости вращения.

Диаграммы рассчитанных процессов для генераторного режима АВК представлены на рис. 5–8, где 1 – угловая скорость вращения; 2 – мгновенное значение момента; 3 – значение момента с усреднением за полупериод субгармонических колебаний.

В результате анализа переходных процессов установлено:

1) при повышении скорости в пределах рабочей области (рис. 6) перерегулирование практически отсутствует, время регулирования $t_{\text{пп}}$≈0,021 с;

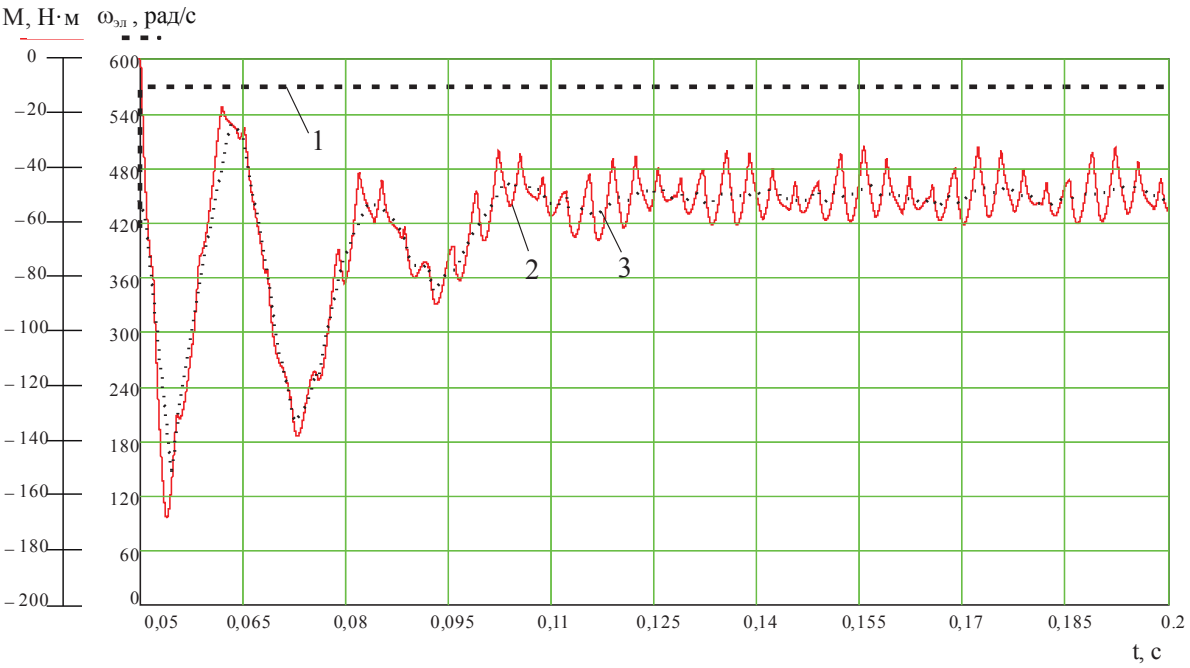


Рис. 5. *Переходные процессы АВК при номинальном значении сигнала задания момента*

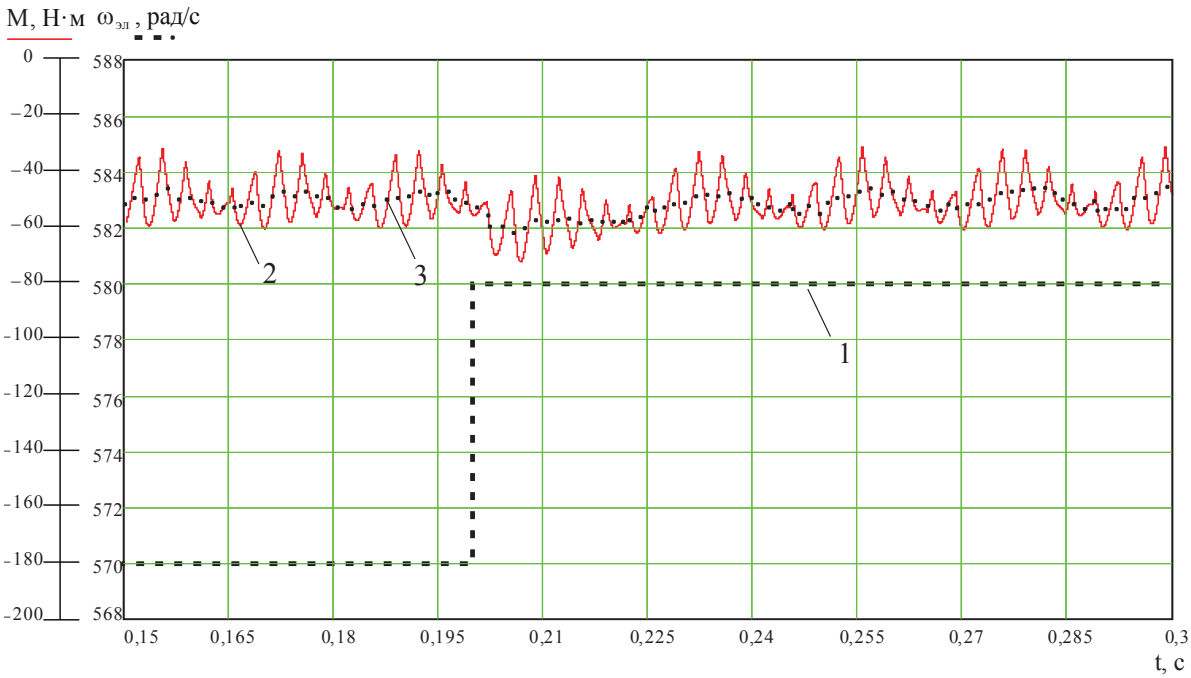


Рис. 6. *Переходные процессы АВК при повышении скорости в пределах рабочей области и неизменном сигнале задания момента*

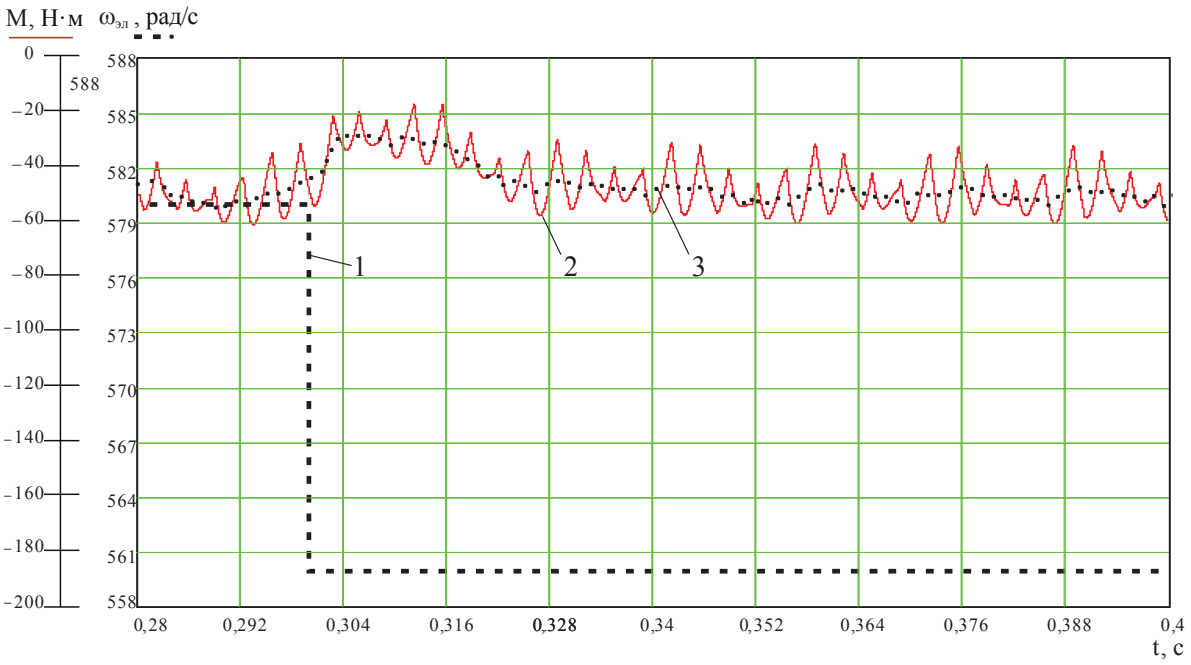


Рис. 7. *Переходные процессы АВК при понижении скорости в пределах рабочей области и неизменном сигнале задания момента*

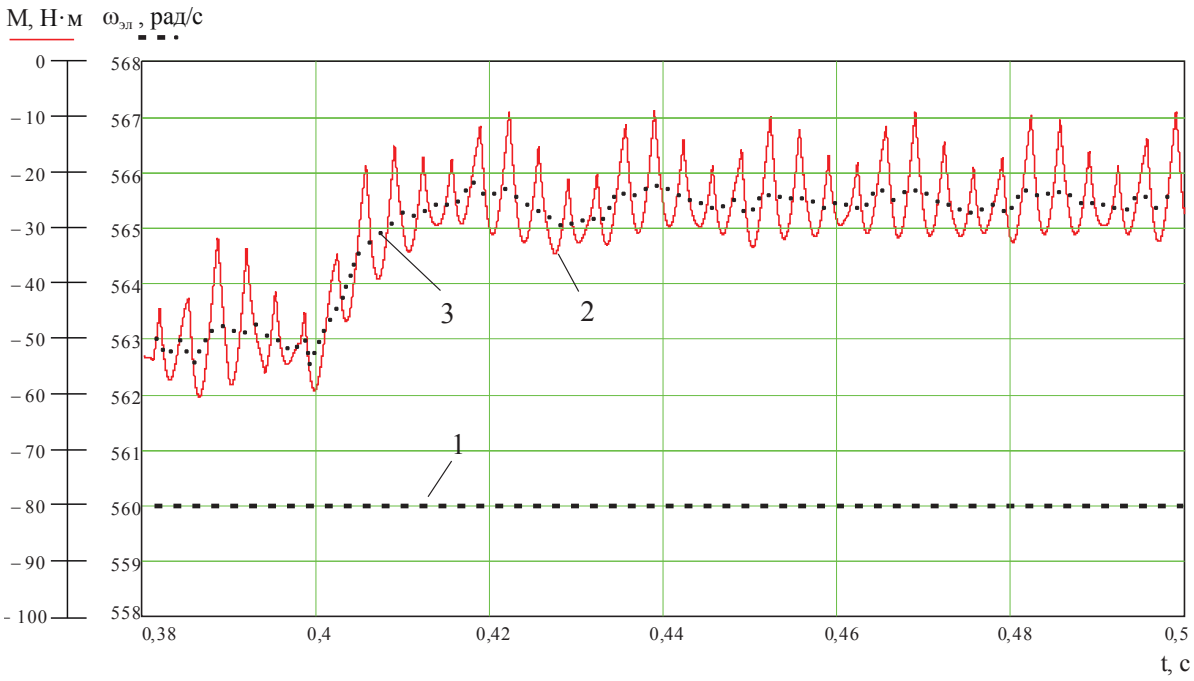


Рис. 8. *Переходные процессы АВК при уменьшении сигнала задания момента и неизменной скорости*

2) при понижении скорости в пределах рабочей области (рис. 7) перерегулирование составляет $\delta_{\%}\approx 40$ %, время регулирования $t_{пп}\approx 0{,}021$ с;
3) при уменьшении задания момента и неизменной скорости (рис. 8) перерегулирование отсутствует, время регулирования $t_{пп}\approx 0{,}02$ с.

Выводы

Инвариантность момента нагрузочной части стенда с системой управления по предложенной структуре при изменении скорости (уменьшение или увеличение) в пределах рабочей области подтверждается результатами имитационного моделирования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ушаков В.Я. Основные проблемы энергетики и возможные способы их решения // Известия Томского политехнического университета. – 2011. – Т. 319. – № 4. – С. 5–13.
2. Нагрузочное устройство: заявка МПК12 H 02 P 5/00, H 04 R 29/00. Респ. Беларусь. № a20101749; заявл. 04.12.10; опубл. 30.08.12, Бюл. № 4. – 37 с.
3. Чиликин М.Г., Ключев В.И., Сандлер А.С. Теория автоматизированного электропривода. – М.: Энергия, 1979. – 616 с.
4. Фираго Б.И., Палявчик Л.Б. Теория электропривода. – Мн.: ЗАО «Техноперспектива», 2004. – 527 с.
5. Хватов С.В., Титов В.Г. Принципы построения электрических нагружающих устройств // Автоматизированный электропривод. – М.: Энергоатомиздат, 1990. – С. 338–341.
6. Анхимюк В.Л., Опейко О.Ф., Михеев Н.Н. Теория автоматического управления. – Мн.: Дизайн ПРО, 2000. – 352 с.
7. Захаренко В.С., Дорощенко И.В., Погуляев М.Н. Исследование гармонического состава потребляемого тока автоматизированного электромеханического испытательного стенда на основе асинхронно-вентильного каскада // Вестник Гомельского гос. техн. универ-та им. П.О. Сухого. – 2009. – № 3. – С. 53–58.

Поступила 23.01.2013 г.

УДК 621.313.333

АНАЛИЗ ТОЧНОСТИ ПОЗИЦИОНИРОВАНИЯ ДВУХФАЗНОГО АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ В РЕЖИМЕ ПРЕРЫВИСТОГО ДВИЖЕНИЯ

А.В. Аристов, Н.А. Воронина

Томский политехнический университет
E-mail: Parist@sibmail.com

Предложена методика расчета точности позиционирования асинхронного двигателя, работающего в режиме прерывистого движения, по максимальному значению относительной координатной погрешности. Определен реальный закон движения подвижного элемента исполнительного двигателя при фазовом способе возбуждения прерывистого режима работы и дана оценка весового вклада составляющих погрешности по амплитуде, частоте и фазе. Представлена функциональная схема безредукторного электропривода прерывистого движения, позволяющая повысить координатную точность за счет устранения девиации частоты питающей сети.

Ключевые слова:
Электропривод колебательного движения, координатная точность, относительные погрешности по нейтрали положения, частоте и амплитуде.

Key words:
Electric oscillating drive, coordinate accuracy, fractional coordinate errors by neutral position, frequency and amplitude.

Одним из перспективных путей создания безредукторных электроприводов с периодическим законом движения является построение их на основе двухфазных асинхронных двигателей, фазные напряжения которых представляют собой периодические временные функции частоты питающей сети ω, балансно-модулированные периодическим сигналом частоты Ω по амплитуде, фазе или частоте [1]. При этом шаговый режим работы в двигателе достигается за счет прерывания одного из фазных напряжений в течение полупериода частоты Ω в моменты времени, когда колебательный электромагнитный момент равен нулю. Благодаря этому устраняются такие недостатки, свойственные большинству шаговых двигателей с низким демпфированием, как нежелательный эффект резонанса, проявляющегося в виде внезапного падения момента на некоторых скоростях, что приводит, как известно, к пропуску шагов и потере синхронности, а также, в случае работы двигателя в микрошаговом режиме, непостоянство поддержания положения ротора в течение шага [2].

Оценку точности позиционирования асинхронного двигателя, работающего в режиме периодического движения, удобно проводить по максимальному значению относительной координатной погрешности

$$\delta_m = \frac{\chi_1(t_m) - \chi(t_m)}{\chi_0}, \qquad (1)$$

где $\chi_1(t_m)$, $\chi(t_m)$ – идеальный и реальный законы изменения во времени обобщенной (угловой или линейной) координаты положения подвижного элемента электродвигателя в момент времени t_m, при котором разность $\chi_1(t)-\chi(t)$ становится максимальной; χ_0 – базовый размер электродвигателя.

Если законы периодического движения в выражении (1) записать в виде рядов Фурье

$$\chi_1(t) = \chi_{н1} + \chi_{m1}\sum_{n=1}^{\infty} f_n \cos(n\Omega_1 t + \alpha_n);$$

$$\chi(t) = \chi_н + \chi_m \sum_{n=1}^{\infty} \lambda_n \cos(n\Omega t + \beta_n),$$

где $\chi_{н1}$, $\chi_н$ – положение нейтрали подвижного элемента двигателя соответственно для идеального и реального законов движения и, учитывая, что при шаговом движении $\chi_0=\chi_{m1}=\chi_{н1}$, $\chi_н=\chi_m$, максимальное значение относительной координатной погрешности найдется как

$$\delta_m = \delta\varphi_0 + \sum_{n=1}^{\infty} f_n \cos(n\Omega_1 t + \alpha_n) -$$

$$-(1-\delta\varphi_m)\sum_{n=1}^{\infty}\lambda_n \cos[n\Omega_1(1-\delta f)t_m + \alpha_n(1-\delta\beta_n)], \quad (2)$$

где $\delta\varphi_0 = \delta\varphi_m = \frac{\chi_{m1}-\chi_m}{\chi_{m1}}$; $\delta f = \frac{\Omega_1 - \Omega}{\Omega_1}$; $\delta\beta_n = \frac{\alpha_n - \beta_n}{\alpha_n}$ – относительные погрешности по положению нейтрали, амплитуде шага, частоте и фазе; χ_n, λ_n – коэффициенты рядов Фурье, нормированные соответственно по амплитудам шага χ_{m1} и χ_m; t_m – определяется из уравнения

$$\frac{d\chi_1(t)}{dt} - \frac{d\chi(t)}{dt} = 0. \qquad (3)$$

Решая совместно уравнения (2), (3) и ограничиваясь первыми гармоническими составляющими рядов Фурье, расчетное выражение для δ_m будет иметь вид

$$\delta_m = \delta\varphi_0 + \sin(\Omega t_m + \beta) -$$

$$-(1-\delta\varphi_m)\sin[\Omega(1-\delta f)t_m + \beta(1-\delta\beta)],$$

где t_m определяется из решения уравнения

$$\cos(\Omega t_m + \beta) - (1-\delta\varphi_m)(1-\delta f)\times$$

$$\times\cos[\Omega(1-\delta f)t_m + \beta(1-\delta\beta)] = 0.$$

Для оценки весового вклада относительных погрешностей $\delta\varphi_0$, $\delta\varphi_m$, δf, $\delta\beta_n$ в максимальную погрешность δ_m определим реальный закон движения подвижного элемента асинхронного двигателя.

Согласно [3], значения фазных токов при фазовой модуляции фазных напряжений могут быть найдены как

$$i_n(t) = (-1)^{n+1} U_m \gamma_1 \times$$
$$\times \left\{ \begin{array}{l} T_{1n} \sin(\omega_1 t + \theta_{1n}) + \dfrac{1}{\pi} \sum\limits_{i=1}^{\infty} \dfrac{1}{(2i-1)} \times \\ \times \left[\begin{array}{l} T_{2ni} \sin[(\omega_1 - (2i-1)\Omega)t + \theta_{2ni}] - \\ -T_{3ni} \sin[(\omega_1 + (2i-1)\Omega)t + \theta_{3ni}] \end{array} \right] \end{array} \right\} +$$
$$+ (-1)^n U_m \gamma_2 T_{4n} \sin(\omega_2 t + \theta_{4n}),$$

где коэффициенты T_{in} и фазовые углы θ_{in} определяются параметрами электрической машины на основании решения системы дифференциальных уравнений электромеханического преобразователя энергии; ω_1, ω_2 – круговые частоты питающих напряжений.

Тогда уравнение движения асинхронного электродвигателя с учетом инерционной ($L_{\text{мех}}$) и демпфирующей ($R_{\text{мех}}$) составляющих нагрузки будет иметь вид

$$L_{\text{мех}} \frac{d^2\chi}{dt^2} + (R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}}) \frac{d\chi}{dt} = M_{\text{пуск}}. \qquad (4)$$

Здесь $M_{\text{пуск}}, f_{\text{демп}}$ – пусковой момент и коэффициент электромагнитного демпфирования электрической машины, рассчитываются через значения токов при заторможенном вторичном элементе

$$M_{\text{пуск}} = M_1 \cos\Omega t + M_2 \sin\Omega t + \frac{1}{\pi} \sum_{i=1}^{\infty} \frac{1}{(2i-1)} \times$$
$$\times \left\{ \begin{array}{l} M_3 \cos 2i\Omega t + M_4 \sin 2i\Omega t + \\ +M_5 \cos(2i-1)\Omega t + M_6 \sin(2i-1)\Omega t + \\ +M_7 \cos(2(1-i))\Omega t + M_8 \sin(2(1-i))\Omega t \end{array} \right\};$$
$$f_{\text{демп}} = U_m \gamma_2 \frac{1}{2} \left[\begin{array}{l} I_{1,1(0)}\ T_{4,4} \cos(\varphi_{1(0)} - \theta_{4,4}) + \\ +I_{3(0)}\ T_{4,2} \cos(\varphi_{3(0)} - \theta_{4,2}) \end{array} \right] -$$
$$-U_m \gamma_1 \frac{1}{2} \left[\begin{array}{l} I_{4,1(0)}\ T_{1,1} \cos(\varphi_{4,1(0)} - \theta_{1,1}) + \\ I_{2,1(0)}\ T_{1,3} \cos(\varphi_{2,1(0)} - \theta_{1,3}) \end{array} \right] +$$
$$+U_m \gamma_1 \frac{1}{2\pi} \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \left[\begin{array}{l} I_{4,1(0)}(T_{2,1_i} - T_{3,1_i}) + \\ +T_{1,1}(I_{4,2(0)_k} - I_{4,3(0)_k}) - \\ -I_{2,1(0)}(T_{2,3_i} - T_{3,3_i}) - \\ -T_{1,3}(I_{2,2(0)_k} - I_{2,3(0)_k}) \end{array} \right] \right\} -$$
$$-U_m \gamma_1 \frac{1}{2\pi} \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (2i-1)(2k-1) \times$$
$$\times \left\{ \begin{array}{l} [I_{4,2(0)k} T_{2,1_i} + I_{4,3(0)_k}\ T_{3,1_i}] - \\ [I_{2,2(0)_k}\ T_{2,3_i} + I_{2,3(0)_k}\ T_{3,3_i}] \end{array} \right\}.$$

Следует отметить, что составляющие электромагнитного момента асинхронного двигателя записаны с учетом пренебрежения высокочастотными составляющими частоты ω_1, ω_2 и их комбинациями, для которых электрическая машина является естественным электромеханическим фильтром, а также из предположения, что глубина модуляции периодических коэффициентов демпфирующей составляющей момента при низких частотах шага незначительна. Кроме того, индекс k введен для того, чтобы различить в выражениях для пускового и демпфирующих моментов номера гармонических составляющих фазных токов. При приближенных вычислениях конечный предел по i и k должен быть одинаковым.

Решение уравнения (4) позволяет найти реальный закон движения подвижного элемента исполнительного двигателя в виде

$$\chi(t) = \chi_1 \sin(\Omega t + \varphi_1) +$$
$$+ \sum_{i=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \begin{array}{l} \chi_{2_{i.k}} \sin([2i\omega_1 - 2k\omega_2]t + \varphi_{2_{i.k}}) + \\ +\chi_{3_{i.k}} \sin\left[\left[\begin{array}{l} (2i-1)\omega_1 - \\ -(2k-1)\omega_2 t \end{array} \right] + \varphi_{3_{i.k}} \right] + \\ +\chi_{4_{i.k}} \sin\left[\left[\begin{array}{l} 2(1-i)\omega_1 - \\ -2(1-k)\omega_2 \end{array} \right] t + \varphi_{4_{i.k}} \right] \end{array} \right\}, \qquad (5)$$

где амплитуды и начальные фазы составляющих закона движения определены формулами табл. 1.

Таблица 1. *Амплитуды и начальные фазы составляющих закона движения*

χ_1	$\sqrt{\dfrac{M_1^2 + M_2^2}{\Omega^2 (R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}})^2 + L_{\text{мех}}^2 \Omega^4}}$
χ_{2i}	$\sqrt{\dfrac{M_3^2 + M_4^2}{\dfrac{4\Omega^2}{\pi^2} \sum\limits_{i=1}^{\infty} \dfrac{i}{(2i-1)} \sum\limits_{k=1}^{\infty} \dfrac{k}{(2k-1)} [(R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}})^2 + 4\, ik\Omega L_{\text{мех}}^2]}}$
χ_{3i}	$\sqrt{\dfrac{M_5^2 + M_6^2}{\dfrac{\Omega^2}{\pi^2} \sum\limits_{i=1}^{\infty} \sum\limits_{k=1}^{\infty} [(R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}})^2 + (2i-1)(2k-1)\Omega^2 L_{\text{мех}}^2]}}$
χ_{4i}	$\sqrt{\dfrac{M_7^2 + M_8^2}{\left[\begin{array}{l} \dfrac{\Omega^2}{\pi^2} \sum\limits_{k=1}^{\infty} \dfrac{(2i-2)}{(2i-1)} \sum\limits_{k=1}^{\infty} \dfrac{(2k-2)}{(2k-1)} \times \\ \times ((R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}})^2 + (2i-2)(2k-2)\Omega^2 L_{\text{мех}}^2) \end{array} \right]}}$
φ_1	$\text{Arctg}\left[\dfrac{M_2 L_{\text{мех}} \Omega - M_1 (R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}})}{M_2 (R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}}) + M_1 L_{\text{мех}} \Omega} \right]$
φ_{2i}	$\text{Arctg}\left\{ \begin{array}{l} \dfrac{1}{\pi^2} \sum\limits_{i=1}^{\infty} \sum\limits_{k=1}^{\infty} \dfrac{1}{(2i-1)(2k-1)} \times \\ \times \left[\dfrac{M_4 L_{\text{мех}} [2i\omega_1 - 2k\omega_2] - M_3 (R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}})}{M_4 (R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}}) + M_3 L_{\text{мех}} [2i\omega_1 - 2k\omega_2]} \right] \end{array} \right\}$
φ_{3i}	$\text{Arctg}\left(\begin{array}{l} \dfrac{1}{\pi^2} \sum\limits_{i=1}^{\infty} \sum\limits_{k=1}^{\infty} \dfrac{1}{(2i-1)(2k-1)} \times \\ \times \left\{ \dfrac{M_6 L_{\text{мех}} [(2i-1)\omega_1 - (2k-1)\omega_2] - M_5 (R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}})}{M_6 (R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}}) + M_5 L_{\text{мех}} [(2i-1)\omega_1 - (2k-1)\omega_2]} \right\} \end{array} \right)$
φ_{4i}	$\text{Arctg}\left(\begin{array}{l} \dfrac{1}{\pi^2} \sum\limits_{i=1}^{\infty} \sum\limits_{k=1}^{\infty} \dfrac{1}{(2i-1)(2k-1)} \times \\ \times \left\{ \dfrac{M_8 L_{\text{мех}} [(2-2i)\omega_1 - (2-2k)\omega_2] - M_7 (R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}})}{M_8 (R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}}) + M_7 L_{\text{мех}} [(2-2i)\omega_1 - (2-2k)\omega_2]} \right\} \end{array} \right)$

Анализ полученных результатов (2, 5) с учетом табл. 1 показывает, что при принятых допущениях относительные погрешности по амплитуде и частоте шага достаточно сложным образом зависят от отклонения параметров источников питания $U_{\alpha sm}=U_m\gamma_1$, $U_{\beta sm}=U_m\gamma_2$ и значений параметров нагрузки $L_{\text{мех}}$, $R_{\text{мех}}$. Вклад каждой составляющей в относительную максимальную координатную погрешность δ_m при отклонении, например, параметров источников питания можно найти через полные дифференциалы. Так, выражение, для определения погрешности по амплитуде $\delta\varphi_m$, а следовательно и по нейтрали шага $\delta\varphi_0$, будет иметь вид

$$\delta\varphi_m = \chi_m^{-1}\left(\begin{array}{l} U_{\alpha sm}\dfrac{\partial\chi_m}{\partial U_{\alpha sm}}\delta U_{\alpha sm} + \\ +U_{\beta sm}\dfrac{\partial\chi_m}{\partial U_{\beta sm}}\delta U_{\beta sm} + \Omega\dfrac{\partial\chi_m}{\partial\Omega}\delta\Omega \end{array}\right) = \\ = K_1\delta U_{\alpha sm} + K_2\delta U_{\beta sm} + K_3\delta\Omega,$$

где весовые коэффициенты K_1–K_3, определяющие вклад в соответствующую относительную погрешность от отклонения каждого параметра питания при заданной нагрузке и $i=k=1$, приведены в табл. 2.

Таблица 2. *Весовые коэффициенты относительной погрешности по амплитуде шага*

K_1	$U_{\alpha sm}^2\left\{\dfrac{A_1\,[G-(M_1^2+M_2^2)\,A_2]}{G\sqrt{M_1^2+M_2^2}}+\dfrac{A_{12}\,[G-(M_5^2+M_6^2)A_2]}{G\sqrt{M_5^2+M_6^2}}\right\}$
K_2	$U_{\beta sm}^2\left\{\dfrac{A_{11}[G-(M_1^2+M_2^2)\,A_3]}{G\sqrt{M_1^2+M_2^2}}+\dfrac{A_{13}[G-(M_5^2+M_6^2)\,A_3]}{G\sqrt{M_5^2+M_6^2}}\right\}$
K_3	$\dfrac{2\,(F_0-R_{\text{мех}})^2-2L_{\text{мех}}^2\Omega^2}{\Omega(R_{\text{мех}}-F_0)^2+L_{\text{мех}}^2\Omega^3}$

На рис. 1, 2 представлены расчетные зависимости максимального значения относительной координатной погрешности δ_m при нестабильности одного из питающих напряжений по амплитуде $\pm\Delta U$ и частоте $\pm\Delta f$. Установлено, что наибольшее влияние на точность позиционирования асинхронного электродвигателя, почти на порядок превышающее остальные, оказывает отклонение частоты питающей сети Δf. Последнее определяет, в конечном счете, угловую частоту шага $\Omega=2\pi(f_1\pm\Delta f-f_2)$.

Результаты проведенного анализа позволили предложить ряд функциональных схем электроприводов с прерывистым законом движения, обеспечивающих минимальное значение относительной координатной погрешности. Так, на рис. 3 представлена схема электропривода, позволяющая исключить девиацию частоты питающей сети, обеспечив тем самым точность позиционирования порядка 0,01 %.

На схеме отображены: частотный демодулятор (ЧД); преобразователи напряжение–частота (ПНЧ1, ПНЧ2); аналоговый сумматор; умножитель напряжений; релейный элемент и инвертор напряжения (ИН).

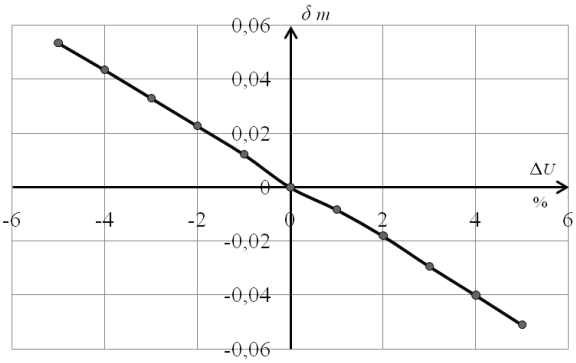


Рис. 1. *Зависимость относительной координатной погрешности δ_m от отклонения амплитуды напряжения источника питания ΔU при $L_{\text{мех}}=const$, $R_{\text{мех}}=const$*

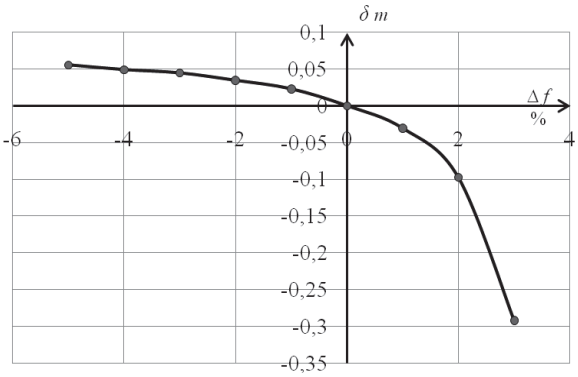


Рис. 2. *Зависимость относительной координатной погрешности δ_m от отклонения частоты напряжения источника питания Δf при $L_{\text{мех}}=const$, $R_{\text{мех}}=const$*

Напряжение сети поступает на обмотку возбуждения асинхронного двигателя и на вход частотного демодулятора, с выхода которого снимается постоянное напряжение, пропорциональное по величине частоте питающей сети

$$U_{\text{ДМ}} = k_{\text{ДМ}}(\omega_1 \pm \Delta\omega),$$

где $k_{\text{ДМ}}$ – коэффициент передачи частотного модулятора; $\Delta\omega$ – абсолютное значение девиации частоты сети. Это напряжение на сумматоре складывается с постоянным напряжением, поступающим с выхода прецизионного регулируемого блока питания, величина которого пропорциональна заданной частоте шага Ω.

В результате, после сложения и преобразования напряжения на преобразователе напряжение–частота (ПНЧ1) на выходе последнего формируется переменное напряжение, частота которого определяется как

$$\omega_2 = k_{\text{ПНЧ1}}[k_{\text{ДМ}}(\omega_1 \pm \Delta\omega) + k_{\text{ПБП}}\Omega],$$

где $k_{\text{ПНЧ1}}$ – коэффициент передачи преобразователя ПНЧ1; $k_{\text{ПБП}}$ – коэффициент передачи регулируемого прецизионного блока питания.

Сформированное напряжение поступает на первый вход модулятора, выполняющего роль перемножителя напряжений. На второй вход модулятора поступает напряжение с релейного элемента,

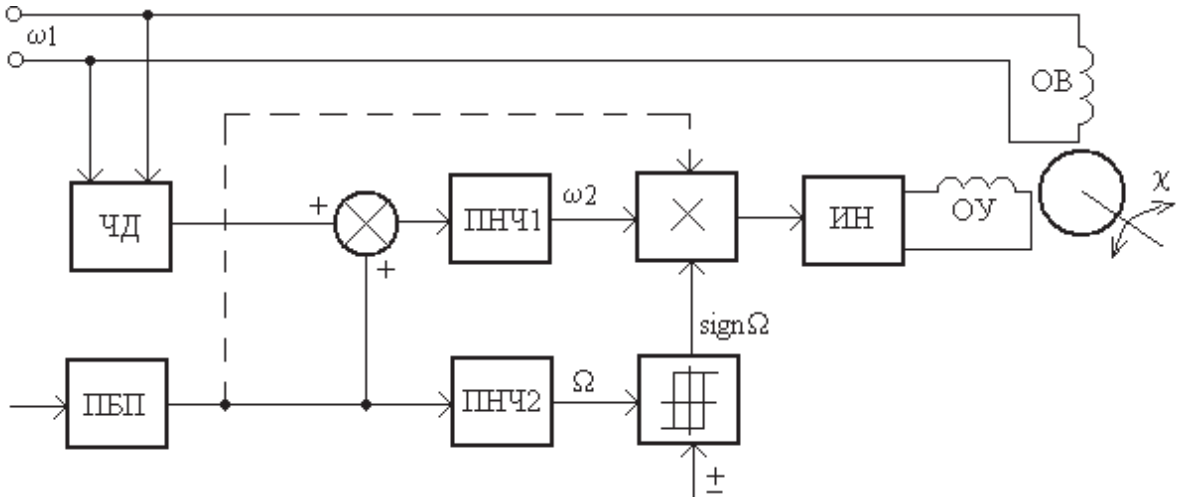


Рис. 3. *Функциональная схема электропривода периодического движения*

преобразующего напряжение с выхода ПНЧ2 в импульсную последовательность частоты Ω

$$U_{\text{РЭ}} = \pm k_{\text{РЭ}} \left\{ \frac{1}{2} + \frac{2}{\pi} \sum_{i=1}^{\infty} \frac{\sin[(2i-1)\Omega t]}{(2i-1)} \right\},$$

где $k_{\text{РЭ}}$ – коэффициент передачи релейного элемента с учетом коэффициента передачи преобразователя ПНЧ2.

Если учесть, что коэффициенты $k_{\text{ПБП}}=k_{\text{ДМ}}=K$, $k_{\text{ПНЧ1}}=1/K$, то после усиления напряжения на инверторе по мощности вал асинхронного двигателя начнет, согласно [4], совершать шаговые движения с частотой

$$\Omega = \omega_2 - (\omega_1 \pm \Delta\omega) = 2\pi f_{\text{ш}},$$

где $f_{\text{ш}}$ – частота шага в Гц, независящая от девиации частоты сети.

Другим примером повышения координатной точности электропривода за счет стабилизации амплитуды шага при регулировании частоты Ω может служить введение дополнительной связи, обеспечивающей регулирование коэффициента передачи модулятора $k_{\text{М}}$ пропорционально частоте шага (рис. 3, пунктирная линия). Так, согласно [3], для поддержания постоянства амплитуды χ_m при регулировании частоты шага для заданных параметров нагрузки необходимо чтобы выполнялось условие автономности

$$\Omega = \left\{ -\frac{(R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}})^2}{2L_{\text{мех}}^2} + \left[\frac{(R_{\text{мех}} - f_{\text{демп}})^4}{4L_{\text{мех}}^4} + \frac{M_{\text{пуск}}^2}{L_{\text{мех}}^2 \chi_m^2} \right]^{0,5} \right\}^{0,5}.$$

С учетом, что при регулировании АД по обмотке управления

$$M_{\text{пуск}} = k_{\text{М}} G_1; \quad f_{\text{демп}} = (k_{\text{М}})^2 G_2 + G_3,$$

где G_1, G_2, G_3 – коэффициенты, определяемые параметрами электрической машины, и пренебрегая составляющей жидкостного трения $R_{\text{мех}}$, можно записать

$$\Omega = \left\{ -\frac{((k_{11})^2 G_2 + G_3)^2}{2L_{\text{мех}}^2} + \left[\frac{((k_{11})^2 G_2 + G_3)^4}{4L_{\text{мех}}^4} + \frac{(k_{11} G_1)^2}{L_{\text{мех}}^2 \chi_{\text{m}}^2} \right]^{0,5} \right\}^{0,5},$$

откуда следует, что коэффициент передачи модулятора при регулировании частоты шага должен изменяться по алгоритму

$$k_{\text{М}} = \frac{1}{2\Omega\chi_m G_2} \times \left\{ 2\Omega\chi_m \left[G_1 - 2\Omega\chi_m G_2 G_3 - \left(G_1^4 - 4\Omega G_1^2 G_2 G_3 \chi_m - 4\Omega^3 \chi_m^2 G_2^2 L_{\text{мех}}^2 \right) \right]^{0,5} \right\}^{0,5}.$$

Учитывая, что максимальная частота шага Ω как минимум на порядок меньше частоты питающей сети ω_1, а также, что коэффициент передачи модулятора должен изменяться от 0 до 1, представленный алгоритм с достаточной степенью точности апроксимируется в заданном частотном диапазоне изменения частоты шага прямой линией $k_{\text{М}}=\Omega/\Omega_{\text{max}}$, что, как показали результаты экспериментальных исследований, позволяет достичь в диапазоне отношения частот $\Omega/\Omega_{\text{max}}$=0,02...0,10 максимального отклонения амплитуды шага не более 1,09 %.

Выводы

1. Получены расчетные соотношения, позволяющие оценить точность позиционирования асинхронного двигателя при работе его в режиме прерывистого движения по максимальному значению координатной погрешности.
2. Установлено, что наибольший вклад в значение относительной координатной погрешности при постоянстве параметров нагрузки вносит отклонение частоты питающей сети.

3. В целях повышения координатной точности электропривода, реализующего фазовый способ возбуждения прерывистого закона движения, рекомендовано выполнять его по принципу синхронизации с частотой сети.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Луковников В.И. Электропривод колебательного движения. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 152 с.
2. Способы управления фазами шагового двигателя. URL: http://electroprivod.ru/microstep.htm (дата обращения: 10.01.2013).
3. Аристов А.В., Воронина Н.А. Рабочие характеристики электропривода колебательного движения в режиме прерывистого перемещения // Известия Томского политехнического университета. – 2009. – Т. 314. – № 4. – С. 64–68.
4. Аристов А.В. Электропривод колебательного движения в режиме прерывистого перемещения // Известия Томского политехнического университета. – 2008. – Т. 313. – № 4. – С. 107–109.

Поступила 01.02.2013 г.

УДК 621.313.13:621.396.677

ВЕНТИЛЬНЫЙ ДВИГАТЕЛЬ ДЛЯ БЫСТРОДЕЙСТВУЮЩЕГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА РАДИОЛОКАЦИОННЫХ УСТРОЙСТВ

Р.П. Клабуков*, О.П. Муравлев

Томский политехнический университет
*ОАО «Томский электротехнический завод»
E-mail: RomanFlesh@sibmail.com

Поставлена задача исследования факторов, влияющих на быстродействие вентильного двигателя с постоянными магнитами. Предложены рекомендации по снижению электромеханической постоянной времени. Получены зависимости момента инерции и объёма ротора от выбора магнитов с более высокими энергетическими показателями. Представлен результат расчёта магнитных потерь статорного сердечника.

Ключевые слова:
Вентильный двигатель, электромеханическая постоянная времени, быстродействие, беспазовая обмотка.

Key words:
Thyratron motor, electromechanical time constant, fast acting, the pitchless winding.

Электрический привод с вентильным электродвигателем с возбуждением от постоянных магнитов (ВДПМ) является на сегодня одним из самых перспективных приводов. Это объясняется его высокой перегрузочной способностью благодаря использованию редкоземельных магнитов, большой гибкостью, возможностью построения быстродействующих систем управления, хорошими регулировочными свойствами, разнообразием конструкций и схем, большим сроком службы и высокой надёжностью. Применение подобных двигателей позволяет создать быстродействующие электроприводы, обеспечивающие повышение производительности и точности специальных устройств. Весьма перспективно использование малоинерционных двигателей в приводах радиолокационных устройств (РЛУ), главным образом следящих системах.

Целью данной работы является учёт особенностей вентильного двигателя с постоянными магнитами для быстродействующего электропривода радиолокационных устройств и исследование факторов, влияющих на его быстродействие.

Требование максимального быстродействия устройств автоматики обусловило необходимость разработки исполнительных двигателей с малым моментом инерции вращающихся частей. Для этого электрическая машина заданной мощности проектируется с максимально допустимой по механической устойчивости длиной якоря при минимальном его диаметре [1].

В различных РЛУ необходимо быстрое изменение значения или направления скорости движения исполнительного органа, что требует от приводного двигателя обеспечения значительных ускорений или замедлений вращения вала, что может быть обеспечено его высоким быстродействием [2].

Реализация более высокого быстродействия вентильных двигателей заключается в выполнении ротора двигателя с минимально возможной массой и с максимально возможным отношением длины к радиусу, а так же соответствующего расчёта магнитной системы.

При проектировании быстродействующих систем важнейшим показателем качества является время отработки управляющего воздействия.

В этом смысле проектирование ВДПМ на максимум быстродействия эквивалентно проектированию двигателя с минимально возможным значением электромеханической постоянной времени, достигаемым при затратах единицы потребляемой мощности в единице массы [2].

Для электромеханической постоянной времени электродвигателя справедливо выражение:

$$T_{\text{м}} = \frac{J\omega_0}{M_{\text{к}}}, \quad (1)$$

где J – момент инерции ротора, кг·м^2; ω_0 – скорость вращения идеального холостого хода, рад/с; $M_{\text{к}}$ – пусковой момент, Н·м.

Ввиду повышенных требований к быстродействию проектируемого ВДПМ и высокой частоты вращения ротора с постоянными магнитами предполагается компактное конструктивное исполнение ротора со сравнительно малым диаметром. В этом случае можно в первом приближении представить ротор массивным однородным цилиндром диаметра D и длиной l с удельной массой γ, его момент инерции [3]:

$$J = \frac{m}{8}D^2, \quad (2)$$

где масса ротора

$$m = \frac{\pi\gamma}{4}D^2 l. \quad (3)$$

После подстановки (2), (3) в (1) получим:

$$T_{\text{м}} = \frac{\pi}{32}\frac{\gamma k_x \omega_{\text{н}}^2}{k_{\text{пм}} P_{\text{н}}} D^2 l, \quad (4)$$

где $k_x=\omega_0/\omega_{\text{н}}$ – отношение скорости идеального холостого хода к номинальной; $k_{\text{пм}}=M_{\text{к}}/M_{\text{н}}$ – кратность пускового момента; $M_{\text{н}}$ – номинальный момент, Н·м; $P_{\text{н}}$ – номинальная мощность электродвигателя, Вт.

Главные размеры D и l электродвигателя связаны с мощностью $P_{\text{н}}$ и угловой скоростью $\omega_{\text{н}}$ через машинную постоянную C_A [4]:

$$D^2 l = C_A \frac{P_{\text{н}} k_{\text{E}}}{\omega_{\text{н}} \eta_{\text{н}} \cos\varphi_{\text{н}}}, \quad (5)$$

$$C_A = \frac{2}{\pi\alpha_\delta k_{\text{в}} k_{\text{об}} A B_\delta}, \quad (6)$$

где A – линейная нагрузка, А/м; B_δ – максимальное значение магнитной индукции в воздушном зазоре, Тл; $\alpha_\delta=b_\delta/\tau$ – коэффициент полюсного перекрытия; $k_{\text{в}}$ – коэффициент формы поля; $k_{\text{об}}$ – обмоточный коэффициент; k_{E} – отношение ЭДС обмотки статора к номинальному напряжению; $\eta_{\text{н}}$ – номинальные КПД; $\cos\phi_{\text{н}}$ – коэффициент мощности двигателя.

Если подставить выражение (5) для D^2l в (4), то с учетом (6) получим

$$T_{\text{м}} = \frac{\gamma}{16}\frac{k_x k_{\text{E}}}{\alpha_\delta k_{\text{в}} k_{\text{об}} \eta_{\text{н}} \cos\varphi_{\text{н}}}\frac{\omega_{\text{н}}}{k_{\text{пм}} A B_\delta}, \quad (7)$$

Формула (7) указывает возможные способы снижения электромеханической постоянной: увеличение электромагнитных нагрузок; магнитной индукции в воздушном зазоре B_δ и линейной нагрузки A. Для проектируемого ВДПМ расчётные главные размеры D=0,06 м; l=0,193 м получены при B_δ=0,6 Тл; А=450·10^2 А/м [5].

Увеличение индукции до 0,7 Тл за счет выбора более высокоэнергетических магнитов и большей толщины позволит уменьшить $T_{\text{м}}$ в 1,17 раза. Так же увеличение линейной токовой нагрузки за счет интенсификации охлаждения двигателя (у асинхронных тяговых двигателей этот параметр может превышать 600·10^2 А/м) позволит уменьшить постоянную времени в 1,3 раза. Предполагая, что радиальная толщина магнитов составит 8 мм, ширина бандажного кольца 1 мм, диаметр вала 37 мм (как у асинхронных двигателей с аналогичным значением номинального момента), принимаем наружный диаметр ротора D=56 мм. Согласно (7) это приведёт к уменьшению $T_{\text{м}}$ примерно в 1,15 раза. В сумме перечисленные способы позволят снизить электромеханическую постоянную примерно в 1,75 раза.

Таким образом, можно сделать вывод, что при реализации всех предложенных способов, при $T_{\text{м}}$=0,05 с, возможно уменьшить кратность пускового момента с 10 до значения $k_{\text{пм}}$=10/1,75≈5,7 [6].

На быстродействие ВДПМ значительное влияние оказывает так же и конструктивное исполнение статора – пазовое или беспазовое. ВДПМ с беспазовым статором обладают рядом достоинств:

- технологичность беззубцового пакета статора;
- отсутствие зубцовых пульсаций магнитного потока и вызванных им пульсаций момента, более высокая плавность хода и глубина регулирования;
- снижение индуктивного сопротивления обмотки за счет отсутствия индуктивности от потоков пазового рассеяния, а также снижение электромагнитной постоянной времени $T_{\text{э}}$ в 1,5–3 раза;
- оптимальное использование свойств высококоэрцитивных постоянных магнитов за счёт увеличения эквивалентного немагнитного зазора.

ВДПМ с пазовой обмоткой статора имеют сравнительно большой уровень (до 0,1$M_{\text{н}}$) остаточного электромагнитного момента реактивного происхождения. Этот недостаток затрудняет их использование в высокоточных электроприводах различных РЛУ. Зубчатость сердечника статора вызывает, кроме того, пульсации магнитной индукции на холостом ходу в массиве постоянных магнитов, что является причиной их недопустимого нагрева. Средство борьбы с этим недостатком – разбиение магнита по длине на отдельные участки. Следует отметить, что при отсутствии зубцов статора диаметр ротора может возрасти, что приведет при прочих равных условиях к увеличению электромагнитного момента, не будет и повышенных магнитных потерь в зубцах, что позволит увеличить номиналь-

ный ток двигателя. Однако очевидное снижение магнитной индукции в воздушном зазоре при этом типе обмотки статора может ухудшить использование двигателя. При этом расположение обмотки в расточке беспазового статора ВДПМ приводит к увеличению немагнитного зазора. Обеспечение необходимого потока в воздушном зазоре требует увеличения объема магнитов и приводит к увеличению момента инерции ротора и ухудшению динамических характеристик. Беспазовая обмотка, расположенная в воздушном зазоре в зоне максимальных индукций, требует разделения провода на элементарные проводники с целью уменьшения дополнительных потерь в меди от вихревых токов.

При поиске вариантов ВДПМ за основу была принята математическая модель, которая представляет собой ряд уравнений, связывающих исходные данные, независимые и зависимые параметры. Уравнения записаны на базе теории электрических, магнитных и тепловых сетей. Модель предназначена для оптимизационных расчётов ВДПМ различных конструктивных схем [7].

В соответствии с предложенной моделью электромагнитный момент ВДПМ

$$M_{\text{Э}} = apj\Phi Q_0,$$

где a – коэффициент пропорциональности, зависящий от конструктивной схемы ВДПМ, числа фаз и схемы соединения обмоток якоря; p – число пар полюсов индуктора; Ф – магнитный поток в рабочем зазоре; Q_0 – площадь сечения якоря, занятая обмоткой; j – плотность тока в обмотке якоря;

Магнитный поток в рабочем зазоре ВД можно определить:

$$\Phi = \frac{B_r \dfrac{\pi\alpha_i}{2p}\lambda D^{*2}_{\text{и.р}} D^{*}_{\text{я.р}}(1-F^{*}_{ad\text{Н}})D^2_{\text{баз}}}{\mu^{*}_{\text{В}} k_\mu \delta^{*}_{\text{р}} / h^{*1}_{\text{м.р}} + k_\sigma \dfrac{\pi\alpha_i}{2p} D^{*}_{\text{я.р}} / b^{*}_{\text{м.р}}},$$

$$F^{*}_{ad\text{Н}} = \frac{\alpha k_0 k_{\text{з.м}} jQ_0}{4pH_{\text{с}} m h^{*1}_{\text{м.р}} D^{*}_{\text{и.р}} D_{\text{баз}}},$$

где B_r – остаточная индукция магнита, Тл; $H_{\text{с}}$ – коэрцитивная сила магнита, А/м; μ_0 – магнитная проницаемость воздуха, Гн/м; $\mu_{\text{В}}{}^0 = B_r/(\mu_0 H_{\text{с}})$ – относительное значение коэффициента возврата кривой размагничивания; k_0 – коэффициент обмотки; $k_{\text{з.м}}$ – коэффициент заполнения индуктора магнитом; $D_{\text{н}}$ – диаметр индуктора; k_μ – коэффициент магнитной цепи; $\lambda = l/D_{\text{и}}$ – конструктивный коэффициент; $D^{*}_{\text{я.р.}} = D_{\text{я.р.}}/D_{\text{баз}}$ – расчётное значение диаметра якоря; $\delta^{*}_{\text{р}} = \delta_{\text{р}}/D_{\text{баз}}$ – расчётное значение воздушного зазора; l – активная длина машины, м; α_i – расчетный коэффициент полюсного перекрытия; k_σ – коэффициент рассеяния индуктора; m – число фаз обмотки якоря; $b^{*1}_{\text{м.р}}$, $h^{*1}_{\text{м.р}}$ – расчетные значения ширины магнита и высоты магнита [7].

Для оценки зависимости момента инерции и объёма ротора от выбора магнитов с более высокими энергетическими показателями пазового и беспазового ВДПМ были проведены расчеты на базе вентильного двигателя ДВ-40 в беспазовом исполнении, при тех же условиях (рис. 1, 2).

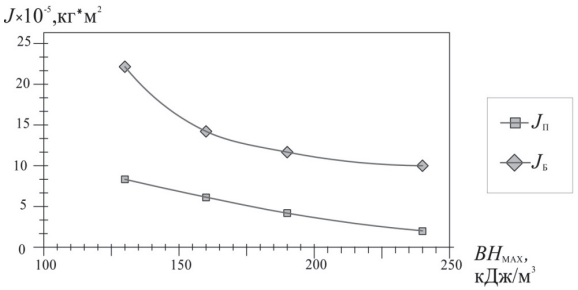


Рис. 1. *Зависимость момента инерции пазовых и беспазовых ВДПМ от максимального энергетического произведения $BH_{\max}$*

Анализ расчётов показывает, в беспазовых ВДПМ сохраняется тенденция уменьшения момента инерции и электромеханической постоянной времени при повышении максимального энергетического произведения $BH_{\max}$. Момент инерции беспазового ВДПМ по отношению к пазовой в среднем выше в 2–3 раза (рис. 1).

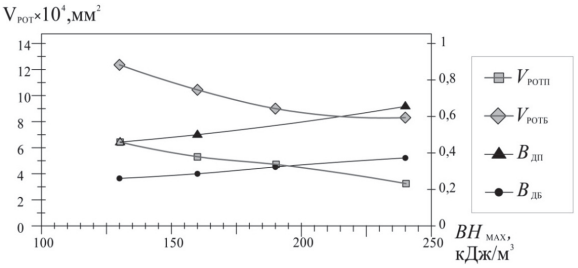


Рис. 2. *Зависимость объёма ротора $V_{\text{рот}}$ и индукции в воздушном зазоре B_δ пазовых и беспазовых ВДПМ от максимального энергетического произведения $BH_{\max}$*

Увеличенный немагнитный зазор беспазовых ВДПМ требует увеличения объема ротора $V_{\text{рот}}$ примерно в 2 раза по сравнению с пазовым. Индукция в воздушном зазоре беспазовых ВДПМ ниже в среднем в 1,8 раза (рис. 2).

Проектируемый двигатель имеет сравнительно большую активную длину, поэтому математически моделировать его функциональные свойства можно с достаточной точностью на основе решения плоской полевой задачи методом сопряжения конформных отображений. На рис. 3 расчетная область представлена половиной круга, являющейся периодом для магнитного поля ВДПМ, которая разбита на 54 элементарных участка (ЭУ).

Участки 1, 2, 3 относятся к ярму статора, который выполнен из холоднокатаной изотропной электротехнической стали 2412**.** Участки 4–22 соответствуют токовому слою беспазовой петлевой двухслойной трехфазной обмотки; ЭУ 22–30 соответствуют воздушному зазору; ЭУ 31-48 относятся к бандажному стакану ротора; ЭУ 50, 52, 54 являются поперечными сечениями магнитов неодим–бор, имеющих B_r=1,1 Тл; H_{CB}=750 кА/м; k_α=0,1 (коэффициент восприимчивости по оси на-

магничивания α); ЭУ 51, 53 – межполюсные окна; ЭУ 49 – поперечное сечение ярма ротора и вала.

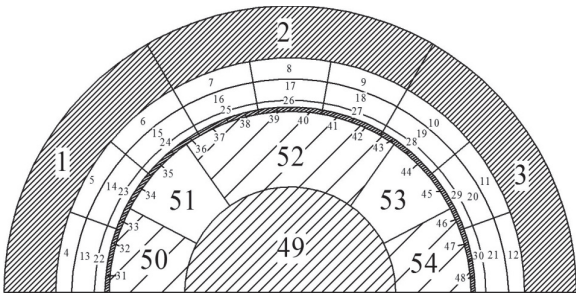


Рис. 3. *Внутренняя расчётная область ВДПМ*

Из рис. 3 видно, что нижняя граница участка 22 проходит по нижнему краю воздушного зазора; максимум индукции на соответствующей этому участку кривой составляет примерно 0,6 Тл.

Для расчета тепловых потерь в магнитах, бандаже ротора и сердечнике статора расчетная область двигателя была дополнена и разбита уже на 88 ЭУ. Для нахождения тепловых потерь в различных элементах конструкции ВДПМ были введены в рассмотрение виртуальные элементарные контуры (ЭК). Так, виртуальные ЭК шихтованного статорного сердечника позволяли определить магнитные потери от вихревых токов, замыкающихся поперек шихтовки. Аналогично разбивался и фрагмент бандажа. Плотность тока и магнитная проницаемость каждого ЭУ принимались равномерными. В результате были получены расчетные кривые мгновенных средних значений нормальной и тангенциальной составляющих магнитной индукции в ЭУ шихтованного статорного сердечника в режиме номинальной нагрузки. Разложение этих кривых в ряд Фурье на гармонические составляющие приведено в таблице.

Преобладающее действие первой гармоники позволяет достаточно точно определить магнитные потери в статорном сердечнике именно по этой гармонике.

Магнитные потери (на перемагничивание и гистерезис) в шихтованном статорном сердечнике от каждой из гармоник в отдельности находятся по формуле:

$$П = p_{1/400} B^2 \left(\frac{f}{400} \right)^{1,3} G\alpha,$$

где $П$ – потери в шихтованном сердечнике, Вт; B – амплитуда соответствующей гармоники магнитной индукции, Тл; f – частота изменения магнитного потока, Гц; $p_{1/400}$=12,5 Вт/кг – удельные потери в электротехнической стали 1512 (Э44) толщиной 0,2 мм при B=1 Тл и f=400 Гц; G – масса шихтованного стального массива, кг; α=1,2 – коэффициент, учитывающий технологические факторы (наклеп, заусеницы и др.), неравномерность магнитной индукции. По результатам расчета потери от высших гармоник индукции составляют менее 0,7 % потерь от первой гармоники [6].

Таблица. *Разложение на гармонические составляющие расчётных кривых статорного сердечника ВДПМ*

Номер гармоники	Амплитуда			
	Нормальной составляющей индукции (Тл) в верхнем слое (ЭУ1, 2, 3,...)	Тангенциальной составляющей индукции (Тл) в верхнем слое (ЭУ1, 2, 3,...)	Нормальной составляющей индукции (Тл) в нижнем слое (ЭУ56, 59, 62,...)	Тангенциальной составляющей индукции (Тл) в нижнем слое (ЭУ56, 59, 62,...)
1	1,5395e^{-001}	1,5687e^{+000}	4,6379e^{-001}	1,7678e^{+000}
2	6,7421e^{-004}	1,7660e^{-003}	8,3180e^{-004}	5,3488e^{-004}
3	4,9061e^{-004}	2,9051e^{-003}	1,3109e^{-002}	2,7672e^{-002}
4	4,1145e^{-003}	9,4310e^{-004}	2,1628e^{-004}	2,5690e^{-003}
5	4,1445e^{-003}	8,8976e^{-003}	2,6355e^{-003}	1,4391e^{-003}
6	5,8844e^{-004}	9,9810e^{-004}	8,4493e^{-004}	2,5557e^{-003}
7	9,4030e^{-004}	1,9649e^{-003}	1,7368e^{-003}	4,3325e^{-003}
8	8,2240e^{-005}	1,7770e^{-003}	2,8510e^{-004}	2,5638e^{-003}
9	8,4280e^{-005}	2,5037e^{-002}	7,2803e^{-004}	6,1289e^{-003}
10	6,5428e^{-004}	7,8654e^{-004}	9,1248e^{-004}	2,3398e^{-003}
11	1,6813e^{-003}	4,5653e^{-003}	1,7314e^{-003}	3,7773e^{-003}

Суммарные тепловые потери на перемагничивание и гистерезис в шихтованном статорном сердечнике от всех гармоник индукции магнитного поля составили 123,13 Вт.

Выводы

1. Рассмотрены особенности проектирования быстродействующих ВДПМ, что позволило определить вид математической модели машины, необходимой для привода радиолокационных устройств.
2. Предложны рекомендации по проектированию магнитной системы и выбору размеров ротора, обеспечивающих снижение электромеханической постоянной времени до требуемого значения.
3. Использование беспазовой обмотки на статоре приводит к снижению зубцовых пульсаций магнитного потока, а следовательно и пульсаций момента на валу, что позволит добиться более высокой плавности работы ВДПМ.
4. Получены зависимости момента инерции и объёма ротора от выбора магнитов с более высокими энергетическими показателями, что в дальнейшем позволит оптимизировать проектирование ВДПМ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Коков Е.Г., Жибинов А.С., Гейнц Э.Р., Цехместрюк Г.С. Магнитное поле и ЭДС малоинерционных магнитоэлектрических машин // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 320. – № 4. – С. 158–162.
2. Каган В.Г. Электроприводы с предельным быстродействием для систем воспроизведения движений. – М.: Энергия, 1985. – 192 с.
3. Кухлинг Х. Справочник по физике / пер. с нем. – М.: Мир, 1982. – 520 с.
4. Копылов И.П., Клоков Б.К., Морозкин В.П. Проектирование электрических машин / под ред. И.П. Копылова. – М.: Энергия, 2005. – 767 с.
5. Алексеев А.Е. Тяговые электрические машины и преобразователи. – Л.: Энергия, 1980. – 444 с.
6. Афанасьев А.А., Бабак А.Г., Волокитина Е.В., Головизнин С.Б., Нестерин В.А., Никифоров В.Е., Николаев А.В., Чихняев В.А. Малоинерционный высокоскоростной магнитоэлектрический беспазовый вентильный двигатель // Электричество. – 2007. – № 4. – С. 28–35.
7. Куликов Н.И., Елизарова Т.А., Куликова Т.В., Сухов Д.В., Хрупачев О.Ю. Исследование и разработка быстродействующих вентильных двигателей // Электричество. – 2002. – № 5. – С. 23–32.

Поступила 29.01.2013 г.

УДК 621.313.333.2

ОДНОФАЗНЫЙ АСИНХРОННЫЙ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЬ С ПОВЫШЕННЫМ ПУСКОВЫМ МОМЕНТОМ

О.С. Качин, С.И. Качин

Томский политехнический университет
E-mail: kos@tpu.ru

Описана конструкция однофазного асинхронного электродвигателя с повышенным пусковым моментом, рассмотрены принципы его функционирования. Предложены пути модернизации однофазных асинхронных электродвигателей в направлении снижения энергопотребления. Приведены экспериментальные механические характеристики электродвигателя предложенной конструкции в сравнении с электродвигателем стандартного исполнения. Приведены расчетные значения показателей энергоэффективности для различных вариантов исполнения однофазных асинхронных электродвигателей на базе предложенной конструкции.

Ключевые слова:
Однофазный асинхронный электродвигатель, энергоэффективность, пусковой момент, пусковая обмотка.

Key words:
Single phase induction motor, energy efficiency, starting torque, start winding.

Введение

Однофазные асинхронные электродвигатели (ОАД) малой мощности широко используются в самых различных областях жизнедеятельности современного общества в составе электроприводов для различного рода устройств, питаемых от однофазной сети переменного тока. В первую очередь они получили массовое распространение благодаря использованию в бытовой технике, которая постоянно развивается, приобретает все новые функциональные возможности и интенсивно проникает в жилые и офисные помещения промышленно развитых стран. Данный класс электродвигателей относится к изделиям массового производства и выпускается десятками миллионов штук в год, что определяет повышенный интерес производителей к совершенствованию их конструкций и технологий производства. При этом в русле основных мировых тенденций последних десятилетий наблюдается устойчивое предпочтение параметра энергоэффективности электроприводов над расходами активных материалов и стоимостью их производства.

В этой связи одним из основных эксплуатационных показателей однофазных электродвигателей для бытовой техники является уровень их энергопотребления. Согласно оценкам Министерства экономического развития РФ (доклад Президиуму Госсовета РФ «О повышении энергоэффективности российской экономики») основным потенциалом снижения потребления электрической энергии в «лучших» домохозяйствах обладают холодильные компрессоры (до 50 % всего потенциала). До последнего времени задача снижения электропотребления в жилищном секторе сравнительно успешно решалась путем «импортирования энергоэффективности» из-за рубежа, путем закупки «крупных» бытовых электроприборов (в первую очередь холодильников) с повышенной энергоэффективностью. Так, например, замена устаревших конструкций холодильников на современные энергоэффективные модели может позволить сэкономить до 10 млрд кВт-ч электрической энергии по РФ в год. В связи со стратегической важностью данного показателя Министерством экономического развития РФ планируется к 2020 г. сни-

зить расход электроэнергии на холодильник до 250–280 кВт-ч/год (аналогичный показатель в 2000 г. составлял 387 кВт-ч/год, а в 2007 г. – 325 кВт-ч/год). Государственной программой Российской Федерации «Энергосбережение и повышение энергетической эффективности на период до 2020 года» (Утверждена распоряжением Правительства Российской Федерации от 27 декабря 2010 г. № 2446-р) предусматривается замена устаревших холодильников и морозильников в 2013–2020 гг. на энергетически высокоэффективные в количестве 125,78 млн штук. При этом планируется обеспечить значительную экономию электрической энергии в жилищном секторе на протяжении 10–30 лет (средний срок службы бытовых холодильников в России).

Достижение существенного снижения расхода электроэнергии бытовыми холодильниками возможно лишь при использовании новых материалов, технологий и технических решений, в первую очередь применительно к электроприводу холодильных компрессоров, в качестве электродвигательного устройства которого, как правило, используются однофазные асинхронные электродвигатели с пусковой обмоткой.

Данный тип однофазных электродвигателей отличается тем, что пусковая обмотка подключается к сети лишь на время пуска, имеет малое сечение провода в сравнении с основной обмоткой и занимает менее 1/3 пазового объема статора. При выполнении пусковой обмотки с повышенным активным сопротивлением создается фазосдвигающий эффект токов в обмотках электродвигателя без дополнительного фазосдвигающего элемента, например конденсатора.

Постановка задачи

Одним из основных направлений совершенствования однофазных асинхронных электродвигателей с пусковой обмоткой является улучшение их пусковых характеристик, определяемых величиной пускового момента [1–6]. Важность данного параметра определяется необходимостью уверенного пуска электродвигателя при повышенном моменте нагрузки на валу, создаваемом компрессором не только при номинальных, но и при малых скоростях вращения (в отличие от нагрузки вентиляторного типа). Наличие определенного превышения пускового момента электродвигателя над максимальным моментом нагрузки необходимо также из соображений сохранения условий пуска электропривода даже при снижении напряжения питающей сети, что наиболее часто имеет место в условиях перегрузки систем электроснабжения в пригородной и сельской местности. Данная проблема достаточно актуальна, так как при пониженном напряжении питающей сети нередки случаи возгорания бытовых холодильников с последующим крупным пожаром и значительным материальным ущербом имуществу. Кроме того, наличие запаса по пусковому моменту в ряде случаев позволяет снижать проектную мощность электродвигателя, что обеспечивает большую его загрузку в номинальном режиме и уменьшение потребления электроэнергии. Таким образом, цель работы заключается в повышении пускового момента однофазных асинхронных электродвигателей с пусковой обмоткой, а также анализ путей повышения их энергоэффективности.

Разработка новых конструкций однофазных асинхронных электродвигателей

В Томском политехническом университете была разработана конструкция однофазного асинхронного электродвигателя, позволяющая повысить пусковой момент, защищенная патентом РФ на изобретение № 2421865 [7]. Согласно конструкции, в полюсных наконечниках основных полюсов, в основных полюсах и в прилегающем к ним ярме статора выполнены сквозные радиальные пазы с воздушным заполнением или с немагнитными вставками, как это изображено на рис. 1.

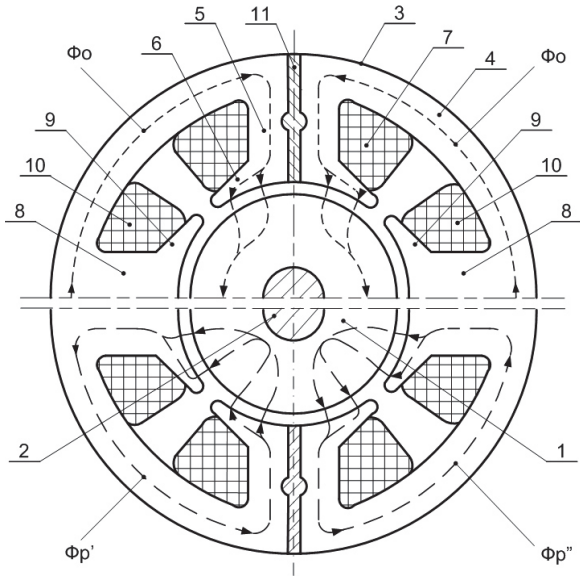


Рис. 1. *Активная часть однофазного асинхронного электродвигателя предлагаемой конструкции с отображением силовых линий магнитного поля основных полюсов Фо (верхняя половина статора) и силовых линий магнитного поля ротора Фр (нижняя половина статора): 1 – ротор, 2 – вал, 3 – статор, 4 – ярмо, 5 – основной полюс, 6 – полюсный наконечник основного полюса, 7 – основная обмотка, 8 – вспомогательные полюса, 9 – полюсные наконечники вспомогательных полюсов, 10 – вспомогательная обмотка, 11 – сквозной радиальный паз*

Как следует из рис. 1, основной магнитный поток Фо проходит аналогично его прохождению в традиционных конструкциях статора однофазных асинхронных электродвигателей. Основное конструктивное отличие состоит в том, что за счет применения радиальных пазов, магнитный поток поперечной реакции ротора Φ_p оказывается разделен на две составляющие и представляет совокупность двух магнитных потоков, Φ_p' и Φ_p'', как это

показано на рис. 1. Причем каждый из указанных магнитных потоков почти в два раза меньше магнитного потока $\Phi_р$, возникающего в электродвигателях традиционной конструкции, поскольку они создаются уменьшенной (ориентировочно в два раза) магнитодвижущей силой (МДС) ротора. Соответственно, каждый из магнитных потоков, $\Phi_р'$ и $\Phi_р^*$, охватывает меньшее число проводников ротора, в результате чего величина индуктивности ротора в конструкции предлагаемого однофазного асинхронного электродвигателя уменьшается почти в два раза по сравнению с однофазным электродвигателем традиционной конструкции. Вместе с тем выполнение сквозных радиальных пазов в полюсных наконечниках основных полюсов, в основных полюсах и в прилегающем к ним ярме статора в предложенной конструкции однофазного асинхронного электродвигателя практически не влияет на величину основного магнитного потока, создаваемого основной обмоткой, и на электромагнитные параметры основной фазы статора.

Таким образом, увеличение магнитного сопротивления для магнитного потока, создаваемого токами ротора, сопровождается снижением величины индуктивного сопротивления фазы ротора и, соответственно, повышением пускового момента электродвигателя, поскольку момент критический и скольжение критическое при этом возрастают. Следовательно, предложенная конструкция однофазного асинхронного электродвигателя позволяет улучшать его пусковые характеристики в сравнении с известными техническими решениями.

Однофазный электродвигатель предложенной конструкции работает следующим образом. При включении основной фазы с основными обмотками *7* и вспомогательной фазы с вспомогательными обмотками *10* (имеют большее соотношение активного и индуктивного сопротивлений либо включены последовательно с конденсатором) в сеть переменного напряжения создаются два пульсирующих магнитных потока, сдвинутых в пространстве и во времени. Силовые линии магнитных полей, генерируемых основными обмотками *7* и вспомогательными обмотками *10*, статора *3* проходят через ярмо *4*, основные полюса *5* с их полюсными наконечниками *6*, вспомогательные полюса *8* с их полюсными наконечниками *9*. Суммарное магнитное поле статора *3* будет вращаться в пространстве и наводить в короткозамкнутой обмотке ротора *1* ЭДС, под действием которых в короткозамкнутой обмотке ротора *1* будут протекать токи и создавать магнитный поток ротора *1*. Взаимодействие магнитных потоков статора *3* и ротора *1* создает вращающий момент на роторе *1*. Причем наличие сквозных радиальных пазов *11* приводит к уменьшению индуктивного сопротивления обмотки ротора *1*, что сопровождается изменениями во взаимодействии магнитных потоков статора *3* и ротора *1* и увеличением пускового момента электродвигателя. В результате пуск электродвигателя при за-

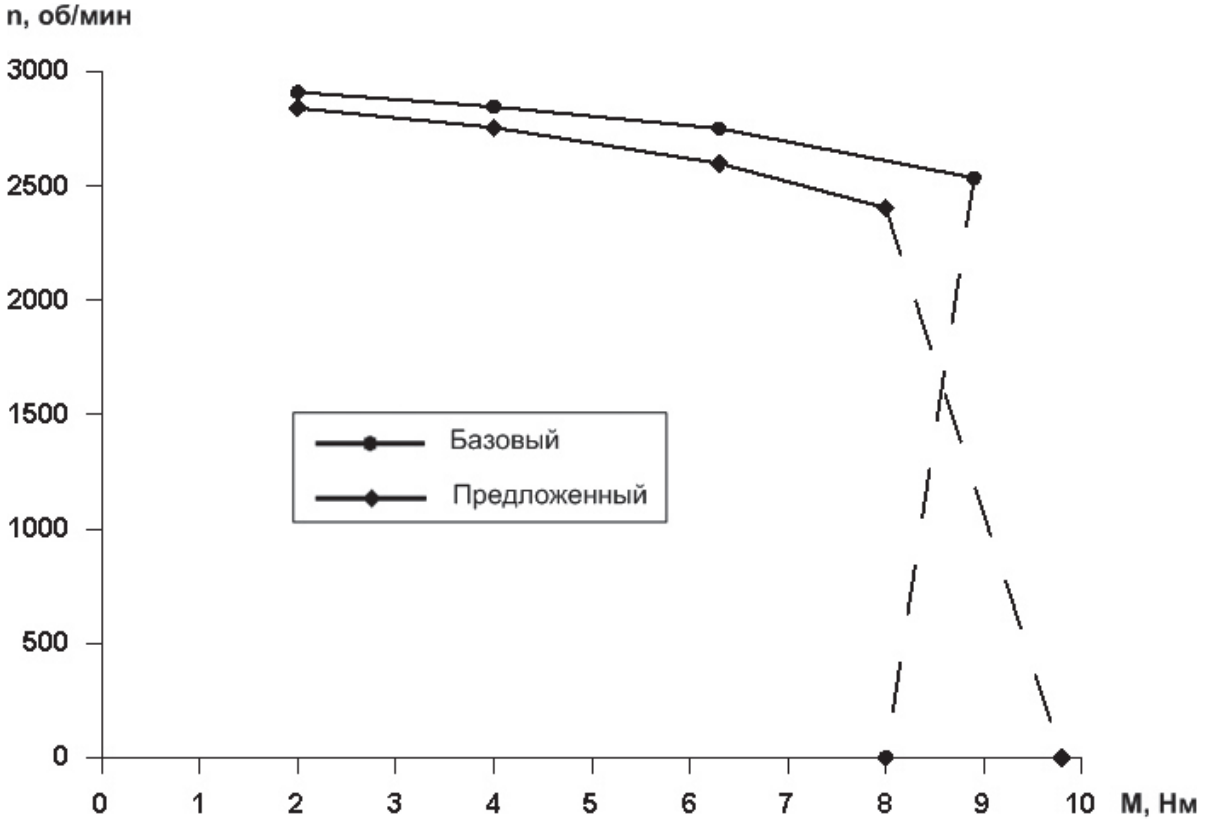


Рис. 2. *Экспериментальные механические характеристики ОАД традиционной конструкции в сравнении с предложенной конструкцией ОАД*

данной нагрузке на валу *2* осуществляется за более короткий промежуток времени, либо может быть выполнен с увеличенной нагрузкой на валу *2*. После выхода электродвигателя в рабочий режим вспомогательная фаза с вспомогательными обмотками *10* может быть отключена, поскольку при рабочей скорости вращения может обеспечиваться достаточный вращающий электромагнитный момент при работе лишь основной фазы с основными обмотками *7* (для электродвигателя с пусковой обмоткой).

Эффект увеличения пускового момента в предложенной конструкции однофазного электродвигателя подтверждается сравнением экспериментальных механических характеристик одного из типов электродвигателей, представленных на рис. 2. Электродвигатель предлагаемой конструкции отличается от прототипа уменьшенным в 1,7 раза значением индуктивного сопротивления фазы ротора. Приведенные данные получены в ходе испытаний опытных образцов электродвигателей на экспериментальной базе Томского электротехнического завода. Полученные результаты подтверждают повышение пускового момента при снижении индуктивности ротора, а также некоторое снижение частоты вращения на рабочем участке механической характеристики. Из приведенных на рис. 2 данных следует, что пусковой момент в электродвигателе предложенной конструкции повышен на 22,5 % в сравнении с традиционной конструкцией ОАД. Следует отметить, что пунктиром на рис. 2 отмечен переход от пуска электродвигателя (с задействованной пусковой обмоткой) на рабочую механическую характеристику.

Таким образом, применение предлагаемого однофазного асинхронного электродвигателя позволяет повысить пусковой момент, что может обеспечить надежный пуск электродвигателя при наличии нагрузки на валу, близкой по величине к номинальной или даже превышающей ее, а также при снижении напряжения питающей сети относительно номинального значения.

Предлагаемый путь повышения величины пускового момента ОАД с пусковой (вспомогательной) обмоткой благодаря снижению индуктивности короткого замыкания вследствие конструктивных изменений в магнитопроводе статора позволяет осуществлять как проектирование новых электродвигательных устройств с улучшенными техническими характеристиками и эксплуатационными параметрами, так и модернизацию существующих конструкций данного типа электродвигателей.

Основными направлениями модернизации ОАД с пусковой обмоткой для холодильных агрегатов могут быть повышение их устойчивости к понижению напряжения питания в сравнении с его номинальным значением и снижение потребления электрической энергии при заданной величине механической энергии, отдаваемой на нагрузку.

В первом случае не требуется каких-либо дополнительных изменений в элементах ОАД помимо описанных выше новаций в конструкции магнитопровода статора. При этом величина пускового момента (по расчетным данным) может быть увеличена на 20...28 %, что позволяет иметь дополнительный 11-процентный запас на снижение напряжения питающей сети (превышает предельно допустимое значение установившегося отклонения напряжения в системах электроснабжения общего назначения). Это позволяет распространить использование холодильников с модернизированным подобным образом электроприводом в тех местностях, где ранее качество электроснабжения не позволяло их безаварийную эксплуатацию, что в ряде случаев не только приводит к выходу из строя холодильного компрессора, но и возгоранию электропроводки и возникновению пожаров, как правило, с большими материальными потерями.

Модернизация ОАД с пусковой обмоткой в направлении снижения энергопотребления имеет несколько путей реализации. Возможен вариант, когда одновременно с предлагаемыми изменениями конструкции статора уменьшается удельное сопротивление элементов беличьей клетки до величины, обеспечивающей сохранение пускового момента электродвигателя на заданном уровне. В этом случае можно ожидать снижения электрических потерь в ОАД на 10...16 % и повышения выходной мощности на 4...6 % (вследствие уменьшения скольжения в рабочем режиме). Экономия потребляемой холодильным компрессором электрической энергии, по предварительным оценкам, только от реализации указанных конструктивных изменений может составить порядка 13 %. Это несколько больше, чем суммарное плановое снижение расхода электроэнергии на холодильник к 2020 г. (около 11 %) с учетом всех предполагаемых усовершенствований его составных элементов, включая повышение теплоизоляционных свойств корпуса холодильника.

Более радикальным вариантом модернизации ОАД является выполнение беличьей клетки ротора из меди или из сплавов с близким к ней удельным сопротивлением (латунь, бронза) наряду с описанными выше изменениями конструкции статора и при необходимости другими усовершенствованиями, обеспечивающими сохранение пускового момента электродвигателя на требуемом уровне. В этом случае мощность на валу электродвигателя может быть увеличена на 8...10 %, а экономия потребляемой электроэнергии составит около 22 %.

Наибольший эффект по снижению энергопотребления ОАД холодильных агрегатов может быть получен при комплексной оптимизации конструкций всех элементов электромеханической системы преобразования электрической энергии в механическую, в том числе кривошипно-шатунного механизма, на котором теряется до 20 % механической энергии. Проведенный анализ показывает, что комплексная оптимизация электромагнитной и механической частей электропривода холодильного компрессора на основе инновационных кон-

структорских решений может позволить экономить до 30...40 % потребления электроэнергии, что соответствует 20–30-летнему этапу эволюционной модернизации бытовой холодильной техники в направлении энергосбережения.

Выводы

- Предлагаемые конструкторские решения, направленные на изменение индуктивных параметров ОАД, имеют теоретическое обоснование их технической эффективности и открывают новые возможности для улучшения основных эксплуатационных показателей электроприводов для бытовой холодильной техники, которые обладают значительными экономическими перспективами, в том числе вследствие повышения энергоэффективности модернизированной техники.
- В предложенной конструкции однофазного асинхронного электродвигателя удалось достигнуть повышения пускового момента за счет снижения величины индуктивного сопротивления фазы ротора на 22,5 %. Таким образом, применение предлагаемого однофазного асинхронного электродвигателя с повышенным пусковым моментом может обеспечить надежный пуск электродвигателя при наличии нагрузки на валу, близкой к номинальной или даже превышающей ее, а также при снижении напряжения питающей сети относительно номинального значения.
- Проведенный анализ на примере компрессора холодильного оборудования показывает, что при оптимизации электромагнитной части возможно повысить энергоэффективность до 20 %, а комплексная оптимизация электромагнитной и механической частей электропривода может позволить экономить до 40 % электроэнергии.
- В целях максимальной реализации заложенного потенциала в предлагаемых технических решениях целесообразно разработать математические модели различных вариантов их выполнения применительно к одному из базовых типов ОАД с пусковой обмоткой, произвести оптимизацию конструкций, изготовить опытные образцы усовершенствованных электроприводов и провести их всесторонние испытания с целью подтверждения проектных решений и внесения корректив в конструктивные параметры модернизированных электродвигателей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Абрамов А.Д., Куделько А.Р. Однофазный асинхронный электродвигатель с повышенным пусковым моментом // Электричество. – 1990. – № 12. – С. 67–69.
2. Однофазный электродвигатель: пат. 2028024 Рос. Федерация. № 5000293/07; заявл. 16.08.91; опубл. 27.01.95, Бюл. № 7. – 6 с.
3. Статор однофазного асинхронного электродвигателя: пат. 1410203 Рос. Федерация. № 4167693; заявл. 26.12.86; опубл. 15.07.88, Бюл. № 26. – 7 с.
4. Однофазный асинхронный электродвигатель: пат. 2010410 Рос. Федерация. № 4948371/07; заявл. 24.06.91; опубл. 30.03.94, Бюл. № 18. – 6 с.
5. Веларде Н.М. Исследование однофазных асинхронных двигателей с пусковой ферромагнитной обмоткой в установившихся и переходных режимах: автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Москва, 1995. – 20 с.
6. Коротков Л. Асинхронные двигатели: перспективы совершенствования // Рынок Электротехники. – 2006. – № 4.– С. 171–176.
7. Однофазный электродвигатель: пат. 2421865 Рос. Федерация. № 2010114481/07; заявл. 12.04.10; опубл. 20.06.11, Бюл. № 17. – 10 с.

Поступила 04.03.2013 г.

УДК 621.313.8

АКТИВНЫЕ ЛОБОВЫЕ СОЕДИНЕНИЯ ОБМОТКИ ЯКОРЯ МАГНИТОЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ МАШИНЫ

Е.Г. Коков, О.П. Муравлёв*

Научно-производственный центр «Полюс», г. Томск
E-mail: polus@online.tomsk.net
*Томский политехнический университет

Разработана математическая модель магнитоэлектрической машины с использованием энергии лобовых соединений обмотки якоря, проведен анализ полученных зависимостей, определяющих поведение вентильного электродвигателя.

Ключевые слова:
Магнитоэлектрическая машина, постоянный магнит, обмотка якоря, коэффициент использования лобовых соединений.

Key words:
Magneto-electric motor, constant magnet, armature winding, activity factor.

Свойства магнитоэлектрических двигателей и их рабочие режимы подробно изучены отечественными и зарубежными исследователями в 60–70 гг. прошлого столетия, создавшими теорию данного класса электрических машин, которая в настоящее время широко используется в инженерной практике.

Как правило, проводимые теоретические исследования традиционно предполагают рассмотрение электромагнитных процессов, происходящих лишь в основном ядре машины, ограниченном активным объемом пазовой части ее якоря. При этом считается, что энергия токового слоя лобовых соединений обмотки безвозвратно расходуется только на тепловые потери.

Однако известен ряд предложений по увеличению активного объема электрической машины за счет внутреннего объема, занимаемого лобовыми соединениями, в зоне которых действует магнитное поле продленного в аксиальном или радиальном направлении индуктора. В рабочих режимах, наряду с основной ЭДС пазовой зоны обмотки якоря, будет присутствовать и ЭДС вращения, наводимая в лобовых соединениях полем возбуждения. При этом возникают все необходимые и достаточные физические взаимодействия для генерирования дополнительной электрической либо механической энергии, а следовательно, и условия, способствующие улучшению использования внутреннего объема.

О возможности полезного использования объема лобовых соединений впервые упоминается в монографии В. А. Толвинского [1]. Однако известные научные исследования по данному вопросу принадлежат В.А. Троицкому [2, 3]. Они охватывают область изменений параметров и свойств, главным образом асинхронных короткозамкнутых электродвигателей. К другим же классам электрических машин могут быть применимы лишь общие рекомендации и методологические подходы.

Исходя из прикладной значимости совершенствования эксплуатационных показателей магнитоэлектрических машин, в частности вентильных электродвигателей, аналитически исследована возможность активизации лобовых соединений обмотки якоря без изменения теплового состояния.

Анализ преобразовательного процесса проводится на модели, описывающей классическую структуру вентильного электродвигателя и определяющей поведение реальной машины с учетом операторов «включения» электромагнитных процессов пазовой *A* и лобовой *B* структур (рисунок).

Поскольку структуры *A* и *B* обтекаются одним и тем же током, уравнение равновесия напряжения,

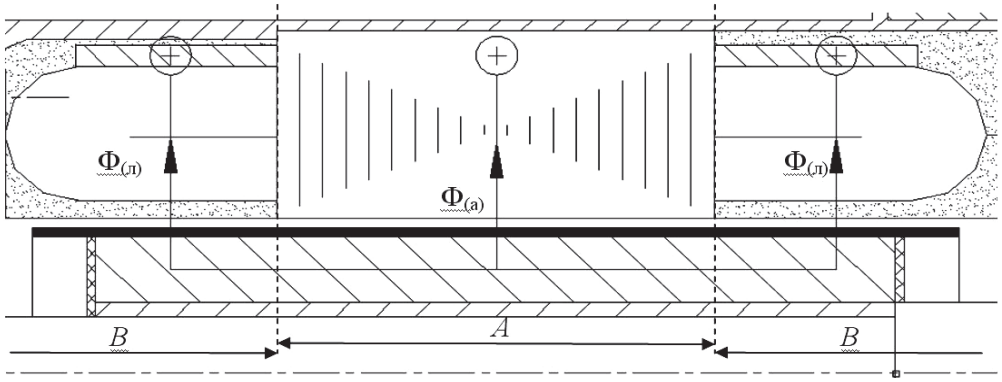


Рисунок. *Модель электрической машины с активными лобовыми соединениями*

подводимого к обмотке статора (якоря), в координатах статора можно записать в следующем виде:

$$\overline{U}_{\sigma 1} = A\left[R_{s(\text{а})}\bar{i}_{\sigma 1} + \frac{d}{dt}\overline{\psi}_{\sigma 1(\text{а})}\right] + B\left[R_{s(\text{л})}\bar{i}_{\sigma 1} + \frac{d}{dt}\overline{\psi}_{\sigma 1(\text{л})}\right], \quad (1)$$

где потокосцепление структур обмотки

$$\overline{\psi}_{\sigma 1(\text{а})} = L_{s(\text{а})}\bar{i}_{\sigma 1} + L_{2s(\text{а})}\hat{i}_{\sigma 1}e^{j2\gamma} + M_{m1(\text{а})}\bar{i}_{f(\text{а})}e^{j\gamma}, \quad (2)$$

$$\overline{\psi}_{\sigma 1(\text{л})} = L_{s(\text{л})}\bar{i}_{\sigma 1} + L_{2s(\text{л})}\hat{i}_{\sigma 1}e^{j2\gamma} + M_{m1(\text{л})}\bar{i}_{f(\text{л})}e^{j\gamma}. \quad (3)$$

В координатах d–q ротора в синхронном (установившемся) режиме уравнения (1)–(3) принимают вид

$$\overline{U}_{s1} = \overline{U}_{\sigma 1} = A[R_{s(\text{а})}\bar{i}_{s1} + j\omega\overline{\psi}_{s1(\text{а})}] + B[R_{s(\text{л})}\bar{i}_{s1} + j\omega\overline{\psi}_{s1(\text{л})}];$$

$$\overline{\psi}_{s1(\text{а})} = \overline{\psi}_{\sigma 1(\text{а})}e^{-j\gamma} = L_{s(\text{а})}\bar{i}_{s1} + L_{2s(\text{а})}\hat{i}_{s1} + M_{m1(\text{а})}\bar{i}_{f(\text{а})}; \quad (4)$$

$$\overline{\psi}_{s1(\text{л})} = \overline{\psi}_{\sigma 1(\text{л})}e^{-j\gamma} = L_{s(\text{л})}\bar{i}_{s1} + L_{2s(\text{л})}\hat{i}_{s1} + M_{m1(\text{л})}\bar{i}_{f(\text{л})}. \quad (5)$$

Основываясь на уравнениях потокосцеплений (4), (5) и учитывая составляющие вектора тока по продольной и поперечной осям машины, потокосцепления пазовой и лобовой структур вентильного электродвигателя можно представить в следующем виде:

$$\overline{\psi}_{s1(\text{а})} = \psi_{d(\text{а})} + j\psi_{q(\text{а})};$$

$$\overline{\psi}_{s1(\text{л})} = \psi_{d(\text{л})} + j\psi_{q(\text{л})}.$$

Электромагнитный момент, действующий на валу двигателя, и мощность, потребляемая двигателем из сети, в этом случае описываются зависимостями

$$M_{\text{эл}} = \frac{pm}{2}\text{Re}[j(A\overline{\psi}_{s1(\text{а})} + B\overline{\psi}_{s1(\text{л})})\hat{i}_{s1}] =$$

$$= \frac{pm}{2}[(A\psi_{d(\text{а})} + B\psi_{d(\text{л})})i_q - (A\psi_{q(\text{а})} + B\psi_{q(\text{л})})i_d]; \quad (6)$$

$$P_1 = \frac{m}{2}\text{Re}[\overline{U}_{s1}\hat{i}_{s1}] = \frac{m}{2}[U_d i_d + U_q i_q]. \quad (7)$$

Поскольку

$$\bar{U}_{s1} = U_{m1}e^{j\gamma_0} = U_{m1}(\cos\gamma_0 + j\sin\gamma_0), \quad (8)$$

окончательно имеем

$$P_1 = \frac{m}{2}U_{m1}[i_d\cos\gamma_0 + i_q\sin\gamma_0]. \quad (9)$$

В уравнениях (6)–(9) m, p – число фаз и пар полюсов электрической машины; U_{m1} – амплитуда основной гармоники фазного напряжения якорной обмотки; γ_0 – угол коммутации.

Полагая оператор лобовой структуры B=0 и учитывая, что $R_{s(\text{а})}=R_s$, $X_{d(\text{а})}=X_d$, $X_{q(\text{а})}=X_q$, а также $E_{m(\text{а})}=E_{m1}$, находим известные зависимости, характеризующие составляющие тока двигателя с классической структурой (без использования активных лобовых соединений обмотки якоря):

$$I_{d(\text{а})} = \frac{U_{m1}}{R_s}\frac{\left[\cos\gamma_0 + \frac{X_{q(\text{а})}}{R_s}\sin\gamma_0 - \frac{X_{q(\text{а})}}{R_s}\frac{E_{m(\text{а})}}{U_{m1}}\right]}{\left[1 + \frac{X_{d(\text{а})}X_{q(\text{а})}}{R_s^2}\right]};$$

$$I_{q(\text{а})} = \frac{U_{m1}}{R_s}\frac{\left[\sin\gamma_0 - \frac{X_{d(\text{а})}}{R_s}\cos\gamma_0 - \frac{E_{m(\text{а})}}{U_{m1}}\right]}{\left[1 + \frac{X_{d(\text{а})}X_{q(\text{а})}}{R_s^2}\right]};$$

$$M_{\text{эл}} = \frac{m}{2\Omega}[E_{m1}I_{q(\text{а})} + (X_d - X_q)I_{d(\text{а})}I_{q(\text{а})}].$$

При A=B=1 находим аналогичные зависимости для продольного и поперечного токов при активизации лобовых соединений и их использовании наряду с пазовой структурой:

$$I_{d(\text{а,л})} = \frac{U_{m1}}{R_{s(\text{а})} + R_{s(\text{л})}} \times \frac{\left[\cos\gamma_0 + \frac{(X'_{q(\text{а})} + X_{q(\text{л})})}{(R_{s(\text{а})} + R_{s(\text{л})})} \times \left[\times\sin\gamma_0 - \frac{(X'_{q(\text{а})} + X_{q(\text{л})})}{(R_{s(\text{а})} + R_{s(\text{л})})}\frac{E_{m(a)}}{U_{m1}}\left(1 + \frac{E_{m(\text{л})}}{U_{m1}}\right)\right]\right]}{\left[1 + \frac{(X'_{d(\text{а})} + X_{d(\text{л})})(X'_{q(\text{а})} + X_{q(\text{л})})}{(R_{s(\text{а})} + R_{s(\text{л})})^2}\right]};$$

$$I_{q(\text{а,л})} = \frac{U_{m1}}{R_{s(\text{а})} + R_{s(\text{л})}} \times \frac{\left[\sin\gamma_0 - \frac{(X'_{q(\text{а})} + X_{q(\text{л})})}{(R_{s(\text{а})} + R_{s(\text{л})})} \times \left[\times\cos\gamma_0 - \frac{E_{m(a)}}{U_{m1}}\left(1 + \frac{E_{m(\text{л})}}{U_{m1}}\right)\right]\right]}{\left[1 + \frac{(X'_{d(\text{а})} + X_{d(\text{л})})(X'_{q(\text{а})} + X_{q(\text{л})})}{(R_{s(\text{а})} + R_{s(\text{л})})^2}\right]}. \quad (10)$$

Следует заметить, что поскольку якорная обмотка электрической машины представляет собой единое целое, условно состоящее из пазовой и лобовой структур, всегда выполняется равенство $R_{s(\text{а})}+R_{s(\text{л})}=R_s$, как в предыдущем случае.

Для упрощения зависимости (10) рассмотрим составляющие индуктивных сопротивлений $X_{d(\text{а})}$ и $X'_{d(\text{а})}$, $X_{q(\text{а})}$ и $X'_{q(\text{а})}$, $X_{d(\text{л})}$, $X_{q(\text{л})}$. При B=0 можно записать

$$X_{d(\text{а})}=X_{ad(\text{а})}+X_{s(\text{а})};$$

$$X_{q(\text{а})}=X_{aq(\text{а})}+X_{s(\text{а})};$$

$$X_{s(\text{а})}=X_{\text{зп}(\text{а})}+X_{sz(\text{а})}+X_{\text{зпр}(\text{а})}, \quad (11)$$

где $X_{ad(\text{а})}$, $X_{aq(\text{а})}$, $X_{s(\text{а})}$, $X_{\text{зп}(\text{а})}$, $X_{sz(\text{а})}$, $X_{\text{зпр}(\text{а})}$ – соответственно индуктивные сопротивления реакции якоря по продольной и поперечной осям пазовой структуры электрической машины, полное индуктивное сопротивление рассеяния якорной обмотки и его слагаемые (сопротивления пазового рассеяния,

дифференциального рассеяния и рассеяния лобовых частей обмотки при B=0).

В случае индуктора, продленного в зону лобовых соединений обмотки якоря, при A=B=1

$$X'_{d(\text{а})}+X_{d(\text{л})}=X_{ad(\text{а})}+X'_{s(\text{а})}+X_{ad(\text{л})}+X_{s(\text{л})};$$

$$X'_{q(\text{а})}+X_{q(\text{л})}=X_{aq(\text{а})}+X'_{s(\text{а})}+X_{aq(\text{л})}+X_{s(\text{л})};$$

$$X'_{s(\text{а})}=X_{s\text{п}(\text{а})}+X_{s\text{z}(\text{а})};$$

$$X_{s(\text{л})}=X_{s\text{лр}(\text{л})}, \qquad (12)$$

где $X'_{d(\text{а})}$ и $X'_{q(\text{а})}$ – индуктивные сопротивления по продольной и поперечной осям пазовой части электрической машины с продленным индуктором (A=B=1); $X_{ad(\text{л})}$ и $X_{aq(\text{л})}$ – индуктивные сопротивления реакции якоря по продольной и поперечной осям лобовых соединений обмотки якоря; $X'_{s(\text{а})}$ – индуктивное сопротивление рассеяния пазовой структуры электрической машины при A=B=1; $X_{s(\text{л})}$ – индуктивное сопротивление рассеяния лобового соединения A=B=1.

Анализ зависимостей (11) и (12) показывает, что $X'_{d(\text{а})}<X_{d(\text{а})}$ и $X'_{q(\text{а})}<X_{q(\text{а})}$ на величину $X_{s\text{лр}(\text{л})}$, представляющую собой индуктивное сопротивление рассеяния лобовой части обмотки якоря пазовой структуры (при B=0). Последнее (поскольку лобовые соединения находятся в зоне относительно большего воздушного зазора) с достаточной степенью достоверности позволяет предположить, что $X_{s\text{лр}(\text{а})}$ тождественно равно

$$X_{ad(\text{л})}+X_{s(\text{л})}=X_{aq(\text{л})}+X_{s(\text{л})}\equiv X_{s\text{лр}(\text{а})}.$$

Исходя из изложенного, примем к рассмотрению следующие соотношения, упрощающие дальнейший анализ:

$$X_{d(\text{а})}=(X'_{d(\text{а})}+X_{d(\text{л})})=X_d;$$

$$X_{q(\text{а})}=(X'_{q(\text{а})}+X_{q(\text{л})})=X_q. \qquad (13)$$

На основании зависимостей (13) для случая A=B=1 окончательно имеем

$$\dot{I}_{d(\text{а, л})}=\frac{U_{m1}}{R_s}\frac{\left[\cos\gamma_0+\frac{X_q}{R_s}\sin\gamma_0-\frac{X_q}{R_s}\frac{E_{m1}}{U_{m1}}k_{\text{л}}\right]}{\left[1+\frac{X_dX_q}{R_s^2}\right]};$$

$$\dot{I}_{q(\text{а, л})}=\frac{U_{m1}}{R_s}\frac{\left[\sin\gamma_0+\frac{X_d}{R_s}\cos\gamma_0-\frac{E_{m1}}{U_{m1}}k_{\text{л}}\right]}{\left[1+\frac{X_dX_q}{R_s^2}\right]},$$

где $k_{\text{л}}$=(1+$E_{m(\text{л})}/E_{m1}$) – коэффициент, характеризующий относительное приращение ЭДС якорной обмотки.

$$M_{\text{эл}}=\frac{pm}{2\omega}[X_d\dot{I}_d\dot{I}_{q(\text{а,л})}+k_{\text{л}}E_{m1}\dot{I}_{q(\text{а,л})}-X_q\dot{I}_d\dot{I}_{q(\text{а,л})}]=$$

$$=\frac{m}{2\Omega}[k_{\text{л}}E_{m1}I_{q(\text{а,л})}+(X_d-X_q)I_dI_{q(\text{а,л})}].$$

Воспользовавшись системой базовых величин, в качестве которых можно принять $U_{\text{б}}=U_{m1}$, $R_{\text{б}}=R_s$, $\Omega_{\text{б}}=\Omega_{0(\text{а})}$, $I_{\text{б}}=U_{\text{б}}/R_{\text{б}}$, $\Psi_{\text{б}}=U_{\text{б}}/(p\Omega_{\text{б}})$, $P_{\text{б}}=U_{\text{б}}I_{\text{б}}(m/2)$, $M_{\text{б}}=P_{\text{б}}/\Omega_{\text{б}}$, и полагая $X_{\text{d}}/X_{\text{q}}=\varepsilon$, представленные выше зависимости могут быть приведены к относительному виду, более удобному для последующего анализа.

Для случая A=1 и B=0

$$i_{d(1)}=i_{d(\text{а})}=\frac{[(\varepsilon\cos\gamma_0+\tau_0\nu\sin\gamma_0)-\tau_0\nu^2]}{[\varepsilon+(\tau_0\nu)^2]};$$

$$i_{q(1)}=i_{q(\text{а})}=\frac{\varepsilon[(\sin\gamma_0-\tau_0\nu\cos\gamma_0)-\nu]}{[\varepsilon+(\tau_0\nu)^2]};$$

$$\psi_{d(1)}=\psi_{d(\text{а})}=(\tau_0i_{d(\text{а})}+1);$$

$$\psi_{q(1)}=\psi_{q(\text{а})}=\frac{(\tau_0i_{q(\text{а})})}{\varepsilon};$$

$$q_{1(1)}=q_{1(\text{а})}=(i_{d(\text{а})}\cos\gamma_0+i_{q(\text{а})}\sin\gamma_0);$$

$$\mu_{1(1)}=\mu_{(\text{а})}=[i_{q(\text{а})}+i_{q(\text{а})}i_{d(\text{а})}\tau_0(\varepsilon-1)/\varepsilon];$$

$$q_{2(1)}=q_{2(\text{а})}=\mu_{(\text{а})}\nu;$$

$$\Delta q_{(1)}=\Delta q_{Cu(\text{а})}=(q_{1(\text{а})}-q_{2(\text{а})});$$

$$\eta_{(1)}=\eta_{(\text{а})}=q_{2(1)}/q_{1(1)}=q_{2(\text{а})}/q_{1(\text{а})}. \qquad (14)$$

Для случая A=1 и B=1

$$i_{d(2)}=i_{d(\text{а,л})}=\frac{[(\varepsilon\cos\gamma_0+\tau_0\nu\sin\gamma_0)-k_{\text{л}}\tau_0\nu^2]}{[\varepsilon+(\tau_0\nu)^2]};$$

$$i_{q(2)}=i_{q(\text{а,л})}=\frac{\varepsilon[(\sin\gamma_0-\tau_0\nu\cos\gamma_0)-k_{\text{л}}\nu]}{[\varepsilon+(\tau_0\nu)^2]};$$

$$\psi_{d(2)}=\psi_{d(\text{а,л})}=(\tau_0i_{d(\text{а,л})}+k_{\text{л}});$$

$$\psi_{q(2)}=\psi_{q(\text{а,л})}=\frac{(\tau_0i_{q(\text{а,л})})}{\varepsilon};$$

$$q_{1(2)}=q_{1(\text{а,л})}=(i_{d(\text{а,л})}\cos\gamma_0+i_{q(\text{а,л})}\sin\gamma_0);$$

$$\mu_{1(2)}=\mu_{(\text{а,л})}=[k_{\text{л}}i_{q(\text{а,л})}+i_{q(\text{а,л})}i_{d(\text{а,л})}\tau_0(\varepsilon-1)/\varepsilon];$$

$$q_{2(2)}=q_{2(\text{а,л})}=\mu_{(\text{а,л})}\nu;$$

$$\Delta q_{(2)}=\Delta q_{Cu(\text{а,л})}=(q_{1(\text{а,л})}-q_{2(\text{а,л})});$$

$$\eta_{(2)}=\eta_{(\text{а,л})}=q_{2(2)}/q_{1(2)}=q_{2(\text{а,л})}/q_{1(\text{а,л})}. \qquad (15)$$

В уравнениях (14) и (15) с целью упрощения последующих записей индексы 1 и 2 присвоены характеристикам электрических машин рассматриваемых случаев.

Из относительных зависимостей (14) и (15) следует

$$q_{1\text{п}(1)}=1;\ \ \mu_{\text{п}(1)}=\left[\sin\gamma_0+\frac{\tau_0(\varepsilon-1)}{2\varepsilon}\sin2\gamma_0\right];$$

$$\nu_{0(1)}=\frac{\sin\gamma_0}{(1+\tau_0\cos\gamma_0)};$$

$$q_{1\text{п}(2)}=1;\ \ \mu_{\text{п}(2)}=\left[k_{\text{л}}\sin\gamma_0+\frac{\tau_0(\varepsilon-1)}{2\varepsilon}\sin2\gamma_0\right];$$

$$\nu_{0(2)}=\frac{\sin\gamma_0}{(k_{\text{л}}+\tau_0\cos\gamma_0)}. \qquad (16)$$

Здесь $q_{1\text{п}(1)}$, $q_{1\text{п}(2)}$, $\mu_{\text{п}(1)}$, $\mu_{\text{п}(2)}$, $\nu_{0(1)}$, $\nu_{0(2)}$ – относительные значения пусковой мощности, пускового момента и частоты вращения идеального холостого хода для каждого из вариантов.

Из соотношений (16) следует, что при равных мощностях потребления из сети питания ($q_{1n(1)}=q_{1n(2)}$) электрическая машина с активными лобовыми соединениями в неявнополюсной конструкции ($\varepsilon=1$) развивает в $k_л$ раз больший пусковой момент, чем классический прототип, имеющий структуру $A=1$, $B=0$, поскольку возникающая в данном случае добавочная ЭДС вращения в лобовых соединениях от магнитного потока полюсов продленного индуктора приводит к тождественным изменениям силовых соотношений в электрической машине.

При $\varepsilon\neq1$ и $\gamma_0\geq\pi/2$ возникающие реактивные свойства вентильного двигателя, не зависящие в данном случае от $k_л$, приводят к направленному снижению эффекта от использования лобовых соединений тем большему, чем больше ε отличается от 1.

Данное обстоятельство следует иметь в виду при реализации конкретных конструкций электрических машин. Также очевидно, что наибольший эффект при использовании объема лобовых соединений возникает в машинах, имеющих гладкий либо полый (диэлектрический) якорь, вся обмотка которого, включая лобовые части, может быть размещена в основном магнитном поле продленного индуктора [4], что благоприятствует возникновению условий наибольшего возрастания коэффициента $k_л$.

Подобные электрические машины вследствие значительного воздушного зазора характеризуются также практически равными индуктивными сопротивлениями по их продольной и поперечной оси.

Исходя из изложенного, в дальнейшем рассмотрим подробно лишь свойства электрических машин неявнополюсного типа ($\varepsilon=1$) с гладким либо диэлектрическим якорем. В данном случае при $A=1$ и $B=0$

$$i_{d(1)}=\frac{[(\cos\gamma_0+\tau_0\nu\sin\gamma_0)-\tau_0\nu^2]}{[1+(\tau_0\nu)^2]};$$

$$i_{d(1)}=\frac{[(\cos\gamma_0-\tau_0\nu\sin\gamma_0)-\tau_0\nu^2]}{[1+(\tau_0\nu)^2]};$$

$$q_{1(1)}=(i_{d(a)}\cos\gamma_0+i_{q(a)}\sin\gamma_0)=$$

$$=\frac{[1-\nu(\sin\gamma_0+\tau_0\nu\cos\gamma_0)]}{[1+(\tau_0\nu)^2]};$$

$$\mu_{(1)}=i_{q(1)};$$

$$q_{2(1)}=\mu_{(1)}\nu;$$

$$\Delta q_{(1)}=\Delta q_{Cu(1)}=(q_{1(1)}-q_{2(1)});$$

$$\eta_{(1)}=q_{2(1)}/q_{1(1)}, \qquad (17)$$

а при $A=1$ и $B=1$

$$i_{d(2)}=\frac{[(\cos\gamma_0+\tau_0\nu\sin\gamma_0)-k_л\tau_0\nu^2]}{[1+(\tau_0\nu)^2]};$$

$$i_{q(2)}=\frac{[(\sin\gamma_0+\tau_0\nu\cos\gamma_0)-k_л\nu]}{[1+(\tau_0\nu)^2]};$$

$$q_{1(2)}=(i_{d(2)}\cos\gamma_0+i_{q(2)}\sin\gamma_0)=$$

$$=\frac{[1-k_л\nu(\sin\gamma_0+\tau_0\nu\cos\gamma_0)]}{[1+(\tau_0\nu)^2]};$$

$$\mu_{(2)}=k_л i_{q(2)};$$

$$q_{2(2)}=\mu_{(2)}\nu;$$

$$\Delta q_{(2)}=(q_{1(2)}-q_{2(2)});$$

$$\eta_{(2)}=q_{2(2)}/q_{1(2)}. \qquad (18)$$

Из выражений (17) и (18) можно установить, что в точке пересечения механических характеристик $\mu_{(1)}=f(\nu)$ и $\mu_{(2)}=f(\nu)$, в которой соблюдается равенство развиваемых электромагнитных моментов и полезных мощностей $q_{2(1)}=q_{2(2)}$,

$$\nu=\nu_{(1,2)}=\frac{\sin\gamma_0}{[(k_л+1)+\tau_0\cos\gamma_0]}.$$

Электрические же потери в машине с активными лобовыми соединениями ($A=B=1$), например при нейтральной коммутации фазных обмоток ($\gamma_0=\pi/2$), в $(k_л)^2$ меньше, а КПД в $k_л$ раз больше, чем в машине традиционного (классического) исполнения ($A=1$, $B=0$):

$$\frac{\Delta q_{(2)}}{\Delta q_{(1)}}=\frac{(1-k_л\nu_{(1,2)})^2}{(1-\nu_{(1,2)})^2}=\frac{1}{k_л^2};\quad\frac{\eta_{(2)}}{\eta_{(1)}}=\frac{(1-\nu_{(1,2)})}{(1-k_л\nu_{(1,2)})}=k_л.$$

В общем случае в исследуемой точке пересечения механических характеристик ($\nu=\nu_{(1,2)}$)

$$\frac{\Delta q_{(2)}}{\Delta q_{(1)}}=\frac{(1-2k_л\nu_{(1,2)}\sin\gamma_0+k_л^2\nu_{(1,2)}^2)}{(1-2\nu_{(1,2)}\sin\gamma_0+\nu_{(1,2)}^2)};$$

$$\frac{\eta_{(2)}}{\eta_{(1)}}=\left[\frac{q_{2(2)}}{q_{2(1)}}\cdot\frac{q_{1(1)}}{q_{1(2)}}\right]=\frac{q_{1(1)}}{q_{1(2)}}=$$

$$=\frac{[1-\nu_{(1,2)}(\sin\gamma_0+\tau_0\nu_{(1,2)}\cos\gamma_0)]}{[1-k_л\nu_{(1,2)}(\sin\gamma_0+\tau_0\nu_{(1,2)}\cos\gamma_0)]}.$$

Отмеченные факторы характеризуют новые свойства электрической машины, возникающие при активном режиме работы ее лобовых соединений.

Выводы

1. Активизация объема лобовых соединений приводит в рамках рассмотрения одной и той же электрической машины при прочих равных условиях (равенство электромагнитных моментов и развиваемых структурами мощностей) к возрастанию пускового момента и КПД машины в $k_л$ раз, а также снижению потерь в ее обмотках в $(k_л)^2$ раз, что, безусловно, благоприятствует улучшению ее теплового состояния и возможности генерации дополнительной мощности.
2. Из анализа зависимостей выявлено, что при нейтральной коммутации фазных обмоток ($\gamma_0=\pi/2$) использование объема лобовых соединений при-

водит к пропорциональному увеличению электромагнитного момента и мощности. Отличие же коммутации от нейтральной ($\gamma_0 > \pi/2$) при неизменном значении γ_0 способствует дальнейшему улучшению показателей и характеристик электрической машины вследствие более благоприятного фазового взаимодействия электромагнитных полей якоря и индуктора.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Толвинский В.А. Электрические машины постоянного тока. – М.: Госэнергоиздат, 1956. – 468 с.
2. Троицкий В.А. Магнитодиэлектрики в конструкции электрических машин. – Ташкент: Наука УзбССР, 1965. – 209 с.
3. Троицкий В.А., Ролик А.И., Яковлев А.И. Магнитодиэлектрики в силовой электротехнике. – Киев: Техника, 1983. – 207 с.
4. Магнитное поле и ЭДС малоинерционных магнитоэлектрических машин / Е.Г. Коков, А.С. Жибинов, Э.Р. Гейнц, Г.С. Цехместрюк // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 320. – № 4. – С. 158–161.

Поступила 09.01.2013 г.

УДК 62-83-523

ПРИНЦИПЫ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ЖИВУЧЕСТИ АСИНХРОННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА НА ОСНОВЕ РЕЗЕРВНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Г.И. Однокопылов, В.Г. Букреев, А.Д. Брагин

Томский политехнический университет
E-mail: OGIz@yandex.ru

Рассмотрены принципы обеспечения живучести асинхронного электропривода с частотным преобразователем и резервным полумостом с устранением отказов силовых ключей. Приведены результаты моделирования процессов в электроприводе с алгоритмами восстановления работоспособности при переключении структуры преобразователя. Выполнена оценка эффективности алгоритмов восстановления работоспособности без отключения и с отключением фазных токов асинхронного двигателя.

***Ключевые слова**:*
Живучесть асинхронного электропривода, отказ элементов преобразователя частоты, резервирование элементов электропривода.

Key words:
Fault-tolerant induction motor drive, faults of the inverter, backup of the electric drive.

Аварийное состояние исполнительных электроприводов (ЭП) промышленных объектов опасных производств может привести к нарушению безопасной эксплуатации оборудования и значительным экономическим потерям в ядерной, военной, химической, строительной, металлургической и транспортной отраслях.

Свойство объекта или системы сохранять ограниченную работоспособность при наличии дефектов или повреждений определенного вида, а также при отказе некоторых компонентов определяется термином «живучесть». Для вышеперечисленных областей применения асинхронного двигателя (АД) задача обеспечения свойства живучести становится определяющей. Из теории живучести технических систем известно, что свойством живучести обладают только избыточные системы, а избыточность в технических системах достигается через резервирование. Различают пять видов резервирования: структурное, функциональное, информационное, нагрузочное и временное, которые могут быть применены в электроприводе раздельно или в определенных комбинациях.

Известные устройства и способы обеспечения живучести ЭП переменного тока на основе АД рассмотрены в работе [1]. Построение асинхронного электропривода с обеспечением свойства живучести рассмотрено в работах [2, 3] для случая формирования избыточности АД с применением функционального резервирования за счет формирования кругового вращающегося поля в аварийном двухфазном режиме трехфазного двигателя. Такой подход позволяет обеспечить живучесть без дополнительных аппаратных затрат, однако он ограничен в применении, так как не позволяет полностью восстановить работоспособность электропривода во всем диапазоне нагрузок и частот вращения.

В статье предложен способ обеспечения свойства живучести АД за счет микроконтроллерного управления электроприводом с реализацией алгоритма восстановления работоспособности на основе резервных элементов, позволяющий полностью восстановить работоспособность ЭП, выполненного по схеме со связанными и развязанными фазами двигателя (с независимым формированием фазных токов преобразователя частоты), при вне-

запных отказах преобразователя частоты типа «невключение ключа» или «невыключение ключа».

Заданный уровень живучести в частотно-регулируемом трехфазном асинхронном ЭП может быть достигнут при выполнении следующих необходимых и достаточных условий в случае аварийной ситуации в одной из фаз преобразователя частоты:

- живучесть электропривода может быть обеспечена за счет структурного резервирования – формирования избыточности динамического холодного резерва, подключаемого к преобразователю частоты при выявлении отказа в одной из фаз;
- электропривод строится на основе управляющего микроконтроллера с использованием информационного резервирования – избыточности процессорного ресурса. Работа микроконтроллера осуществляется с постоянным программным циклом на частоте не ниже частоты ШИМ модуляции силового преобразователя. В результате программного анализа фазных токов вырабатывается один из трех битов отказа: прямых a, b, c и инверсных $\overline{a}$, $\overline{b}$, $\overline{c}$;
- силовой преобразователь электропривода выполняется на основе трех преобразовательных ячеек по мостовой или полумостовой схеме с необходимой величиной нагрузочного резервирования. Отказавший полумост преобразователя частоты блокируется информационно по сигналам управления и энергетически – с помощью защитных элементов, разрывающих цепь питания преобразователя частоты в звене постоянного тока, или с помощью защитных элементов, подключенных последовательно с обмоткой статора в звене переменного тока с помощью соответствующего бита отказа $\overline{a}$, $\overline{b}$, $\overline{c}$. Резервный полумост подключается битом отказа соответствующим полностью управляемым ключом с двухсторонней проводимостью. С целью уменьшения времени переключения структуры электропривода $T_{\text{П}}$ необходимо обеспечивать максимальную скорость нарастания формируемых фазных токов (обеспечивать минимальное падение напряжения на ключах, и широтно-импульсное регулирование тока осуществлять, используя только индуктивность обмоток двигателя);
- микроконтроллер формирует задания на фазные токи I_A, I_B, I_C, при этом ток резервного полумоста I_p по управляющему сигналу отказавшей фазы совместно с рабочими полумостами преобразователя частоты формируется по выражениям (1):

$$\begin{cases} I_A = I_\omega \overline{d}_{\text{ТП}} \overline{a} \sin \omega t; \\ I_B = I_\omega \overline{d}_{\text{ТП}} \overline{b} \sin(\omega t + 2\pi / 3); \\ I_C = I_\omega \overline{d}_{\text{ТП}} \overline{c} \sin(\omega t + 4\pi / 3); \\ I_p = I_\omega \overline{d}_{\text{ТП}} \begin{pmatrix} a \sin \omega t + b \sin(\omega t + 2\pi / 3) + \\ + c \sin(\omega t + 4\pi / 3) \end{pmatrix}, \end{cases} \quad (1)$$

где I_ω – значение амплитуды формируемых фазных токов, А; a=1, $\overline{a}$=0; b=1, $\overline{b}$=0; c=1, $\overline{c}$=0 – есть отказ соответствующей фазы преобразователя частоты; $\overline{d}_{\text{ТП}}$=0 – есть отказ в одной из фаз преобразователя частоты, $d_{\text{ТП}}$ – бит отказа, вычисляемый по логическому выражению $d_{\text{ТП}}=a \cup b \cup c$ ($\cup$ – логическая операция ИЛИ) и длительностью равный времени переключения структуры электропривода $T_{\text{П}}$; ω – угловая частота тока статора, рад/с; t – метки времени, с. Сомножитель $\overline{a}$, $\overline{b}$, $\overline{c}$ в случае отказа обеспечивает запрет подачи управления в отказавший полумост преобразователя частоты в выражениях для I_A, I_B, I_C, а сомножитель $\overline{d}_{\text{ТП}}$ – обнуляет управляющие сигналы I_A, I_B, I_C, I_p и формирует бестоковую паузу на время срабатывания защитных элементов и подключения резервного полумоста преобразователя частоты;

- временной резерв электропривода позволяет использовать фильтрующие свойства запасенной энергии маховых масс электропривода для снижения величины провала частоты вращения.

Рассмотрим процесс обеспечения живучести трехфазного асинхронного электропривода на основе резервных элементов для случая расположения защитных элементов в звене постоянного тока. В этом случае защитные элементы располагаются в верхнем и нижнем плечах моста каждого из шести ключей преобразователя частоты, состоящего из трех преобразовательных ячеек. Защитные элементы состоят из плавкой вставки и соответствующего коротящего тиристора, управляемого микроконтроллером ЭП.

Резервный полумост подключается через соответствующий ключ с двухсторонней проводимостью к отказавшей преобразовательной ячейке для замещения. В результате при отказе в одной из фаз преобразователя частоты происходит подключение резервного полумоста с токовой или бестоковой паузой на время подключения $T_{\text{П}}$.

Фазные обмотки статора двигателя запитываются от трехфазного преобразователя частоты, работающего в режиме источника тока. Регулирование фазных токов обеспечивается заданием на токи I_A, I_B, I_C программно в микроконтроллере по выражению (1). На основе анализа фазных токов двигателя на каждом интервале широтно-импульсной модуляции в случае обнаружения отказа в одной из фаз двигателя формируется один из трех битов отказа a, b, c соответствующей фазы двигателя.

Анализ фазных токов осуществляется по выражениям:

- если $|I_{зA}-I_{осA}| \geq \delta$, то выявляется отказ фазы A, a=1, $\overline{a}$=0;
- если $|I_{зB}-I_{осB}| \geq \delta$, то выявляется отказ фазы B, b=1, $\overline{b}$=0;
- если $|I_{зC}-I_{осC}| \geq \delta$, то выявляется отказ фазы C, c=1, $\overline{c}$=0,

где $I_{зA}$, $I_{зB}$, $I_{зC}$ – значения заданной мгновенной амплитуды формируемых фазных токов, А; $I_{осA}$, $I_{осB}$, $I_{осC}$ – значения мгновенной амплитуды фазных токов с выходов датчиков тока, А; δ – допустимая ошибка работы регулятора тока.

При наличии отказа в одной из фаз блокируется соответствующим битом отказа *a*–,*b*–,*c*– отказавшая преобразовательная ячейка от цепей питания за счет принудительного формирования величины тока через защитный элемент:

$$I_s \geq k_{pm} k_s I_m,$$

где I_s – амплитуда тока протекающего через защитный элемент и обеспечивающего разрыв цепи, А; k_{pm} – коэффициент кратности пускового тока двигателя; k_s – коэффициент кратности тока защитного элемента; I_m – значение амплитуды тока в фазной обмотке статора, А.

Для проверки предложенного способа повышения живучести АД была разработана имитационная модель частотно-регулируемого асинхронного электропривода в среде Matlab Simulink [4]. Для моделирования был выбран двигатель MTF 311-6. Модель электропривода включает в себя: блок задания амплитуды и фазового сдвига векторов тока, блок регулятора тока, асинхронный двигатель, блок управления и формирования сигнала обрыва фазы, измерительный блок, с помощью которого снимаются показания токов статора и ротора, электромагнитный момент и частота вращения вала АД.

На рис. 1–3 приведены временные диаграммы переходных процессов в ЭП при отказе в одной из фаз преобразователя частоты для номинальных значений частоты вращения и электромагнитного момента. На рисунках обозначено: 2ф/3ф – сигнал выявленного отказа одной из фаз преобразователя частоты (лог. 0 – есть отказ), I_A, I_B, I_C – фазные токи двигателя (А), М – момент двигателя (Н·м), ω – частота вращения (рад/с).

Определяющим параметром применения предложенного способа обеспечения живучести является время переключения структуры электропривода $T_{\text{П}}$ АД при возникновении аварийной ситуации,

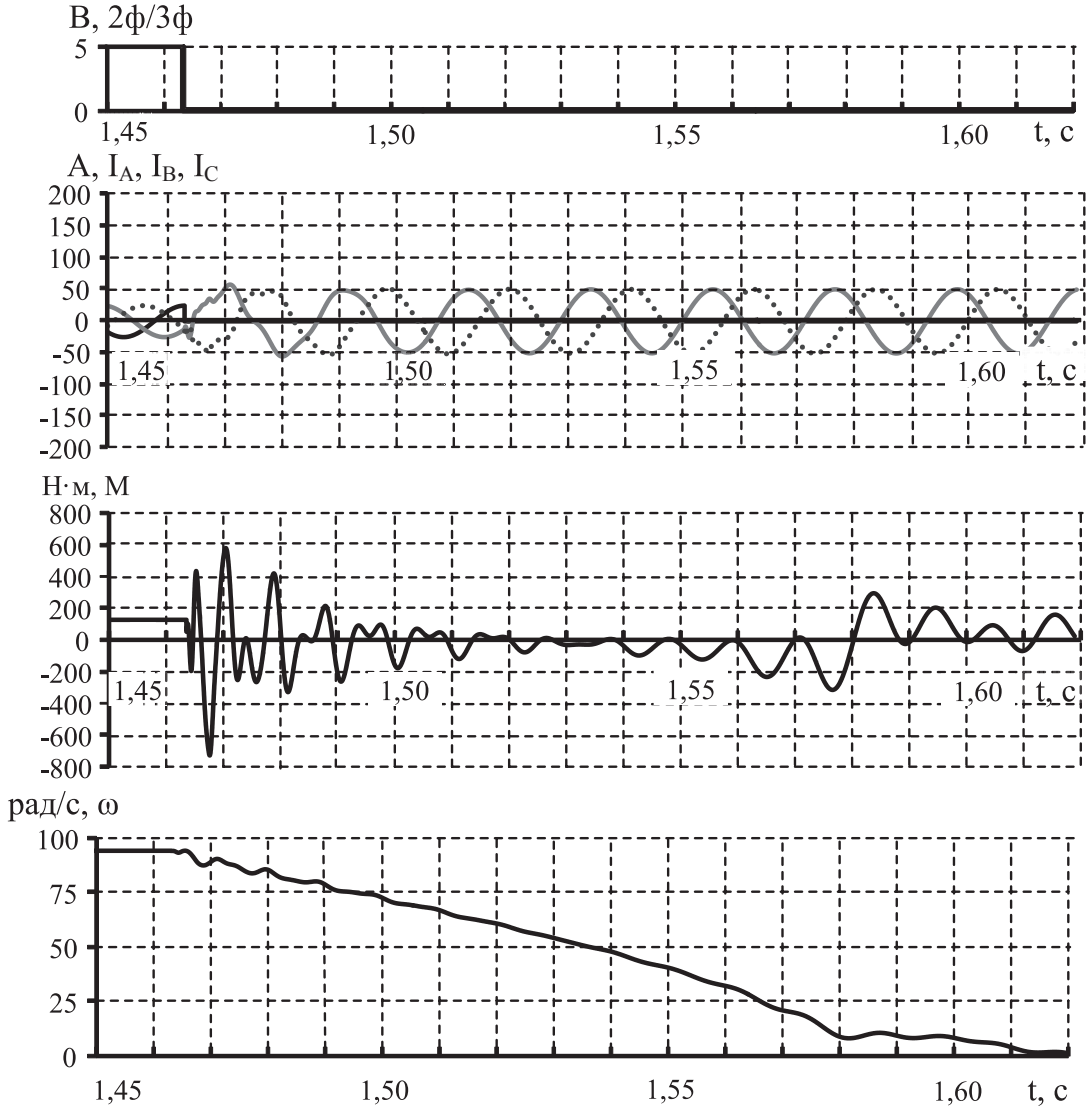


Рис. 1. *Временные диаграммы переходных процессов в электроприводе при отказе в одной из фаз преобразователя частоты без восстановления работоспособности*

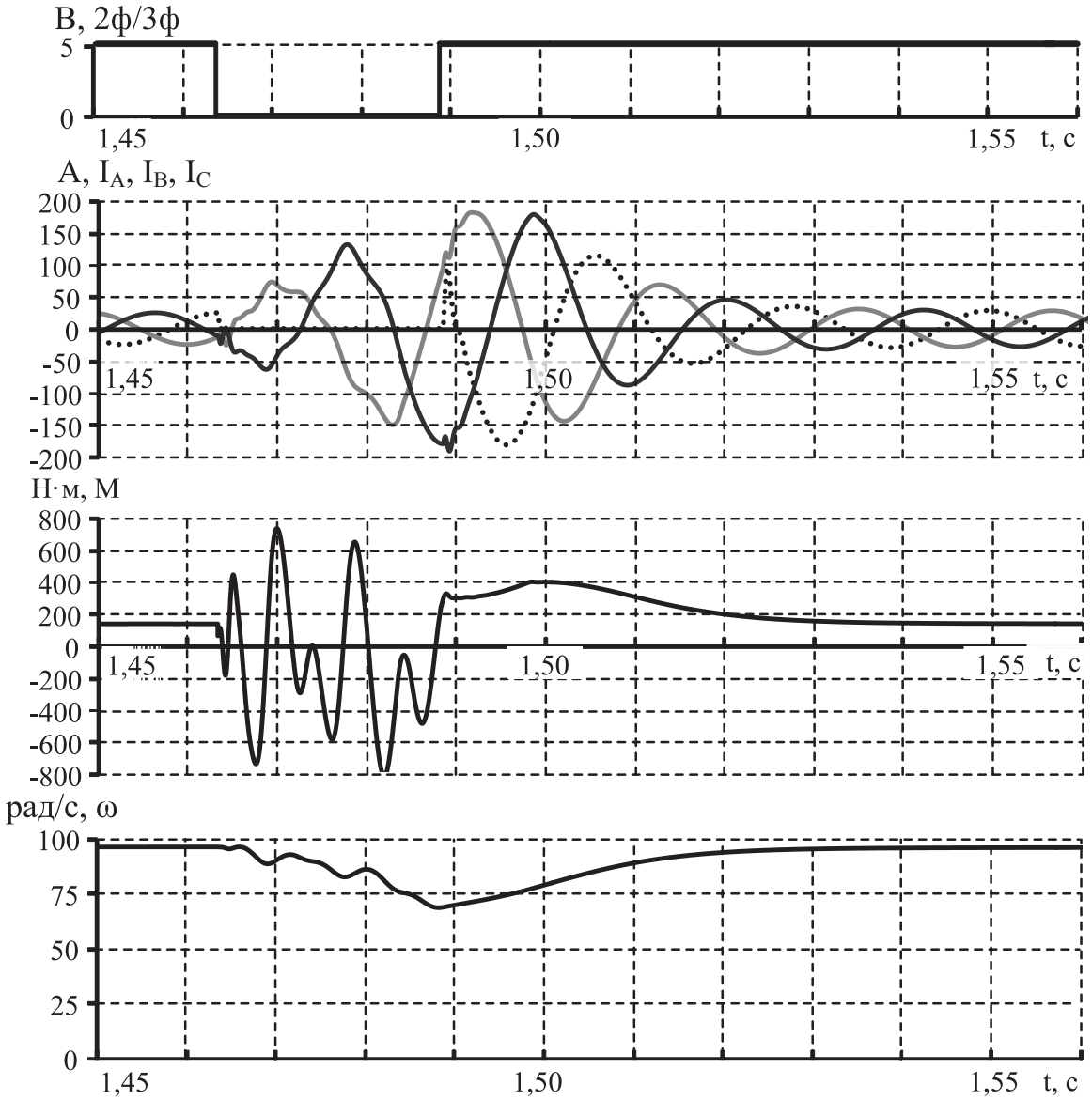


Рис. 2. *Временные диаграммы переходных процессов в электроприводе при отказе в одной из фаз преобразователя частоты с восстановлением работоспособности и подключением резервного полумоста*

определяющее неуправляемую стадию процесса переключения структуры электропривода, в течение которой возрастают пульсации момента и происходит провал в частоте вращения.

На рис. 1 при отказе в одной из фаз преобразователя частоты восстановления работоспособности не происходит, двигатель останавливается. На рис. 2 при отказе в одной из фаз преобразователя частоты происходит подключение резервного полумоста с полным восстановлением работоспособности. На рис. 3 при отказе в одной из фаз преобразователя частоты также происходит подключение резервного полумоста, но с бестоковой паузой на время подключения $T_{\text{п}}$.

Из сравнения диаграмм рис. 2, 3 видно, что реализация бестоковой паузы на время подключения $T_{\text{п}}$ позволяет исключить знакопеременный тормозной момент во время бестоковой паузы, что приводит к последующему снижению в 3 раза значения момента, необходимого для восстановления рабочих характеристик двигателя, также в 1,66 раза снижается провал частоты вращения.

Выводы

1. На основе разработанной имитационной модели в среде Matlab Simulink показан процесс полного восстановления работоспособности электропривода для электродвигателя с независимым формированием фазных токов преобразователя частоты в случае отсутствия напряжения в аварийной фазе с временем подключения резервного полумоста $T_{\text{п}}$=25 мс.

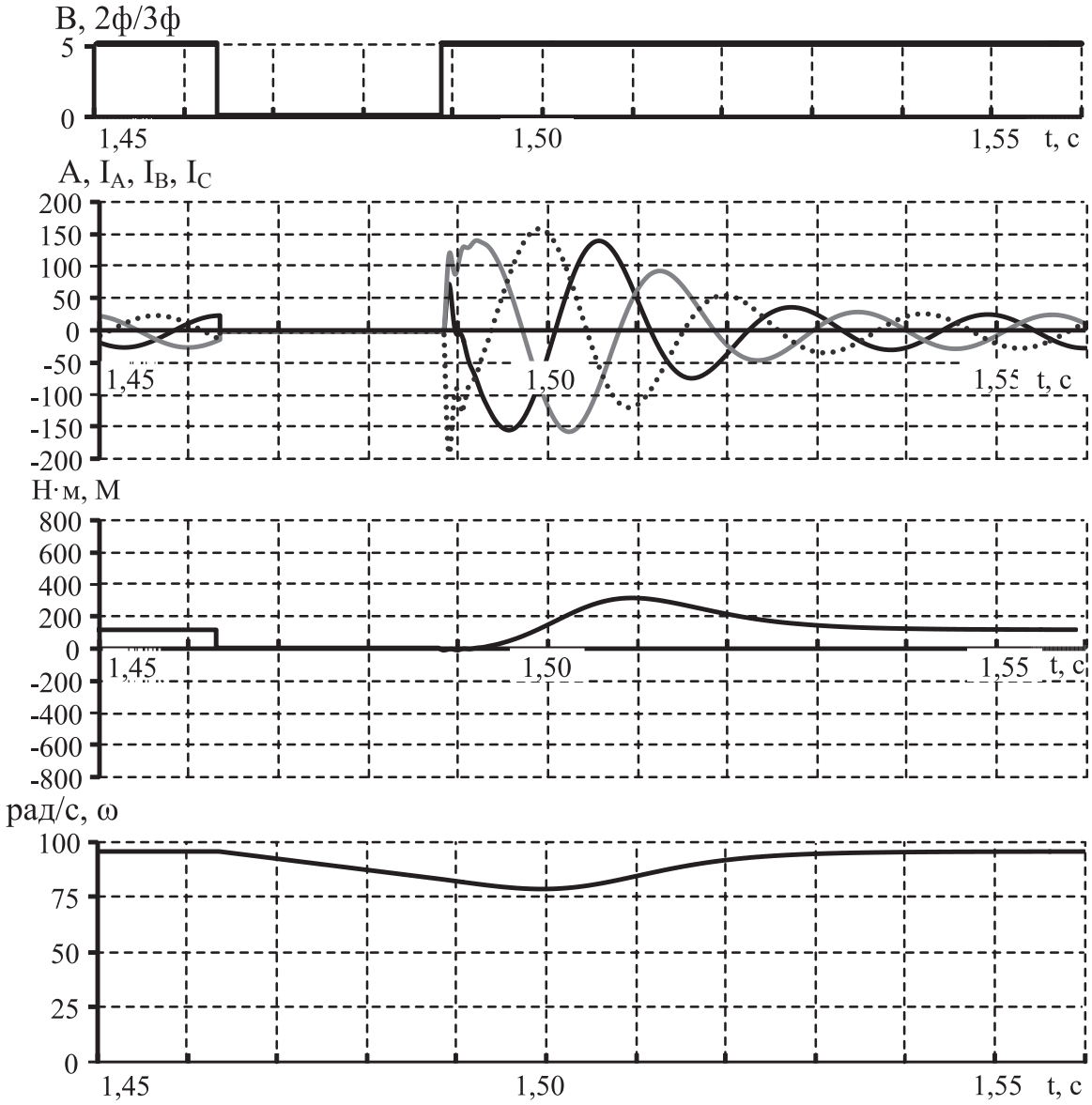


Рис. 3. *Временные диаграммы переходных процессов в электроприводе при отказе в одной из фаз преобразователя частоты с восстановлением работоспособности и бестоковой паузой при подключении резервного полумоста*

2. В результате сравнительного анализа установлено, что для обеспечения живучести асинхронного электропривода с независимым формированием фазных токов преобразователя частоты при отказе в одной из фаз более предпочтительно применение бестоковой паузы по сравнению с неотключаемыми фазными токами в процессе подключения резервного полумоста, что позволяет в 1,66 раза снизить провал частоты вращения и в 3 раза – амплитуду пульсаций электромагнитного момента для времени подключения резервного полумоста $T_П$=25 мс.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Однокопылов Г.И., Однокопылов И.Г. Обеспечение живучести электродвигателей переменного тока: Монография. – Томск: Изд-во ТПУ, 2005. – 187 с.
2. Однокопылов Г.И., Образцов К.В., Однокопылов И.Г. Принципы обеспечения «живучести» электроприводов переменного тока // Электричество. – 2009. – № 12. – С. 51–57.
3. Однокопылов Г.И., Однокопылов И.Г. Повышение живучести частотно-регулируемого асинхронного электропривода // Известия Томского Политехнического университета. – 2005. – Т. 308. – № 7. – С. 143–148.
4. Однокопылов Г.И., Брагин А.Д. Исследование в среде Matlab Simulink трехфазного асинхронного электропривода в аварийном двухфазном режиме работы // Технические науки – от теории к практике: Матер. XVI Междунар. заочной научно-практ. конф. – Новосибирск, 2012. – С. 125–130.

Поступила 01.02.2013 г.

УДК 621.313.062.4:621.314.632

ОПТИМАЛЬНОЕ УПРАВЛЕНИЕ ВЕНТИЛЬНЫМ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕМ В ЭЛЕКТРОПРИВОДАХ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

Ю.Н. Дементьев

Томский политехнический университет
E-mail: dementiev@mail2000.ru

Рассмотрены вопросы оптимального управления вентильным преобразователем по потокосцеплению в вентильном электроприводе с синхронной машиной и зависимым инвертором, а также в надсинхронном вентильном каскаде с асинхронной машиной с фазным ротором. Показана возможность обеспечения надежной работы электроприводов переменного тока с вентильным преобразователем при оптимальном выборе параметров управления, рекомендации по их выбору.

Ключевые слова:
Электропривод, переменный ток, управление, вентильный преобразователь, синхронная машина, вентильный двигатель, асинхронная машина, надсинхронный вентильный каскад.

Key words:
Electric drive, alternative current, control, valve inverter, synchronous machine, ac converter-fed motor, asynchronous machine, above-synchronous wound-rotor slip recovery system.

Необходимость повышения эксплуатационной надежности производственных установок и механизмов вызвала интенсивное развитие регулируемых приводов переменного тока, которые в настоящее время являются наиболее перспективными благодаря их применению для традиционно нерегулируемых общепромышленных механизмов. Среди различных типов электроприводов в последние годы все более широкое распространение получают электроприводы переменного тока с наиболее часто применяемым типом вентильного преобразователя со звеном постоянного тока и естественной коммутацией вентилей [1, 2].

Наиболее перспективным и универсальным типом регулируемого электропривода переменного тока является электропривод с синхронной машиной (СМ), питаемый от вентильного преобразователя частоты с инвертором тока, и управляемый по положению ротора вентильный двигатель (ВД), а также надсинхронный вентильный каскад (НВК) с асинхронной машиной с фазным ротором (АМ). Использование в электроприводах переменного тока вентильных преобразователей с естественной и машинной коммутацией делает их энергоэффективными, дешёвыми и надежными.

Во многом работа электроприводов переменного тока ВД и НВК качественно подобна, так как существенно зависит от работы вентильного преобразователя (ВП), к зажимам *a*, *b*, с которого, присоединяется обмотка статора синхронной машины или обмотка ротора асинхронной машины, согласно схеме рис. 1.

Использование машинной коммутации вентилей ВП ВД или НВК позволяет повысить предельную мощность ВП (коммутатора СМ), его надежность, упростить силовые цепи и системы управления, снизить стоимость. Кроме того, имеется возможность без дополнительных устройств пропускать мощность в обоих направлениях, что легко реализуется изменением углов управления.

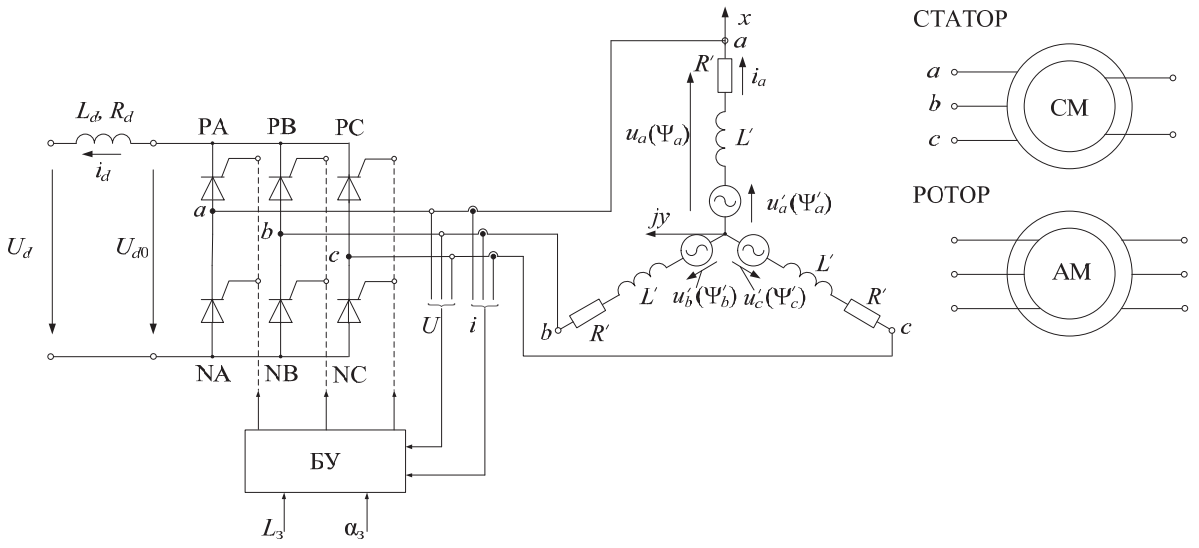


Рис. 1. *Схема машинно-вентильных электроприводов переменного тока: ВД и НВК*

Вентили ВП, работающего в режиме зависимого инвертора, необходимо открывать с переменной частотой, зависящей от частоты вращения. На практике обычно используется так называемое внутреннее управление (самоуправление) [3, 4], т. е. вентили преобразователя открывают с частотой, изменяющейся пропорционально частоте вращения собственного вала машины, а коммутацию тока во всех режимах, за исключением пуска (ВД) и области синхронной скорости (НВК), осуществляют с помощью ЭДС вращения (индуцированного напряжения) СМ или АМ. Момент начала коммутации определяется сигналом, пропорциональным какому-либо сигналу электрической машины, а длительность коммутации – реактивными сопротивлениями машины.

В статье рассмотрен один из возможных способов управления ВП, позволяющий получить оптимальные, с точки зрения управления, регулировочные и механические характеристики электроприводов переменного тока и обеспечить приблизительно постоянное значение динамического запаса от границы опрокидывания ВП, работающего в инверторном режиме, во всем рабочем диапазоне изменения нагрузки.

Управление по потокосцеплению

Одним из самых простых и надежных способов при практической реализации внутреннего зависимого управления ВП в электроприводах переменного тока согласно рис. 1 является самоуправление по потокосцеплению [3, 4], заключающееся в том, что момент открывания вентилей синхронизирован с сигналом, пропорциональным потокосцеплению. Основными достоинствами этого способа управления является практическое постоянство амплитуды управляющего сигнала во всём рабочем диапазоне, кроме того, содержание высших гармоник в этом сигнале наименьшее, форма его близка к синусоиде, а годограф – к окружности.

Для потокосцеплений статорной цепи СМ в ВД и роторной цепи АМ в НВК действительны схемы замещения рис. 2 (за счет выбора коэффициента приведения, индуктивности рассеяния статора СМ и ротора АМ обращаются в нуль) [3–5].

На основе схем замещения рис. 2 для векторов потокосцепления можно записать:

$$\overline{\Psi}' = \overline{\Psi} - L'\overline{i} \;-\; \text{СМ в ВД};$$

$$\overline{\Psi}_r' = \overline{\Psi}_r - L_r'\overline{i}_r \;-\; \text{АМ в НВК}, \qquad (1)$$

где $\overline{i}$, $\overline{i}_r$ – обобщенные пространственные вектора токов статора СМ и ротора АМ; L', L_r' – приведенные переходные индуктивности статора СМ и ротора АМ; $\overline{\Psi}$, $\overline{\Psi}'$, $\overline{\Psi}_r$, $\overline{\Psi}_r'$ – обобщенные пространственные вектора потокосцеплений статора СМ и ротора АМ.

Согласно схемам замещения рис. 2 и выражениям (1), управление вентилями ВП в рассматриваемых приводах переменного тока можно осуществлять по сигналу, пропорциональному любому заданному потокосцеплению:

$$\overline{\Psi}_з = \overline{\Psi} - L_з\overline{i} = \overline{\Psi}' - (L_з - L')\overline{i} \;-\; \text{ВД},$$

$$\overline{\Psi}_з = \overline{\Psi}_r - L_з\overline{i}_r = \overline{\Psi}_r - (L_з - L_r')\overline{i}_r \;-\; \text{НВК}, \qquad (2)$$

где L', L_r' – приведенная переходная индуктивность статора СМ и ротора АМ; $L_з$ – индуктивность задания.

Таким образом, согласно (2), варьируя значениями индуктивности задания, можно установить любое желаемое потокосцепление управления. Например, если установить индуктивность задания $L_з=L'$ и $L_з=L_r'$, то управление открыванием вентилей ВП будет осуществляться по переходному потокосцеплению $\overline{\Psi}'$ статора СМ в ВД и переходному потокосцеплению $\overline{\Psi}_r'$ ротора АМ в НВК, если установить $L_з=0$, то управление открыванием вентилей ВП будет происходить по потокосцеплению $\overline{\Psi}$ статора СМ в ВД и потокосцеплению $\overline{\Psi}_r$ ротора АМ в НВК.

Момент открывания вентилей ВП зависит от положения вектора потокосцепления управления (задания) $\overline{\Psi}_з$, и коммутация вентилей ВП происходит при его определенных положениях в момент времени открывания t_k. Например, вентиль NC в ВД (рис. 3, *а*), а тиристор NB в НВК (рис. 3, *б*) открываются в момент времени t_k, если вектор потокосцепления управления (задания) $\overline{\Psi}_з$ достигнет положения, при котором его угол относительно координатной оси *y* будет равен углу управления (задания) $\alpha_з$.

Следующий очередной вентиль РВ в ВД и РС в НВК открываются тогда, когда вектор потокосце-

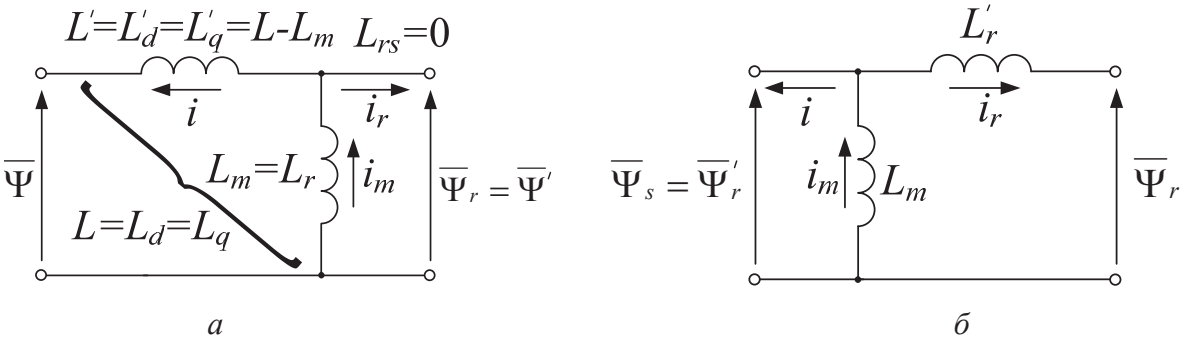
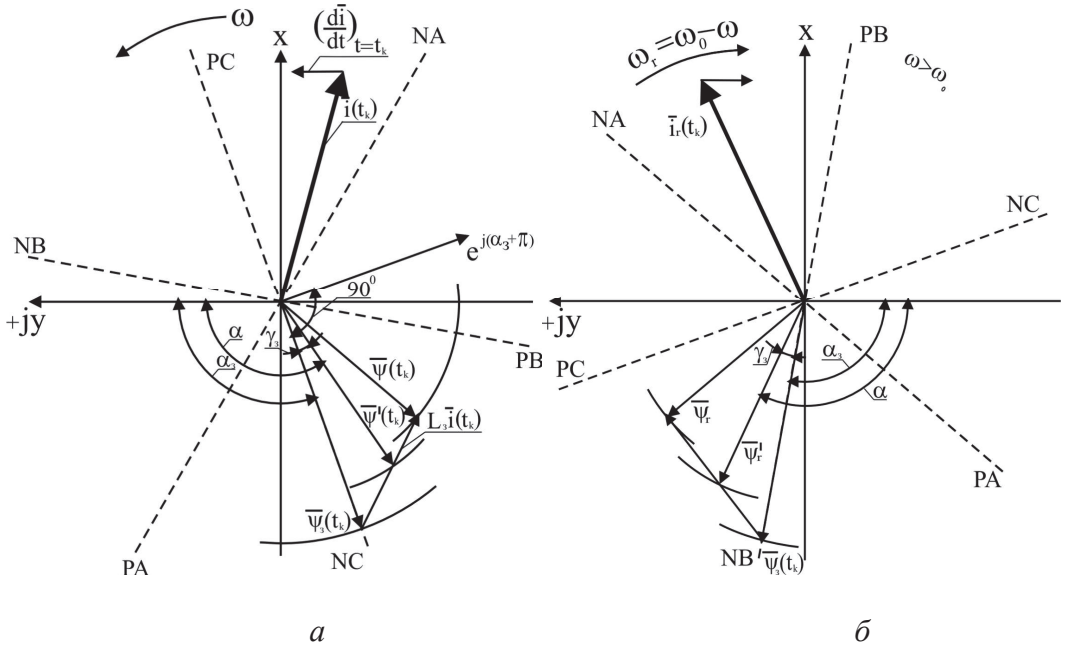


Рис. 2. *Схемы замещения для потокосцеплений: а) СМ в ВД; б) АМ в НВК*



а *б*

Рис. 3. *Векторные диаграммы при управлении по потокосцеплению: а) ВД, б) НВК*

пления управления (задания) $\overline{\Psi}_з$ повернется на 60° относительно своего положения в предыдущей коммутации (рис. 3, *а*, *б*).

В связи с тем, что приведенные потокосцепления $\overline{\Psi}'$ СМ в ВД и $\overline{\Psi}_r'$ АМ в НВК определяются индуктированными, практически синусоидальными напряжениями, поэтому действительный угол открывания вентилей α определяется от места их естественной коммутации.

Из рис. 3, *а*, *б* следует, что действительный угол открывания α определяет местоположение вектора переходного потокосцепления $\overline{\Psi}'$ СМ в ВД и переходного потокосцепления $\overline{\Psi}_r'$ АМ в НВК в момент открывания $t=t_k$.

Момент открывания вентиля *NC* в ВД (рис. 3, *а*) и вентиля *NB* в НВК (рис. 3, *б*) определяется следующим условием:

$$\overline{\Psi}_з'(t_k)\bullet e^{j\alpha_з} = 0, \qquad (3)$$

где (•) означает скалярное произведение.

Принимая во внимание условие (3), можно получить расчетную формулу для определения действительного угла открывания α:

$$\alpha = \operatorname{arctg}\frac{\sin\alpha_з + l(1-\cos\delta)\cos(\alpha_з+\pi/6)}{\cos\alpha_з - l\sin\delta\cos(\alpha_з+\pi/6)} = \alpha_з + \gamma_з, \qquad (4)$$

где $l=1-L_з/L'$ – ВД; $l=1-L_з/L_r'$ – НВК; $\alpha_з$ – угол задания вектора потокосцепления управления в момент открывания тиристора; $\gamma_з$ – угол между вектором потокосцепления управления $\overline{\Psi}_{зr}$ и вектором переходного потокосцепления $\overline{\Psi}'$ статора СМ (рис. 3, *а*) или переходного потокосцепления ротора $\overline{\Psi}_r'$ АМ (рис. 3, *б*).

Из выражения (4) следует, что действительный угол открывания α зависит от параметров машины (индуктивности – СМ и L_r' – АМ), индуктивности задания $L_з$ и угла управления $\alpha_з$, а также от нагрузки δ.

На рис. 4 представлены расчетные регулировочные характеристики управления $\alpha=f(\delta)$ для нескольких значений задания индуктивности $L_з$ и угла управления $\alpha_з$ при работе ВП в инверторном режиме.

Регулировочные характеристики рассчитаны при значениях переходной индуктивности статора L'=0,15 СМ и ротора L_r'=0,2 АМ. Здесь же приведены граничная характеристика опрокидывания ВП, работающего в инверторном режиме $\alpha+\delta=180°$, и характеристика нагрузки $\delta=60°$, а также характеристика $\alpha+\delta=180°$, при которой обеспечивается надежный режим работы ВП рассматриваемых приводов переменного тока.

Из приведенных характеристик и выражения (4) следует, что действительный угол открывания α при изменении нагрузки отклоняется от угла открывания при идеальном холостом ходе $\alpha_0=\alpha(\delta=0)=\alpha_з$ и это отклонение зависит от того, по какому потокосцеплению производится управление. Например, если принять значение индуктивности задания $L_з=L'$ для СМ в ВД и $L_з=L_r'$ для АМ в НВК, то при возрастании нагрузки угол открывания α остается постоянным. Если принять значения индуктивности задания $L_з>0$, то из-за $\gamma_з>0$ угол α возрастает, а при $L_з<0$ из-за $\gamma_з<0$ угол α уменьшается.

Управление ВП по потокосцеплению и выбор оптимальных значений задания угла управления $\alpha_з$ и индуктивности $L_з$ в рабочем диапазоне изменения нагрузки ($\delta\le30°$) обеспечивает постоянство угла $\alpha+\delta$.

Анализ расчетных характеристик, представленных на рис. 4, показывает, что к оптимальным, с точки зрения управления, характеристикам

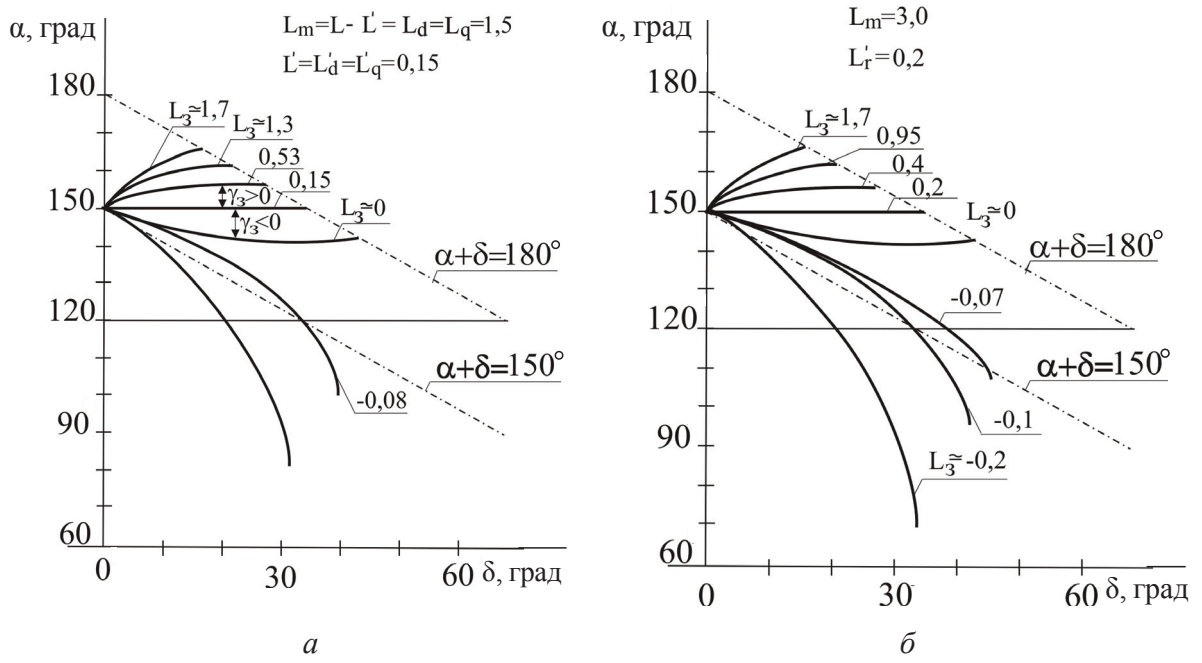


Рис. 4. *Регулировочные характеристики: а) ВД, б) НВК*

$\alpha+\delta$=const, например $\alpha+\delta$=150° в установившемся режиме работы (при $\delta\approx$25° и моменте нагрузки в относительных единицах до 1,5), можно отнести характеристики при небольших отрицательных значениях индуктивности задания ($L_з$=–0,08 – ВД, $L_з$=–0,07, $L_з$=–0,1 – НВК). При этом обеспечивается приблизительно постоянное значение динамического запаса от границы опрокидывания ($\alpha+\delta$=180°) ВП, работающего в инверторном режиме, во всем рабочем диапазоне изменения нагрузки и надежный режим работы ВД и НВК. Чем меньше переходная индуктивность статора L' синхронной машины в ВД и ротора L_r' асинхронной машины в НВК, тем ближе можно подойти к граничной характеристике опрокидывания $\alpha+\delta$=180° ВП, работающего в инверторном режиме, достичь большего угла $\alpha+\delta$=const и обеспечить наилучшее использование ВП и электрических машин в машинно-вентильных приводах переменного тока.

Динамический запас по току, при котором обеспечивается надежная работа ВП при управлении по потокосцеплению во всем диапазоне изменения нагрузки, можно определить по следующему выражению:

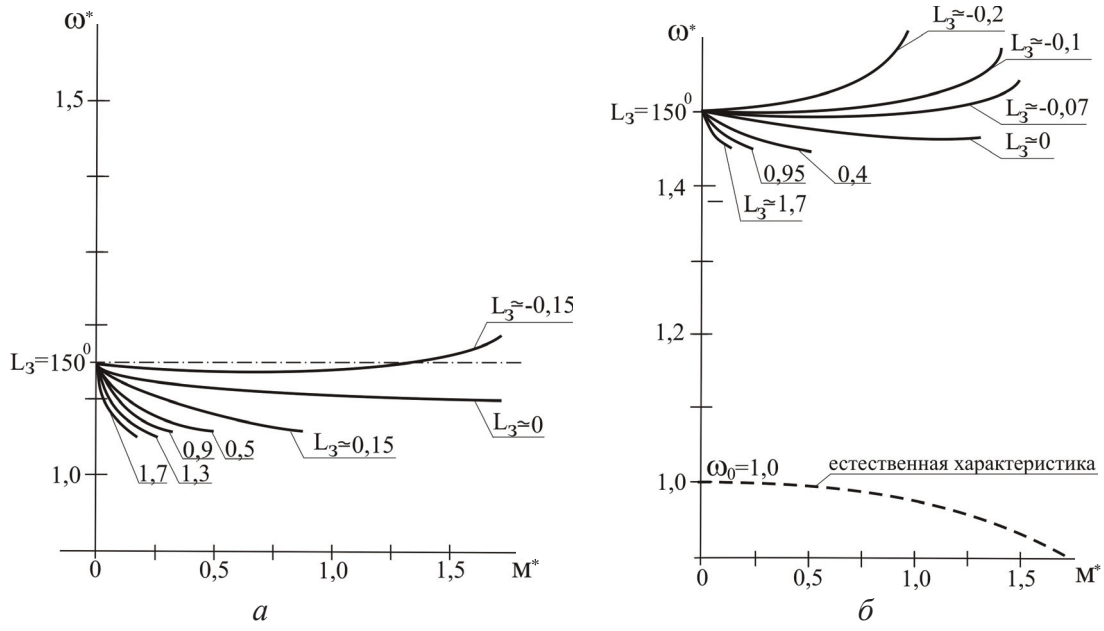


Рис. 5. *Механические характеристики: а) ВД, б) НВК*

$$\Delta I_d = I_{d\max} - I_d = \frac{\sqrt{3}}{2} I_{\text{к.з}} [1 + \cos(\alpha + \delta)],$$

где $I_{\text{к.з}} = \frac{\Psi'}{L'}$ – ток короткого замыкания СМ;

$I_{\text{к.з}} = \frac{\Psi'_r}{L'_r}$ – ток короткого замыкания АМ.

На рис. 5, *а*, *б* представлены механические характеристики в относительных единицах $\omega^*(M^*)$ СМ в ВД и АМ в НВК при $\alpha_з$=150° и различных значениях $L_з$.

Из представленных характеристик следует, что к оптимальным параметрам заданий угла управления и индуктивности можно отнести следующие диапазоны значений задания: $\alpha_з$=150...160°, $L_з$=–0,08...0 для ВД; $\alpha_з$=150...160°, $L_з$=–0,1...0 для НВК. Выбор других значений задания, например больших отрицательных значений индуктивности $L_з$=–0,15 для ВД и $L_з$=–0,2 для НВК, может привести к неустойчивой работе электроприводов в установившемся и динамическом режиме, что подтверждают исследования на реальном электроприводе и на модели

Выводы

1. Предлагаемый способ оптимального управления вентильным преобразователем в электроприводах переменного тока, вентильном двигателе и надсинхронном вентильном каскаде по потокосцеплению достаточно прост в реализации, обеспечивает надежную работу преобразователя и максимальное использование двигателя.
2. Выбор оптимальных параметров индуктивности задания и угла управления обеспечивает динамический запас от границы опрокидывания вентильного преобразователя, работающего в инверторном режиме, при котором возможна надежная коммутация вентилей и устойчивая работа вентильного двигателя и надсинхронного вентильного каскада в установившемся и динамическом режимах.

Работа выполнена в рамках Госзадания «Наука» № 7.2826.2011.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Аракелян А.К., Афанасьев А.А., Чиликин М.Г. Вентильный электропривод с синхронным двигателем и зависимым инвертором. – М.: Энергия, 1977. – 224 с.
2. Онищенко Г.Б., Локтева И.Л. Вентильные каскады и двигатели двойного питания. – М.: Энергия, 1979. – 174 с.
3. Dementyev Yu.N. Felvezetos szinkron feletti aszinkron motoros kaszkad hajtas statikus es dinamikus vizsgalata // Kandidatusi ertekezes. – Budapest, 1984. – 177 с.
4. Дементьев Ю.Н., Расстригин А.А. Зависимое управление роторным преобразователем в надсинхронном вентильном каскаде // Известия Томского политехнического университета. – 2005. – Т. 308. – № 7. – С. 116–119.
5. Дементьев Ю.Н. Математическое описание статики и динамики электропривода переменного тока с вентильными преобразователями // Электричество. – 2009. – № 12. – С. 45–50.

Поступила 06.03.2013 г.

УДК 621.313.333

СПОСОБ АДАПТИВНОГО ФОРМИРОВАНИЯ ПОТОКОСЦЕПЛЕНИЯ В АСИНХРОННОМ БЕЗРЕДУКТОРНОМ ЭЛЕКТРОПРИВОДЕ ЛИФТОВОЙ ЛЕБЕДКИ

Д.В. Тургенев, Ю.Н. Дементьев, С.В. Ланграф

Томский политехнический университет
E-mail: turgenev@tpu.ru

Представлен способ формирования потокосцепления тихоходного асинхронного двигателя: в функции от момента нагрузки на валу двигателя, влияющего на характеристики безредукторного асинхронного электропривода лифтовой лебедки. Приведены результаты исследований в виде расчетных характеристик. Установлено, что применение адаптивного способа формирования потокосцепления тихоходного асинхронного двигателя обеспечивает энергосбережение в электроприводе лифтовой лебедки.

Ключевые слова:
Тихоходный асинхронный двигатель, безредукторный электропривод, адаптивное формирование потокосцепления.

Key words:
Low-speed induction motor, gearless electric drive, adaptive formation of flux linkage.

В настоящее время большинство электроприводов лифтовых лебедок представляют собой конструкцию, состоящую из двухскоростного асинхронного двигателя (АД) с короткозамкнутым ротором, редуктора, тормозного устройства и релейно-контакторной схемы управления. Основной причиной выхода из строя электродвигателей в электроприводе подъема лифтовой лебедки является низкая надежность релейно-контакторной схемы управления, приводящая к отклонению параметров настройки и увеличению бросков токов при пуске асинхронного двигателя. Для механического оборудования главную опасность представляют высокие динамические моменты и жесткие механические характеристики в электромеханической системе, возникающие вследствие несовершенства системы управления [1].

Благодаря существенным достижениям в развитии силовой и микропроцессорной техники и систем частотно-регулируемого электропривода переменного тока в грузоподъемных механизмах наметилась тенденция перехода к безредукторному электроприводу, выполненному по системе преобразователь частоты–асинхронный двигатель, лишенному присущих редукторным электроприводам недостатков. К основным преимуществам безредукторного электропривода, в сравнении с редукторным, относятся: отсутствие редуктора, более высокая комфортность лифта, меньший уровень шума и вибраций.

Одним из направлений развития безредукторных частотно-регулируемых электроприводов, в частности лифтовых лебедок, является применение в электроприводе лифта тихоходного асинхронного двигателя (ТАД). Электропривод на его основе качественно отличается от электроприводов, применяемых в настоящее время, и определяется особенностями работы ТАД в переходных процессах и выбранной структуре системы управления [2, 3]. Кроме того, применение для управления ТАД цифровой системы на базе современных микропроцессоров и микроконтроллеров дает возможность реализации гибких алгоритмов управления электроприводом лифтовой лебедки и обеспечивает необходимые характеристики электропривода, заданную точность позиционирования кабины в начале движения и при полном останове и более высокую комфортабельность лифта.

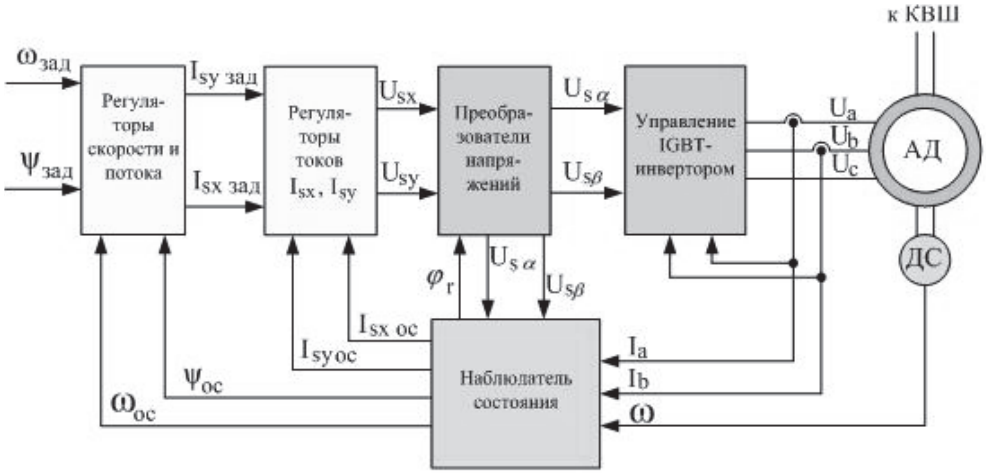


Рис. 1. *Функциональная схема асинхронного безредукторного электропривода*

Цель статьи – разработка и исследование модифицированной системы управления асинхронным безредукторным электроприводом лифтовой лебедки с переменной структурой на базе тихоходного асинхронного двигателя, обеспечивающей заданную точность позиционирования кабины в начале движения и при полном останове и более высокую комфортабельность лифта.

Функциональная схема асинхронного безредукторного электропривода приведена на рис. 1.

Для управления ТАД электропривода лифтовой лебедки применено векторное управление с датчиком скорости/положения. Применение ТАД в безредукторном электроприводе лифтовой лебедки приводит к рывкам момента на валу двигателя из-за большой индуктивности статорной обмотки ТАД и поддержания потокосцепления на номинальном уровне. При этом также формируются жесткие характеристики момента, приводящие к колебаниям кабины и противовеса, уменьшающие комфортность передвижения в кабине и ресурс механического оборудования [4, 5]. Для исключения подобного эффекта в статье рассматривается способ адаптивного формирования потокосцепления тихоходного асинхронного двигателя в функции от текущего момента нагрузки.

Кривая формирования потокосцепления от момента нагрузки представлена на рис. 2.

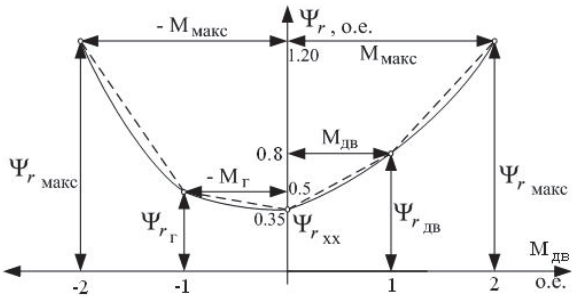


Рис. 2. *Кривая формирования потокосцепления в функции от текущего момента нагрузки*

Для исследования влияния на механические характеристики ТАД способа адаптивного формирования потокосцепления воспользуемся формулами, приведенными в [4]:

$$U_s = \sqrt{\left(\frac{k_1 k_3}{k_4}\Psi_r - \frac{\omega M}{k_5 \Psi_r} - k_2 \Psi_r\right)^2 + \left(\frac{k_1 M}{k_5 \Psi_r} + \omega \frac{k_3}{k_4}\Psi_r\right)^2}, \quad (1)$$

$$\omega = \omega_{re} + \frac{k_4 M}{k_5 \Psi_r^2},$$

где

$$k_1 = \frac{R_s L_r}{L_s L_r - L_m^2},\ k_2 = \frac{R_s L_m}{L_s L_r - L_m^2},\ k_3 = \frac{R_r L_s}{L_s L_r - L_m^2},$$

$$k_4 = \frac{R_r L_m}{L_s L_r - L_m^2},\ k_5 = \frac{3}{2} z_p \frac{L_m}{L_s L_r - L_m^2};$$

U_s – фазное напряжение обмотки статора; R_s – активное сопротивление обмотки статора; R_r – активное сопротивление обмотки ротора; L_s – индуктивность статора; L_r – индуктивность ротора; L_m – индуктивность цепи намагничивания; z_p – число пар полюсов; ω_{re} – электрическая угловая частота вращения ротора; M – момент на валу электродвигателя; Ψ_r – потокосцепление ротора.

Задавая необходимые значения частоты вращения ротора ω_{re}, момента на валу электродвигателя M, потокосцепления ротора Ψ_r и используя известные выражения [5], можно получить расчетные механические характеристики ТАД (рис. 3) для постоянного и изменяемого потокосцеплении ротора при изменении момента нагрузки. Кроме того, на рис. 4 приведены кривые переходных процессов по скорости электропривода лифтовой лебедки на базе ТАД при различных способах формирования потокосцепления.

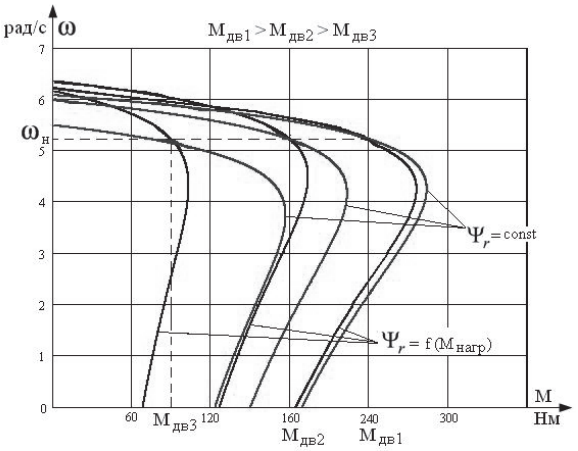


Рис. 3. *Механические характеристики ТАД в электроприводе лифтовой лебедки при постоянном и формируемом адаптивном потокосцеплении ротора при изменении момента нагрузки*

Как следует из механических характеристик (рис. 3), адаптивное формирование потокосцепления ротора ТАД в функции от момента нагрузки на валу двигателя $\Psi_r = f(M_{нагр})$ приводит к изменению жесткости механических характеристик ТАД, позволяет исключить рывки момента и уменьшить колебания скорости (рис. 4) кабины и противовеса с 5...6 до 2...3 %, по сравнению с механическими характеристиками ТАД при формировании постоянного по величине потокосцепления.

На рис. 5 приведены электромеханические характеристики ТАД при постоянном и переменном потокосцеплении ротора при изменении момента нагрузки, рассчитанные по следующему выражению [2]:

$$I_s = \sqrt{I_m^2 + I_r'^2 + 2 I_m I_r' \sin\varphi_2}, \quad (2)$$

где I_m – ток намагничивания; I_r' – ток ротора, приведенный к обмотке статора.

На рис. 5: $I_{s\Psi_{r1}M_{c3}}$ – значение тока, рассчитанное для постоянного потокосцепления Ψ_r=const и момента нагрузки M_{c3}; $I_{s\Psi_{r2}M_{c3}}$ – значение тока, рассчитанное при переменном потокосцеплении $\Psi_r = f(M_{нагр})$ и моменте нагрузки равном M_{c3}.

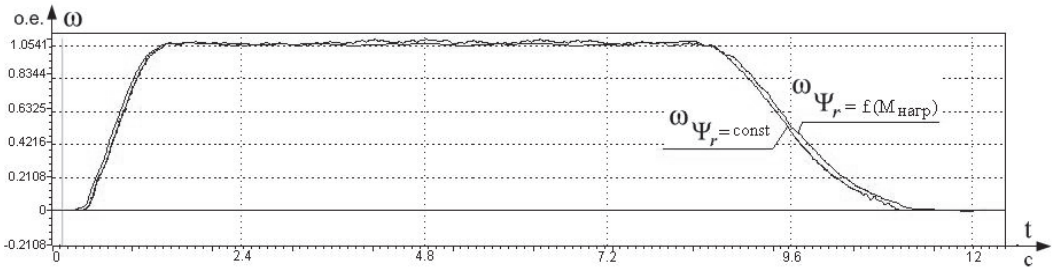


Рис. 4. *Кривые переходных процессов по скорости при различных способах формирования потокосцепления*

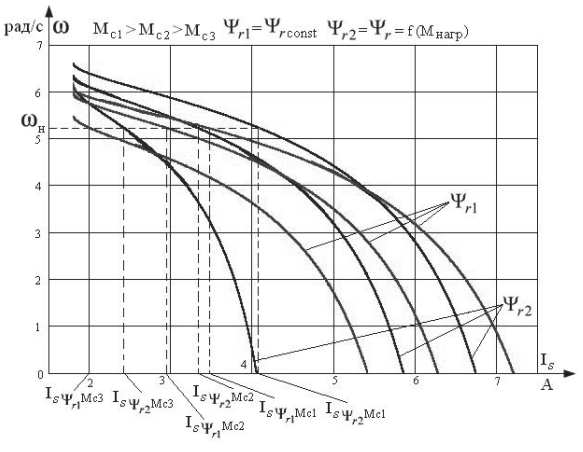


Рис. 5. *Электромеханические характеристики ТАД в электроприводе лифтовой лебедки при постоянном и изменяемом потокосцеплении ротора при изменении момента нагрузки*

Из анализа выражений (1), (2) и формулы для расчета приведенного тока ротора [5] следует, что уменьшение потокосцепления ротора приводит к росту тока статора I_s и уменьшению напряжения статора U_s и влияет на энергопотребление безредукторного электропривода лифтовой лебедки. На рис. 6 представлены расчетные зависимости угловой скорости от активной мощности ТАД при постоянном и адаптивном потокосцеплении ротора при изменении момента нагрузки.

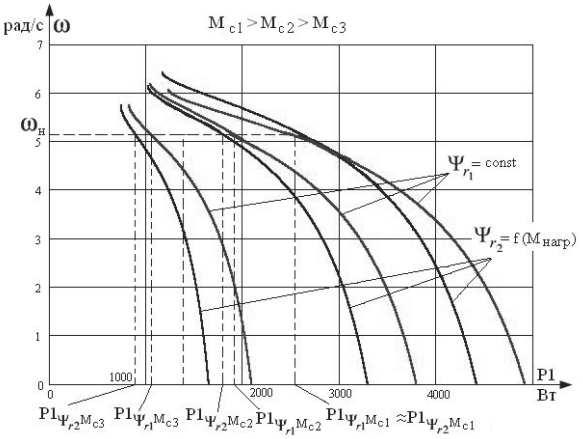


Рис. 6. *Кривые зависимости угловой скорости от активной мощности ТАД при постоянном и формируемом адаптивном потокосцеплении ротора при изменении момента нагрузки*

На рис. 6: $P1_{\psi_{r1}M_{c3}}$ – значение мощности, рассчитанное для постоянного потокосцепления Ψ_{r1}=const и момента нагрузки M_{c3}; $P1_{\psi_{r2}M_{c3}}$ – значение мощности, рассчитанное при переменном потокосцеплении $\Psi_{r2}=f(M_{нагр})$ и моменте нагрузки равном M_{c3}.

Из приведенных зависимостей следует, что при номинальном моменте нагрузки $M=M_{c1}$ и номинальной скорости $\omega=\omega_н$ регулирование потокосцепления незначительно влияет на изменение потребления активной мощности (рис. 6). При некотором изменении момента нагрузки $M=M_{c2}<M_{c1}$ и величины потокосцепления $\Psi_r=\Psi_{r2M_{c2}}<\Psi_{r1M_{c1}}$ наблюдается небольшое снижение потребления активной мощности. При значительном уменьшении момента нагрузки $M=M_{c3}<M_{c2}<M_{c1}$ и величины потокосцепления $\Psi_r=\Psi_{r2M_{c3}}<\Psi_{r1M_{c1}}$ можно получить достаточно большое снижение потребления активной мощности.

В реальных условиях режим работы безредукторного асинхронного электропривода лифтовой лебедки редко является номинальным и большую часть времени электропривод работает в условиях неполной загруженности (рис. 7), поэтому применение способа адаптивного формирования потокосцепления ТАД обеспечивает работу безредукторного асинхронного электропривода в режиме энергосбережения.

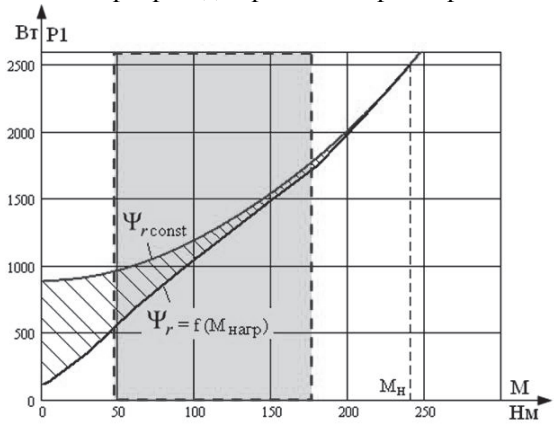


Рис. 7. *Зависимость активной мощности от момента ТАД при различных способах формирования потокосцепления ротора*

Из графиков рис. 7 следует, что при формировании постоянного по величине потокосцепления ротора на номинальном уровне отношение активной мощности к моменту двигателя $P_1/M(\Psi_r=\text{const})$ представляет собой нелинейную зависимость, а при адаптивном формировании потокосцепления отношение

вышеуказанных величин $P_1/M(\Psi_r=f(M_{нагр}))$ имеет линейный характер (рис. 7). Заштрихованная область на рис. 7 показывает потери энергии, которые можно исключить, используя способ адаптивного формирования потокосцепления в функции от момента нагрузки и тем самым повысить КПД безредукторного электропривода лифтовой лебедки.

Заключение

1. Применение адаптивного способа формирования потокосцепления тихоходного асинхронного двигателя позволяет исключить рывки момента и уменьшить колебания скорости кабины, что положительно сказывается на комфортабельности движения лифтовой лебедки.
2. Способ адаптивного формирования потокосцепления тихоходного асинхронного двигателя обеспечивает энергосберегающий режим, уменьшающий энергопотребление электропривода во время работы лифтовой лебедки.

Статья подготовлена по результатам работ в рамках Госзадания 7.2826.2011.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Тургенев Д.В., Дементьев Ю.Н., Ланграф С.В. Особенности механики лифтов с безредукторным приводом лебедки // Электромеханические преобразователи энергии 2009: Сборник трудов Междунар. научно-техн. конф. – Томск: Изд-во ТПУ, 2009. – С. 236–240.
2. Тургенев Д.В. Анализ трехмассовой механической системы для безредукторного привода лифтовой лебедки // Электротехнические комплексы и системы управления. – 2012. – № 1 (25). – С. 59–63.
3. Исследование параметрической робастности бездатчикового векторного асинхронного электропривода с идентификатором Калмана / С.В. Ланграф, А.С. Глазырин, Т.А. Глазырина, К.С. Афанасьев, В.В. Тимошкин, Л.Е. Козлова // Известия Томского политехнического университета. – 2010. – Т. 317. – № 4. – С. 120–123.
4. Виноградов А.Б. Векторное управление электроприводами переменного тока. – Иваново: Изд-во Ивановского государственного энергетического университета имени В.И. Ленина, 2008. – 298 с.
5. Булгаков А.А. Частотное управление асинхронными двигателями. 3-е изд., перераб. – М.: Энергоиздат, 1982. – 216 с.

Поступила 20.01.2013 г.

УДК 621.34

МИНИМИЗАЦИЯ ЭНЕРГОПОТРЕБЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОПРИВОДАМИ В ФОТОЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ УСТАНОВКЕ

В.В. Аржанов, Ю.А. Шурыгин, Ю.А. Шиняков, К.В. Аржанов

Томский государственный университет систем управления и радиоэлектроники
E-mail: otdel11tomsk@yandex.ru

Приведены результаты проектирования автоматической системы наведения на Солнце фотоэлектрической энергетической установки с минимизацией энергопотребления электроприводами при наведении.

Ключевые слова:
Фотоэлектрическая энергетическая установка, солнечная батарея, микроконтроллер, минимизация энергопотребления, автоматическое слежение за Солнцем.

Key words:
Photovoltaic power plant, solar battery, microcontroller, minimization of power consumption, automatic tracking of the sun.

В Томском государственном университете систем управления и радиоэлектроники (ТУСУР) разработана фотоэлектрическая энергетическая установка (ФЭУ) с автоматическим слежением солнечных батарей за Солнцем. Реализация автоматического слежения за Солнцем позволяет повысить энергетическую эффективность ФЭУ не менее чем на 30 % [1]. При этом в режиме наведения солнечных батарей на Солнце проведена минимизация потребления электрической энергии электроприводами. На рис. 1 приведена фотография разработанной в ТУСУРе ФЭУ. Блочная схема ФЭУ приведена на рис. 2, где М1, М2 – шаговые двигатели; ДШД1, ДШД2 – драйверы шаговых двигателей; КНС – контроллер наведения на Солнце; СБ – солнечная батарея; БДПС – блок датчиков положения Солнца; БКВ X, БКВ Y – блоки конечных выключателей, Р1, Р2 – редукторы; КЗАБ – контроллер заряда аккумуляторной батареи; И – инвертор; АБ1, АБ2 – аккумуляторные батареи.

В ФЭУ используется: две солнечные батареи типа КСМ-190, инвертор с синусоидальным выходом типа TS 1000-224, два последовательно соединенных аккумулятора типа TUDOR T12V 155FT, два шаговых двигателя типа ШД-5Д, два драйвера ша-

гового двигателя типа DM-378M. Используется контроллер заряда аккумуляторной батареи, имеющий функцию экстремального регулирования мощности солнечных батарей [2].

Рис. 1. *Фотография ФЭУ*

Система наведения состоит из: контроллера наведения на Солнце, блока датчиков положения Солнца, двух шаговых двигателей (ШД), двух редукторов, двух драйверов шагового двигателя и двух блоков конечных выключателей. В ФЭУ используются червячные редукторы с передаточными отношениями i=1:500 (по углу места) и i=1:250 (по азимуту). Блочная схема контроллера наведения на Солнце показана на рис. 3. Контроллер наведения на Солнце состоит из: микроконтроллера STM 32 F103, преобразователя напряжения, узла связи с USB шиной внешнего компьютера, шести операционных усилителей, обеспечивающих усиление сигналов с шести фотоэлементов блока датчиков слежения за Солнцем, узла связи с 2 блоками конечных выключателей. Предельные перемещения в ФЭУ возможны по азимуту на 270°, а по углу места – на 90°.

КНС выдает и принимает следующие сигналы с драйверов шагового двигателя: сигналы включения (выключения) двух драйверов ШД (MF1 и MF2); сигналы готовности двух драйверов ШД (RDY1 и RDY2); число шагов, которое необходимо отработать ШД (CP1 и CP2); сигналы направления вращения ШД (DR1 и DR2). В драйвере задание амплитуды тока ШД и величина минимального шага перемещения для двигателя задается через канал RS 485 по протоколу MOD BUS от микроконтроллера STM F32 103. Обмотки шагового двигателя ШД-5Д соединяются в треугольник при работе с драйвером DM-378M. Задаваемый в драйвере минимальный шаг перемещения в ШД составляет 0,01°, а максимальный задаваемый ток – до 7А.

Блок датчиков положения Солнца состоит из двух одинаковых датчиков [3], установленных на одном основании. Каждый датчик состоит из трех фотоэлементов, два из которых стоят наклонно друг к другу, а третий соединяет их снизу. При этом их называют: правый, левый и тыловой. Измеряемые токи у фотоэлементов датчиков следующие: I_A, I_D и I_B, I_E – токи в правой и левой части фотоэлементов датчиков положения Солнца; I_C, I_F – токи в тыловой части фотоэлементов датчиков положения Солнца. Реализованный алгоритм наведения на Солнце приведен на рис. 4 (для упрощения алгоритм наведения показан на одну координату). Сначала измеряются токи во всех частях фотоэлементов датчиков, далее определяется величина ошибки по току между правой и левой частями датчика, находится относительная величина этой ошибки. Если относительная величина ошибки больше порогового значения (зоны нечувствительности K, которая может задаваться от 0,01–0,1), то происходит следующее действие: перемещение влево или перемещение вправо, или перемещение всей рамы с СБ в начальное положение, или отсутствие перемещения. При проведении испытаний в лабораторных условиях установлено, что если относительная величина ошибки меньше зоны нечувствительности K=0,05, то ошибка наведения на Солнце ФЭУ не более 1 градуса. В режиме, когда тыловой фотодатчик выдает ток (I_C) больший, чем токи в наклонных плоскостях (I_A, I_B,), необхо-

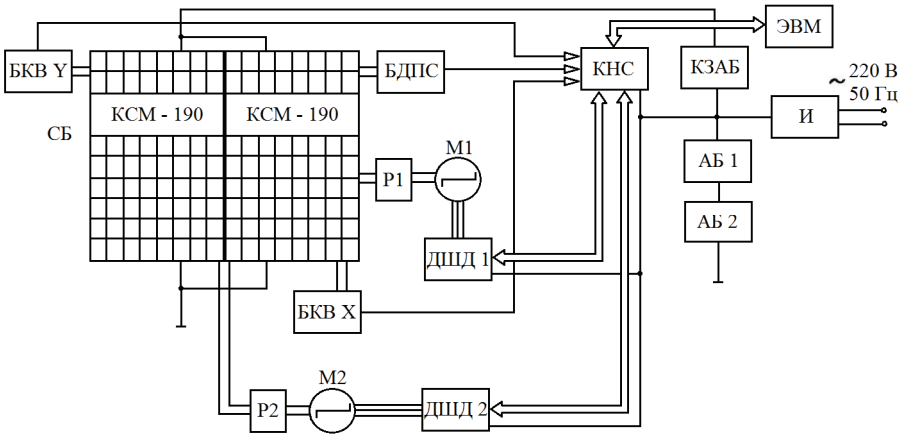


Рис. 2. *Блочная схема ФЭУ*

димо развернуть ФЭУ в начальное положение, так как Солнце светит с обратной стороны.

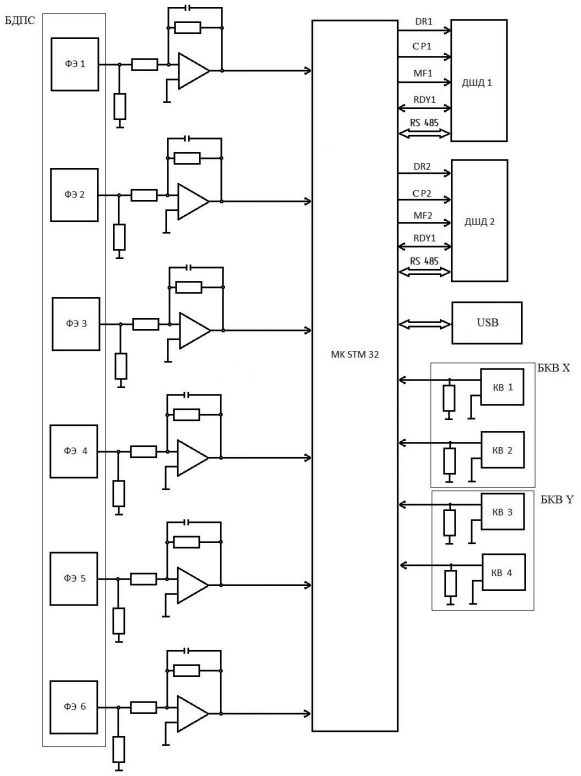


Рис. 3. *Блочная схема контроллера наведения на Солнце*

Определена необходимая точность наведения ФЭУ на Солнце для обеспечения минимальных потерь энергии вырабатываемой СБ. В таблице приведены потери энергии СБ при различной точности наведения её на Солнце.

Таблица. *Потери энергии от СБ при различной точности наведения*

Ошибка при наведении СБ на Солнце, градус	0,5	1	2	3	4	5
Потери энергии от СБ при наведении, %	0,0076	0,03	0,12	0,27	0,48	0,76

Из таблицы видно, что для сокращения потерь от СБ при наведении уменьшать ошибку наведения СБ на Солнце менее одного градуса нет необходимости.

При непрерывном автоматическом сопровождении СБ за Солнцем ШД всегда находится под номинальным током и в этом режиме получается большое потребление тока ШД. Поэтому целесообразно реализовать наведение СБ на Солнце как непрерывно-дискретное, то есть делать перемещение на два–пять градусов и далее выполнить остановку в перемещении. При этом выполняется микроцикл наведения. После завершения микроцикла наведения в системе необходимо осуществить выключение драйверов ШД, чтобы исключить потребление электрической энергии ШД. Следующее перемещение (наведение) СБ, например на три градуса, в ФЭУ будет происходить через 10–20 минут.

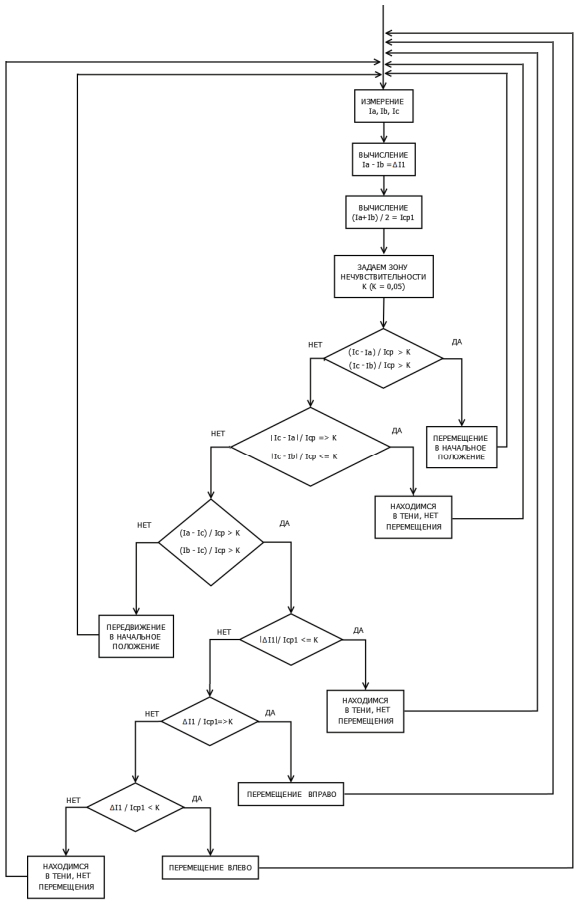


Рис. 4. *Алгоритм наведения на Солнце по азимуту*

Для уменьшения рывков и качаний при перемещении рамы с СБ в программном обеспечении контроллера заложен режим позиционирования, то есть в электроприводе идет ограничение по скорости и ускорению при перемещении рамы с СБ от одного положения к другому. При этом реализован несимметричный специальный режим разгона, движения и торможения. На рис. 5 показана диаграмма режима позиционирования в электроприводе. Несимметричный режим позиционирования совмещен с нелинейным заданием амплитуды тока ШД, то есть амплитуда тока ШД меняется во время движения. Это необходимо делать для минимизации потребляемого тока ШД. При пуске ШД с механизмом необходимо преодолеть нелинейный момент сухого трения. В этом режиме целесообразно увеличить амплитуду тока ШД (пусковой ток увеличить до 1,5 от номинального тока), после преодоления начального момента сухого трения можно снизить амплитуду тока ШД (рабочий ток уменьшить до 0,75 от номинального тока). Это позволяет исключить сбои при пуске ШД и в целом уменьшить потребление тока двигателем во время микроцикла наведения. Увеличенный пусковой ток в ШД целесообразно формировать в режиме позиционирования при положительном значении ускорения (рис. 5).

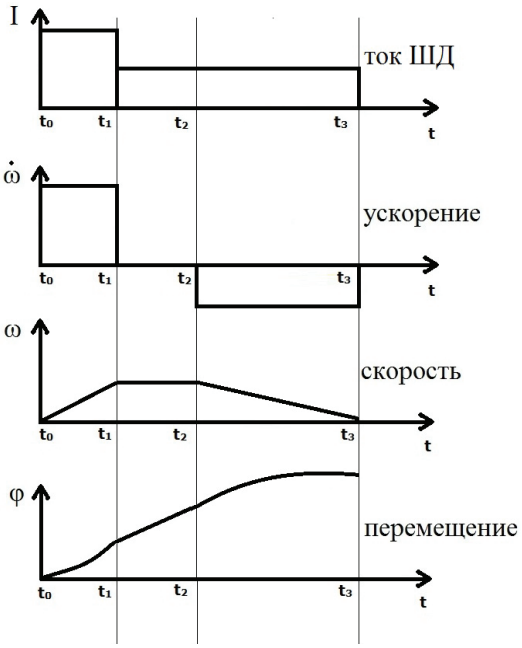


Рис. 5. *Диаграмма режима позиционирования*

Разработано специальное программное обеспечение для контроллера наведения, которое реализует проведение исследований энергетических характеристик (энергопотребление) шаговых электроприводов (программа STEP). Рабочее окно показано на рис. 6. При проведении экспериментальных исследований в программе можно задавать следующие параметры: величину максимальной скорости вращения двигателя, величину ограничения по ускорению и торможению, величину заданного перемещения, величину амплитуды пускового и рабочего тока ШД. Измерение потребляемой электрической энергии электроприводами при наведении ФЭУ на Солнце проводилось прибором HIOKI 3332.

Полученные результаты экспериментальных исследований шаговых электроприводов системы автоматического слежения СБ за Солнцем показали следующее:

- наведение ФЭУ на Солнце целесообразно проводить дискретно на 3 градуса как по азимуту, так и по углу места, исходя из требований обеспечения точности наведения на Солнце и минимального потребления электрической энергии ШД;
- при перемещении рамы с СБ необходимо организовывать режим позиционирования с ограничением скорости вращения двигателя на уровне 300 об/мин и с ограничением по ускорению на уровне 4000 шаг/сек^2 и торможению на уровне 2000 шаг/сек^2;
- пусковой ток в двигателе ШД-5Д по углу места задавать на уровне 4,5А, а рабочий ток – 3А, пусковой ток в ШД-5Д по азимуту задавать на уровне 4А, а рабочий ток – 3А;
- экспериментально измеренная суммарная суточная потребляемая энергия электроприводами при перемещении рамы с солнечной батареей по азимуту на 180 градусов и по углу места на 70 градусов и возвращение рамы в начальное положение составляет не более 2,1 Вт·ч.

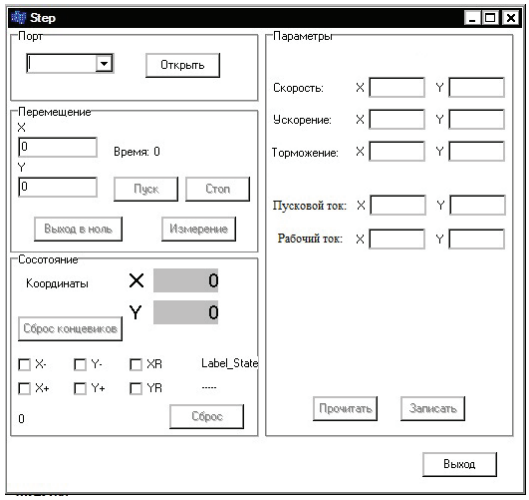


Рис. 6. *Рабочее окно программы STEP*

Разработано основное программное обеспечение для контроллера наведения на Солнце (программа KNS), реализующее автономную работу ФЭУ. В контроллере реализованы два режима работы: ручное и автоматическое управление. На рис. 7 показано рабочее окно программы KNS.

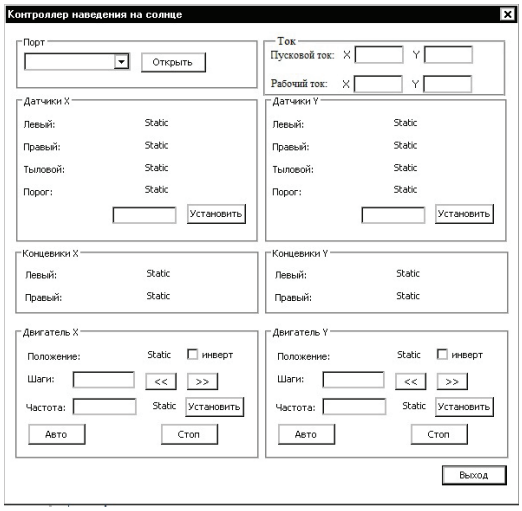


Рис. 7. *Рабочее окно программы KNS*

Данная программа обеспечивает:

- автоматическое наведение ФЭУ на Солнце;
- ручное перемещение ФЭУ по азимуту и по углу места от четырех кнопок, расположенных на корпусе контролера наведения;
- управление от компьютера по USB шине, при этом обеспечивается как ручное перемещение ФЭУ, так и автоматическое наведением на Солнце с контролем параметров перемещения;
- возможность настройки в КНС заданной скорости, ускорения, торможения и токов в ШД в режиме позиционирования при наведении на Солнце;

- возможность изменения частоты опроса БДПС и соответственно частоты дискретного перемещения при наведении (дискретное наведение ФЭУ может проводиться через 1–20 минут);
- возможность изменения порога срабатывания (порога зоны нечувствительности) при расчете разницы токов в фотоэлементах БДПС.

Изготовленная в ТУСУРе ФЭУ установлена на крыше одного из учебных корпусов.

Выводы

1. Разработана система непрерывно-дискретного наведения ФЭУ на Солнце, содержащая блок датчиков положения Солнца, контроллер наведения на Солнце, два специальных драйвера шагового двигателя, два шаговых двигателя и два блока конечных выключателей.
2. Для минимизации энергопотребления шаговыми электроприводами при непрерывно-дискретном наведении ФЭУ предложено следующее:
   - осуществлять непрерывно-дискретное наведение микроциклом через три градуса как по азимуту, так и по углу места;
   - реализовать в режиме микроцикла наведения несимметричный специальный режим позиционирования, при котором обеспечивается увеличение до полуторного от номинального значения амплитуды импульса тока шагового двигателя в момент действия положительного ускорения и уменьшение до 0,75 от номинального значения амплитуды импульса тока шагового двигателя в остальное время режима позиционирования;
   - осуществлять выключение драйверов шаговых двигателей после микроцикла наведения ФЭУ на Солнце.
3. Проведены экспериментальные исследования на ФЭУ, подтвердившие теоретические предложения.

Работа выполнена в рамках федеральной целевой программы «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009–2013 гг.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шиняков Ю.А., Шурыгин Ю.А., Аржанов В.В., Осипов А.В., Теущаков О.А., Аржанов К.В. Автоматизированная фотоэлектрическая установка с повышенной энергетической эффективностью // Доклады Томского государственного университета систем управления и радиоэлектроники. – 2011. – № 2 (24). – Ч. 1. – С. 282–287.
2. Шиняков Ю.А., Шурыгин Ю.А., Аржанов В.В., Осипов А.В., Теущаков О.А., Аржанов К.В. Автономная фотоэлектрическая энергетическая установка // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 320. – № 4. – С. 133–138.
3. Солнечная установка: пат. 2459156 Рос. Федерация. № 2010150042/06; заявл. 06.12.10; опубл. 20.08.12, Бюл. № 23. – 7 с; ил.

Поступила 31.01.2013 г.

УДК 62-83-523

ОТКАЗОУСТОЙЧИВЫЙ МНОГОФАЗНЫЙ АСИНХРОННЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД С НЕСИНУСОИДАЛЬНЫМИ ТОКАМИ

Г.И. Однокопылов

Томский политехнический университет
E-mail: OGIz@yandex.ru

Рассмотрен принцип построения многофазного асинхронного электропривода, позволяющего при неоднократных отказах преобразователя частоты и двигателя обеспечить отказоустойчивое управление, на основе программируемых несинусоидальных токов с восстановлением работоспособности за счет активизации алгоритма восстановления в управляющем микроконтроллере. Приведены результаты моделирования для аварийной ситуации типа «обрыв фазы» для случая трехфазного двигателя с частичным восстановлением работоспособности асинхронного двигателя.

***Ключевые слова**:*
Живучесть асинхронного электропривода, многофазный асинхронный электропривод, несинусоидальный ток.

Key words:
Fault-tolerance of induction motor drive, multiphase induction motor drive, non-sinusoidal current.

Для электроприводов в составе опасных производственных объектов: ядерные, военные, химические, строительные, металлургические, транспортные, в том числе трубопроводный транспорт – целесообразно применение отказоустойчивого управления с обеспечением свойства «живучести». Аварийный выход из строя таких электроприводов может привести к нарушению безопасной эксплуатации оборудования с риском для персонала с большими экономическими потерями.

Важность решения этой проблемы отмечена в постановлении Правительства РФ № 241 «О мерах по обеспечению промышленной безопасности опасных производственных объектов на территории Российской Федерации» от 28.03.2001.

По ГОСТ 27.002-89 свойство объекта сохранять ограниченную работоспособность при наличии дефектов или повреждений определенного вида, а также при отказе некоторых компонентов определяется термином «живучесть». Для вышеперечисленных областей применения асинхронного двигателя (АД) задача обеспечения отказоустойчивости со свойством живучести становится определяющей.

Из теории живучести технических систем известно, что данным свойством обладают только избыточные системы, а избыточность в технических системах достигается через резервирование. Можно выделить пять видов резервирования для обеспечения отказоустойчивости электроприводов, представленных на рис. 1.

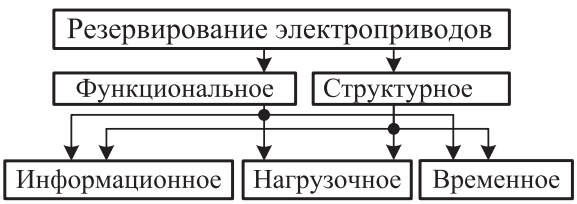


Рис. 1. *Связь видов резервирования в обеспечении отказоустойчивости электроприводов*

Известные устройства и способы обеспечения живучести электропривода переменного тока на основе АД рассмотрены в работе [1]. По способу обеспечения необходимой избыточности силовых цепей электропривода возможны два подхода: со структурной избыточностью и с функциональной избыточностью.

Электропривод на основе структурного резерва не получил широкого распространения ввиду сложности и высокой стоимости.

Развитие и применение получили системы электропривода на основе функционального резервирования с наличием избыточности силовых цепей в неявной форме.

Избыточность системы электропривода на основе информационного (процессорного) резерва, имеет тенденцию к удвоению вычислительной мощности каждые 18 месяцев при неизменной стоимости, согласно закону Гордона Мура (Intel, USA), что позволяет обеспечивать выполнение усложненных алгоритмов восстановления работоспособности электропривода.

Нагрузочный резерв позволяет обеспечить необходимый запас по току и напряжению силовых элементов электропривода в процессе восстановления работоспособности аварийного АД и его дальнейшем функционировании.

Временной резерв в алгоритме восстановления позволяет использовать фильтрующие свойства запасенной энергии маховых масс электропривода для снижения провала частоты вращения в процессе переключения структуры электропривода.

На рис. 2. приведены способы обеспечения отказоустойчивости частотно-регулируемых АД с функциональным резервированием и алгоритмическим восстановлением работоспособности.

В работе [2] показано, что использование 5- или 7-фазных АД в электроприводе с векторным управлением имеет преимущество, так как при большом числе фаз обеспечивается дополнительная степень свободы. Требуемая комбинация токов для

Рис. 2. *Способы обеспечения отказоустойчивости частотно-регулируемых АД с функциональным резервированием и алгоритмическим восстановлением работоспособности*

обеспечения той же вращающейся МДС после обрыва фазы становится не уникальной (т. е. возможно несколько вариантов). При обрыве одной фазы и соответствующем управлении не будет обязательным наличие нулевой последовательности токов в отличие от трехфазного АД. Поэтому можно исключить провод соединения с нейтралью и обеспечить работу АД с гладким, без пульсаций, моментом алгоритмическим путем в программе микроконтроллера на основе функционального резервирования.

В работе [3] показано, что при использование 9-фазных АД, выполненных в виде 3 секций, возможна работа при обрыве 2 фаз с сохранением работоспособности и при обрыве 1 фазы с сохранением номинального момента и с увеличением плотности тока в оставшихся фазах рабочих секций. При отказе в одной из фаз 6-фазного АД возможна работа с одной 3-фазной обмоткой в половину мощности. Многофазный электропривод содержит по определению элементы избыточности в неявной форме, поэтому в нем может быть обеспечено восстановление на основе функционального резервирования с алгоритмическим изменением структуры электропривода при выявлении отказа в одной из фаз. Применение функционального резервирования позволяет без дополнительных аппаратных затрат за счет внутренней избыточности и избыточности информационного или процессорного ресурса обеспечить восстановление работоспособности.

В статье рассматривается способ обеспечения повышенной живучести многофазного АД за счет изменения формы токов в оставшихся фазах и с полным исчерпанием избыточного резерва. Обеспечивается частичное восстановление работоспособности с номинальным моментом на основе несинусоидальных токов для электродвигателя со связанными и развязанными [4] фазами при внезапных отказах преобразователя частоты типа «невключение ключа», «невыключение ключа» или обрыв фазы двигателя.

Функциональная схема преобразователя частоты с m-фазным АД приведена на рис. 3, где ИН – источник напряжения, $ПЧ_1...ПЧ_m$ – ключевые усилители преобразователя частоты, нагрузкой которых служат обмотки фаз «1»...«m» m-фазного АД.

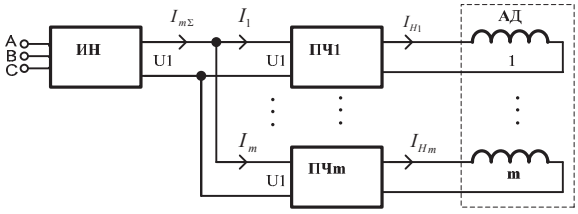


Рис. 3. *Функциональная схема m-фазного преобразователя частоты*

Выражения для синусоидальных фазных токов I_i: $I_{N1}...I_{Nm}$, i=1...m могут быть записаны в виде:

$$I_{N1} = I_{M1} \cdot \sin \omega t;$$

$$I_{Nm} = I_{Mm} \cdot \sin\left(\omega t + \frac{2\pi(i-1)}{m}\right),$$

где I_{M1}=I_{Mm}=I_M, I_M – амплитуда фазного тока.

В первом приближении процесс модуляции по току ключевых усилителей $ПЧ_1...ПЧ_m$ с синусоидальной огибающей для основной гармоники можно представить через непрерывные модулирующие функции $K_1(t)...K_m(t)$ (математический аппарат коммутационных разрывных функций) [5], устанавливающие связь между энергетическим входом и выходом ключевых усилителей мощности $ПЧ_1...ПЧ_m$:

$$I_1 = I_{N1}K_1(t) = I_M \sin^2 \omega t;$$

$$I_m = I_{Nm}K_m(t) = I_M \sin^2\left(\omega t + \frac{2\pi(i-1)}{m}\right),$$

где

$$K_1(t) = \sin \omega t;\ K_m(t) = \sin\left(\omega t + \frac{2\pi(i-1)}{m}\right).$$

Потребляемый ток $I_{m\Sigma}$ от источника напряжения может быть записан в виде:

$$I_{m\Sigma} = I_1 + ... + I_m.$$

Поэтому:

$$I_{m\Sigma} = I_M\left(\sin^2 \omega t + ... + \sin^2\left(\omega t + \frac{2\pi(i-1)}{m}\right)\right) =$$

$$= I_M \sum_{i=1}^{m} \sin^2\left(\omega t + \frac{2\pi(i-1)}{m}\right) = \frac{I_M m}{2},$$

учитывая, что согласно теореме о сумме квадратов синусов (косинусов):

$$\sum_{i=1}^{m}\sin^2\left(\omega t+\frac{2\pi(i-1)}{m}\right)=\frac{m}{2}.$$

Активную мощность полностью работоспособного m-фазного АД, потребляемую от ИН (рис. 3), можно представить в виде:

$$P_m=\eta U_1 I_{m\Sigma},$$

где η – КПД преобразователя частоты, U_1 – постоянное напряжение на выходе ИН.

Поэтому для m-фазного АД с синусоидальными токами в обмотках статора можно записать:

$$P_m=\eta U_1 I_M\, m/2.$$

В случае выявления n отказов для m-фазного АД (предполагается последовательная отработка отказов во времени, хотя алгоритм предполагает и одновременные множественные отказы) и формирования соответствующих битов отказов a_i (a_i=1, $\bar{a}_i$=0 – есть отказ соответствующей фазы преобразователя частоты, отказ ключа преобразователя частоты или обрыв обмотки статора, значение 0 бита отказа означает нулевой I_i ток в соответствующей фазе) потребляемый ток $I_{n\Sigma}$ от ИН может быть записан в виде:

$$I_{n\Sigma}=\bar{a}_1 I_1+\ldots+\bar{a}_m I_m.$$

$$I_{n\Sigma}=I_M\left(\bar{a}_1\sin^2\omega t+\ldots+\bar{a}_m\sin^2\left(\omega t+\frac{2\pi(i-1)}{m}\right)\right)=$$

$$=I_M\sum_{i=1}^{m}\bar{a}_i\sin^2\left(\omega t+\frac{2\pi(i-1)}{m}\right).$$

Активную потребляемую мощность от ИН (рис. 3) с учетом наличия n выявленных битов отказов $\bar{a}_i$ можно записать в виде:

$$P_n=\eta U_1 I_{n\Sigma}.$$

Восстановление работоспособности возможно при выполнении условия равенства активной мощности P_m до и P_n после появления n отказов в случае соответствующего увеличения токов в оставшихся фазах в k раз: $k=P_m/P_n$ для выполнения условия: $P_m=kP_n$.

Кроме того, необходимо выполнение условия анализа остаточного резерва электропривода вычисляемого как: $m-n$. Если $m-n\geq 2$, возможно восстановление работоспособности электропривода с формированием несинусоидальных токов в обмотках статора:

$$k=\frac{P_n}{P_m}=\frac{I_{n\Sigma}}{I_{m\Sigma}}=\frac{\frac{m}{2}}{\sum_{I=1}^{m}\bar{a}_i\sin^2\left(\omega t+\frac{2\pi(i-1)}{m}\right)}. \qquad (1)$$

Фазные токи в системе управления электроприводом формируются по выражению:

$$I_i=\frac{I_M\sin\left(\omega t+\frac{2\pi(i-1)}{m}\right)\frac{m}{2}}{\sum_{i=1}^{m}\bar{a}_i\sin^2\left(\omega t+\frac{2\pi(i-1)}{m}\right)}.$$

Обязательным требованием реализации алгоритма восстановления является наличие программного управления формируемыми фазными токами. На основе анализа фазных токов осуществляется выявление битов отказов в каждом такте ШИМ. В рабочем режиме функционирования АД происходит программное формирование синусоидальных фазных токов, а после выявления отказа форма тока становится несинусоидальной, причем форма тока в каждой фазе зависит от числа фаз двигателя и числа отказов.

Для проверки предложенного способа повышения живучести АД была разработана имитационная модель частотно-регулируемого асинхронного электропривод в среде Matlab Simulink [6] для двигателя типа MTF-311-6.

На рис. 4 приведены результаты моделирования для АД при m=3, n=2 и отказе в фазе «А»: $\bar{a}_a$=0, $I_a=I_M\bar{a}_a\sin\omega t$=0 для случая номинальной нагрузки двигателя.

Выражение (1) для коэффициента k в этом случае упрощается:

$$k=\frac{P_2}{P_3}=\frac{I_{2\Sigma}}{I_{3\Sigma}}=\frac{\frac{3}{2}}{\bar{a}_b\sin\left(\omega t+\frac{2\pi}{3}\right)+\bar{a}_c\sin\left(\omega t+\frac{4\pi}{3}\right)}.$$

Несинусоидальные фазные токи в системе управления электроприводом формируются по выражениям:

$$I_b=\frac{\frac{3}{2}I_M\sin\left(\omega t+\frac{2\pi}{3}\right)}{\bar{a}_b\sin\left(\omega t+\frac{2\pi}{3}\right)+\bar{a}_c\sin\left(\omega t+\frac{4\pi}{3}\right)};$$

$$I_c=\frac{\frac{3}{2}I_M\sin\left(\omega t+\frac{4\pi}{3}\right)}{\bar{a}_b\sin\left(\omega t+\frac{2\pi}{3}\right)+\bar{a}_c\sin\left(\omega t+\frac{4\pi}{3}\right)}.$$

Из временных диаграмм видно, что для электропривода с независимым формированием фазных токов преобразователя частоты при отказе в одной из фаз в режиме номинального момента удается восстановить работоспособность по частоте вращения на уровне 29 %. При этом амплитуда несинусоидальных фазных токов возрастает в переходных процессах в 2,25 раз и в установившемся режиме в 1,8 раз. Как видно из временных диаграмм, за счет заданного алгоритмом программного формирования формы тока в фазных обмотках происходит сдвиг векторов токов в оставшихся фазах до величины $\pi/3$ радиан и с учетом равенства МДС в фазах выполняется условие сохранения кругового вращающегося поля двигателя.

Алгоритм отказоустойчивого управления с повышением живучести многофазного АД с синусоидальными токами при неоднократном аварийном отключении фаз двигателя в процессе формирования несинусоидальных токов на основе функционального резервирования отличается сравнительной простотой, при этом основная нагрузка ложится на информационный (процессорный) резерв и нагрузочный резерв.

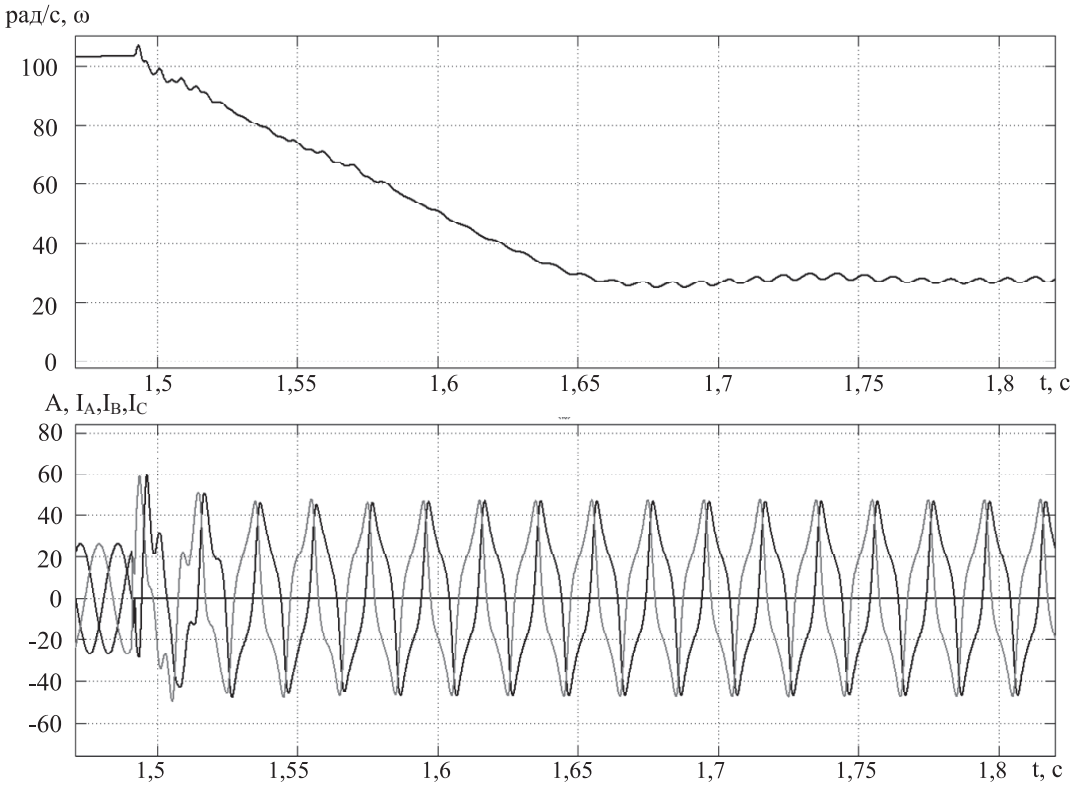


Рис. 4. *Временные диаграммы переходных процессов переключения структуры электропривода из рабочего трехфазного с синусоидальными токами при аварии в одной из фаз в аварийный двухфазный режим работы с несинусоидальными фазными токами*

Выводы

1. Разработаны принцип и способ отказоустойчивого управления с повышением живучести многофазного асинхронного двигателя с синусоидальными фазными токами в рабочем режиме, позволяющие при неоднократном аварийном отключении фаз двигателя на основе изменения формы токов в оставшихся фазах на несинусоидальные с контролем степени исчерпания избыточного резерва, вплоть до полного исчерпания, при наличии двух исправных фаз двигателя.
2. На основе разработанной имитационной модели в среде Matlab Simulin показан процесс восстановления работоспособности трехфазного асинхронного электропривода с независимым формированием фазных токов преобразователя частоты при отказе в одной из фаз на основе формирования несинусоидальных фазных токов, позволяющий восстановить работоспособность в режиме номинального момента с ограничением по частоте вращения на уровне 29 %.
3. В процессе формирования способа отказоустойчивого управления амплитуда несинусоидальных фазных токов возрастает в переходных процессах в 2,25 раз и в установившемся режиме в 1,8 раз.
4. В процессе формирования способа отказоустойчивого управления за счет заданного алгоритмом программного искажения формы тока в фазных обмотках происходит сдвиг векторов токов в оставшихся фазах до величины $\pi/3$ радиан и с учетом равенства МДС в фазах выполняется условие сохранения кругового вращающегося поля двигателя.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Однокопылов Г.И., Однокопылов И.Г. Обеспечение живучести электродвигателей переменного тока: Монография. – Томск: Изд-во ТПУ, 2005. – 187 с.
2. Fu Jen-Ren, Lipo T.A. Disturbance-free operation of a multiphase current-regulated motor drive with an opened phase // IEEE Trans. Ind. Appl. – 1994. – V. 30. – № 5. – P. 1267–1274.
3. Глухов Д.М. Моделирование многофазных асинхронных двигателей в аварийных режимах: автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Томск, 2005. – 18 с.
4. Конев Ю.И., Гулякович Г.Н., Полянин К.П. и др. Микроэлектронные электросистемы. Применение в радиоэлектронике. – М.: Радио и связь, 1987. – 240 с.
5. Кобзев А.В. Многозонная импульсная модуляция (Теория и применение в системах преобразования параметров электрической энергии). – Новосибирск: Наука, 1979. – 304 с.
6. Однокопылов Г.И., Брагин А.Д. Исследование в среде Matlab Simulink трехфазного асинхронного электропривода в аварийном двухфазном режиме работы // Технические науки – от теории к практике: Матер. XVI Междунар. заочной научно-практ. конф. – Новосибирск, 2012. – С. 125–130.

Поступила 01.02.2013 г.

УДК 621.317.7.089.6

СИНХРОННЫЕ УСИЛИТЕЛИ С ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫМ ВХОДОМ

П.Ф. Баранов, В.Н. Бориков

Томский политехнический университет
E-mail: bpf@tpu.ru, borikov@tpu.ru

Рассмотрены принципы построения синхронных усилителей с дифференциальным входом, позволяющие измерять напряжение между его дифференциальными выводами с высокой точностью на уровне больших синфазных составляющих. Выделены типы информативных параметров для классификации таких устройств, и приведены сопутствующие погрешности при сравнении двух напряжений. Представлены характеристики коммерчески доступных зарубежных и отечественных синхронных усилителей с дифференциальным входом.

Ключевые слова:
Синхронный усилитель, дифференциальный метод, сравнение напряжений переменного тока, калибровка.

Key words:
Lock-in amplifier, differential method, AC voltage comparison, calibration.

Введение

Для обеспечения максимальной точности измерений коэффициента преобразования аналого-цифровых и цифро-аналоговых устройств [1, 2], импеданса в мостовых измерительных схемах [3, 4], коэффициента ослабления аттенюаторов [5–8], коэффициента усиления операционных усилителей, а так же при калибровке делителей напряжения [9, 10], трансформаторов тока [11, 12], токовых шунтов, вольтметров и т. д. чаще всего используется метод сравнения с мерой.

Метод сравнения с мерой в общем случае предусматривает сопоставление измеряемой величины с величиной, воспроизводимой мерой. Практическое применение метода невозможно без наличия высокочувствительных приборов сравнения, разрешающая способность которых во многом определяет минимальную погрешность измерений.

В качестве приборов, обеспечивающих разрешающую способность порядка единиц нановольт при сравнении двух переменных сигналов в широком динамическом диапазоне частот и напряжений, распространение получили синхронные усилители с дифференциальным входом (СУДВ), в англоязычной литературе Lock-In Amplifier [13]. В отечественной литературе СУ с дифференциальным входом также именуют как дифференциальный указатель [14].

Под СУДВ в общем случае будем понимать устройство для измерения разности входных сигналов, на уровне большой синфазной составляющей, чувствительное только к заданной частоте, выходной сигнал которого пропорционален сигналу выбранной частоты. Типовой задачей подобных устройств является выделение малой дифференциальной составляющей сравниваемых напряжений в нановольтовом и микровольтовом диапазонах на фоне большой синфазной составляющей, при отношении сигнал/шум до –60...–100 дБ, с обеспечением высокого импеданса по измерительным входам.

Принципы построения синхронных усилителей с дифференциальным входом

Выходная величина СУДВ может быть представлена как абсолютная разность ΔU параметров сравниваемых входных сигналов U_0 и U_x:

$$\Delta U = U_0 - U_x. \qquad (1)$$

Обобщим выражение (1) для существующих СУДВ:

$$\Delta U = \begin{cases} \sqrt{\frac{1}{T}\int_0^T (u_x(t) - u_0(t))^2 dt}; \\ \frac{1}{T}\int_0^T \left|u_x(t) - u_0(t)\right| dt; \\ U_{0m} - U_{xm}; \\ U_{0(1)} - U_{x(1)}; \\ u_{0c}(t) - u_{xc}(t),\ u_{0к}(t) - u_{xк}(t); \end{cases} \qquad (2)$$

где $u_0(t)$, $u_x(t)$ – мгновенные значения сравниваемых входных сигналов; U_{0m}, U_{xm} – амплитудные значения; $U_{0(1)}$, $U_{x(1)}$ – амплитуды первой гармоники; $u_{0C}(t)$, $u_{xc}(t)$, $u_{0к}(t)$, $u_{xк}(t)$ – значения синфазной и квадратурной составляющих сигналов.

Из выражений (2) видно, что информативными параметрами при сравнении напряжений в СУДВ могут являться их действующие и средневыпрямленные значения, амплитуды, амплитуды первых гармоник, а также синфазные и квадратурные составляющие сигналов. Поэтому СУДВ могут быть разделены на СУДВ средневыпрямленных, среднеквадратических (действующих) и амплитудных значений сравниваемых сигналов, а также на СУДВ, обеспечивающие сличение напряжений по амплитудам синфазных и квадратурных составляющих сигналов.

Среднеквадратическое значение напряжения наименее чувствительно к изменению высших гармоник в спектрах эталонного $u_0(t)$ и сравниваемого $u_x(t)$ сигналов и инвариантно к их фазовым сдвигам. Если сигналы сличаются по их первым гармо-

никам, то по сравнению с разницей их действующих значений напряжений возникает методическая погрешность. Действительно, при сравнении двух квазисинусоидальных сигналов $u_0(t)$ и $u_x(t)$ по их действующим значениям напряжений

$$\Delta U = \sqrt{U_{x(1)}^2 + \sum_{i=2}^{\infty} U_{x(i)}^2} - \sqrt{U_{0(1)}^2 + \sum_{i=2}^{\infty} U_{0(i)}^2},$$

где $U_{0(i)}$, $U_{x(i)}$ – амплитуды i-й гармоники, i=1,2,...∞.

Тогда относительная методическая погрешность γ_M при сравнении сигналов $u_0(t)$ и $u_x(t)$ по их первым гармоникам:

$$\gamma_M \approx \frac{\left(1 - \frac{U_{x(1)} - U_{0(1)}}{U_{0(1)}}\right) \cdot (k_{Гx}^2 + k_{Г0}^2)}{2}, \quad (3)$$

где $k_{Гx}$, $k_{Г0}$ – коэффициент гармоник сигналов.

При использовании в СУДВ преобразователей средневыпрямленного значения, градуированного по действующему значению, возникает относительная погрешность при преобразовании сигналов с формой, отличной от градуировочной (синусоидальной), которая может составить половину значения коэффициента гармоник:

$$\gamma_M \approx \frac{1}{2}(k_{Гx} + k_{Г0}). \quad (4)$$

Как следует из формул (3) и (4), методическая погрешность γ_M в общем случае не минимизируется из-за различия спектрального состава сравниваемых напряжений, тем более что одно из них – эталонное $u_0(t)$, как правило, является практически гармоническим.

Сличение напряжений $u_0(t)$ и $u_x(t)$ по амплитудам синфазных и квадратурных составляющих сигналов позволяет разделить активную и реактивную составляющую сравниваемых сигналов.

Специализированные СУДВ среднеквадратических значений (СУДВ$_{скз}$) проектируются, когда для относительной разницы сравниваемых напряжений δ выполняется следующее неравенство:

$$\delta = (U_0 - U_x)/U_0 << 1.$$

Тогда при определении ΔU (наряду с выражениями (2)) можно оперировать относительной разницей квадратов U_0 и U_x.

$$\Delta U \approx \frac{\left(\frac{1}{T}\int_0^T u_x^2(t)dt - \frac{1}{T}\int_0^T u_0^2(t)dt\right)}{U_0} =$$

$$= \frac{\frac{1}{T}\int_0^T [u_x^2(t) - u_0^2(t)]dt}{U_0} =$$

$$= \frac{\frac{1}{T}\int_0^T [u_x(t) - u_0(t)][u_x(t) + u_0(t)]dt}{U_0}. \quad (5)$$

Устранение корнеизвлекающего устройства упрощает схему СУДВ$_{скз}$, а возникающая при этом погрешность не существенна [15].

Выражение (5) показывает, что можно строить СУДВ для одновременного и разновременного сравнения сигналов по следующим вариантам:

1) одновременное или разновременное получение квадратов мгновенных значений $u_0(t)$ и $u_x(t)$, затем интегрирование (фильтрация) и вычитание или наоборот;
2) получение разности квадратов мгновенных значений сравниваемых сигналов, интегрирование за период (фильтрация);
3) обработка вектора разности (суммы) мгновенных значений входных напряжений, при использовании множительного устройства с управляющим сигналом в виде суммы (разности) мгновенных значений.

Во всех случаях, если необходимо получение разности среднеквадратических значений сравниваемых сигналов, требуется разделить разность на эталонный сигнал U_0 (см. выражение (5)) [16].

Обработка измерительной информации в коммутационно-модуляционных СУДВ$_{скз}$ предполагает реализацию мер, направленных на ослабление коммутационных помех, обусловленных работой входного коммутатора. Обычным решением является исключение переходных процессов и обработка сигналов вблизи их установившихся значений на каждом полутакте частоты коммутации.

Для СУДВ$_{скз}$ разновременного сравнения ухудшение разрешающей способности возможно из-за влияния нестабильности источника напряжения переменного тока. Чтобы избежать этого, целесообразно строить комбинированный СУДВ$_{скз}$ на базе дифференциального измерительного канала, в котором на каждом полутакте работы входного коммутатора производится поочередное сравнение $u_0(t)$ и $u_x(t)$ с опорным напряжением $u_{ref}(t)$ (рис. 1). Такое устройство работает в соответствии с уравнением измерения:

$$\Delta U \approx \frac{1}{U_0} \cdot \left(\begin{array}{l} \frac{1}{T}\int_0^T [u_x^2(t) - u_{ref}^2(t)]dt - \\ -\frac{1}{T}\int_T^{2T} \left[u_0^2(t) - u_{ref}^2(t)\right]dt \end{array} \right),$$

и имеет место дополнительное ослабление синфазных составляющих, обусловленных нестабильностью источника напряжения [15].

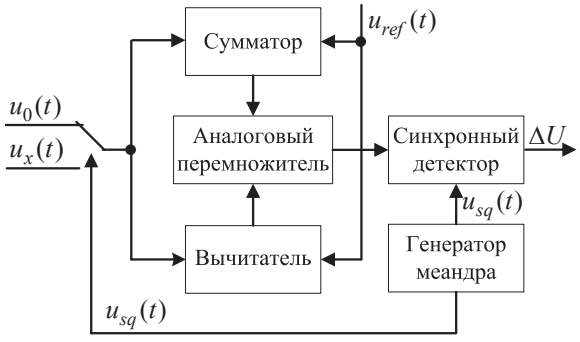
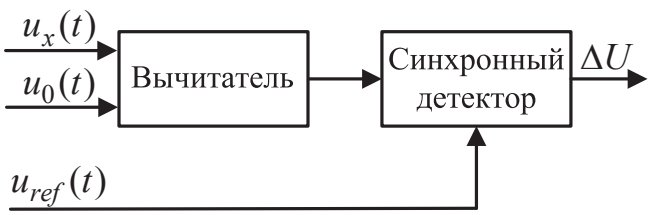


Рис. 1. *Схема устранения влияния нестабильности источника сигнала*



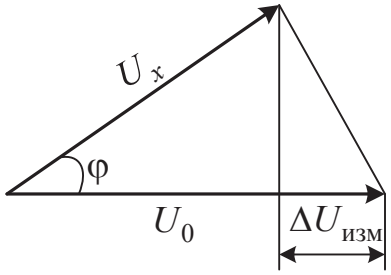


Рис. 2. *Структурная схема и векторная диаграмма СУДВ$_М$*

Лучшую разрешающую способность по сравнению СУДВ$_{скз}$ имеют СУДВ мгновенных значений (СУДВ$_М$). Такие усилители позволяют выделить и произвести обработку разностного (суммарного) вектора входных сигналов $u_0(t)$ и $u_x(t)$, который формируется непосредственно на входе СУДВ.

Благодаря установке вычитающего устройства схемы сравнения на входе СУДВ$_М$ погрешность усилительно-преобразовательного канала, обрабатывающего разностный сигнал, существенно меньше влияет на результирующую погрешность, чем тот же тракт, используемый в СУДВ$_{скз}$. Возможность одновременного измерения фазовых соотношений для входных сигналов и способность оценивать различие форм их кривых являются несомненными достоинствами таких усилителей.

При построении СУДВ$_М$ возникают следующие задачи:

1) достижение большого коэффициента подавления синфазной составляющей входных сигналов;
2) разработка структурных методов, обеспечивающих уменьшение взаимовлияния амплитудных и фазовых соотношений входных сигналов при обработке разностного вектора;
3) уменьшение влияния фазовых сдвигов в измерительном и опорном каналах СУДВ$_М$.

Структурная схема и векторная диаграмма измерений простейшего СУДВ$_М$ представлена на рис. 2.

Выходная величина простейшего СУДВ$_М$ будет определятся как:

$$\Delta U \approx \frac{1}{E}\cdot\left(\lim_{T\to\infty}\frac{1}{T}\int_0^T\left[\begin{array}{l}u_x(t)-u_0(t)+\\+\dfrac{u_x(t)+u_0(t)}{2\cdot K_{ОСС}}\end{array}\right]u_{ref}(t)dt\right), \quad (6)$$

где E – значение деноминатора синхронного детектора, В.

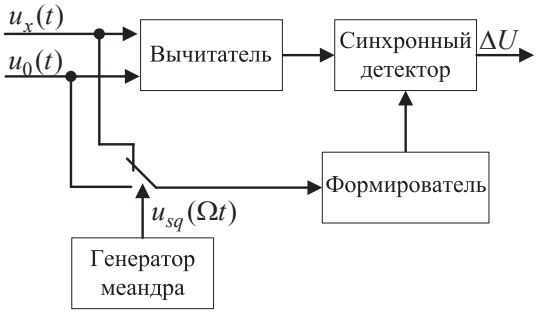
Из (6) и векторной диаграммы (рис. 2) следует, что измерение разности ΔU интегральных значений $U_x - U_0$ сопровождается погрешностью γ, обусловленной наличием фазового сдвига φ между входными сигналами, конечным подавлением синфазного сигнала $K_{ОСС}$ схемой сравнения (вычитателем) и некогерентностью опорного $u_{ref}(t)$ и детектируемого сигналов на входах синхронного детектора характеризуемой фазовым сдвигом φ_{ref}. Тогда измеренная разность $\Delta U_{изм}$ длин двух векторов $u_0(t)$ и $u_x(t)$

$$\Delta U_{изм} = \Delta U\gamma,$$

$$\gamma \approx \gamma_\varphi + \gamma_{сф},$$

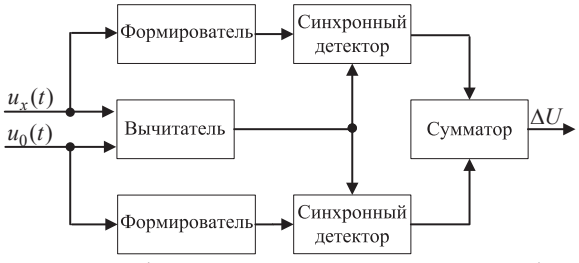
где $\gamma_\varphi = K\left[\begin{array}{l}\cos(\varphi_{ref}-\varphi)+\\+\dfrac{U_0\cos(\varphi_{ref}-\varphi)-U_0\cos(\varphi_{ref})}{\Delta U}\end{array}\right]$ – мультипликативная и аддитивная составляющие фазовой погрешности γ_φ; K – коэффициент передачи синхронного детектора; $\gamma_{сф}$ – аддитивная погрешность, обусловленная неидеальностью схемы сравнения (конечным значением подавления синфазного сигнала).

СУДВ$_М$, выполненные по схемам рис. 3. и 4, позволяют исключить аддитивную составляющую фазовой погрешности:



$$\Delta U \approx \frac{1}{E}\cdot\left[\begin{array}{l}\dfrac{1}{T}\displaystyle\int_0^T[u_x(t)-u_0(t)]\mathrm{sign}(u_0(t))dt+\\+\dfrac{1}{T}\displaystyle\int_T^{2T}[u_x(t)-u_0(t)]\mathrm{sign}(u_x(t))dt\end{array}\right];\ T=\frac{2\pi}{\Omega}$$

Рис. 3. *Разновременная схема уменьшения фазовой погрешности*

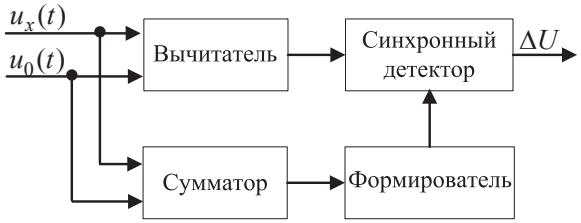


$$\Delta U \approx \frac{1}{E}\cdot\left(\frac{1}{T}\int_0^T\left(\begin{array}{l}[u_x(t)-u_0(t)]\mathrm{sign}(u_0(t))+\\+[u_x(t)-u_0(t)]\mathrm{sign}(u_x(t))\end{array}\right)dt\right)$$

Рис. 4. *Одновременная схема уменьшения фазовой погрешности*

Исключение аддитивной составляющей фазовой погрешности достигается путем сложения результатов синхронного детектирования разностного напряжения sign-функциями, образованными от каждого из входных сигналов поочередно (рис. 3) или одновременно (рис. 4).

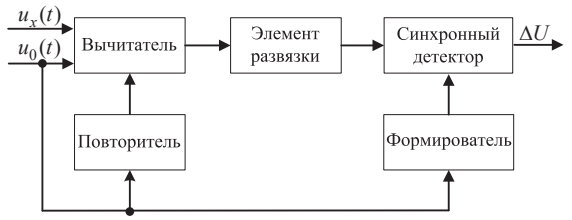
На рис. 5 представлена более простая схема уменьшения фазовой погрешности, результат аналогичный двум предыдущим достигается за счет формирования управляющего сигнала синхронного детектора из суммы входных напряжений.



$$\Delta U \approx \frac{1}{E}\cdot\left(\frac{1}{T}\int_0^T\left[u_x(t)-u_0(t)\right]\operatorname{sign}\left[u_x(t)+u_0(t)\right]dt\right)$$

Рис. 5. *Схема уменьшения фазовой погрешности*

Составляющую $\gamma_{сф}$ погрешности измерения, обусловленную неидеальностью схемы сравнения (конечным значением $K_{ОСС}$), можно уменьшить путем схемотехнического увеличения $K_{ОСС}$ (рис. 6).



$$\Delta U \approx \frac{1}{E}\cdot\left(\frac{1}{T}\int_0^T\left[\begin{array}{l}u_x(t)-u_0(t)+\\ -\dfrac{u_x(t)+u_0(t)}{2\cdot K_{ОСС}}-\dfrac{u_0(t)K_П}{K_{ОСС}}\end{array}\right]\operatorname{sign}\left(u_0(t)\right)dt\right)$$

Рис. 6. *Схема увеличения $K_{ОСС}$*

Для этого организуется следящее за одним из входных сигналов питание схемы сравнения с помощью повторителя и вводится гальваническая развязка [17]. В этом случае

$$\gamma_{сф}=\frac{1-K_П}{K_{ОСС}},$$

где $K_П$ – коэффициент передачи повторителя.

При использовании следящего питания за одним из входных сигналов возникает разница во входных импедансах схемы вычитателя, что приводит к возникновению дополнительной амплитудной погрешности.

Рассмотренные структурные схемы нашли широкое применение в отечественных разработках аналоговых СУДВ [14].

Отечественные СУДВ типа ДУ-12А и ДУ-12М серийно выпускались на Невинномысском заводе измерительных приборов и Харьковском заводе электроаппаратуры, соответственно. СУДВ ДУ-13 входит в состав установки К2–41, которая предназначена для поверки параметров измерительных усилителей и других активных и пассивных четырехполюсников при исследовании, настройке и испытании систем и приборов, используемых в радиоэлектронике, связи, автоматике, вычислительной и измерительной технике, приборостроении. Установка К2-41 внесена в Госреестр средств измерений России (№ 8404-81) и выпускалась серийно с 1982 г. (КБ «Импульс», г. Санкт-Петербург).

На сегодняшний момент отечественные СУДВ серийно не выпускаются.

Сравнительный анализ коммерчески доступных зарубежных СУДВ [18, 19] и отечественных разработок показал:

1. Большинство зарубежных СУДВ имеют: максимальное входное напряжение не более 1 В, диапазон рабочих частот от 1 мГц до 100...250 кГц, разрешающую способность 2 или 100 нВ, входное сопротивление 10 или 100 МОм и входную емкость 25...35 пФ.
2. Большинство отечественных СУДВ разрабатывались для сравнения напряжений до 15 В в диапазоне частот от 20 Гц до 200 кГц с разрешающей способностью до 100 нВ, входным сопротивлением до 1 ГОм и входной емкостью не более 10 пФ.

Современные СУДВ, выпускаемые зарубежными производителями, практически все строятся на основе АЦП с последующей программной обработкой результатов преобразования с помощью DSP-процессора, на основе которого реализуются синхронный детектор, фильтр нижних частот и математические операции. Все они имеют микропроцессорное управление для использования в составе измерительно-информационных систем.

Анализ технической документации современных СУДВ показал, что при заявленной разрешающей способности 2 нВ и коэффициенте ослабления синфазного сигнала 100...120 дБ сравнение двух сигналов с напряжением 1 В даст реальную разрешающую способность 1 мкВ.

Выводы

Для проведения работ по калибровке масштабных измерительных преобразователей, таких как индуктивные делители напряжения и токовые шунты, при определении амплитудно-частотных характеристик ЦАП и АЦП методом сравнения с мерой необходимо обеспечить сравнение напряжений до 10 В среднеквадратического значения с разрешающей способностью до единиц нановольт без ухудшения входного импеданса по измерительным входам СУДВ.

В работе приведены структурные схемы для реализации СУДВ среднеквадратических и мгновенных значений и связанные с ними погрешности.

Исследование выполнено при поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации, соглашение 14.B37.21.0457.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Аналого-цифровое преобразование / под ред. У. Кестера. – М.: Техносфера, 2007. – 1016 с.
2. Данилов А.А. Методы и средства оценивания нелинейности функции преобразования измерительных преобразователей. – Пенза: Изд-во Пенз. гос. ун-та, 2001. – 140 с.
3. Левшина Е.С., Новицкий П.В. Электрические измерения физических величин: (измерительные преобразователи). – Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние, 1983. – 320 с.
4. Мейзда Ф. Электронные измерительные приборы и методы измерений. – М.: Мир, 1990. – 535 с.
5. Гриневич Ф.Б., Грохольский А.Л., Соболевский К.М., Цапенко М.П. Трансформаторные измерительные мосты / под ред. К.Б. Карандеева. – М.: Энергия, 1970. – 280 с.
6. Hsu J.C., Yisha Ku. Comparison of capacitance with resistance by IVD-based quadrature bridge at frequencies from 50 Hz to 10 kHz // CPEM Conference Digest, 2005. – P. 429–430.
7. Sedlacek R.A. Wide-Range Maxwell-Wien Bridge Utilizing Inductive Voltage Dividers and Precision Electronic Circuits // Proc. of Instrum. and Meas. Techn. Conference IMTC-2005. – Canada, Ottawa, May 17–19, 2005. – P. 1341–1344.
8. Kawakami T. et al. RF Attenuation Measurement System with 1-kHz Voltage Ratio Standard // IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement. – 1993. – V. 42. – № 6. – P. 1014–1019.
9. Callegaro L., D'Elia V. Guarded Vector Voltmeter for AC Ratio Standard Calibration // IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement. – 2002. – V. 51. – № 4. – P. 632–635.
10. Sze W.S. Comparator for Calibration of Inductive Voltage Dividers from 1 to 10 kHz // ISA Transactions. – 1967. – V. 6. – № 4. – P. 263–267.
11. Kusters N.L., Moore W.J.M. The Development and Performance of Current Comparators for Audio Frequencies // IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement. – 1965. – V. 14. – № 4. – P. 178–198.
12. Dunfee B.L., Moore W.J.M. An International Comparison of Current Ratio Standards at Audio Frequencies // IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement. – 1965. – V. 14. – № 4. – P. 172–177.
13. Meade M.L. Lock-in amplifiers: Principles and Applications. – London: Peter Peregrinus Ltd., 1983. – 246 p.
14. Цимбалист Э.И., Мержа А.Н., Ройтман М.С. Дифференциальные указатели напряжений переменного тока // Измерения, контроль, автоматизация. – 1994. – № 1–2 (83). – С. 11–23.
15. Цимбалист Э.И., Мержа А.Н., Иванов И.Ю. Устройство сравнения среднеквадратических значений двух переменных напряжений // Приборы и техника эксперимента. – 1989. – № 4. – С. 105–107.
16. Туз Ю.М. Структурные методы повышения точности измерительных устройств. – Киев: Вища школа, 1976. – 256 с.
17. Цимбалист Э.И., Баранов П.Ф., Бориков В.Н. Устройство сравнения двух напряжений одной частоты // Датчики и системы. – 2012. – № 2. – С. 34–36.
18. Stanford Research Systems. URL: http://www.thinksrs.com (дата обращения: 12.01.2013).
19. Signal Recovery. URL: http://www.signalrecovery.com/index.aspx (дата обращения: 15.01.2013).

Поступила 14.02.2013 г.

УДК 621.312/313: 621.317.31

ВЛИЯНИЕ СПОСОБОВ ПОДКЛЮЧЕНИЯ ПОТЕНЦИАЛЬНЫХ ВЫВОДОВ НА ДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КОАКСИАЛЬНЫХ ШУНТОВ

Е.В. Бедарева, Э.И. Цимбалист, С.В. Муравьев, П.Ф. Баранов

Томский политехнический университет
E-mail: bedareva@tpu.ru

Теоретически исследованы факторы, влияющие на амплитудную и фазочастотную характеристики шунтов коаксиальной конструкции. Использованы аналитические выражения, исходя из электромагнитных процессов в шунте, и по ним получены эквивалентные электрические модели коаксиального шунта в зависимости от способа подключения потенциальных выводов и выбранного диапазона частот.

Ключевые слова:
Коаксиальные шунты, динамические характеристики, коэффициент преобразования, электрическая модель, реактивная составляющая.

Key words:
Coaxial shunts, dynamic behavior, conversion factor, electrical model, reactive component.

Введение

Для измерений формы и параметров больших импульсных и кратковременных токов [1, 2] при исследовании переходных режимов короткого замыкания во время испытаний энергетического оборудования используются резистивные преобразователи тока – токовые шунты различной конструкции [3–5]. Для измерений больших токов в широком диапазоне частот предпочтение отдается коаксиальной конструкции шунта [6].

Коаксиальный шунт представляет собой измерительный преобразователь тока, содержащий токовые и потенциальные выводы (рис. 1).

Конструктивно шунт состоит из двух вложенных друг в друга цилиндров, по которым ток протекает в противоположных направлениях. Вну-

тренний цилиндр изготавливают из резистивного материала с большим удельным сопротивлением, например манганина, а внутренний – с меньшим, например из меди.

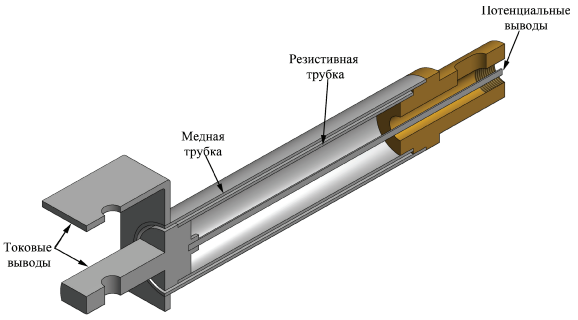


Рис. 1. *Конструкция коаксиального шунта*

Основное достоинство шунтов переменного тока коаксиальной конструкции состоит в том, что собственное магнитное и электрическое поля шунта сосредоточены в пространстве между внутренним и внешним цилиндрами. Таким образом, напряженность магнитного поля снаружи и внутри шунта практически равна нулю. Применение в качестве материала внутреннего цилиндра манганина, характеризующегося малой термо-ЭДС, позволяет минимизировать температурную погрешность, вызванную термоэлектрическими эффектами, в частности эффектом Зеебека [7].

Основными динамическими характеристиками коаксиальных шунтов переменного тока являются его амплитудная и фазочастотная характеристики (АЧХ и ФЧХ) [8].

АЧХ и ФЧХ коаксиального шунта зависят от толщины стенки резистивной трубки и способа подключения потенциальных выводов. Для конкретности в этой статье все рассуждения будем проводить для коаксиального шунта со следующими параметрами: толщина резистивной трубки – 1 мм; длина – 90 мм; внутренний радиус – 10 мм; сопротивление – 750 мкОм; номинальный ток – 1 кА.

Целью данной статьи является уточнение электрической модели шунта и исследование влияния способов подключения потенциальных выводов на динамические характеристики шунта для дальнейшего расширения его диапазона рабочих частот АЧХ с использованием компенсирующих электрических цепей.

Электрическая модель коаксиального шунта

Исходя из действия электромагнитных процессов в шунте его полное сопротивление описывается следующим выражением [8]:

$$\dot{Z} = R(1+j)m\Delta\frac{\mathrm{ch}[(1+j)mx]}{\mathrm{sh}[(1+j)m\Delta]}, \qquad (1)$$

где R – сопротивление шунта на постоянном токе, Ом; $m = \sqrt{\frac{\omega\mu}{2\rho}}$ – величина, обратная эквивалентной глубине проникновения волны, м$^{-1}$; μ – магнитная постоянная, Гн/м; ω – круговая частота, рад/с; ρ – удельное сопротивление материала резистивной трубки, Ом·м; Δ – толщина резистивной трубки, м; x – радиальная координата подключения потенциальных выводов, м.

Из формулы (1) следует, что сопротивление шунта содержит активную и реактивную составляющие.

В первом приближении электрическая модель шунтов коаксиальной конструкции на переменном токе представляет собой цепь с сосредоточенными параметрами, включающую активное сопротивление R, индуктивность L, емкость C, приращение активного сопротивления за счет скин-эффекта ΔR, взаимную индуктивность между потенциальными и токовыми выводами и между резистивной трубкой и потенциальными выводами. Коаксиальный тип конструкции шунта позволяет пренебречь взаимной индуктивностью и емкостью. Таким образом, упрощенная эквивалентная модель имеет вид, представленный на рис. 2.

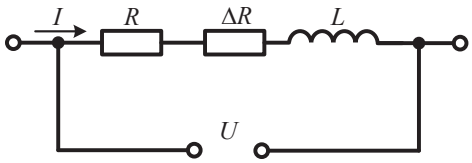


Рис. 2. *Упрощенная электрическая модель коаксиального шунта на переменном токе*

В соответствии с выражением (1) можно выделить следующие факторы, влияющие на динамические характеристики шунтов переменного тока:

- способ подключения потенциальных выводов;
- приращение активного сопротивления за счет скин-эффекта.

Исследование влияния способов подключения потенциальных выводов на динамические характеристики и модель шунта

На практике наиболее часто используются два способа подключения потенциальных выводов, показанные на рис. 3:

- к внешней поверхности резистивной трубки (выводы 1 и 1');
- к внутренней поверхности резистивной трубки (выводы 2 и 2').

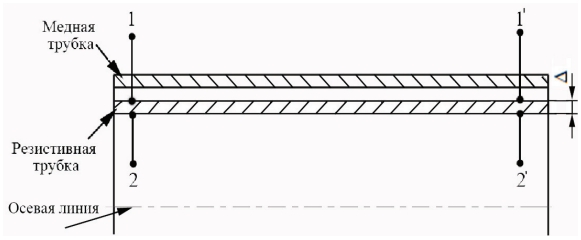


Рис. 3. *Способы подключения потенциальных выводов*

Подключение потенциальных выводов
к внешней поверхности резистивной трубки

При этом способе подключения (рис. 3, выводы 1 и 1') выполняется условие $x=\Delta$, т. к напряжение снимается с внешней поверхности резистивной трубки. Тогда выражение для полного сопротивления шунта (1) принимает следующий вид:

$$\dot{Z}_{(x=\Delta)} = R(1+j)m\Delta\text{cth}[(1+j)m\Delta]. \quad (2)$$

Для рассматриваемого способа подключения в соответствии с выражением (2) были построены нормированные АЧХ и ФЧХ, приведенные на рис. 4.

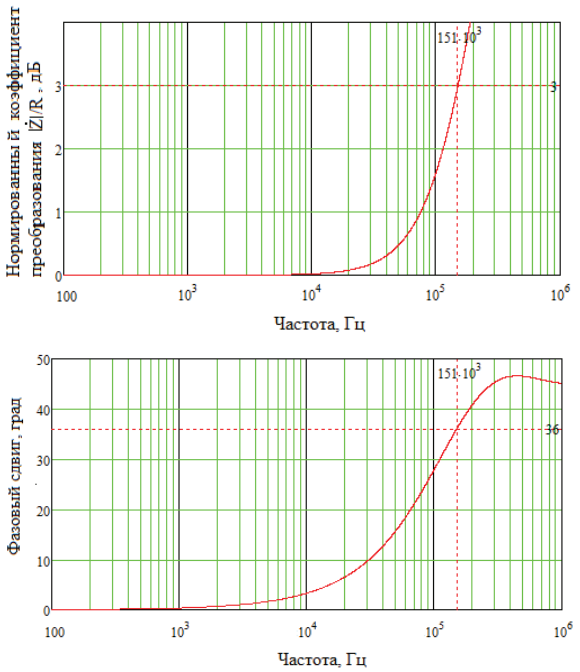


Рис. 4. *АЧХ и ФЧХ коаксиального шунта при подключении потенциальных выводов к внешней поверхности резистивного цилиндра*

Из рис. 4 видно, что электрическая модель шунта представляет собой сложную неминимально-фазовую цепь высокого порядка.

Если ограничить полосу частот на уровне около 150 кГц, то характеристики шунта могут быть аппроксимированы цепью первого порядка.

Действительно, из теории электромагнитного поля шунта время установления $t_{уст.}$ можно описать следующим выражением:

$$t_{уст.} = \frac{\Delta^2\mu}{0{,}1\pi\rho}. \quad (3)$$

Для рассматриваемой конструкции шунта время установления составило 2,79 мкс.

Для системы первого порядка по известному времени установления можно рассчитать верхнюю граничную частоту по формуле:

$$t_{уст.} = \frac{0{,}35}{f_в}. \quad (4)$$

Таким образом, верхняя граничная частота составляет 125 кГц для последовательно соединенных сопротивления номиналом 0,75 мОм и индуктивности 1 нГн.

С другой стороны, при разложении полного сопротивления шунта (2) в ряд Тейлора имеем следующее выражение:

$$\dot{Z}_{(x=\Delta)} = R + j\frac{2(m\Delta)^2}{3} - \frac{4(m\Delta)^4}{45} + \ldots =$$
$$= R\left(1 + j\frac{\omega\mu\Delta^2}{3\rho} - \frac{\Delta^4\omega^2\mu^2}{45\rho^2} + \ldots\right). \quad (5)$$

В выражении (5) третий член описывает изменение активного сопротивления от частоты, вызванное проявлением скин-эффекта. Данным приращением можно пренебречь, т. к. отношение активного сопротивления к приращению на частоте до 300 кГц пренебрежимо мало. На основе анализа выражений (2)–(5) и полученных зависимостей, можно сделать вывод, что на полное сопротивление шунта влияет индуктивная составляющая, вызванная магнитным полем. Таким образом, электрическую модель коаксиального шунта при подключении потенциальных выводов к внешней поверхности резистивного цилиндра можно представить последовательным соединением активного сопротивления и индуктивности.

Указанные положения хорошо прослеживаются на графиках АЧХ, построенных с учетом выражений (2), (4) и (5) без третьего члена ряда (рис. 5).

Из графиков видно, что электрическая модель шунта при первом способе подключения в виде модели первого порядка (активное сопротивление последовательно с индуктивностью) может быть использована в частотном диапазоне до 150 кГц.

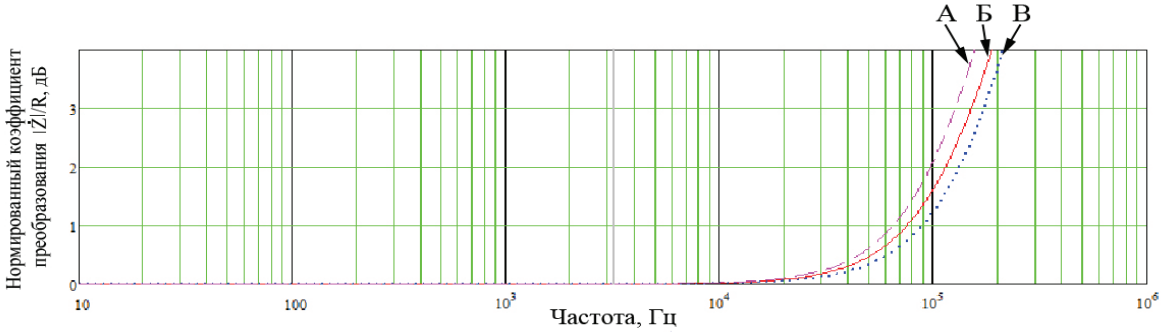


Рис. 5. *АЧХ, рассчитанные с учетом выражений (4) – А, (2) – Б и (5) – В*

Достоинством данного подключения является отсутствие зависимости активного сопротивления от частоты, таким образом, исключается влияние скин-эффекта на динамические характеристики шунтов.

Подключение потенциальных выводов к внутренней поверхности резистивной трубки

При рассматриваемом способе подключения потенциальных выводов (рис. 3, выводы 2 и 2') выполняется условие x=0, полное сопротивление шунта (1) принимает вид:

$$\dot{Z}_{(x=0)} = \frac{R(1+j)m\Delta}{\mathrm{sh}[(1+j)m\Delta]}. \qquad (6)$$

Для второго способа подключения потенциальных выводов нормированные АЧХ и ФЧХ коаксиального шунта, полученные на основе выражения (6), приведены на рис. 6.

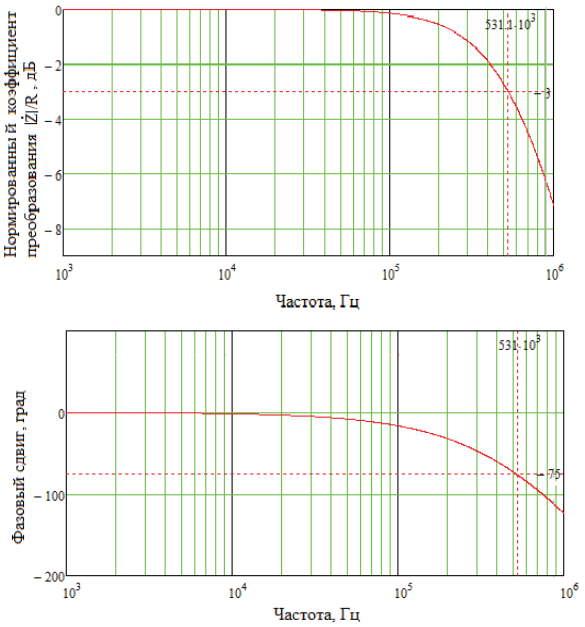


Рис. 6. *АЧХ и ФЧХ коаксиального шунта при подключении потенциальных выводов к внутренней поверхности резистивного цилиндра*

После разложения выражения (6) в ряд Тейлора, получим:

$$\dot{Z}_{(x=0)} = R\left(1 - j\frac{\omega\mu\Delta^2}{12\rho} - \frac{7\omega^2\mu^2\Delta^4}{1440\rho^2} + \ldots\right). \qquad (7)$$

Анализ выражения (7) и частотных характеристик позволяет сделать вывод, что в отличие от предыдущего подключения на полное сопротивление шунта оказывает влияние скин-эффект на активном сопротивлении и отрицательная индуктивность, вызванная магнитным полем [9, 10].

Таким образом, электрическую модель коаксиального шунта в ограниченном частотном диапазоне при данном подключении можно представить последовательным соединением двух сопротивлений, одно из которых частотозависимое, и отрицательной индуктивностью (рис. 7).

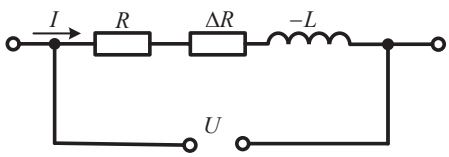


Рис. 7. *Электрическая модель исследуемого шунта при подключении потенциальных проводов к внутренней поверхности резистивного цилиндра*

Если бы в рассматриваемой электрической модели отсутствовало частотозависимое сопротивление ΔR, то с повышением частоты наблюдалось бы увеличение модуля коэффициента преобразования шунта. В действительности (рис. 6) модуль коэффициента преобразования уменьшается. Таким образом, для анализа полученных характеристик выделим из выражения (6) активную и реактивную составляющие (8), (9) и построим их нормированные зависимости от частоты (рис. 8).

$$\mathrm{Re}\frac{\dot{Z}_{(x=0)}}{R} = m\Delta\frac{\mathrm{sh}(m\Delta)\cdot\cos(m\Delta) + \mathrm{ch}(m\Delta)\cdot\sin(m\Delta)}{[\mathrm{sh}(m\Delta)\cdot\cos(m\Delta)]^2 + [\mathrm{ch}(m\Delta)\cdot\sin(m\Delta)]^2}; \qquad (8)$$

$$\mathrm{Im}\,\dot{Z}_{(x=0)} = jm\Delta\frac{\mathrm{ch}(m\Delta)\cdot\sin(m\Delta) - \mathrm{sh}(m\Delta)\cdot\cos(m\Delta)}{[\mathrm{sh}(m\Delta)\cdot\cos(m\Delta)]^2 + [\mathrm{ch}(m\Delta)\cdot\sin(m\Delta)]^2}. \qquad (9)$$

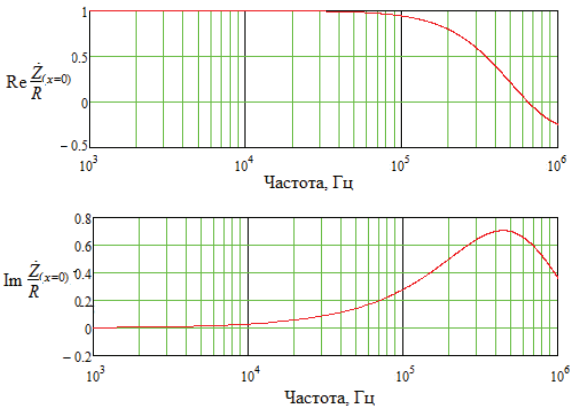


Рис. 8. *Графики нормированных зависимостей активной и реактивной составляющих от частоты*

Из графиков видно, что скорость нарастания от частоты реактивной составляющей меньше, чем скорость убывания от частоты активной, что объясняет полученный ранее закон изменения модуля коэффициента преобразования.

Выше отмечалось, что модель шунта необходима для получения аналитической зависимости компенсирующих электрических цепей, предназначенных для уменьшения частотной погрешности его коэффициента преобразования.

На рис. 9 построены АЧХ нормированных модулей коэффициента преобразования шунта (А), сопротивления эквивалентной схемы его замещения (Б), являющейся параллельным соединением

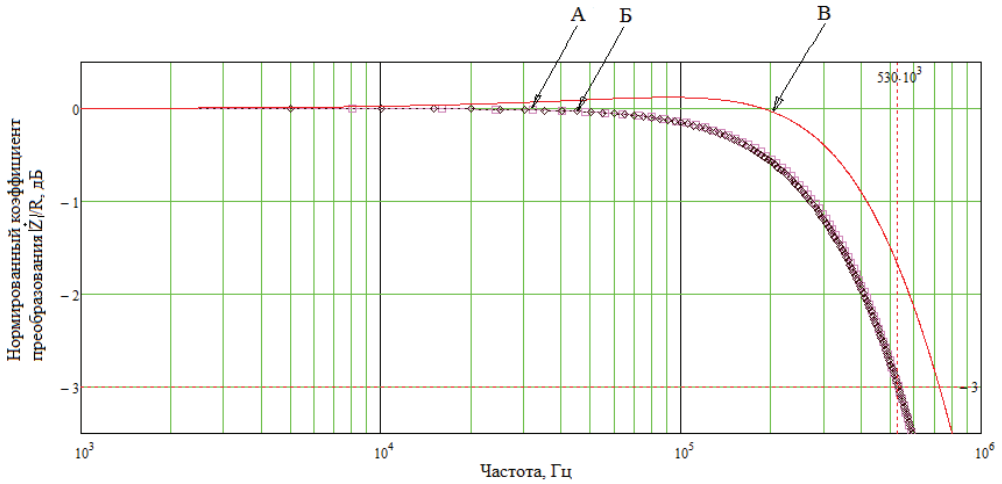


Рис. 9. *АЧХ модулей сопротивлений шунта (А), эквивалентной схемы замещения (Б), с компенсирующей цепью (В)*

активного сопротивления и емкости, и коэффициента преобразования шунта с компенсирующей цепью первого порядка (В).

Сравнивая зависимости А и Б на рис. 9, приходим к выводу, что в диапазоне частот до 550 кГц их линейное отклонение не превышает ±3 %, что подтверждает возможность использования цепи первого порядка при аппроксимации зависимости модуля шунта.

На рис. 10 представлена схема включения шунта с компенсирующей цепью на операционном усилителе, постоянная времени которой равна постоянной времени шунта.

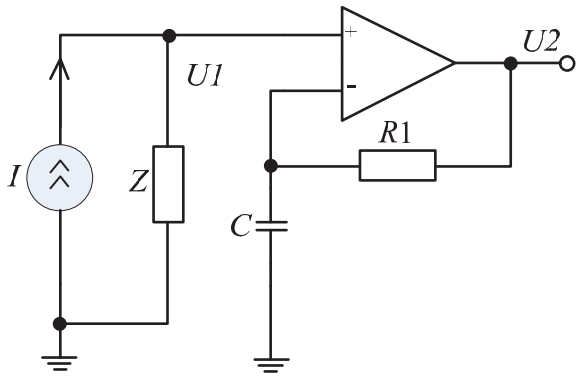


Рис. 10. *Схема включения шунта с компенсирующей схемой на операционном усилителе*

Сравнивая АЧХ шунта без компенсации (А) и с компенсацией (В) (рис. 9), можно сделать вывод, что применение компенсации позволяет повысить точность коэффициента преобразования тока в напряжения при сохранении полосы пропускания или расширить полосу пропускания при заданной точности.

Заключение

В результате теоретических исследований определены влияющие факторы на амплитудную и фазочастотную характеристики шунтов коаксиальной конструкции, а именно способ подключения потенциальных выводов к поверхности резистивной трубки и приращение активного сопротивления за счет скин-эффекта.

В ходе исследований были использованы аналитические выражения и получены эквивалентные электрические модели коаксиального шунта в зависимости от способа подключения потенциальных выводов, рассчитаны АЧХ и ФЧХ этих моделей. Подключение потенциальных выводов к внутренней поверхности резистивной трубки теоретически позволяет получить более широкую полосу пропускания при заданном уровне погрешности.

Использование схемы компенсации, состоящей из системы первого порядка, показало, что можно уменьшить частотную погрешность или увеличить частотный диапазон шунта. Дальнейшее уменьшение погрешности коэффициента преобразования требует разработки модели шунта и компенсирующих цепей более высоких порядков.

Исследования выполнены в рамках федеральной целевой программы «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2007–2013 гг.» (государственный контракт № 11.519.11.6026).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Muravyov S.V., Borikov V.N., Natalinova N.M. A Computer System: Measurement of Welding Surge Current // Measurement and Control. – 2009. – V. 42. – № 2. – P. 44–47.
2. Бориков В.Н., Баранов П.Ф., Мамаев А.И. Программно-аппаратный комплекс для исследования микроплазменных процессов в растворах // Приборы. – 2011. – № 12. – С. 53–58.
3. Kawamura T., Haginomori E., Goda Y., Nakamoto T. Recent Developments on High Current Measurement Using Current Shunt // Transactions on electrical and electronic engineering. – 2007. – V. 2. – № 5. – P. 516–522.
4. Заревич А.И., Муравьев С.В., Бедарева Е.В., Величко О.Н. Цифровая обработка импульсных сигналов для определения частотных характеристик преобразователей тока // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 320. – № 5. – С. 116–120.

5. Malek Z.B.A. Design and construction of a new coaxial high voltage fast impulse current transducer // Research Report № 71586. – Malaysia University of Technology, 2003.
6. Johnson C.M., Palmer P.R. Current measurement using compensated coaxial shunts // Science, Measurement and Technology: IEE Proceedings. – 1994. – V. 141. – № 6. – P. 471–480.
7. Malewski R. Micro-ohm shunts for precise recording of short circuit currents // IEEE transactions on Power Apparatus and Systems. – 1977, March/April. – V. 96. – № 2. – P. 579–585.
8. Векслер М.С., Теплинский А.М. Шунты переменного тока. – Л.: Энергоатомиздат, 1987. – 123 с.
9. Silsbee F.B. A study of the inductance of four-terminal resistance standards // NBS Scientific Paper. – 1916, July. – № 281. – P. 375–422.
10. Park J.H. Shunts and inductors for surge-current measurements // Part of Journal of the National Bureau of Standards. – 1947, September. – V. 39. – P. 191–212.

Поступила 18.02.2013 г.

УДК 621.373.1

СИНТЕЗ СТРУКТУР ГЕНЕРАТОРОВ ИМПУЛЬСНЫХ СИГНАЛОВ НА ОСНОВЕ ПРИНЦИПОВ СИММЕТРИИ И ОТРАЖЕНИЯ

Ю.К. Рыбин

Томский политехнический университет
E-mail: rybin@tpu.ru

Обсуждается возможность применения принципов симметрии и отражения при анализе и синтезе генераторов импульсных сигналов. Установлено, что принцип симметрии лучше применять для синтеза колебательных систем на основе четырёхполюсных элементов, а принцип отражения – для синтеза на двухполюсных элементах. Показано, что синтез колебательных систем с помощью принципа симметрии выполняется путём обращения амплитудных характеристик четырёхполюсников. Синтез колебательных систем с помощью принципа отражения выполняется путём зеркального отражения амплитудной характеристики проводимости линейного двухполюсника на амплитудную характеристику проводимости нелинейного двухполюсника. Предлагаемый подход продемонстрирован для синтеза колебательных систем генераторов электрических сигналов, однако он может найти применение при анализе любых циклических процессов изменяющихся скачкообразно.

Ключевые слова:
Принцип симметрии, принцип отражения, обратное преобразование, колебательная система, активный нелинейный элемент, условия баланса амплитуд и баланса фаз.

Key words:
Symmetry principle, principle of reflection, inverse transformation, oscillating system, active nonlinear element, balances of amplitude and phase.

Введение

Проблема анализа, синтеза и проектирования генераторов электрических сигналов несинусоидальной формы заключается в том, что колебательные системы (КС) этих генераторов являются принципиально нелинейными системами, процессы в которых описываются нелинейными дифференциальными уравнениями. Исследование таких уравнений аналитическими методами невозможно именно в силу их нелинейного характера. Конечно, их можно исследовать численными методами, но для этого уравнения должны быть как минимум известны. Для получения этих уравнений и используются различные методы их синтеза. Одним из эффективных методов синтеза является метод, основанный на принципе симметрии. Принцип симметрии нашёл широкое применение в геометрии, механике, физике [1–5] и т. д. На основе принципа симметрии в [6] проведён синтез генераторов импульсных сигналов на основе четырёхполюсных линейной частотно-задающей цепи (ЛЧЗЦ) и активного нелинейного элемента (АНЭ). В [7] приведены и доказаны две теоремы, устанавливающие связь амплитудных характеристик ЛЧЗЦ и АНЭ. В этой статье принцип симметрии распространён на КС четырёхполюсными нелинейными элементами с двунаправленной передачей сигналов, а к КС с двухполюсными элементами применён принцип отражения.

Синтез структур генераторов на основе принципа симметрии

КС большинства известных генераторов можно представить в виде блок-схем на рис. 1. Первая из них показывает обычную КС на RC- или LC-цепи и АНЭ типа усилителя с однонаправленной передачей сигнала. Две другие схемы относятся к КС на АНЭ с двунаправленной передачей сигнала на двухполюсном и четырёхполюсном АНЭ.

На рис. 1, *а* представлена классическая структура генератора на активном нелинейном элементе (АНЭ1) типа источник напряжения, управляемый напряжением (ИНУН) и линейной частотно задающей цепи (ЛЧЗЦ).

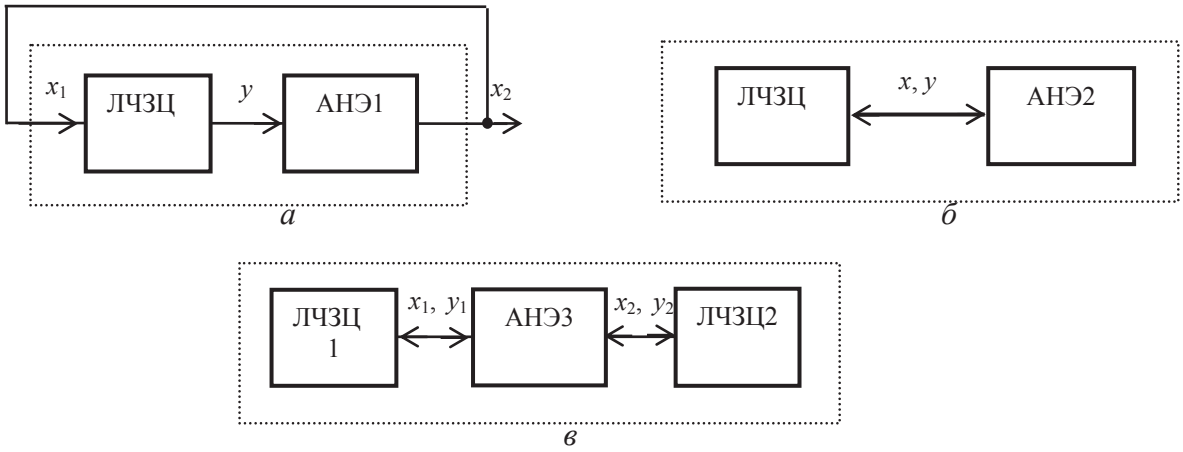


Рис. 1. *Блок-схемы КС на активных нелинейных элементах с а) однонаправленной б, в) двунаправленной передачей сигнала*

Будем полагать, что формы входного $x_1(t)$ и выходного $y(t)$ сигналов цепи уже известны. Тогда характеристику преобразования ЛЧЗЦ можно описать уравнением $\gamma(x_1)=y$. Она отображает зависимость мгновенных значений выходного сигнала цепи от мгновенных значений входного сигнала. Её будем называть амплитудной характеристикой. Понятно, что амплитудная характеристика зависит от формы сигнала и может быть представлена уравнением в явном или неявном виде, а также может быть изображена на плоскости (x,y) графически. В последнем случае в стационарном режиме периодических колебаний она представляется замкнутой линией. Аналогично амплитудную характеристику АНЭ можно представить другим уравнением $K(y)=x_2$. Тогда, обращая второе уравнение, получим $K^{-1}(x_2)=y$. Учитывая, что в стационарном режиме при формировании периодических колебаний $x_1=x_2=x$, получим соотношение амплитудных характеристик ЛЧЗЦ и АНЭ

$$K^{-1}(x) = \gamma(x). \qquad (1)$$

Из (1) следует, что амплитудные характеристики ЛЧЗЦ и АНЭ при формировании колебаний заданной периодической формы должны быть взаимно обратными друг другу. В уравнении (1) сигналы $x(t)$ и $y(t)$ представлены напряжениями, поэтому АНЭ может быть реализован на источниках напряжения управляемых напряжениями (ИНУН). Однако такие же уравнения можно записать и в случае других управляемых источников, например: $K_i^{-1}(x)=\gamma_i(x)$ – для источников тока управляемых током (ИТУТ), $Z^{-1}(x)=g(x)$ – для источников напряжения управляемых током (ИНУТ) и $G^{-1}(y)=z(y)$ – для источников тока управляемых напряжениями (ИТУН).

В [6] введены и доказаны две теоремы, устанавливающие условия, необходимые для воспроизведения периодических колебаний заданной формы в КС из четырёхполюсных ЛЧЗЦ и АНЭ, включенных в кольцо. Приведём их здесь для справки.

Теорема 1. *Для воспроизведения периодических колебаний в колебательной системе, содержащей последовательно соединённые ЛЧЗЦ и АНЭ, необходимо, чтобы комплексный коэффициент передачи по контуру обратной связи был равен единице на частоте каждой гармоники разложения выходного сигнала в тригонометрический ряд Фурье.*

Теорема 2. *Для существования в КС колебаний с заданной формой необходимо, чтобы амплитудная характеристика АНЭ была бы обратной амплитудной характеристике ЛЧЗЦ (без особых точек на амплитудной характеристике).*

Для проверки применения этих теорем к КС в работах [7, 8] были исследованы схемы, где показано выполнение принципа симметрии.

Синтез структур колебательных систем на основе принципа отражения

Рассмотрим процессы в структурах КС на рис. 1, *б* и 1, *в*, которые выполнены на активном двухполюсном и активном четырёхполюсном элементах с двунаправленной передачей сигнала.

В первой структуре схема содержит только двухполюсные элементы: линейную частотно-зависимую *RLC*-цепь (ЛЧЗЦ) и активный двухполюсный элемент (АНЭ2) (например туннельный диод, динистор или однопереходный транзистор).

Во второй использованы двухполюсные элементы: линейные частотно-зависимые *RLC*-цепи (ЛЧЗЦ1 и ЛЧЗЦ2) и активный четырёхполюсный нелинейный элемент (АНЭ3) «отражатель» (например конвертор отрицательного сопротивления (КОС) или гиратор). Отражатель отображает (преобразует) сигналы $x_1(t)$ одной ЛЧЗЦ в сигналы $x_2(t)$ другой ЛЧЗЦ так, чтобы в системе могли выполняться условия воспроизведения периодических колебаний. Рассмотрим эти КС отдельно.

Синтез КС на двухполюсных пассивных и активных нелинейных элементах

Хорошо известно, что в системах на рис. 1, *б* и 1, *в* возможны периодические колебательные процессы. Особенностью рассматриваемых систем является то, что к обеим системам невозможно применить критерий стабильности Баркгаузена, т. к. сам Генрих Баркгаузен в известных работах не рассматривал колебательные системы на двухполю-

сных элементах. В них нет четырёхполюсной *RLC*-цепи. Её роль выполняют одна или две двухполюсные *RLC*-цепи. Активный нелинейный элемент вместо однонаправленной передачи обладает свойством двунаправленной передачи сигнала. Поэтому нет возможности определить петлевое усиление в системе и приравнять его единице. Тем не менее, попытки применения аналога критерия Баркгаузена известны. Например, предложено [8] в качестве такого критерия использовать равенство нулю суммы сопротивлений или проводимостей ЛЧЗЦ и АНЭ. Однако эти критерии относятся только к линеаризованным колебательным системам при воспроизведении ими почти синусоидальных колебаний. Для колебаний других форм эти условия неизвестны. Более того, даже для известных КС на туннельных диодах неизвестны условия генерирования колебаний импульсной формы.

Попробуем разобраться с вопросом, при каких параметрах или характеристиках двухполюсных пассивной и активной цепей можно создать условия для возбуждения в системах колебаний несинусоидальных форм.

Особенностью любого двухполюсника по сравнению с четырёхполюсником является то, что основной его функцией является проводимость или сопротивление, а не коэффициент передачи, поэтому для их однозначного описания должны быть известны две величины: ток и напряжение. Рассмотрим вначале систему с двухполюсными ЛЧЗЦ и АНЭ2 на рис. 1, *б*. Введём по аналогии с рассмотренными выше колебательными системами на четырёхполюсниках понятие амплитудной характеристики проводимости двухполюсника. Для двухполюсника это зависимость мгновенного значения тока от мгновенного значения напряжения в каждый момент времени, отображаемая на плоскости (*x*,*y*). При периодическом изменении напряжения и тока эта зависимость представляет собой замкнутую линию, образованную последовательным перемещением изображающей точки по плоскости при изменении времени. Очевидно, что напряжение на выводах двухполюсников в этой КС равны, а токи равны по значению, но противоположны по направлению. Изменение направления тока при одном и том же напряжении указывает на то, что один из двухполюсников в каждый момент является пассивным элементом (потребителем энергии), а другой – активным (источником энергии). Поэтому здесь речь идёт об отражении токов при равных напряжениях. Отсюда следует, что для воспроизведения периодических колебаний необходимо (но не достаточно) при равенстве напряжений на двухполюсниках обеспечить равенство и противоположное направление их токов. Сказанное можно представить формулой, связывающей проводимости двухполюсников

$$G_{\text{АНЭ}}(x) = -G_{\text{ЛЧЗЦ}}(x). \qquad (2)$$

Продемонстрируем это на следующем примере.

Пусть в качестве двухполюсной линейной цепи используется пассивная *RC*-цепь из последовательно-включенных резистора и конденсатора. Зададим на двухполюснике прямоугольную форму напряжения $x(t)$, как и в работе [7]. В соответствии с изменениями напряжения и тока на рис. 2, *а* построена амплитудная характеристика двухполюсника ЛЧЗЦ при разной амплитуде прямоугольного напряжения на нём.

Используя свойство изменения направления тока в двухполюсниках при одном и том же напряжении $x(t)$ на них, характеристику АНЭ легко получить из характеристики ЛЧЗЦ изменением знака тока. На рис. 2, *б* показана амплитудная характеристика *ANE*2, в которой изменены направления тока при тех же полярностях и значениях напряжений, что и на рис. 2, *а*. Здесь представлены характеристики проводимости, а не амплитудные характеристики передаточных функций, поэтому по оси ор-

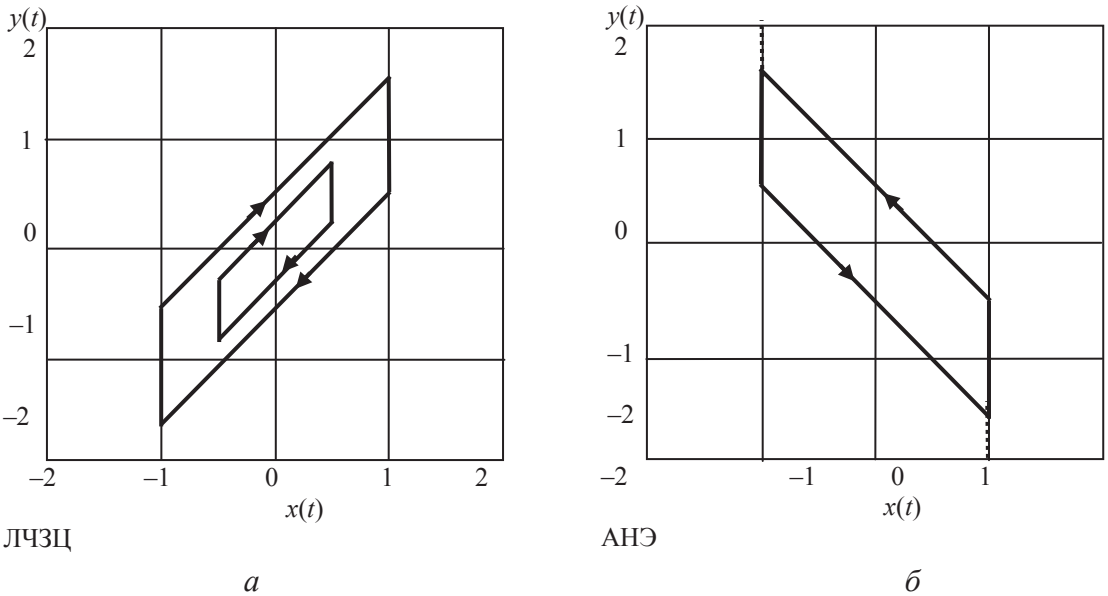
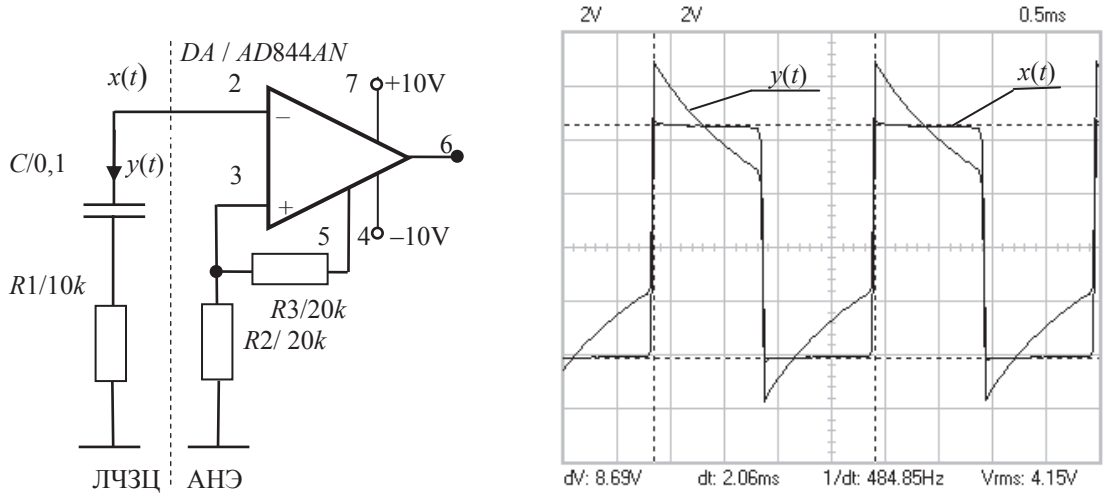


Рис. 2. *Графики амплитудных характеристик проводимости двухполюсников: а) пассивного; б) активного*



а *б*

Рис. 3. *а) схема генератора; б) осциллограммы напряжения и тока на инвертирующем входе DA типа CFOA (Current feedback operational amplifier)*

динат $y(t)$ показаны изменения токов, а по оси абсцисс – изменения напряжений $x(t)$. Видно, что амплитудные характеристики ЛЧЗЦ и АНЭ симметричны относительно вертикальной оси, что соответствует их зеркальному отражению относительно этой оси с изменением направления движения изображающей точки. Поэтому здесь уместно говорить о симметрии и об отражении характеристик. При одинаковых по значению и знаку напряжениях $x(t)$ токи в ЛЧЗЦ и АНЭ равны по модулю и противоположны по знаку. Это свойство отражения характерно не только для рассмотренной формы сигнала, но является универсальным свойством амплитудных характеристик проводимости при любой форме сигналов, что даёт основание сформулировать теорему 3.

Теорема 3. *Для воспроизведения периодических колебаний заданной формы в КС, состоящей из двухполюсной ЛЧЗЦ и двухполюсного АНЭ, необходимо, чтобы их амплитудные характеристики проводимости (сопротивления) на плоскости были бы отражением относительно оси тока (напряжения).*

Для экспериментальной проверки принципа отражения была выбрана схема генератора на рис. 3, *а*. Эта схема известна и подробно исследована в [9]. Однако здесь она приведена для демонстрации принципа отражения. ЛЧЗЦ здесь выполнена на двухполюснике из последовательно соединённых резистора R и конденсатора C с параметрами $R1$=10 кОм и C=0,1 мкФ. Зададим на RC-цепи прямоугольную форму напряжения $x(t)$. В качестве АНЭ в схеме использован двухполюсный элемент на усилителе *AD*844*AN*, охваченном обратной связью через $R2$ и $R3$ с токового выхода на неинвертирующий вход. Этот двухполюсник выполняет функции компаратора и обеспечивает необходимые уровни срабатывания и ограничения $x(t)$.

При экспериментальном исследовании схемы на рис. 3, *а* получены сигналы на рис. 3, *б*, которые подтверждают положения теоремы 3.

Синтез КС на четырёхполюсных двунаправленных активных нелинейных элементах типа КОС

И, наконец, рассмотрим структуру КС на активном четырёхполюсном элементе с двунаправленной передачей сигнала на конверторе отрицательного сопротивления (КОС). При синтезе КС требуется определить схемы двухполюсников ЛЧЗЦ1 и ЛЧЗЦ2, амплитудную характеристику и схему АНЭ3. Таким образом, и здесь задача синтеза имеет много неизвестных и однозначного её решения не существует. Известной могут быть только формы напряжений на пассивных двухполюсниках, их амплитуды и частоты. Для уменьшения неопределённости можно задать схемы двухполюсников. Тогда неизвестной останется характеристика АНЭ3 и его схема.

В качестве примера для синтеза используем генератор на КОС [10], упрощенная схема которого приведена на рис. 4, *а*. В этой схеме *DA*1 и *DA*2 – это источники тока управляемые напряжениями ИТУН.

В КС при определённых характеристиках элементов возможны периодические автоколебания заданной формы. Эта КС является замкнутой системой, которую легко мысленно разомкнуть. В разомкнутой системе активные элементы стали однонаправленными, а входной и выходной сигналы стали равными. При линеаризованных элементах условие периодических колебаний почти синусоидальной формы в этой системе имеет вид (3)

$$Z_1(\omega)G_{DA1}Z_2(\omega)G_{DA2}=1, \qquad (3)$$

где G_{DA1}, G_{DA2} – передаточные проводимости активных элементов *DA*1 и *DA*2; $\dot{Z}_1(\omega)$, $\dot{Z}_2(\omega)$ – комплексные передаточные сопротивления двухполюсных ЛЧЗЦ1 и ЛЧЗЦ2.

Однако при формировании периодических колебаний несинусоидальной формы передаточные проводимости активных элементов становятся нелинейными и должны описываться не числами,

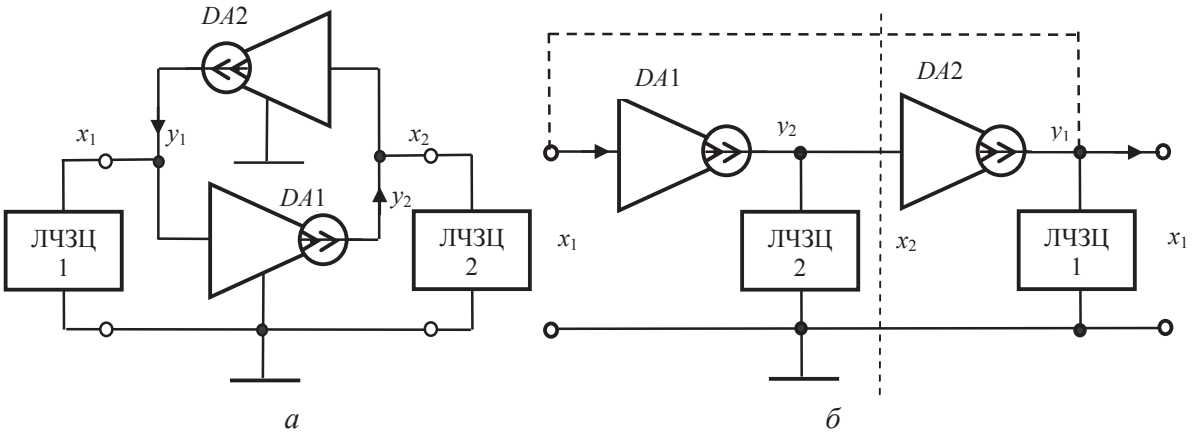


Рис. 4. *Упрощенные схемы: а) генератора на КОС; б) его разомкнутый вид*

а нелинейными функциями. Применим к активным и пассивным элементам и этой системы введённое выше понятие амплитудных характеристик. Учтём, что напряжение на сопротивлении ЛЧЗЦ1 зависит от выходного тока *DA*2, который, в свою очередь, зависит от напряжения x_2, тогда можно записать выражения амплитудных характеристик $G_{DA2}(x_2)=y_1$, $G_{DA1}(x_1)=y_2$ и легко понять первое из уравнений (4). Аналогично составлено и второе уравнение (4).

$$Z_1(G_{DA2}(x_2)) = x_1,\ \ Z_2(G_{DA1}(x_1)) = x_2, \qquad (4)$$

где $G_{DA1}(x_1)$, $G_{DA2}(x_2)$ – передаточные проводимости активных элементов *DA*1 и *DA*2, входящих в состав АНЭ3; $Z_1(y_1)$, $Z_2(y_2)$ – передаточные сопротивления пассивных ЛЧЗЦ1 и ЛЧЗЦ2 двухполюсников.

Объединяя их, получим уравнения КС в замкнутой форме при нелинейных активных элементах

$$Z_1(G_{DA2}(Z_2(G_{DA1}(x_1)))) = x_1$$
$$\text{или}\ \ Z_2(G_{DA1}(Z_1(G_{DA2}(x_2)))) = x_2. \qquad (5)$$

Полученные условия являются необходимыми для воспроизведения периодических колебаний в КС.

Обратим внимание, что на рис. 4, *б* также видна симметрия схемы относительно вертикальной пунктирной линии, которая позволяет поделить схему на две части: левую и правую. Поэтому амплитудная характеристика правой части схемы, включающей *DA*2 и ЛЧЗЦ1, должна быть обратной амплитудной характеристике левой части схемы из *DA*1 и ЛЧЗЦ2. Записывая уравнения прямого и обратного преобразователей и учитывая обратный порядок вложения операторов, можно получить уравнения связи амплитудных характеристик сопротивлений двухполюсных элементов и амплитудных характеристик проводимостей передачи четырёхполюсника в каждом направлении

$$G_{DA1}(x_1) = Z_{\text{ЛЧЗЦ2}}{}^{-1}(x_2)\ \ \text{и}\ \ G_{DA2}(x_2) = Z_{\text{ЛЧЗЦ1}}{}^{-1}(x_1). \qquad (6)$$

Первое уравнение в (6) устанавливает связь между известной обратной амплитудной характеристикой сопротивления двухполюсника ЛЧЗЦ2 и неизвестной амплитудной характеристикой проводимости четырёхполюсника *DA*1.

Второе уравнение в (6) определяет амплитудную характеристику проводимости четырёхполюсника *DA*2 через обратную амплитудную характеристику сопротивления двухполюсника ЛЧЗЦ1.

При синтезе амплитудной характеристики АНЭ3 должны быть выбраны схемы двухполюсников ЛЧЗЦ1 и ЛЧЗЦ2 и, конечно, заданы напряжения и определены токи в них. Поэтому формы напряжений и токов в двухполюсниках $x_1(t)$, $y_1(t)$, $x_2(t)$ и $y_2(t)$ предварительно известны и рассчитаны, следовательно, амплитудные характеристики передаточных сопротивлений ЛЧЗЦ1 и ЛЧЗЦ2 предполагаются также известными. Определению подлежат только передаточные проводимости активных элементов *DA*1 и *DA*2. Их можно выразить аналитически на основе (6) или построить графически.

На рис. 5 показана схема генератора для экспериментальной проверки принципа отражения и симметрии и осциллограммы её работы.

На схеме в качестве активного элемента АНЭ3 использованы два усилителя типа *AD*844*AN*, в качестве двухполюсника ЛЧЗЦ1 использован конденсатор С с ёмкостью 0,1 μF, а в качестве двухполюсника ЛЧЗЦ2 два последовательно соединённых резистора *R*1 и *R*2 с сопротивлением по 20 *k*. Осциллограммы напряжений на выходах $x_1(t)$ и $x_2(t)$ с точностью до масштаба соответствуют теоретическим.

На основании уравнений (6) можно сформулировать теорему 4.

Теорема 4. *Для воспроизведения периодических колебаний заданной формы в колебательной системе, состоящей из двухполюсных и четырёхполюсного элементов с двунаправленной передачей сигнала, необходимо, чтобы амплитудная характеристика проводимости четырёхполюсного активного элемента в каждом направлении передачи сигнала была бы обратной амплитудной характеристике сопротивления двухполюсного элемента, подключенного к соответствующему токовому выходу.*

Аналогичный подход можно применить к синтезу генераторов на основе гираторов.

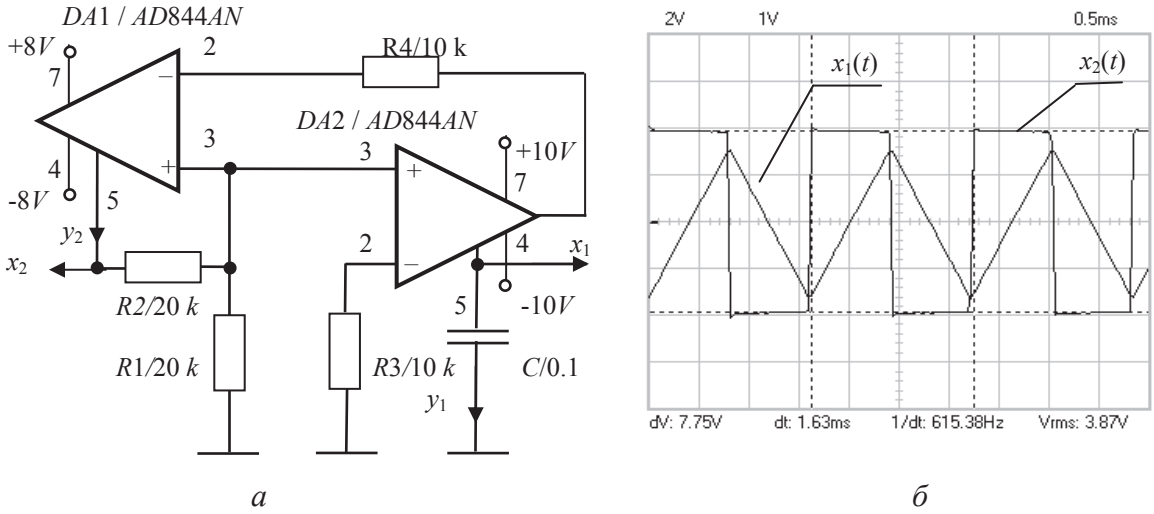


Рис. 5. *а) схема генератора на КОС; б) графики напряжений на выходах x_1 и x_2*

Выводы

Установлено, что основные структурные схемы генераторов электрических сигналов построены на основе принципов симметрии и отражения. Это даёт возможность синтезировать характеристики элементов схемы по заданным формам периодических колебаний.

При анализе генератора, выполненного по классической схеме с контуром на активном элементе с однонаправленной передачей сигнала и линейной частотнозадающей цепи, установлено, что при мысленном разрыве контура обратной связи в некотором промежуточном узле этот промежуточный узел системы может служить осью симметрии, которая поделит её на две части: левую и правую. Поэтому при равенстве входного сигнала левой части и выходного сигнала правой части от промежуточного узла их параметры или характеристики оказываются взаимно обратными друг другу.

Для генераторов на двухполюсных активных и пассивных элементах получено условие, когда амплитудные характеристики проводимостей (сопротивлений) двухполюсников согласно принципу отражения должны быть симметричными относительно токов (напряжений).

Амплитудная характеристика проводимости передачи активного элемента в генераторах на активном четырёхполюсном элементе с двунаправленной передачей энергии типа конвертора отрицательного сопротивления должна быть обратной амплитудной характеристике проводимости пассивного двухполюсника, подсоединённого к соответствующему выходу активного элемента.

Формулы (1), (2) и (5) представляют новые общие критерии Баркгаузена для колебательных систем генераторов на однонаправленных и двунаправленных четырёхполюсных, а также и двухполюсных активных элементах при воспроизведении колебаний не только синусоидальной, но и другой заданной формы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Weyl H. Symmetry. – Princeton, New Jersey: University Press Princeton, 1952. – 168 p.
2. Wigner E. Symmetries and Reflections. – Indiana: Indiana University Press, 1967. – 280 p.
3. Рыбин Ю.К. Формализованные методы проектирования структур измерительных преобразователей на основе принципа симметрии // ИИС-89: Труды Всесоюзной научно-техн. конф. – Ульяновск, 1989. – Т. 2. – С. 239.
4. Крутько П.Д. Обратные задачи динамики управляемых систем: линейные модели. – М.: Наука, 1987.– 304 с.
5. Туз Ю.М. Структурные методы повышения точности измерительных устройств. – Киев: Вища школа, 1976. – 256 с.
6. Rybin Yu.K. Barkhausen Criterion for Pulse Oscillators // International Journal of Electronics. – 2012. – V. 99. – № 11. – С. 1547–1556.
7. Рыбин Ю.К. Условия воспроизведения в генераторах периодических колебаний заданной формы // Известия Томского политехнического университета. – 2010. – Т. 316. – № 4. – С. 136–140.
8. Rybin Yu.K. Electronic Devices for Analog Signal Processing. – Heidelberg; London; New York; Dordrecht: Springer, 2011. – 257 p.
9. Abuelma'atti M.T., Al-Shahrani S.M. New CFOA-based triangular/square wave generator // International Journal of Electronics. – 1998. – № 84. – P. 583–588.
10. Филановский И.М., Персианов А.Ю., Рыбин В.К. Схемы с преобразователями сопротивлений. – М.: Энергия, 1973. – 191 с.

Поступила 05.03.2013 г.

УДК 621.313.323

ХАРАКТЕРИСТИКИ ГИБРИДНОЙ СИНХРОННОЙ МАШИНЫ

Е.Е. Суворкова, Ю.Н. Дементьев, Л.К. Бурулько

Томский политехнический университет
E-mail: Suvorkova_elena@mail.ru

Представлены результаты исследования магнитных полей и распределения магнитной индукции в воздушном зазоре синхронно-реактивной и магнитоэлектрической части синхронного гибридного двигателя. Приведены результаты анализа влияния магнитных полей на электромагнитный момент и угловые характеристики синхронного гибридного двигателя.

Ключевые слова:
Синхронная машина, моделирование, электромагнитное поле, электромагнитная индукция, угол поворота.

Key words:
Synchronous machine, modeling, electromagnetic field, electromagnetic induction, shift angle.

В настоящее время идет интенсивное развитие всех компонентов электропривода: электрических двигателей, силовых полупроводниковых приборов и преобразователей на их основе, микропроцессорных средств управления.

Одним из основных направлений в развитии электрических двигателей является расширение парка электродвигателей специализированных исполнений и модификаций, объектно-ориентированных для конкурентных условий применения [1].

Анализируя перспективы развития электродвигателей в этом направлении, можно отметить использование нетрадиционных электродвигателей, таких как синхронный гибридный двигатель (СГД). Принцип работы и регулировочные возможности СГД удачно сочетаются с требованиями, предъявляемыми со стороны высокоточных станков и технологических узлов машин по производству искусственных волокон [2].

Построение электропривода, обоснование и выбор способов регулирования определяются основными характеристиками электродвигателя. Поэтому целью настоящей работы является анализ магнитных полей в воздушном зазоре СГД и определение базовых составляющих электромагнитного момента, формирующих его регулировочные и механические характеристики.

Под синхронным гибридным двигателем понимают двигатель, статор которого выполнен как у серийного асинхронного двигателя, а ротор состоит из двух частей. Основная часть выполнена в виде явнополюсного ротора без обмотки возбуждения как у синхронного реактивного двигателя и составляет 70 % активной длины магнитопровода ротора [3], а вторая часть имеет постоянные магниты, встроенные в межполюсные промежутки ротора, и ее длина составляет 30 % активной длины магнитопровода ротора [2]. Такое конструктивное исполнение СГД позволяет объединить в себе положительные свойства синхронных реактивных и магнитоэлектрических машин с постоянными магнитами.

Магнитный поток в основной части СГД создается реактивным током обмотки статора. Вращающий момент возникает из-за различия магнитных проводимостей по продольной и поперечной осям [4] и определяется по следующему выражению (1):

$$M_{\text{р}} = \frac{1}{2} I^2 (x_{d\text{р}} - x_{q\text{р}}) \sin 2\beta = M_d - M_q, \qquad (1)$$

где β – угол между намагничивающей силой обмотки статора и осью полюса ротора; $x_{dp}=\omega L_{dp}$, $x_{qp}=\omega L_{qp}$ – индуктивные сопротивления по продольной и поперечной осям синхронной реактивной части СГД.

Таким образом, момент вращения синхронной реактивной части СГД имеет две составляющие: момент M_d – составляющая, возникающая за счет магнитного потока по продольной оси; момент M_q – составляющая, обусловленная магнитным потоком по поперечной оси.

Момент магнитоэлектрической части с постоянными магнитами СГД создается за счет взаимодействия вращающегося магнитного поля статора с магнитным полем встроенных магнитов и различия магнитных проводимостей по продольной и поперечной осям [5].

При этом можно считать, что составляющая вращающего момента, определяемая наличием встроенных магнитов, есть результат взаимодействия суммарного потока в воздушном зазоре СГД с током обмотки статора. Суммарный поток магнитоэлектрической части с постоянными магнитами можно представить в виде векторного (геометрического) сложения потоков, созданного токами обмотки статора Φ_1 и потоком $\Phi_{\text{м}}$ встроенных магнитов и определить по выражению (2):

$$\Phi_{\Sigma} = \sqrt{\Phi_1^2 + \Phi_{\text{м}}^2 + \Phi_1 \cdot \Phi_{\text{м}} \cos\theta}, \qquad (2)$$

где θ – угол между векторами потоков в воздушном зазоре магнитоэлектрической части СГД.

Составляющую вращающего момента M_{Σ} от суммарного потока можно определить через энергию магнитного поля в рабочем зазоре магнитоэлектрической части с постоянными магнитами СГД по следующему выражению (3):

$$M_{\Sigma} = \frac{dW_{\Sigma}}{d\theta} = \frac{p_{\text{П}} \Phi_1 \Phi_{\text{м}}}{\mu_0} \sin(\theta), \qquad (3)$$

где M_{Σ} – суммарная энергия магнитного поля в рабочем зазоре; $p_{\text{П}}$ – число пар полюсов; μ_0 – магнитная проницаемость воздуха.

Таким образом, выражение для определения вращающего момента магнитоэлектрической части с постоянными магнитами СГД можно представить в следующем виде (4):

$$M_{\text{м}} = M_{\Sigma} + M_{d\text{э}} + M_{q\text{э}}, \quad (4)$$

где $M_{d\text{э}} = \frac{1}{2} I^2 x_{d\text{э}} \sin 2\theta$ – момент, возникающий за счет магнитного потока по продольной оси магнитоэлектрической части с постоянными магнитами СГД, $M_{q\text{э}} = \frac{1}{2} I^2 x_{q\text{э}} \sin 2\theta$ – момент, возникающий за счет магнитного потока по поперечной оси магнитоэлектрической части с постоянными магнитами СГД.

Тогда общее выражение для определения электромагнитного момента СГД определяется по выражению (5):

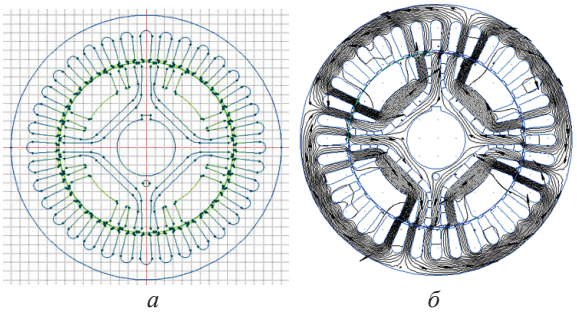
$$M = \frac{1}{2} I^2 (x_{d\text{р}} - x_{q\text{р}}) \sin 2\beta + \frac{p_{\text{П}} \Phi_1 \Phi_{\text{м}}}{\mu_0} \sin(\theta) + M_{d\text{э}} + M_{q\text{э}}. \quad (5)$$

Из выражения (5) следует, что для определения электромагнитного момента необходимо знать:

- действующее значение тока обмотки статора I;
- значения индуктивных параметров как в синхронной реактивной, так и в магнитоэлектрической части с постоянными магнитами СГД;
- значения потоков Φ_1, $\Phi_{\text{м}}$ и углов β, θ.

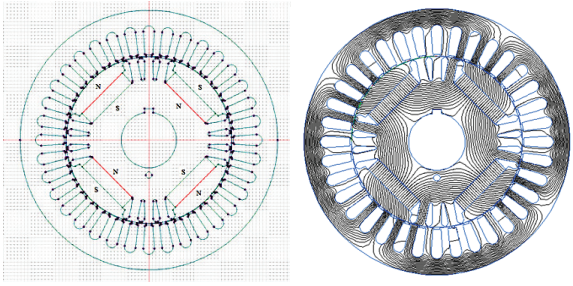
При разработке модели распределения магнитного поля в воздушном зазоре СГД в программе Elcut в основу были положены конструктивные особенности его исполнения: синхронная реактивная часть представляет собой усовершенствованный синхронно-реактивный двигатель (СРД), а магнитоэлектрическая – простой СРД, в большие пазы ротора которого помещены постоянные магниты марки КС-37А [2, 3].

На рис. 1 и 2 представлены распределения магнитного поля в синхронной реактивной и магнитоэлектрической части СГД.



а *б*

Рис. 1. *Распределение магнитного поля в синхронной реактивной части СГД: а) поперечный разрез синхронной реактивной части; б) распределение линий магнитной индукции*



а *б*

Рис. 2. *Распределение магнитного поля в магнитоэлектрической части СГД: а) поперечный разрез магнитоэлектрической части СГД и расположение магнитов в магнитопроводе ротора; б) распределение линий магниной индукции*

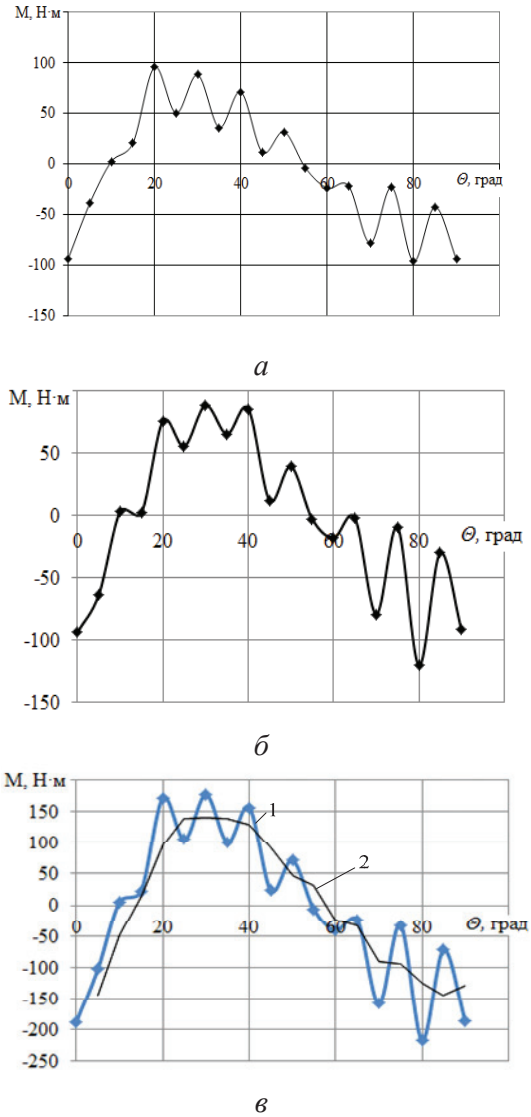


Рис. 3. *Расчетные зависимости электромагнитного момента и его составляющих от угла поворота ротора: а) электромагнитный момент в магнитоэлектрической части с постоянными магнитами; б) электромагнитный момент в синхронно-реактивной части; в) результирующий момент СГД (1 – кривая, построенная по результатам моделирования, 2 – кривая, полученная при помощи аппроксимации кривой 1)*

Результаты проведенных исследований показали, что наличие результирующего магнитного потока в магнитоэлектрической части с постоянными магнитами подтверждается плотностью магнитных силовых линий (рис. 2, *б*), обеспечивающих максимальную индукцию в воздушном зазоре и дополнительный пусковой момент СГД.

Кроме того, анализ распределения магнитных полей в воздушных зазорах синхронной реактивной и магнитоэлектрической части с постоянными магнитами СГД показывает, что наличие магнитов способствует концентрации силовых линий магнитного поля в воздушном зазоре СГД и обеспечивает дополнительный электромагнитный момент при его пуске.

С помощью программы Elcut по выражению (5) определены значения суммарного электромагнитного момента и его составляющих в зависимости от угла между векторами потоков в воздушном зазоре СГД. Расчетные характеристики электромагнитного момента и его составляющих приведены на рис. 3.

Из графиков, приведенных на рис. 3, следует, что суммарный электромагнитный момент синхронного гибридного двигателя имеет максимум, который зависит от расположения магнитов в роторе СГД.

Выводы

1. Распределение магнитной индукции с максимальной плотностью силовых линий в воздушном зазоре магнитоэлектрической части с постоянными магнитами и синхронно-реактивной части обеспечивает дополнительный пусковой момент СГД.
2. Характеристика пускового момента СГД имеет явно выраженный максимум, зависящий от свойств магнитов и их расположения.

Статья подготовлена по результатам работ в рамках Госзадания 7.2826.2011.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Овчинников И.Е. Электромеханические и мехатронные системы. Ч. I: Полупроводниковые устройства в цепях электрических машин. Коллекторные и бесконтактные двигатели постоянного тока. Конструкции, характеристики, регулирование, динамика разомкнутых систем. – СПб.: Изд-во «Корона. Век», 2012. – 400 с.
2. Големгрейн В.В. Динамические режимы работы синхронного гибридного двигателя: автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Томск, 2002. – 20 с.
3. Кононенко Е.В. Синхронные реактивные машины: автореф. дис. ... д-ра техн. наук. – Томск, 1967. – 48 с.
4. Иванов-Смоленский А.В. Электрические машины. – М.: Энергия, 1980. – 928 с.
5. Загорский А.Е. Электродвигатели переменной частоты. – М.: Энергия, 1975. – 152 с.

Поступила 10.01.2013 г.

УДК 621.314:621.316.925

ТРАНСФОРМАТОРЫ ТОКА НУЛЕВОЙ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТИ ДЛЯ ЧУВСТВИТЕЛЬНЫХ ЗАЩИТ ОТ ЗАМЫКАНИЙ НА ЗЕМЛЮ

Р.А. Вайнштейн, Н.В. Коломиец, С.М. Юдин

Томский политехнический университет
E-mail: vra@tpu.ru

Выявлены причины увеличения тока небаланса у трансформатора тока нулевой последовательности, охватывающего пучок кабелей с большим рабочим током. Предложены метод и устройство для выявления дефектов, вызывающих повышение тока небаланса на стадии изготовления трансформатора тока нулевой последовательности.

Ключевые слова:
Защита от замыканий на землю, трансформатор тока нулевой последовательности, ток небаланса.

Key words:
Ground fault protection, zero sequence current transformer, unbalanced current.

В настоящее время в электроэнергетике довольно интенсивно развивается концепция распределенной генерации, которая реализуется, как правило, на базе газотурбинных агрегатов сравнительно небольшой мощности. В большинстве случаев генераторы таких электростанций присоединяются к сборным шинам распределительных устройств несколькими параллельными кабелями, или как принято называть такое присоединение – пучком кабелей. Такое же конструктивное решение также часто используется при реконструкции электростанций старой постройки и в частности при замене турбин и генераторов. Это объясняется тем, что размещение уже имеющегося вспомогательного оборудования электростанции не позволяет выполнить присоединение генератора жестким шинопроводом.

В практических случаях мощность генераторов, присоединяемых пучком кабелей, составляет от 6 до 32 МВт при номинальном напряжении 6,3 или 10,5 кВ. Соответственно номинальный ток генераторов лежит в пределах 4...6,7 кА.

Одним из обязательных видов защиты, которой должен быть оснащен генератор, является защита от замыканий на землю в обмотке статора генератора. К чувствительности такой защиты предъявляются очень высокие требования. По существующим нормативам защита должна срабатывать при токе нулевой последовательности в цепи генератора не более 5 А. Однако весьма желательно обеспечить по возможности еще более высокую чувствительность, так как при этом и при прочих равных условиях уменьшается зона нечувствительности защиты, примыкающая к нейтрали. Особенно важно повышение чувствительности для случаев, когда присоединенная к генератору внешняя сеть имеет сравнительно небольшой емкостный ток замыкания на землю. Из условия селективности ток срабатывания защиты от замыканий на землю должен отстраиваться от тока, равного сумме собственного емкостного тока генератора и тока небаланса фильтра токов нулевой последовательности. Собственный емкостный ток генераторов указанной выше мощности невелик и лежит в пределах примерно от 0,2 до 1,2 А. Поэтому основным резервом для повышения чувствительности защиты является снижение тока небаланса фильтра токов нулевой последовательности.

В рассматриваемом случае принципиально возможно применение в качестве фильтра нулевой последовательности трансформатора тока нулевой последовательности (ТТНП), через окно магнитопровода которого пропускается весь пучок кабелей. Влияние различных факторов на ток небаланса ТТНП исследовалось в ряде работ [1–3], а наиболее глубоко и тщательно – в работе [1]. Наилучшим при прочих равных условиях является ТТНП, геометрия которого обладает пространственной симметрией, а именно ТТНП, выполненный на тороидальном магнитопроводе с равномерным расположением вторичной обмотки по длине магнитопровода. Такой ТТНП имеет наименьший ток небаланса, вызываемый несимметричным расположением первичных проводников относительно магнитопровода.

Однако может иметь место значительное увеличение тока небаланса из-за несовершенства технологии изготовления магнитопровода и нанесения обмотки. В настоящее время тороидальные магнитопроводы изготавливаются навивкой ленты электротехнической холоднокатаной стали. При этом возможны следующие дефекты при изготовлении, которые могут привести к повышению тока небаланса:

- нарушение изоляционного покрытия ленты электротехнической стали и замыкание полос при навивке;
- неодинаковая плотность укладки витков вторичной обмотки вдоль магнитопровода.

Наличие таких дефектов в виде повышенного тока небаланса может быть обнаружено после монтажа ТТНП и непосредственного измерения тока небаланса при рабочем токе генератора. Если окажется, что ток небаланса превышает допустимое значение, то потребуется его замена с необходимостью остановки генератора и возможно потребует-

ся также переразделка кабелей. Для того чтобы избежать установки ТТНП с повышенным током небаланса, в статье предлагается метод выявления дефектов, влияющих на ток небаланса ТТНП на стадии его изготовления.

Геометрическая сумма токов пучка кабелей в рабочем режиме равна нулю, так как токи генератора образуют уравновешенную симметричную трехфазную систему. В настоящее время для присоединения генераторов применяется пучок кабелей, как правило, состоящий из одножильных кабелей с изоляцией из сшитого полиэтилена. Поэтому проводники отдельных фаз могут располагаться в окне магнитопровода ТТНП произвольным образом. Это обстоятельство, особенно при наличии упомянутых выше дефектов изготовления, и может быть причиной повышенного тока небаланса. Наиболее неблагоприятным является, например, такое расположение кабелей, когда жилы фаз *A* и *C* оказываются у одного края магнитопровода, а у другого края по диаметру – жилы фазы *B*. Пояснение для пучка из шести одножильных кабелей приведено на рис. 1.

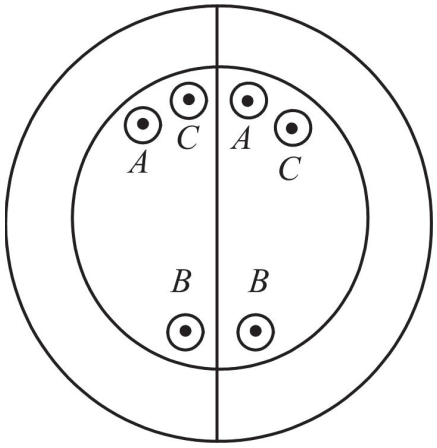


Рис. 1. *Неблагоприятное расположение кабелей в окне магнитопровода*

При таком расположении токи, протекающие по жилам фаз *A* и *C*, и токи фазы *B* можно заменить эквивалентными двумя равными по величине токами, текущими через окно магнитопровода в противоположных направлениях, что поясняется на векторной диаграмме, приведенной на рис. 2.

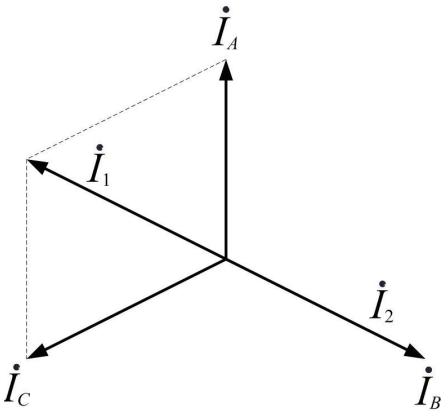


Рис. 2. *Векторная диаграмма для пояснения замены трехфазной уравновешенной системы токов двумя токами*

На рис. 3 поясняется механизм повышения тока небаланса при наличии дефектов на основе замены действительной системы токов пучка кабелей двумя эквивалентными.

Рис. 3, *а* соответствует случаю, когда магнитопровод однороден (дефекты отсутствуют), а рис. 3, *б*, – когда имеются перемкнувшиеся листы, образующие в магнитопроводе замкнутый контур. Основные магнитные потоки Φ_1 и Φ_2, замыкающиеся по магнитопроводу, в обоих случаях находятся в одинаковых условиях, так как при неоднородном магнитопроводе каждый из этих потоков пересекает короткозамкнутый контур в магнитопроводе.

Другая картина имеет место по отношению к потокам рассеяния. При однородном магнитопроводе ЭДС, наводимая потоком рассеяния Φ_{p1} в прилегающей к току I_1 зоне витков, компенсируется

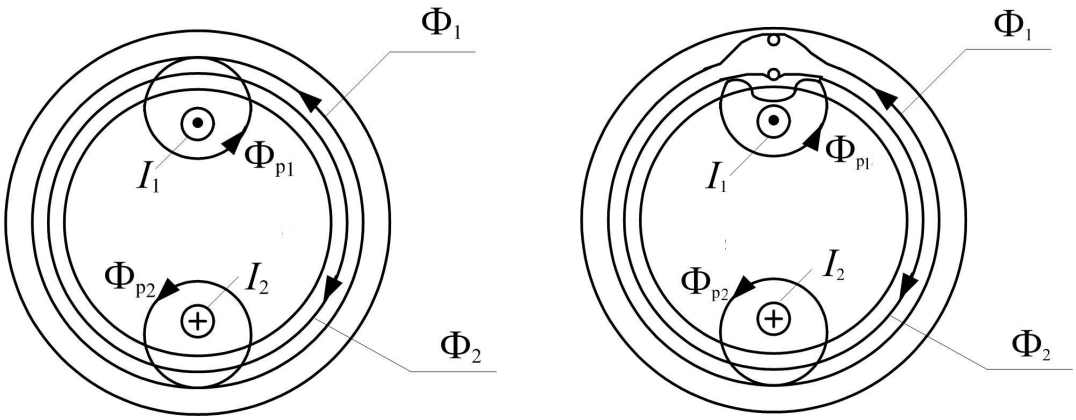


Рис. 3. *Влияние замыкания листов стали магнитопровода на распределение магнитных потоков: а) при отсутствии дефектов; б) при замыкании листов трансформаторной стали*

примерно такой же ЭДС, наводимой потоком рассеяния Φ_{p2} в зоне витков, прилегающих к току I_2.

При наличии короткозамкнутого контура вблизи одного из токов магнитный поток Φ_{p1}, как показано на рис. 3, *б*, вытесняется из магнитопровода и упомянутой выше взаимной компенсации ЭДС не происходит. Это является причиной возрастания тока небаланса. Влияние короткозамкнутых контуров в магнитопроводе тем больше, чем больше удалены друг от друга линии эквивалентных токов в окне ТТНП.

На основе приведенного выше объяснения влияния неоднородности магнитопровода на ток небаланса следует вполне очевидный метод для проверки трансформаторов тока нулевой последовательности в процессе изготовления. Устройство, выполненное на основе этого метода, схематично показано на рис. 4.

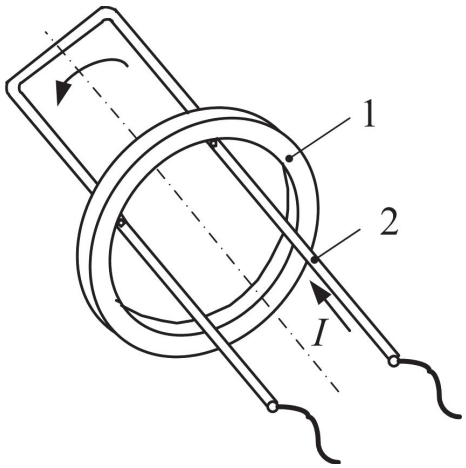


Рис. 4. *Схематическое изображение устройства для проверки ТТНП: 1 – ТТНП, 2 –поворачивающаяся петля с током*

Достаточно длинная петля на жесткой конструкции, которая может поворачиваться на угол 360°, помещается внутри окна ТТНП, как показано на рис. 4. Расстояние между проводниками петли принимается равным диаметру внутреннего окна ТТНП. При приближении одного из проводников петли к месту, где имеются перемкнувшиеся листы электротехнической стали магнитопровода, наблюдается резкое возрастание тока небаланса. Очевидно также, что будет увеличиваться ток небаланса, если потоки рассеивания, создаваемые токами I_1 и I_2, будут сцепляться с различным числом витков, что может быть при неравномерной плотности витков вторичной обмотки вдоль магнитопровода.

Специальные трансформаторы тока для высокочувствительной защиты генераторов разработаны и изготавливаются в Томском политехническом университете. Внешний вид одного из исполнений трансформатора с диаметром внутреннего окна для пропуска кабелей равным 225 мм показан на рис. 5.

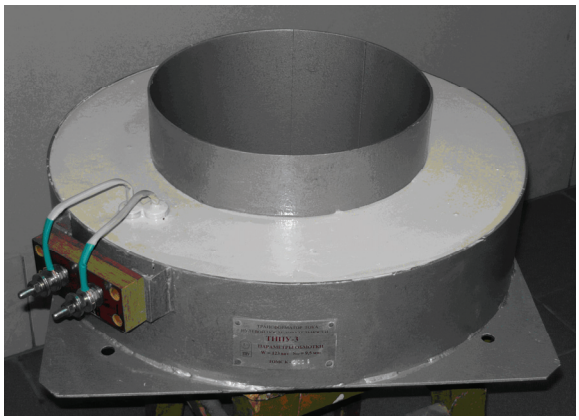


Рис. 5. *Трансформатор тока нулевой последовательности с диаметром внутреннего окна 225 мм*

Трансформатор помещен в стальной сварной корпус и залит эпоксидным компаундом. Стальной корпус, кроме механической защиты, снижает влияние внешних магнитных полей и при прочих равных условиях дополнительно снижает ток небаланса. Перед окончательной сборкой и заливкой трансформатор подвергается проверке по описанной выше методике. У выпускаемых ТТНП ток небаланса таков, что не препятствует выполнению защиты с первичным током срабатывания 1...3 А.

Выводы

1. Повышенный ток небаланса трансформатора тока нулевой последовательности, используемого для защиты от замыканий на землю в обмотке статора генераторов, присоединяемых пучком кабелей, может быть обусловлен замыканием листов электротехнической стали и неравномерной плотностью витков вторичной обмотки по длине магнитопровода.
2. Для выявления дефектов, которые вызывают увеличение тока небаланса, может быть использовано устройство, принцип действия которого основан на замене уравновешенной системы токов пучка кабелей двумя равными токами, протекающими в противоположных направлениях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сирота И.М. Трансформаторы и фильтры напряжения и тока нулевой последовательности. – Киев: Наукова думка, 1983. – 268 с.
2. Шалин А.И., Хабаров А.М. Небалансы в направленных защитах от замыканий на землю // Официальный сайт компании «Болид». 2013. URL: http://static.pnpbolid.com/pdf/IV-Conference-2006—15.pdf (дата обращения: 28.02.2013).
3. Щеглов А.И., Горюнов В.А. Защиты от замыканий на землю в сетях 6(10) кВ. Особенности монтажа трансформаторов тока нулевой последовательности // Новости ЭлектроТехники. – 2008. – Т. 53. – № 5. – С. 68–70.

Поступила 01.03.2013 г.

УДК 621.314:2

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДЕФОРМАЦИЙ ПРОВОДА ОБМОТОК ТРАНСФОРМАТОРА СОБСТВЕННЫМ МАГНИТНЫМ ПОЛЕМ

Ю.Н. Исаев, Г.А. Елгина, А.В. Лавринович*

Томский политехнический университет
* Институт сильноточной электроники СО РАН, г. Томск
E-mail: Isaev_yusup@mail.ru

Приводится рассмотрение продольных и поперечных деформаций проводника обмотки трансформатора, вызванных током короткого замыкания. Приводятся полезные соотношения, позволяющие оценить удлинения и сдвиг проводников в обмотке при известном токе. Приводится пример расчета распределения пондеромоторных сил для проводников обмотки трансформатора круглого и прямоугольного сечения.

Ключевые слова:
Обмотки трансформатора, диагностика трансформатора, продольные и поперечные деформации, распределенные емкости, пондеромоторные силы, механическое напряжение, уравнение Максвелла, тензор натяжения Максвелла.

Key words:
Transformer windings, transformer diagnostics, longitudinal and transverse deformations, distributed capacitance, ponderomotive forces, mechanical stress, Maxwell's equations, Maxwell's tensor.

Оценка фактического состояния силового трансформатора по результатам диагностических измерений является на сегодняшний день сложной и актуальной задачей. Одной из важных задач диагностики является оценка механического состояния обмоток трансформатора. При токах короткого замыкания теряется электродинамическая стойкость – происходят механические повреждения. Это осевые и радиальные остаточные деформации, скручивание и раскручивание обмоток. Одним из альтернативных методов диагностики является метод зондирующего импульса напряжения длительностью порядка микро–нано секунд, который подается на обмотки трансформатора. При соответствующем выборе формы импульса можно получить частотный спектр зондируемого сигнала с богатым высокочастотным наполнением. Высокочастотные компоненты зондирующего импульса возбуждают токи смещения, которые, протекая через распределенные емкости трансформатора, вносят свой уникальный вклад в формирование спектра выходного сигнала. При наличии дефектов, обусловленных смещением или механической деформацией, в обмотках трансформатора меняются величины распределенных емкостей, что неизбежно скажется на спектре выходного сигнала. Следовательно, сравнивая эталонный спектр выходного сигнала трансформатора без деформаций со спектром выходного сигнала трансформатора с дефектом, можно обнаружить наличие деформаций [1, 2].

Таким образом, дефекты, обусловленные удлинением и поперечным расширением обмотки трансформатора, изменяют величины распределенных емкостей трансформатора. Поэтому целью данной работы является вывод основных соотношений для оценки поперечных и продольных деформаций проводов обмотки трансформатора, вызванных током короткого замыкания. Приведем необходимые соотношения для расчета продольной и поперечной деформаций одного витка обмотки трансформатора. Эти соотношения полезны для оценки продольного удлинения и поперечного расширения одного витка обмотки при известном токе проводника. Затем приведем расчет поля распределения пространственной деформации проводников в уединенной обмотке.

Изменение объема тела характеризуется компонентами вектора смещения du_i, которые определяются тензором деформации ε_{ii} [3]:

$$du_i = \varepsilon_{ij} dx_j . \quad (1)$$

Здесь по немым индексам суммирование. Будем считать, что отсутствуют деформации вращения. Тензор деформации можно привести к главным осям. Это означает, что оси координат ориентированы таким образом, что тензор имеет только диагональные элементы.

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33} \end{pmatrix}. \quad (2)$$

Диагональные элементы называются главными деформациями и описывают растяжение или сжатие элемента объема в направлении главных осей. След тензора ε_{ii} – сумма диагональных элементов, есть относительное удлинение объема, которое можно получить с учетом выражения (1) [3]:

$$\frac{\Delta V}{V} = \varepsilon_{ii} = \frac{\partial u_i}{\partial x_i} = \mathrm{div}(\mathbf{u}). \quad (3)$$

Между компонентами тензора существует связь:

$$\varepsilon_{33} = \frac{\partial u}{\partial z} = \frac{\sigma_{33}}{E}, \quad (4)$$

здесь σ_{33} – элемент тензора напряжений вдоль оси z; E – модуль Юнга (модуль растяжения),

$$\varepsilon_{11} = \frac{\partial u}{\partial x} = -\sigma\varepsilon_{33} = \sigma\frac{\partial u}{\partial z}, \quad (5)$$

σ – коэффициент Пуассона (отношение поперечного сжатия к продольному расширению).

Определим деформации кольцевого медного провода с магнитной проницаемостью μ=1 под действием магнитного поля протекающего по нему тока. Пусть $\sigma_{\parallel}$ – механическое напряжение, действующее вдоль оси провода, а $\sigma_{\perp}$ – механическое напряжение, действующее поперек оси. Определим эти напряжения.

Сила , действующая вдоль оси проводника, есть поперечное напряжение $\sigma_{\parallel}$, умноженное на площадь поперечного сечения проводника, т. е. $\sigma_{\parallel}2r^2$, учитывая изменение энергии магнитного поля проводника вдоль его оси, можно записать:

$$F_{\parallel} = \sigma_{\parallel}\pi r^2 = \frac{\partial W}{\partial l} = \frac{I^2}{2}\frac{\partial L}{\partial l} = \frac{I^2}{4\pi}\frac{\partial L}{\partial R}, \quad (6)$$

где l=2πR – длина проводника; L – индуктивность кольца, зависящая от геометрических размеров проводника; I – ток проводника.

Сила $F_{\perp}$, действующая поперек оси проводника, есть продольное напряжение $\sigma_{\perp}$, умноженное на площадь поверхности проводника, т. е. $\sigma_{\perp}2\pi rR$, учитывая изменение энергии магнитного поля вдоль радиуса r, можно записать:

$$F_{\perp} = \sigma_{\perp}2\pi rR = \frac{\partial W}{\partial r} = \frac{I^2}{2}\frac{\partial L}{\partial r}. \quad (7)$$

Уравнения (6) и (7) позволяют определить связь между продольным и поперечным напряжениями с продольной и поперечной силами:

$$\sigma_{\parallel} = \frac{F_{\parallel}}{\pi r^2} = \frac{I^2}{4\pi^2 r^2}\frac{\partial L}{\partial R},\ \sigma_{\perp} = \frac{F_{\perp}}{2\pi rR} = \frac{I^2}{4\pi rR}\frac{\partial L}{\partial r}. \quad (8)$$

Запишем выражение для индуктивности проводника в виде кольца с круглым поперечным сечением [4] (рис. 1, *а*).

$$L(r,R) = \mu_0 R\left(\ln\left(\frac{8R}{r}\right) - \frac{7}{4}\right), \quad (9)$$

используя соотношения (8) и (9), получим:

$$\sigma_{\parallel} = \frac{I^2\mu_0}{4\pi^2 r^2}\left(\ln\left(\frac{8R}{r}\right) - \frac{3}{4}\right),\ \sigma_{\perp} = -\frac{2I^2\mu_0}{\pi r^2}.$$

И, наконец, используя выражение для относительного смещения и уравнения связи (4), (5), получим относительное удлинение проводника круглого сечения:

$$\frac{\Delta l}{l} = \frac{1}{E}(\sigma_{\parallel} - 2\sigma\sigma_{\perp}) =$$

$$= \frac{I^2\mu_0}{E\pi r^2}\left(\frac{1}{4\pi}\left(\ln\left(\frac{8R}{r}\right) - \frac{3}{4}\right) + 4\sigma\right).$$

Проделаем аналогичные операции для кольца с прямоугольным поперечным сечением имеющего следующую формулу для индуктивности [4] (рис. 1, *б*) и для погонных индуктивностей

$$L(r,R) = \mu_0 R\left(\ln\left(\frac{8R}{b+a}\right) - \frac{1}{2}\right),$$

$$\frac{\partial L}{\partial R} = \mu_0\left(\ln\left(\frac{8R}{b+a}\right) + \frac{1}{2}\right),$$

$$\frac{\partial L}{\partial a} = -\mu_0\frac{R}{b+a},\ \frac{\partial L}{\partial b} = -\mu_0\frac{R}{b+a}.$$

Находим напряжения, действующие вдоль оси и перпендикулярно к ней:

$$F_{\parallel} = \sigma_{\parallel}ab = \frac{\partial W}{\partial l} = \frac{I^2}{2}\frac{\partial L}{\partial l} = \frac{I^2}{4\pi}\frac{\partial L}{\partial R} \rightarrow$$

$$\rightarrow \sigma_{\parallel} = \frac{I^2\mu_0}{4\pi ab}\left(\ln\left(\frac{8R}{a+b}\right) + \frac{1}{2}\right);$$

$$F_{\perp 1} = \sigma_{\perp 1}2\pi Ra = \frac{\partial W}{\partial a} = \frac{I^2}{2}\frac{\partial L}{\partial a} \rightarrow \sigma_{\perp 1} = \frac{-\mu_0 I^2}{4\pi(b+a)a};$$

$$F_{\perp 2} = \sigma_{\perp 2}2\pi Rb = \frac{\partial W}{\partial b} = \frac{I^2}{2}\frac{\partial L}{\partial b} \rightarrow \sigma_{\perp 2} = \frac{-\mu_0 I^2}{4\pi(b+a)b}.$$

Находим относительное удлинение кольца

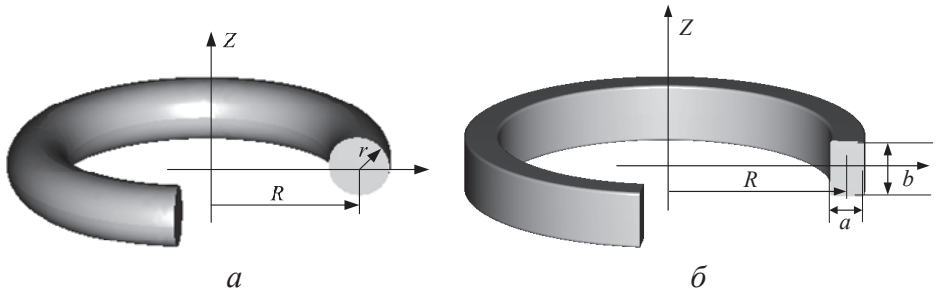
$$\frac{\Delta l}{l} = \frac{1}{E}(\sigma_{\parallel} - \sigma(\sigma_{\perp 1} + \sigma_{\perp 2})) =$$

$$= \frac{I^2\mu_0}{E\pi 4}\left(\frac{1}{ab}\left(\ln\left(\frac{8R}{a+b}\right) + \frac{1}{2}\right) - \frac{\sigma}{ab}\right).$$

Для того чтобы подсчитать изменение емкости кольцевого проводника круглого сечения нужно использовать известную формулу расчета емкости [5]:

$$C(r,R,\varepsilon) = 4\pi\varepsilon R\left(0,68 + 1,07\frac{r}{R}\right).$$

При пренебрежении температурной деформацией изменение емкости будет определяться выражением:



а *б*

Рис. 1. *Геометрические параметры витков обмотки: а) круглого сечения, б) прямоугольного сечения*

$$dC(r,R,\varepsilon)=\frac{\partial C}{\partial r}dr+\frac{\partial C}{\partial R}dR=\pi\varepsilon(4,28dr+2,27dR).$$

Здесь $dR=\frac{\sigma_{\parallel}}{E}R,\ dr=\frac{2\sigma\sigma_{\perp}r}{E}$.

Таким образом, получены полезные соотношения, позволяющие оценить продольные и поперечные деформации одного витка обмотки и изменение емкости витка.

Для получения пространственного распределения деформаций обмотки трансформатора нужно учитывать не только индуктивность одного витка, но и взаимную индуктивность всех витков. Пространственное распределение деформирующих сил в электромагнитном поле называют пондеромоторными силами [3, 5]. Для правильной оценки деформации проводников необходимо рассчитать распределение пондеромоторных сил. Для этого нужно использовать систему уравнений Максвелла и тензор натяжения Максвелла [3, 6]. Используя уравнения Максвелла, рассчитаем векторный магнитный потенциал , а затем распределения магнитной напряженности поля, вызванного током проводников:

$$\mathbf{H}=\nabla\times\mathbf{A}=\begin{vmatrix}\mathbf{i}&\mathbf{j}&\mathbf{k}\\ \frac{\partial}{\partial x}&\frac{\partial}{\partial y}&\frac{\partial}{\partial z}\\ A_x&A_y&A_z\end{vmatrix}=$$

$$=\mathbf{i}\left(\frac{\partial}{\partial y}A_z-\frac{\partial}{\partial z}A_y\right)+\mathbf{j}\left(\frac{\partial}{\partial z}A_x-\frac{\partial}{\partial x}A_z\right)+$$

$$+\mathbf{k}\left(\frac{\partial}{\partial x}A_y-\frac{\partial}{\partial y}A_y\right);$$

$$\nabla(\mu\mathbf{H})=\mathbf{J}\ \rightarrow$$

$$\rightarrow\frac{\partial}{\partial x}\mu\frac{\partial}{\partial x}\mathbf{A}+\frac{\partial}{\partial y}\mu\frac{\partial}{\partial y}\mathbf{A}+\frac{\partial}{\partial z}\mu\frac{\partial}{\partial z}\mathbf{A}=\mathbf{J}.$$

Здесь μ – магнитная проницаемость; $\mathbf{J}=(J_x,J_y,J_z)^T$ – плотность тока проводника; $\mathbf{A}=(A_x,A_y,A_z)^T$ – векторный магнитный потенциал.

Решив уравнение Пуассона, получим векторный магнитный потенциал **A** с последующим определением напряженности магнитного поля **H.** Далее для определения распределения тензора деформаций Максвелла используем соотношение [3, 6]:

$$\sigma_{jk}=\frac{\varepsilon}{4\pi}\left(H_iH_k-\frac{H^2\delta_{jk}}{2}\right)\rightarrow$$

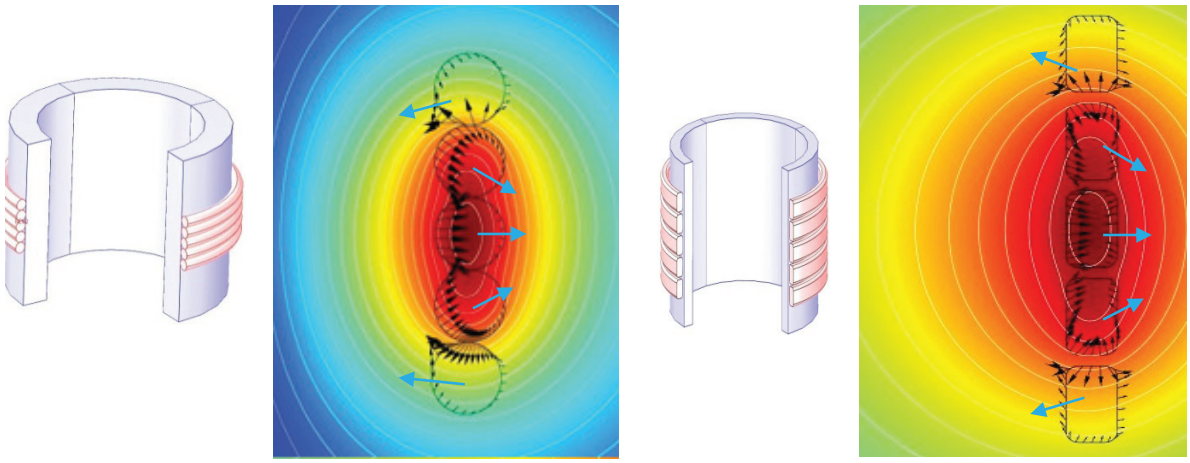
$$\rightarrow\frac{\varepsilon}{4\pi}\begin{pmatrix}H_x^2-\frac{H^2}{2}&H_xH_y&H_xH_z\\ H_yH_x&H_y^2-\frac{H^2}{2}&H_yH_z\\ H_zH_x&H_zH_y&H_z^2-\frac{H^2}{2}\end{pmatrix}.$$

Здесь ε – диэлектрическая проницаемость H_i; i=1,2,3 – компонента магнитного поля; $\boldsymbol{\sigma}=\sigma_{ij}$, i,j=1,2,3 – элементы тензора механических напряжений; $\delta_{jk}=\begin{cases}1 & \text{если } j=k\\ 0 & \text{если } j\neq k\end{cases}$ – символ Кронекера.

Интегрирование тензора механического напряжения по поверхности проводников обмотки даст нам распределение поверхностных сил деформаций обмотки [3, 5]:

$$\mathbf{F}=\oint_S\boldsymbol{\sigma}d\mathbf{S}=\oint\left(\mu(\mathbf{Hn})\mathbf{H}-\mu\frac{H^2}{2}\mathbf{n}\right)dS.$$

В качестве примера приведем модельную задачу расчета эпюры распределений поверхностных сил в магнитном поле проводников обмотки с использованием метода конечных элементов. Для реализации метода конечных элементов был использован пакет COMSOL Multiphysics. Рассматривались две отдельные обмотки. Одна намотана медным проводом диаметром d=2 мм с шагом h=4 мм, ко-



а *б*

Рис. 2. *Распределение поверхностных сил деформации проводников обмотки. Результирующие силы, действующие на уединенные проводники: а) круглого сечения; б) прямоугольного сечения*

личество витков n=5, внутренний диаметр $d_{вн}$=140 мм, внешний диаметр $D_{внеш}$=160 мм, длина медного кабеля l=370 мм, основа – полихлорвиниловый цилиндр. Другая обмотка намотана медной шиной с размерами a=4 мм, b=7 мм, количество витков n=5, внутренний диаметр $d_{вн}$=86 мм, внешний диаметр $D_{внеш}$=102 мм, длина медного кабеля l=370 мм, основа – винипластовый цилиндр.

На рис. 2 приведены две обмотки по пять проводников с различным поперечным сечением. В трех проводниках, находящихся в центре обмотки, произошло короткое замыкание, вследствие чего эти проводники имеют повышенное значение тока. В модели рассматривался ток короткого замыкания, превышающий ток нормального режима в 3 раза. На рис. 2 приведено распределения векторного магнитного потенциала **A**, распределение поверхностных сил **F** и результирующие силы, действующие на отдельный проводник. Для наглядности распределение поверхностных сил преувеличено. В месте короткого замыкания проводников возбуждается сильное магнитное поле, обусловленное высоким током. На рисунке приведены только левые части аксиально-симметричных картин.

Огибающая кривая эпюр поверхностных сил повторяет форму деформированного проводника. Результирующие вектора показывают направления смещения проводников.

Выводы

В работе получены полезные соотношения, позволяющие оценить продольные и поперечные деформации проводников обмотки, вызванные током короткого замыкания. Получены формулы, позволяющие оценить изменение емкости круглой обмотки при деформации обмотки. Приведен расчет деформаций, демонстрирующий распределение пондеромоторных сил на поверхности проводников обмотки, показаны результирующие вектора действующих на уединенные витки сил при токах короткого замыкания.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Darwin A.W., Sofian D., Wang Z.D., Jarman P.N. Interpretation of frequency response analysis (FRA) results for diagnosing transformer winding deformation // CIGRE 2009 VIth Southern Africa Regional Conference. – 503 p.
2. Ильдарханов Р.Г., Усачев А.Е. Контроль состояния обмоток силовых трансформаторов путем спектрального анализа передаточных функций // Известия вузов. Проблемы энергетики. – 2010. – № 3–4. – С. 38–47.
3. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Электродинамика сплошных сред. Т. VIII. – М.: Наука, 1982. – 262 с.
4. Калантаров П.Л., Цейтлин Л.А. Расчет индуктивностей: Справочная книга. 3-е изд., перераб. и доп. – Л.: Энергоатомиздат. Ленинг. отд-ние, 1986. – 488 с.
5. Иоссель Ю.Я., Кочанов Э.С., Струнский М.Г. Расчет электрической емкости. – Л.: Энергоиздат. Ленинг. отд-ние, 1981. – 288 с.
6. Тамм И.Е. Основы теории электричества. – М.: Физматлит, 2003. – 616 с.

Поступила 15.04.2013 г.

УДК 621.398.725:621.317.727.1

АППАРАТНО-ПРОГРАММНЫЙ КОМПЛЕКС ДЛЯ АВТОМАТИЗИРОВАННЫХ ИСПЫТАНИЙ СИЛЬНОТОЧНЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ

Заревич А.И., Муравьев С.В., Бедарева Е.В., Баранов П.Ф., Сарычев С.В.

Томский политехнический университет
E-mail: antonzarevich@ngs.ru

Рассмотрен аппаратно-программный комплекс, предназначенный для автоматизированных испытаний сильноточных преобразователей. В состав комплекса входят: формирователь импульсного тока, эталонный трансформатор тока, регистрирующее и коммутационное оборудование, а также программное обеспечение, осуществляющее управление работой комплекса и обработку результатов измерений. Экспериментальное апробирование комплекса проведено на примере сильноточных токовых шунтов, для которых определялись частотные зависимости импеданса. Показано, что применение комплекса позволит оперативно определять динамические метрологические характеристики компонентов и элементной базы силовой электроники.

Ключевые слова:
Источник импульсного тока, токовый шунт, динамические характеристики, преобразование Фурье, автоматизация испытаний.

Key words:
Pulse current source, current shunt, dynamic behaviour, Fourier transform, test automation.

Введение

В современных технологических процессах типичной задачей является измерение больших импульсных токов различной формы. Подобные задачи возникают, например, при исследовании переходных режимов короткого замыкания. Для регистрации энергетических параметров данных сигналов необходимо иметь образцовые средства измерения, такие как широкополосные импульсные трансформаторы тока и токовые шунты, при этом максимальные значения измеряемого тока могут достигать 50 кА и более при длительности импульса несколько мс. Возможности организации испытаний подобных сильноточных преобразователей существенно ограничены из-за отсутствия выпускаемых серийно источников импульсных токов с необходимыми характеристиками [1], а существующие лабораторные образцы обладают большими габаритами и стоимостью. Таким образом, актуальна проблема разработки испытательного стенда, позволяющего исследовать динамическое поведение элементов энергетического оборудования с заданными метрологическими характеристиками [2].

В статье описан созданный аппаратно-программный комплекс для автоматизированных испытаний сильноточных преобразователей. Приведен его состав и основные технические характеристики. Практическая применимость комплекса продемонстрирована на примере определения частотной зависимости импеданса сильноточного токового шунта.

Состав аппаратно-программного комплекса

Испытания сильноточного оборудования традиционно проходят на специализированных стендах, которые состоят из источника мощного импульсного сигнала, передающих линий, коммутационного оборудования и первичных электрических преобразователей [3, 4]. При этом в качестве источника импульсного сигнала применяются различные варианты генераторов, основанных на предварительном накоплении энергии и последующем разряде накопителя на низкоомную нагрузку, обеспечивающие получение импульсов напряжением в сотни вольт и длительностью в десятки и сотни микросекунд [1]. Характерной особенностью таких генераторов является низкая амплитудная и временная стабильность импульсов. Эти факторы существенно усложняют прямые измерения характеристик тестируемого оборудования.

В созданном аппаратно-программном комплексе использован перспективный метод определения динамических характеристик, основанный на формировании короткого импульсного воздействия на исследуемый объект и последующей цифровой обработке входного сигнала и отклика на него [3, 5]. Входной и выходной сигналы объекта сохраняются в памяти ЭВМ, затем определяются их спектры. Динамические (амплитудно-частотная и фазочастотная) характеристики тестируемого объекта определяются по арифметическому отношению спектральных плотностей входного и выходного сигналов на соответствующих частотах [6].

Структурная схема комплекса приведена на рис. 1, а его внешний вид – на рис. 2.

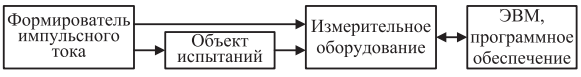


Рис. 1. *Структурная схема аппаратно-программного комплекса*

В состав комплекса входят:

- формирователь импульсного тока;
- образцовые средства измерения;
- крейт PXI, производства компании National Instruments (США), включающий измерительное оборудование и ЭВМ;
- программное обеспечение для обработки результатов измерений и управления компонентами стенда;

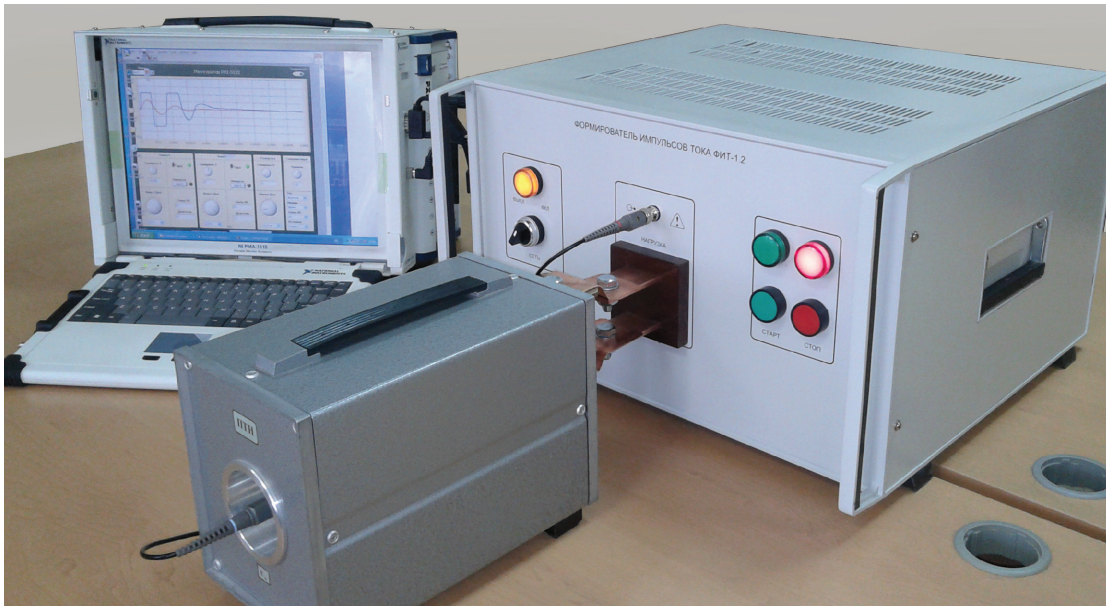


Рис. 2. *Аппаратно-программный комплекс для автоматизированных испытаний сильноточных преобразователей*

- комплект кабельного и коммутационного оборудования.

Основные технические характеристики комплекса:

- амплитуда импульса тока ..... не более 50 кА;
- длительность фронта импульса тока ..... ~14 мкс;
- длительность импульса по уровню –10 дБ ..... ~160 мкс;
- частота следования импульсов ..... не более 0,1 Гц;
- диапазон частот ..... от 1 кГц до 2 МГц;
- погрешность метода измерения тока ..... не более 0,1 %;
- габаритные размеры (ширина×глубина×высота) .. 480×475×300 мм;
- масса ..... не более 30 кг.

Программное обеспечение комплекса предназначено для расчета и построения амплитудно-частотной и фазочастотной характеристик исследуемого объекта по измеренным мгновенным значениям его входных и выходных сигналов. Программное обеспечение разработано в среде графического программирования LabVIEW и представляет собой три независимых программы – виртуальных прибора:

- Регистратор PXI;
- Конвертор данных;
- Анализатор сигналов.

Программа «Регистратор PXI» предназначена для измерения мгновенных значений сигналов на выходах исследуемого сильноточного преобразователя и эталонного трансформатора тока. «Конвертор данных» предназначен для просмотра и преобразования различных форматов, измеренных данных в один унифицированный формат. «Анализатор сигналов» предназначен для расчета зависимостей от частоты модуля и аргумента импеданса преобразователей по измеренным мгновенным значениям сигналов на их входе и выходе.

Формирователь импульсного тока

Упрощенная электрическая принципиальная схема формирователя импульсного тока представлена на рис. 3. На схеме не приведены элементы управления, блоки индикации состояний стенда, контроля нагрузки, стабилизации напряжения, коммутации и питания элементов управления. Все сильноточные элементы стенда размещены в металлическом корпусе. Элементы коммутации и управления, а также выходы сигналов смонтированы на передней панели корпуса.

Накопитель энергии *C* выполнен как батарея из восьми конденсаторов марки К75–40а ёмкостью 100 мкФ каждый. Заряд накопителя производится напряжением с выхода сетевого трансформатора *T1* (марка ТА100) и диодного выпрямителя *VD* (марка W10M). Ток заряда батареи ограничен балластным резистором *R1* сопротивлением 10 кОм (марка С5–35В 100). Съём тока с накопителя производится двумя токосъёмными пластинами, подключенными к выходным токоведущим шинам.

Исследуемый объект (сильноточный преобразователь) $Z_н$ является нагрузкой формирователя импульсного тока и подключается к токоведущим шинам посредством сопрягающих токоведущих пластин и клемм *XT1*. Газоразрядное устройство марки CITEL BF P100 закреплено в верхней токоведущей шине на специальных контактных стойках-держателях. Измерительная информация берётся с коаксиального выхода *XW1* эталонного трансформатора тока *T2* марки 13W0100 и выхода исследуемого объекта.

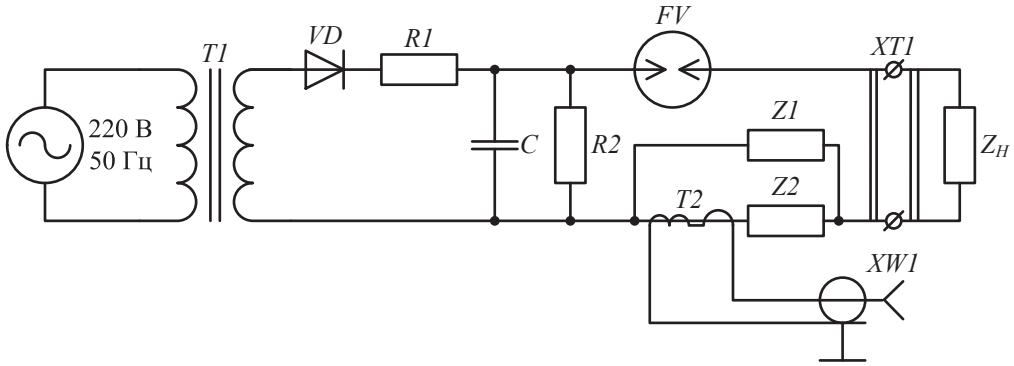


Рис. 3. *Электрическая принципиальная схема формирователя импульсного тока*

Работа высоковольтной части стенда контролируется блоком контроля нагрузки. При отсутствии подключенной нагрузки блок отключает цепи заряда накопителя энергии. Принудительный разряд накопителя при отключении питания стенда или нарушении контакта с исследуемым объектом производится через резистор *R2* сопротивлением 2,7 кОм.

Токосъемные пластины выполнены из листовой меди толщиной 0,8 мм. Токоведущие шины – из медных полос сечением 40×5 мм. Соединение пластин и шин выполнено по плоско-параллельной конфигурации, позволяющей минимизировать индуктивность и активное сопротивление токоведущей части источника, которые составили 210 нГн и 250 мкОм соответственно. Внешний вид токоведущей части формирователя представлен на рис. 4.

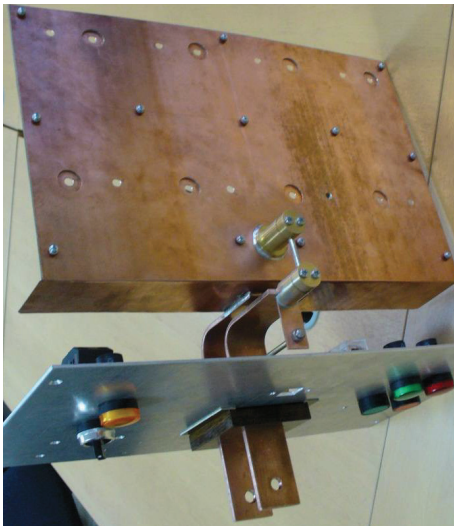


Рис. 4. *Токоведущая часть формирователя импульсного тока*

Напряжение заряда накопителя ограничено напряжением пробоя газоразрядного устройства и составляет порядка 350±6 В. Внутреннее сопротивление разрядника в состоянии покоя превышает 1 ГОм. В состоянии короткого замыкания его внутреннее сопротивление падает до значения ~0,1 Ом. Время срабатывания разрядника, заявленное производителем, составляет единицы наносекунд. Это значение существенно меньше характерных времён переходных импульсных процессов в стенде.

Поскольку динамический диапазон образцового трансформатора тока 13W0100 ограничен значением 5 кА, ток на него поступает через делитель тока, обозначенный на рис. 3 импедансами *Z1* и *Z2*. Делитель реализован в виде токоотвода (импеданс *Z2*), пропущенного через отверстие трансформатора, и отрезка токоведущей шины (импеданс *Z1*). Коэффициент деления делителя, определенный в ходе предварительных экспериментов, составил 1/17. Это значение учитывается при первичной обработке экспериментальных данных.

Программное обеспечение комплекса

Программное обеспечение (ПО) комплекса запускает формирователь импульсного тока, который генерирует импульс, поступающий на исследуемый объект и эталонный трансформатор тока. Выходные сигналы объекта $y(t)$ и эталонного трансформатора тока $x(t)$ поступают на входы крейта PXI, измеряются цифровым двухканальным осциллографом с разрядностью 12 бит и сохраняются в памяти ЭВМ. Над полученными данными выполняется быстрое преобразование Фурье, в результате чего получается вектор комплексных чисел, соответствующих спектральному составу преобразуемых сигналов тока трансформатора $G_y(f)$ и напряжения шунта $G_x(f)$. Комплексный коэффициент передачи исследуемого объекта $Z_н(f)$ определяется по выражению [7]:

$$Z_н(f)=G_y(f)/G_x(f).$$

Зависимость модуля комплексного коэффициента передачи от частоты представляет собой амплитудно-частотную характеристику исследуемого объекта, а ее аргумент – фазочастотную характеристику.

Программное обеспечение реализует следующие функции:

- регистрация сигналов;
- сохранение сигналов на жесткий диск ЭВМ в формате табличных данных;
- конвертация табличных данных во внутренний числовой формат LabVIEW;
- временной анализ данных;

- спектральный анализ данных;
- спектральное усреднение данных;
- расчет амплитудно- и фазочастотной характеристик исследуемого объекта

Регистрация и графическое представление мгновенных значений токов с шунта и образцового трансформатора тока осуществляется с помощью программы виртуального осциллографа, который позволяет формировать параметры проведения эксперимента, управления осциллографом PXI-5122, сохранения данных, а также графически представлять результаты эксперимента на экране монитора компьютера в реальном времени.

Исследователь может проводить измерения мгновенных значений тока, используя в качестве регистратора различные типы осциллографов или плат сбора данных. «Конвертор данных» позволяет производить перезапись мгновенных значений токов, измеренных регистратором с возможностью смены масштаба осей.

Для определения частотной зависимости импеданса сильноточных преобразователей разработан программный модуль «Анализатор сигналов». Эта программа предназначена для нормировки и графического представления измеренных мгновенных значений токов с шунта и образцового трансформатора, фильтрации измерительной информации для удаления высокочастотного шума, а также для вычисления амплитудного спектра сигнала с шунта и образцового трансформатора. На основе этих данных анализатор рассчитывает импеданс и определяет верхнюю граничную частоту шунта.

Модули программного обеспечения позволяют проводить измерение и обработку информации в автоматизированном режиме, что уменьшает временные затраты на проведение испытаний сильноточных преобразователей, а также позволяет повысить их достоверность.

Тестовые испытания комплекса

Объектом тестовых испытаний комплекса был выбран коаксиальный шунт, рассчитанный на номинальный ток 20 кА. На рис. 5 представлены осциллограммы наблюдаемых сигналов, полученные с помощью регистратора сигналов.

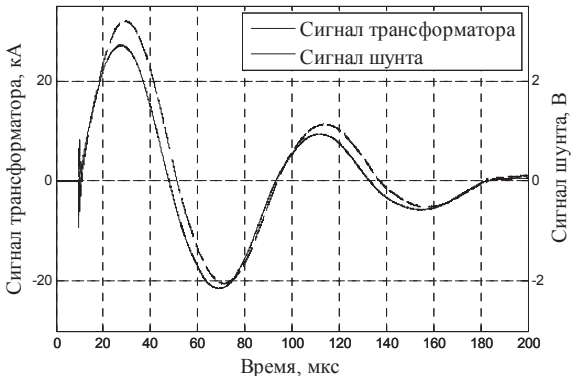


Рис. 5. *Осциллограммы выходных сигналов эталонного трансформатора тока и исследуемого шунта*

Конвертация данных и их временной анализ позволили синхронизировать сигналы по времени начала импульса и повысить разрядность исходных данных. Расчет и построение амплитудно-частотной и фазочастотной характеристик производились программным модулем «Анализатор сигналов», результаты работы которого приведены на рис. 6.

Из приведенных характеристик видно, что в диапазоне частот до 100 кГц шунт имеет линейный коэффициент передачи по амплитуде, при этом модуль импеданса $|Z_н|$ составляет порядка 160 мкОм. Кривая аргумента импеданса при этом имеет равномерный спад, характерный для электрических цепей первого порядка. На более высоких частотах поведение шунта имеет сложный характер, не поддающийся описанию в рамках линейной модели, что приводит к росту погрешности. Также рост погрешности при увеличении частоты связан с резонансными явлениями в соединительных проводах и шумами в использованном оборудовании. Измерения, проводимые на этих частотах, будут приводить к некорректным результатам.

Полученные в данном тестировании данные согласуются с теоретическими результатами моделирования шута [8, 9].

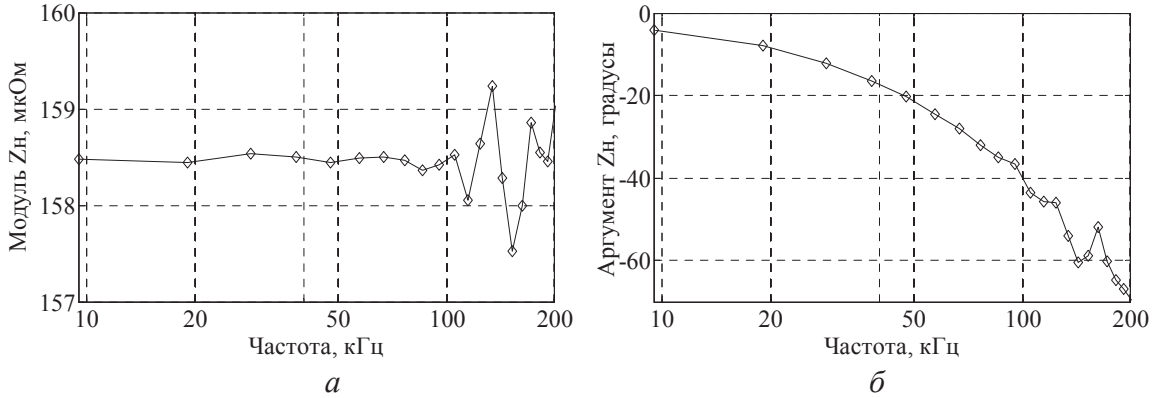


Рис. 6. *Результаты определения импеданса шунта: а) модуль; б) аргумент*

Выводы

Создан и экспериментально апробирован аппаратно-программный комплекс, позволяющий в автоматизированном режиме получать частотные зависимости импедансов сильноточных токовых преобразователей. В комплексе использован перспективный метод определения динамических характеристик, основанный на формировании короткого импульсного воздействия на исследуемый объект и последующей цифровой обработке входного сигнала и отклика на него. Работоспособность комплекса продемонстрирована при определении характеристик токового шунта, рассчитанного на номинальный ток 20 кА. Полученные результаты соответствуют заложенным при проектировании шунта характеристикам.

Использование комплекса позволит существенно ускорить процесс испытания оборудования силовой электроники. Относительно малые габариты и низкое энергопотребление компонентов комплекса позволяют включать его в состав мобильных испытательных лабораторий.

Исследования выполнены в рамках федеральной целевой программы «Исследования и разработка по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2007–2013 гг.» (государственный контракт № 11.519.11.6026).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Месяц Г.А. Импульсная энергетика и электроника. – М.: Наука, 2004. – 704 с.
2. Болотин И.Б., Эйдель Л.З. Измерения при испытании аппаратов в режимах короткого замыкания. 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергия, 1988. – 200 с.
3. Cherbaucich C., Crotti G., Kuljaca N., Novo M. Evaluation of the dynamic behaviour of heavy current shunts // Metrology in the 3rd Millennium: Proc. of the XVII IMEKO World Congress. – Dubrovnik, Croatia, June 22–27 2003. – P. 586–589.
4. Kawamura T., Haginomori E., Goda Y., Nakamoto T. Recent Developments on High Current Measurement Using Current Shunt // Transactions on electrical and electronic engineering. – 2007. – № 2. – P. 516–522.
5. Глебович Г.В., Андриянов В.А., Введенский Ю.В. и др. Исследование объектов с помощью пикосекундных импульсов. – М.: Радио и связь, 1984. – 256 с.
6. Заревич А.И., Муравьев С.В., Бедарева Е.В., Величко О.Н. Цифровая обработка импульсных сигналов для определения частотных характеристик преобразователей тока // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 320. – № 5. – С. 116–120.
7. Заревич А.И., Муравьев С.В., Бедарева Е.В., Карпенко С.Р. Импульсный метод определения частотных характеристик сильноточных шунтов // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 321. – № 4. – С. 137–140.
8. Векслер М.С., Теплинский А.М. Шунты переменного тока. – Л.: Энергоатомиздат, 1987. – 120 с.
9. Muravyov S.V., Borikov V.N., Natalinova N.M. A computer system: measurement of welding surge currents // Measurement and Control. – 2009. – V. 42. – № 3. – P. 44–47.

Поступила 20.03.2013 г.

Ресурсоэффективность

УДК 378.662.016(571.16):378.5

ТПУ НА ПУТИ К ВЫСОКОЙ РЕСУРСОЭФФЕКТИВНОСТИ

В.Я. Ушаков, А.А. Дульзон, П.С. Чубик

Томский политехнический университет
E-mail: vyush@tpu.ru

Ранее заявленная стратегия превращения Томского политехнического университета в университет ресурсоэффективных технологий включает: совершенствование подготовки специалистов всех уровней в аспекте ресурсоэффективности, выполнение исследований и инноваций по данному направлению, повышение эффективности расходования всех видов ресурсов самим университетом [1]. Со времени опубликования [1, 2] продолжалась работа по наполнению конкретным содержанием раздела ***«Ресурсоэффективность отрасли»*** *базового модуля* ***«Ресурсоэффективность».*** *Применительно к подготовке магистров по программе «Энергосбережение и энергоэффективность» и по электроэнергетическому направлению в целом разработан образовательный модуль* ***«Энерго-ресурсоэффективность и энергетическая безопасность»****. Проанализировано содержание дисциплин, образующих модуль; показан путь, пройденный политехниками-энергетиками в направлении подготовки специалистов в области энерго-ресурсоэффективности. Дана краткая характеристика двум программам, разработанным для решения задачи превращения ТПУ в университет высокой ресурсоэффективности: комплексная «Программа развития ресурсоэффективности Национального исследовательского Томского политехнического университета» и одна из её составляющих – «Программа энергосбережения и повышения энергетической эффективности Томского политехнического университета на 2013–2015 годы и на перспективу до 2018 г.».*

Ключевые слова:
Ресурсоэффективность, устойчивое развитие, экологическая безопасность, мотивация, правовое регулирование, государственная политика.

Key words:
Resource efficiency, sustainable development, environmental safety, motivation, legal regulation, public policy.

Введение

В предыдущих статьях [1, 2] авторы обосновали выбор траектории развития Национального исследовательского Томского политехнического университета как университета ресурсоэффективных технологий и изложили основные идеи внедрения ресурсоэффективности в образовательный процесс как первого шага на пути к заявленной цели. Для этого был разработан образовательный модуль *«Ресурсоэффективность»* [2], подготовлено и издано учебное пособие «Основы ресурсоэффективности» [3], введена в учебные планы (для всех специальностей и направлений бакалавриата) факультативная учебная дисциплина с аналогичным названием. Преподавание дисциплины *«Основы ресурсоэффективности»* началось в весеннем семестре 2012/13 уч. года.

В 2012 г. велась работа по наполнению конкретным содержанием второго раздела модуля *«Ресурсоэффективность»*, условно названного в [2] *«Ресурсоэффективность отрасли»***.** Он должен представлять собой дисциплину или блок дисциплин, в которых на базе полученных ранее знаний должны более глубоко рассматриваться проблемы ресурсоэффективности в отраслях российской экономики, для которых ТПУ осуществляет подготовку кадров.

В данной статье решение этой задачи рассмотрено на примере преподавания группы дисциплин, образующих модуль *«Энерго-ресурсоэффективность и энергетическая безопасность»*, т. е. наполнения конкретным содержанием блока *«Ресурсоэффективность отрасли»* применительно к электроэнергетике. Пятилетний опыт преподавания в ТПУ этих дисциплин магистрантам-электроэнергетикам показал, *во-первых*, высокую востребованность знаний в области энерго-ресурсоэффективности и, *во-вторых*, необходимость формирования у студентов на младших курсах базовых знаний в области ресурсоэффективности.

Участие высшей школы в деле обеспечения ресурсно-экологических условий устойчивого развития общества триедина: а) подготовка кадров всех ступеней образования, способных возглавлять или как минимум активно участвовать в противостоянии современным вызовам (в данном контексте – ресурсо-экологическому кризису), б) выполнение исследований, разработок и инноваций в области ресурсоэффективности, в) превращение самого вуза в учреждение высокой ресурсоэффективности, в своего рода демонстрационную зону высокой ресурсной эффективности. Исходя из такого понимания задач ТПУ в этой области (авторам не известны прецеденты такого комплексного и масштабного подхода к проблеме ресурсоэффективности в других высших учебных заведениях), наряду с новациями в учебном процессе, в университете велась разработка комплексной «Программы развития ресурсоэффективности Национального исследовательского Томского политехнического университета» [4] и одной из её составляющих – «Программы энергосбережения и повышения энергетической эффективности Томского политехнического университета на 2013–2015 годы и на перспективу до 2018 г.».

Энерго-ресурсоэффективность в учебных планах электроэнергетиков

На сегодня следует признать лидирующее положение в ТПУ энергетиков с позиций причастности к ресурсоэффективности благодаря ряду способствующих этому факторов:

- ТПУ имеет вековой опыт подготовки кадров, выполнения научных исследований и разработок для нужд электроэнергетики;
- как истинно ***поли**технический* вуз ТПУ ведёт исследования и разработки практически по всему жизненному циклу энергоресурсов:
  - а) поиск, разведка, добыча, предварительная переработка энергетического сырья;
  - б) производство, транспорт, распределение электрической и тепловой энергии;
  - в) преобразование электрической энергии в другие виды и её потребление;
  - г) выявление и реализация потенциала энерго-ресурсосбережения у производителей и потребителей энергии и энергоресурсов.
- в 1994–1998 гг. в ТПУ был успешно реализован комплекс энергосберегающих мероприятий, ориентированных в условиях кризиса, прежде всего, на экономию средств на оплату энергии и энергоносителей. Целенаправленная реализация только организационных (малозатратных) энерго-ресурсосберегающих мероприятий позволила сократить душевой расход средств на оплату электрической и тепловой энергии, горячей и холодной воды на 35...40 % [5];
- в 1999–2005 гг. ТПУ являлся головным вузом в Сибирском регионе по отраслевой программе «Энергосбережение Минобразования России»;
- в 2000 г. начата подготовка инженеров-электроэнергетиков по специализации «Энергосбережение в системах электроснабжения промышленных предприятий»;
- в 2001 г. создан Региональный центр ресурсосбережения (РЦР);
- с 2008 г. осуществляется подготовка магистров по инновационной программе «Энергосбережение и энергоэффективность»;
- ТПУ вступил в СРО (НП «Сиб ЭЭ») и подтвердил имевшееся у него право выполнять энергетические обследования;
- ТПУ включен в число организаций, имеющих право подготовки энергоаудиторов. С 2009 г. подготовлено около 120 энергоаудиторов для многих городов Сибирского региона; кроме того, проведено обучение (повышение квалификации и просветительство) более 200 человек – руководителей и персонала бюджетных учреждений г. Томска и других муниципальных образований Томской области;
- ежегодно ТПУ проводит 2–3 научных мероприятия высокого уровня (международные, всероссийские), посвящённые проблемам энергосбережения и повышения энергетической эффективности. Например, в 2012 г. были проведены: Международная молодёжная научная школа «Энергосбережение – теория и практика» (по госзаказу); Международная молодёжная конференция «Энергетическое обследование как первый этап реализации концепции энергосбережения» (грант РФФИ); XVII Всероссийская научно-техническая конференция «Энергетика: эффективность, надёжность, безопасность» (грант РФФИ); XV Томский межрегиональный конгресс с международным участием «Энергосбережение-2012» (ТПУ организовывал круглый стол);
- сотрудники и выпускники-энергетики ТПИ/ТПУ были инициаторами и создателями в г. Томске Регионального центра управления энергосбережением (РЦУЭ), разработчиками областных 4–5-летних программ энергосбережения (начиная с 1998 г. и по настоящее время).

Следует также иметь в виду, что эффективному использованию именно энергетических ресурсов во всём мире уделяется наибольшее внимание и здесь накоплен значительный положительный опыт.

Всё это позволило разработать и приступить к реализации в ТПУ образовательного модуля «*Энерго-ресурсоэффективность и энергетическая безопасность*», подкреплённого рядом учебных пособий и монографий, написанных сотрудниками ТПУ [6–15]. Естественно, что в учебном процессе используются работы и других отечественных и зарубежных авторов. Модуль включает 4 дисциплины:

- для всех магистрантов-электроэнергетиков первого года обучения: **«Современные проблемы электроэнергетики»** и **«Основы энергосбережения»**;

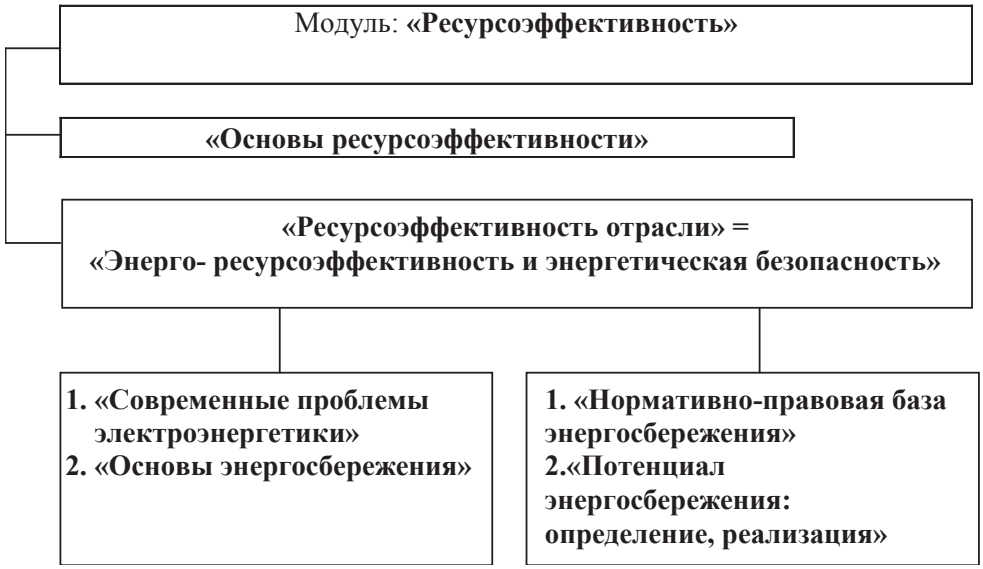


Рисунок. *Структура образовательного модуля для магистрантов-электроэнергетиков*

- для магистрантов-электроэнергетиков, специализирующихся по программе «Энергосбережение и энергоэффективность»: **«Нормативно-правовая база энергосбережения»** и **«Потенциал энергосбережения: определение, реализация»**, рисунок.

В результате освоения этого модуля должны быть достигнуты три основных цели:

1) ***сформировать*** у студентов ***знания*** по проблемам ТЭК,
2) ***научить*** студентов эффективно решать эти проблемы;
3) ***воспитать убеждённость*** в необходимости и возможности радикального повышения энергетической эффективности и экологической безопасности использования энергетических ресурсов и энергии.

1) Студенты должны быть *компетентны* в таких вопросах, как:
   - современное состояние и сложившиеся на сегодня тенденции и направления развития мировой и российской энергетики;
   - основные проблемы обеспечения энергетической, экологической и геополитической безопасности, обусловленные быстрым ростом энергопотребления;
   - значение радикального повышения эффективности использования энергетических ресурсов для обеспечения энергетической безопасности;
   - реальное положение России на мировом рынке энергоресурсов, электрической энергии и энергетических услуг (современное состояние и перспективы);
   - основные виды, характеристики, объёмы энергетических ресурсов, их распределение по странам и континентам, их влияние на глобальные проблемы современности;
   - современные и перспективные способы производства, транспорта, распределения и накопления электрической и тепловой энергии; настоящее и будущее энергетики на возобновляемых ресурсах;
   - основные пути и методы управления энергоэффективностью и тенденции их развития, включая этические и законодательные нормы и правила, стимулирование и мотивацию энергосбережения.
2) Студенты должны *научиться*:
   - объективно оценивать масштабы и приоритеты проблем и угроз, связанных с энергообеспечением общества;
   - решать проблемы энергосбережения и повышения энергоэффективности на уровне профессиональной деятельности, общественной и личной жизни;
   - в профессиональной деятельности выбирать решения, обеспечивающие максимальную эффективность обращения с энергоресурсами;
   - ориентироваться в потоке информации и отличать реальные проблемы и вызовы от порождённых некомпетентностью или корыстью (мировая энергетика на сегодня сильно политизирована и криминализирована);
   - анализировать полный жизненный цикл энергоресурсов и выявлять пути повышения эффективности их использования, оценивать потенциал энерго-ресурсосбережения, выбирать наиболее эффективные для каждого конкретного случая способы его реализации.
3) Студенты должны быть *убеждены* в том, что:
   - повышение эффективности использования энергоресурсов и энергии необходимо и по-

лезно человеку лично, его организации, стране и миру в целом;
- проводниками политики энергосбережения в производстве и повседневной жизни могут стать специалисты, обладающие такими знаниями, навыками и убеждениями, которые позволяли бы им не только решать сложные технические и организационные проблемы, но и быть проводниками ресурсосберегающей идеологии, носителями высокой культуры потребления энергии и ресурсов;
- потреблять надо ровно столько, сколько действительно необходимо, расточительство – зло, достойное осуждения (и осуждаемое во всех мировых религиях);
- планета Земля – наша колыбель и она должна быть ухоженной, пригодной для комфортного проживания не только нынешних, но и будущих поколений.

Как менеджеры и специалисты по энергосбережению и повышению энергоэффективности они должны обладать знаниями и навыками в ряде конкретных областей:
- проведение энергоаудита и инструментального обследования производителей и потребителей энергоресурсов и энергии с составлением энергетических паспортов, программ и планов мероприятий всех уровней по энергосбережению и повышению энергоэффективности;
- анализ потоков энергоносителей и энергетического сырья, составление и анализ энергетических балансов; разработка норм энергопотребления;
- организация мероприятий по пропаганде энергосберегающего образа жизни;
- анализ производственно-хозяйственной деятельности предприятий в аспекте эффективности потребления энергоресурсов и энергии, разработка и анализ инвестиционных проектов по ЭС и ПЭЭ.

В рекомендациях I Международного форума по инновациям в отраслях ТЭК «NewGen – энергия будущего», проходившего в 2004 г. под председательством Лауреата Нобелевской премии Ж.И. Алфёрова, записано: «Считать необходимым принятие мер по повышению квалификации и подготовке специалистов в области энергетики, энергоэффективности и энергосбережения и других специалистов, уделяя особое внимание обучению экономическим и финансовым дисциплинам, с учётом привлечения инвестиций и кредитов на развитие и повышение рентабельности производства и повышения конкурентоспособности производимой продукции и услуг».

Дисциплина **«Современные проблемы электроэнергетики»** состоит из 4 блоков: «Значение энергетики для современной цивилизации», «Доступность энергоресурсов и энергии по приемлемым ценам», «Угроза экологического кризиса», «Геополитические и социальные угрозы, связанные с энергообеспечением».

В первом блоке рассматриваются проблемы обеспечения энергетической безопасности, современная структура, состояние и перспективы развития российской электроэнергетики. ***Во втором*** – запасы, добыча и транспортировка минерального энергетического сырья; производство электрической и тепловой энергии из традиционных и возобновляемых источников энергии; перспективные (альтернативные) способы производства электроэнергии; передача, распределение и накопление энергии. ***Третий блок*** посвящён техногенным угрозам природе и человечеству, исходящим от деятельности предприятий ТЭК, и мерам по их ограничению, в том числе за счёт энерго-ресурсосбережения и перехода от «коричневых» (традиционных) энерготехнологий к «зелёным» (щадящим природу). ***В четвёртом блоке*** рассматриваются геополитические и социальные угрозы, связанные с энергообеспечением, и два основных пути к их ослаблению – создание справедливого мирового рынка энергии и энергоресурсов, активизация рыночных и государственных механизмов сдерживания цены энергоносителей.

Дисциплина **«Основы энергосбережения»** призвана обеспечить фундамент для овладения на высоком профессиональном уровне всеми инструментами энергосбережения и повышения энергетической эффективности при освоении специальных курсов («Нормативно-правовая база энергосбережения» и «Потенциал энергосбережения: определение, реализация») магистрантами, обучающимися по программе «Энергосбережение и энергоэффективность». Для всех других магистрантов-электроэнергетиков она позволит ориентироваться в этой проблеме и в случае производственной необходимости быть способными самостоятельно углубить свои знания в конкретной области ЭС и ПЭЭ.

Данная дисциплина содержит 5 разделов: 1) «Основные понятия из области ЭС и ПЭЭ. Роль ЭС и ПЭЭ в обеспечении устойчивого развития мира и России», 2) «Нормативно-правовое и экономическое управление ЭС и ПЭЭ», 3) «Определение потенциала энергосбережения», 4) «Реализация потенциала энергосбережения в различных секторах экономики и в социальной сфере», 5) «Энергозамещение как способ сбережения невозобновляемых энергоресурсов».

В первом разделе, кроме вопросов, вынесенных в его название, рассматриваются причины и последствия высокой удельной энергоемкости российского ВВП, место ЭС и ПЭЭ в государственной стратегии развития России. *Во втором разделе* рассматриваются основные инструменты управления ЭС и ПЭЭ, стимулирования и мотивации энергосбережения (нормативная, правовая, методическая и техническая база, программы энергосбережения всех уровней, экономические и моральные инструменты стимулирования и мотивации энергосбережения). *Третий раздел* посвящен вопросам измерения и учёта энергоносителей, энер-

гетическому обследованию (ЭО) регионов, муниципальных образований, предприятий/организаций, отдельных зданий. (Под ЭО понимается энергоаудит, составление топливно-энергетического баланса, инструментальное энергетическое обследование, разработка и регистрация энергетического паспорта). Обсуждаются вопросы организации исполнения планов мероприятий по ЭС и ПЭЭ, разработанных в процессе ЭО, роль энергосервисных контрактов. *В четвёртом разделе* рассматриваются потенциал энергосбережения и его реализация в основных секторах российской экономики и в социальной сфере: в сырьевом секторе ТЭК, на предприятиях, производящих и транспортирующих электрическую и тепловую энергию, в наиболее энергоёмких отраслях промышленности, в жилых и производственных зданиях, в системах освещения; *в пятом разделе* в качестве направлений сбережения невозобновляемых энергетических ресурсов и окружающей среды рассматриваются энергозамещение (использование нетрадиционных возобновляемых источников энергии) и перспективы освоения альтернативных способов получения электрической энергии (управляемый термоядерный синтез, водородная энергетика на основе топливных элементов, атомная энергетика на основе реакторов на быстрых нейтронах, реализующая замкнутый ядерный топливный цикл, магнито-гидродинамическое производство электрической энергии).

В дисциплинах **«Нормативно-правовая база энергосбережения»** и **«Потенциал энергосбережения: определение, реализация»** детально рассматриваются ключевые проблемы энерго-ресурсосбережения, которые в общем курсе **«Основы энергосбережения»** рассмотрены лишь конспективно.

Программный подход к реализации стратегии превращения ТПУ в ресурсоэффективный университет

Основные задачи Комплексной программы:

- обеспечение инновационного прорыва в области подготовки кадров для ресурсоэффективной экономики;
- развитие инфраструктуры научно-исследовательской деятельности, предоставляющей широкие возможности и современные условия для разработки и коммерциализации ресурсоэффективных технологий по приоритетным направлениям развития университета;
- формирование корпоративной культуры ресурсоэффективности;
- позиционирование ТПУ в группе лидирующих университетов мира, в том числе в «зелёном» секторе глобальной системы высшего образования;
- создание комфортной социокультурной среды и условий для развития личности.

Задачи объединены в 7 блоков:

1. Образование.
2. Наука.
3. Развитие кадрового потенциала.
4. Совершенствование системы управления университетом.
5. Инфраструктура и кампус.
6. Позиционирование ТПУ.
7. Социальное развитие.

Первые три блока сконцентрированы вокруг приоритетных направлений ресурсоэффективных технологий в ТПУ на 2012–2018 гг. Их перечень отражает научные достижения политехников, созданный за многие годы интеллектуальный и материально-технический потенциал, потребности современного общества:

- Энергоэффективность зданий и коммуникаций.
- Утилизация и уменьшение отходов.
- Уменьшение потерь ресурсов и энергии в ЖКХ.
- Увеличение топливной эффективности, включая транспорт.
- Увеличение эффективности генерации и транспорта электрической и тепловой энергии.
- Увеличение энергоэффективности в энергоёмких промышленных отраслях экономики.
- Использование гибридных технологий, включая транспорт.
- Увеличение эффективности добычи нефти и газа.

Актуальность энергосбережения в ТПУ сохранилась и спустя полтора десятилетия после принятия организационных мер по энерго-ресурсосбережению. После выхода из кризисной ситуации 90-х гг. острый интерес к эффективному использованию ресурсов пропал, хотя потенциал дальнейшего снижения расхода ресурсов составляет 30...50 %. Существуют две причины такого состояния [16]. После наведения элементарного порядка и выполнения не требующих больших затрат мероприятий дальнейшие шаги требуют значительных средств на модернизацию сетей, утепление зданий и т. п. Вторая и, вероятно, главная причина связана с практическим отсутствием мотивации к экономии ресурсов. Об этом говорит и повседневная практика, и результаты социологического исследования, проведённого в ТПУ в 2002 г. [17, 18]. Мотивация энергосберегающего поведения персонала ТПУ – тема отдельного обсуждения и специальных решений ректората.

Заключение

Поскольку энергетики ТПУ раньше других и бóльшими силами приступили к решению проблемы эффективного использования энергетических ресурсов и энергии, их опыт разработки и реализации блока специальных дисциплин будет полезен при решении подобной задачи, но применительно к другим отраслям (машиностроение; обработка металлов; химические технологии; поиск, добыча и переработка минеральных ресурсов и др.).

В соответствии с комплексной «Программой развития ресурсоэффективности Национального исследовательского Томского политехнического университета» вуз будет превращаться в «полигон» для отработки современных технологий подготовки кадров и выполнения НИР и инвестиций в интересах ресурсоэффективности, а также будет улучшать показатели своей финансово-экономической и хозяйственной деятельности.

Авторы благодарят зам. проректора Т.С. Петровскую и проректора-директора ЭНИН Ю.С. Боровикова за активную позицию в деле обучения студентов ресурсоэффективности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дульзон А.А., Ушаков В.Я., Чубик П.С. Ресурсоэффективность – основа устойчивого развития цивилизации // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 320. – № 6. – С. 39–46.
2. Дульзон А.А., Петровская Т.С., Ушаков В.Я. «Основы ресурсоэффективности» – новая дисциплина в учебных планах ТПУ // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 320. – № 6. – С. 47–50.
3. Основы ресурсоэффективности / И.Б. Ардашкин, Г.Ю. Боярко, А.А. Дульзон, Е.М. Дутова, И.Б. Калинин, В.В. Литвак, Б.В. Лукутин, В.Ф. Панин, Т.С. Петровская, В.Я. Ушаков / под ред. А.А. Дульзона, В.Я. Ушакова. – Томск: Изд-во ТПУ, 2012. – 286 с.: ил.
4. Могильницкий С.Б., Чубик М.П., Замятин С.В. и др. (Руководитель П.С.Чубик) Программа развития ресурсоэффективности Национального исследовательского Томского политехнического университета // Национальный исследовательский Томский политехнический университет. 2012. URL: http://today.tpu.ru/programs/resourse/ (дата обращения: 25.12.2012).
5. Дульзон А.А. Управление энергоэффективностью вуза // Университетское управление. – 1999. – № 3–4 (10–11). – С. 16–22.
6. Литвак В.В., Силич В.А., Яворский М.И. Региональный вектор энергосбережения. 2-е изд. – Томск: STT, 2001. – 342 с.
7. Литвак В.В., Маркман Г.З., Харлов Н.Н. Электроэнергия: экономия, качество. – Томск: STT, 2001. – 196 с.
8. Литвак В.В. Основы регионального энергосбережения (научно-технические и производственные аспекты). – Томск: Изд-во НТЛ, 2007. – 288 с.
9. Ушаков В.Я. Современная и перспективная энергетика: технологические, социально-экономические и экологические аспекты.– Томск: Изд-во ТПУ, 2008. – 469 с.
10. Климова Г.Н. Энергосбережение на промышленных предприятиях.– Томск: Изд-во ТПУ, 2008. – 181 с.
11. Лукутин Б.В., Суржикова О.А., Шандарова Е.Б. Возобновляемая энергетика в децентрализованном энергоснабжении. – М.: Энергоатомиздат, 2008. – 231 с.
12. Маркман Г.З. Энергоэффективность преобразования и транспортировки электрической энергии. – Томск: Изд-во ТПУ, 2008. – 184 с.
13. Ушаков В.Я. Возобновляемая и перспективная энергетика: ресурсосбережение и защита окружающей среды: моногр. – Томск: Изд-во «СибГрафикс», 2011. – 137 с.
14. Ушаков В.Я. Энергосбережение и повышение энергетической эффективности: организационные и правовые аспекты. – Томск: Изд-во ТПУ, 2011. – 280 с.
15. Ушаков В.Я. Современные проблемы электроэнергетики. – Томск: Изд-во ТПУ, 2013. – 450 с.
16. Дульзон А.А. Мотивация и энергоэффективность // ЭКО-ТЭК. – 2009. – № 4 (33). – С. 40–41.
17. Ушаков В.Я., Шрайбер Н.Ю., Поправко Н.В. О мотивах и стимулах энергосберегающего поведения вузовского персонала. Ч. 1. Оценка ситуации на основе социологического исследования // Проблемы энергосбережения и энергобезопасности в Сибири: Матер. Всеросс. научно-практ. конф. – Барнаул, 2003. – С. 8–11.
18. Ушаков В.Я., Шрайбер Н.Ю., Поправко Н.В. О мотивах и стимулах энергосберегающего поведения вузовского персонала. Ч. 2. Зависимость отношения к энергосбережению от положения в должностной иерархии // Проблемы энергосбережения и энергобезопасности в Сибири: Матер. Всеросс. научно-практ. конф. – Барнаул, 2003. – С. 11–15.

Поступила 24.01.2013 г.

Страницы истории ТПУ

УДК 621.182.002.(571.16)(092)

ШЕСТИДЕСЯТИЛЕТИЕ ОБРАЗОВАТЕЛЬНОГО НАПРАВЛЕНИЯ «ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЕ МАШИНОСТРОЕНИЕ» В ТОМСКОМ ПОЛИТЕХНИЧЕСКОМ УНИВЕРСИТЕТЕ

А.С. Заворин, Т.С. Тайлашева

Томский политехнический университет
E-mail: zavorin@tpu.ru

Показаны этапы становления в Томском политехническом университете инженерной подготовки в области котло- и реакторостроения, наиболее значимые достижения выпускников в развитии энергетического машиностроения и энергетики.

Ключевые слова:
Теплотехника, котлостроение, реакторостроение, история, подготовка инженеров.

***Key words**:*
Thermal engineering, boiler making, reactor building, history, training engineers.

Шестьдесят лет назад, в 1952/53 учебном году, в Томском политехническом институте приступила к занятиям первая группа студентов по специальности «Котлостроение». Это было предопределено по времени и месту.

Интенсивное развитие энергетики и новых энергоемких производств в послевоенные годы столкнулось с нехваткой инженеров энергетических и энергомашиностроительных специальностей. Особенно острой эта ситуация была в Сибири, где с небывалыми дотоле темпами возводились новые тепловые электростанции, горно-химические и металлургические комбинаты, на базе эвакуированных во время войны заводов набирала мощь котлостроительная отрасль, закладывались основы для развития атомной энергетики.

Все это потребовало новых для сибирского региона специалистов, универсальных и ориентированных на разработку и создание современного энергетического оборудования.

Томский политехнический институт к тому времени получил признание и уже имел репутацию одного из ведущих технических вузов восточной части страны, чему в значительной мере способствовали высокий престиж его выпускников, опыт и заслуги профессорско-преподавательских кадров. Закономерно, что такой вуз при активной созидательной деятельности ректора профессора А.А. Воробьева включился в масштабное расширение подготовки инженеров для важнейших отраслей народного хозяйства и по приоритетным специальностям новой техники и перспективных технологий. Подготовленная кадровая и материально-техническая база, прежде всего кафедры теплоэнергетических установок, которой руководил Заслуженный деятель науки и техники РСФСР, д-р техн. наук, профессор И.Н. Бутаков, создала условия для открытия энергомашиностроительной специальности «Котлостроение».

Вплоть до образования самостоятельной кафедры котлостроения и котельных установок (1958 г.) первый период деятельности нового инженерного направления, включая весь полный цикл от первого приема до первого выпуска, проходил в составе единственной тогда выпускающей кафедры теплоэнергетического профиля, которая к своему традиционному наименованию получила соответствующее дополнение и именовалась кафедрой теплоэнергетических установок и котлостроения. Курирование учебного процесса и методического обеспечения по новой специальности вели доценты И.К. Лебедев, В.Н. Смиренский, ассистент Н.В. Трикашный. Затем они вместе с ассистентами В.Н. Братчиковым и Л.Г. Фуксом составили преподавательский коллектив кафедры котлостроения и котельных установок. Заведующим кафедрой стал И.К. Лебедев, который оставался на этом посту бессменно до 1988 г. [1].

После разделения энергетического факультета в 1956 г. на ряд самостоятельных подразделений и до образования Энергетического института в 2010 г. специальность являлась частью теплоэнергетического факультета. Наличие ее в составе факультета, несомненно, способствовало своеобразию и углублению предметной подготовки в области котельной и парогенераторной техники инженеров других специальностей: по эксплуатации и проектированию тепловых электростанций, тепломеханического оборудования атомных электростанций, источников теплоснабжения промышленных объектов, средств автоматизации теплоэнергетических процессов [2].

В течение прошедшего времени специальность меняла свое название: «Парогенераторостроение» – в начале шестидесятых годов, «Котло- и реакторостроение» – в конце восьмидесятых, а в современный период с переходом в 2010 г. на двухуровневую подготовку трансформировалась в направление «Энергетическое машиностроение» с одним профилем бакалавриата «Котлы, камеры сгорания и парогенераторы АЭС» и двумя подготовленными специализациями магистратуры – «Исследование и проектирование котлов, парогенераторов и камер сгорания», «Технология производства и диагностирование энергетического оборудования». При этом неизменным оставался курс на развитие инновационных начал и закрепление проверенных временем традиций, заложенный основателем и первым заведующим кафедрой, доктором технических наук, профессором И.К. Лебедевым.

Одной из таких традиций, формирующих у студентов осмысленное осознание значимости своей учебной деятельности, является тесное взаимодействие с ведущими предприятиями энергомашиностроительной отрасли, которое знаменуется практически полной востребованностью выпускников. Так повелось с 1957 г., когда состоялся первый в Сибири выпуск инженеров-механиков по котлостроению в количестве 23 человек (фото 1). В соответствии с потребностями времени все они были распределены в конструкторские подразделения Барнаульского и Бийского котельного заводов, где вскоре стали их ключевыми сотрудниками. Сейчас они уже заслуженные ветераны, с именами которых связано немало достижений в истории отечественного котлостроения.

Фото 1. *Первый выпуск инженеров по энергомашиностроению*

Вот лишь некоторые штрихи профессиональной деятельности отдельных представителей первого выпуска [3]. А.А. Дорожков – кандидат технических наук, Заслуженный изобретатель РСФСР, Почетный работник Минэнергомаша СССР, главный конструктор, а затем главный инженер и технический директор ПО «Бийскэнеромаш», один из создателей уникальной для мировой практики технологии конвейерной сборки котлов для промышленной теплоэнергетики. В.Е. Маслов – главный конструктор ПО «Сибэнергомаш», Заслуженный конструктор РФ, руководитель разработки многих типов котлов с естественной циркуляцией, которые получили распространение практически на всех теплоэлектроцентралях России и СНГ, в ряде стран дальнего зарубежья. А.В. Носов – лауреат Премии Совета Министров СССР за передовые разработки котлов в газоплотном исполнении. В.И. Савченко – Изобретатель СССР, главный конструктор Бийского котельного завода. И.Д. Фурсов – кандидат технических наук, профессор, заведующий кафедрой котло- и реакторостроения в Алтайском государственном техническом университете.

С каждым последующим выпуском расширялся ареал распределения выпускников и вместе с этим крепли связи с производственными базами. Ни на один год, включая 90-е гг., не прекращалось распределение по местам трудоустройства, причем в отдельные годы на каждого выпускника приходилось по 2–3 предложения от работодателей.

Здесь уместно отметить, что условия реализации образовательной программы по энергетическому машиностроению в ТПУ значимо отличаются от условий других вузов страны тем, что не имеют жесткой привязки к какому-либо отдельному, даже очень крупному предприятию отрасли (в Томске нет предприятий такого профиля и уровня). Это обстоятельство обусловило приоритеты универсальности в теоретической подготовке и вместе с тем существенно расширило географию и значение производственных практик, способствовало установлению долговременных партнерских отношений с крупнейшими энергомашиностроительными компаниями России в Барнауле, Белгороде, Бийске, Волгодонске, Дорогобуже, Подольске, Таганроге, Чехове. Примечательно, что к середине 80-х гг., в пору апогея отечественного котлостроения, конструкторские подразделения всех котлостроительных фирм в стране возглавляли выпускники Томского политехнического.

Главное дело, ради которого создаются и реализуются образовательные программы, работают кафедры вузов, – это подготовка специалистов высокого уровня. Если под этим понимается не просто образованный «человек с дипломом», а подготовленный к саморазвитию в условиях динамичного изменения своей профессиональной сферы и способный к прогрессивному изменению этой сферы профессионал, то образовательная деятельность обеспечивает воспроизводство элитных специалистов. Подходя с этих позиций к итогам за шестьдесят лет, есть основания констатировать, что инженерная школа энергетического машиностроения Томского политехнического университета вполне подтвердила соответствие этим критериям. Среди 1807 выпускников 20 главных конструкторов, 8 лауреатов Государственных премий СССР, премий Совета Министров СССР и Правительства РФ, 13 обладателей почетных государственных званий, 8 докторов наук, более 40 кандидатов наук, 150 руководителей предприятий, три сотни конструкторов, известных оригинальными разработками. В этом ряду вместе с упомянутыми выше можно назвать таких выпускников, как:

- Белоусов В.Д., технический директор-генеральный конструктор ОАО «Инжиниринговая компания ЗИОМАР»;
- Билявский А.А., главный конструктор-начальник СКБ атомного машиностроения ОАО «Инжиниринговая компания ЗИОМАР»;
- Вичкапов А.М., главный конструктор и директор инженерного центра ОАО «Бийский котельный завод»;
- Илясов В.А., главный конструктор ПК «Сибэнергомаш» Корпорации «Энергомаш (ЮК) Лимитед»;
- Лисейкин И.Д., канд. техн. наук, ведущий конструктор ОАО «Инжиниринговая компания ЗИОМАР», лауреат премии Совета Министров СССР в области науки и техники, присужденной за разработку высокоэффективных оребренных поверхностей нагрева;
- Поплавский В.М., д-р техн. наук, профессор, Заслуженный деятель науки РФ, лауреат премии Правительства РФ в области науки и техники, присужденной за разработку, исследование, пуск и освоение ядерных энергетических установок с реакторами на быстрых нейтронах, до 2012 г. заместитель по атомной энергетике генерального директора ФГУП «Физико-энергетический институт» (фото 2);

Фото 2. *Поплавский В.М., лауреат премии Правительства РФ за разработку и освоение ядерных энергоустановок на быстрых нейтронах*

- Стропус А.В., главный конструктор ПО «Сибэнергомаш», главный конструктор ЗАО «СибКОТЭС»;
- Усольцев Г.А., Заслуженный конструктор РФ, главный конструктор ОАО «Бийский котельный завод»;
- Фирсов Б.Н., главный конструктор ОАО «Таганрогский котлостроительный завод», технический директор ЗАО «Энергомашиностроительный Альянс»;
- Щелоков В.И., лауреат премии Правительства РФ в области науки и техники, присужденной за разработку новых конструкций современных котлов с природоохранными технологиями топливосжигания, директор Подольского филиала ЗАО «Энергомашиностроительный Альянс» (фото 3).

Фото 3. *Щелоков В.И., лауреат премии Правительства РФ за разработку котлов с природоохранными технологиями топливосжигания*

Выпускники специальности успешно проявляют себя не только на конструкторском поприще, доказав этим готовность к овладению смежными сферами профессиональной деятельности в энергетике – проектированием, монтажом, сервисом, эксплуатацией оборудования, управлением персоналом и производством, бизнесом:

- Будилов О.И., канд. техн. наук, Заслуженный энергетик РФ, директор Иркутской ТЭЦ-6, директор Новоиркутской ТЭЦ;
- Зыков О.И., директор Новосибирской ТЭЦ-2;
- Левит В.М., Почетный энергетик РФ, Заслуженный работник РАО ЕЭС России, Почетный работник топливно-энергетического комплекса РФ, главный инженер, генеральный директор ОАО «Дальневосточная генерирующая компания»;
- Кичкильдеев Е.Н., генеральный директор финансово-строительной компании «Энергосоюз»;
- Тырышкин А.И., директор направления газотурбинных установок «Энергомаш-Корпорации»;
- Федецкая Н.И., начальник тепломеханического отдела ВНИПИ «Томсктеплоэлектропроект», директор проектной организации «Сибтерм».

В 2014 г. ТПУ произведет последний выпуск дипломированных специалистов (инженеров) и первый выпуск бакалавров по направлению «Энергетическое машиностроение», завершив таким образом период перехода на двухуровневую образовательную траекторию. Итоги пройденного за шесть десятилетий пути дают основания для оптимистичных надежд, потому что есть проверенная временем система воспроизводства кадров, необходимых для устойчивого развития одной из важнейших промышленных отраслей в новых экономических условиях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Заворин А.С. Основатель томской научно-педагогической школы котлостроения (к 100-летию со дня рождения И.К. Лебедева) // Известия Томского политехнического университета. – 2011. – Т. 319. – № 4. – С. 169–174.
2. Беляев Л.А., Беляев С.А., Заворин А.С. Итоги и традиции теплоэнергетического образования в ТПУ: 120 лет со дня рождения И.Н. Бутакова и 90 лет со дня рождения И.К. Лебедева // Известия Томского политехнического университета. – 2002. – Т. 305. – № 2. – С. 7–14.
3. Заворин А.С. 50 лет с начала подготовки в Сибири инженеров по котлостроению // Томский политехник. – 2002. – № 8. – С. 158–162.

Поступила 09.04.2013 г.

Summaries

UDC 621.039.517

Prozorova I.V., Ganovichev D.I., Kirichek E.A.
VALIDATION OF THERMAL AND PHYSICAL CHARACTERISTICS OF THE REACTOR IVG.1M AT ACTIVE ZONE CONVERSION INTO LOW-ENRICHED FUEL

The article considers the thermo-hydraulic conditions of conversion active zone operation in the reactor IVG.1M. The article introduces the results of estimation of the main thermal and physical and hydraulic parameters of the active zone. The conclusion is made that the thermal state of the reactor IVG.1M with high- and low-enriched uranium content does not considerably depend on fuel enrichment at the same design features of fuel assemblies.

UDC 662.933.12

Chernetskaya N.S., Minakov A.V., Brikman I.A., Chernetskiy M.Yu.
THE DESIGN STUDY OF THE PROCESSES OF AERODYNAMICS, HEAT-AND-MASS TRANSFER, COMBUSTION AND FORMATION OF NITROGEN OXIDES IN DOUBLE-VORTEX FURNACE IN THE BOILER BKZ-640 WITH BLANK BLAST

Based on the methods of computational fluid dynamics the authors have carried out the design studies of double-vortex furnace in the boiler BKZ-640 with blank blast. The influence of various operation measures in the furnace on the efficiency of fuel combustion, slagging conditions of water-wall surfaces and nitrogen oxides emission was estimated; the data on the integral and stationary distributions of temperature and thermal flows in the furnace were obtained.

UDC 536.2:51-74

Polovnikov V.Yu., Khabibulin A.M.
THE FEATURES OF HEAT AND MASS TRANSFER IN MOISTURE-RESISTING THERMAL INSULATION OF THE RESERVOIRS FOR STORING CRYOGENIC LIQUIDS

The article introduces the results of mathematical modeling of heat and mass transfer in the wallings of the reservoir for storing cryogenic liquids and the numerical analysis of cold losses of the given object considering insulation frost penetration, presence of moisture migration to the phase transition front and moisture condensation on the outer interaction loop. The authors have determined the ratios of heat input enlargement in the system considered owing to moistening, frost penetration and presence of phase transfers in the structures and on the surface of insulation layer.

UDC 536.2:532/533; 532.516

Kraynov A.V.
MATHEMATICAL MODELING OF OPEN-TYPE CAVITY DAMAGE AT INTERACTION WITH VISCOUS FLUID AT OUTER CONTOUR COOLING

The author has carried out the numerical study of conjugate heat transfer and hydrodynamics at viscous fluid movement in the open rectangular cavity considering its damaging. The viscous fluid flow pattern and temperature fields for solid and liquid phases were obtained. The influence of dynamic parameters and geometric characteristics on formation of contours of the crater produced was studied.

UDC 536.46

Vysokomornaya O.V., Markov A.O., Nazarov M.N., Strizhak P.A., Yanov S.R.
THE NUMERICAL STUDY OF THE INFLUENCE OF WATER SPRAY CONDITIONS ON TEMPERATURE IN THE TRACE OF «WATER TOOL»

Using several models of «water tools» of small size the authors have carried out the numerical study of macroscopic laws of drops monodispersed ensemble evaporation in water mist at its penetration through high-temperature combustion products. The dependences of integral characteristics of heat and mass transfer on the ratio of evaporation areas and the areas occupied by «water tool» were determined. Water spray conditions for the efficient temperature decrease in the combustion zone were defined.

UDC 621.18

Anufriev I.S., Kuznetsov G.V., Shadrin E.Yu., Sharypov O.V., Anikin Yu.A., Dvoynishnikov S.V., Kulikov D.V., Rakhmanov V.V.
THE STUDY OF FLOW STRUCTURE IN A NEW CONSTRUCTION OF VORTEX FURNACE BY THE PARTICLE IMAGE VELOCIMETRY

Using the particle image velocimetry the authors have studied the structure of isothermal swirl flow in the vortex furnace model in a new construction with horizontal axis of rotation and distributed tangential inlet air-fuel sprays. The average characteristics of the velocity field in some sections were measured. The authors have analyzed the feature of internal aerodynamics of the new construction of steam generator vortex furnace at different operating conditions.

UDC 620.9.001.5

Fomichev A.S., Koretskiy D.A., Zavorin A.S.
PREDICTING COAL ASH DEPOSITS IN FURNACES OF POWER-GENERATING BOILERS ON THE BASES OF NUMERICAL MODELING

The article introduces the results of investigations of wall slagging in the furnace of power-generating boiler P-67 operating on berezovsk coal of Kansk-Achinsk basin applying software product of numerical mathematical modeling «ANSYS Fluent». In the course of work the authors have obtained the important data for further improvement of boiler plant slagging model.

UDC 621.181.2.016:662.951.2

Dolgov S.V., Zavorin A.S., Dolgikh A.Yu., Subbotin A.N.
TESTS OF BURNER DEVICE OF FLAMELESS COMBUSTION AND INFRA-RED RADIATION

The authors have developed the long-range construction of burner device of flameless combustion and infra-red radiation with porous filler for burning explosive gases. The article introduces the description of bench for burner device testing and the results of the latter. The obtained experimental data indicate the device operation capacity at combustion of fuel gases and liquid volatile fuels.

UDC 621.18

Khaustov S.A., Zavorin A.S., Fisenko R.N.
NUMERICAL STUDY OF THE PROCESSES IN FIRE-TUBE COMBUSTION CHAMBER WITH A REVERSIBLE TORCH

The article demonstrates the use of application software package ANSYS Fluent 12.1.4 for numerical simulation of natural gas turbulent combustion in the reversible torch of fire-tube boiler in modes with vortex and forward feeder of air-fuel mixture. The authors have obtained the design fields of average velocities for the versions with different twist parameters, temperatures and components concentrations; they determined torch structure and heat release peak position. The reliability of the mathematical model is proved by tests in situ.

UDC 621.528

Duraev N.N., Obukhov S.G., Plotnikov I.A.
SIMULATION MODEL OF DIESEL ENGINE FOR INVESTIGATING ITS OPERATING CHARACTERISTICS ON VARIABLE SPEED

The article introduces a simple simulation model of diesel engine designed by the results of its pilot tests. The model is implemented in software environment MatLab Simulink and supports the adequate display of diesel engine operating characteristics on a variable speed and may be used for searching and developing the efficient algorithms to control the operation conditions of variable speed diesel generator set.

UDC 621.181.018: 504.3.054

Taylasheva T.S., Krasilnikova L.G., Vorontsova E.S.

ESTIMATION OF BOILER HOUSES NOXIOUS EMISSIONS INTO ATMOSPHERE IN TOMSK REGION

The article introduces the results of estimation of boiler houses noxious emissions into atmosphere in Tomsk region. It is shown that maximum permissible concentration of noxious emission has not been exceeded.

UDC 628.928

Korzhneva T.G., Ushakov V.Ya., Ovcharov A.T.
THE ANALYSIS OF ROOM HEAT LOSSES THROUGH THE DAYLIGHTING SYSTEMS

The paper is devoted to the analysis of room heat losses through translucent wallings formed by side light openings and hollow tubular light pipes for top light (daylighting combined system). The final target of the authors' researches is to develop the technique for calculating and selecting the optimal (in energy consumption and light comfort) parameters of daylight and lamplight systems. The authors focused on heat losses estimation and the efficiency of light transmittance by the combined lightning elements.

UDC 536.24

Yukhnov V.E., Kraynov A.V.
THE ANALYSIS OF HEAT TRANSFER IN ELECTROMAGNET ACTIVE ELEMENT

The article describes the approximate method of determining heat loss in flat active element with finite size at symmetric cooling conditions. Heat loss characteristic is defined by Biot number. Based on finite-difference method the authors have studied unsteady thermal state in laminated core stack of magnetic circuit with uniformly distributed heat sources. The paper introduces the results of numerical simulation of unsteady two-dimensional thermal conductivity process in cross section of electromagnet active element.

UDC 621.313.12

Nosov G.V.
DETERMINATION OF RAILGUN PARAMETERS. P. I. CALCULATION AT CONSTANT CURRENT DENSITY

The formulas for calculating railgun parameters at constant average current density were obtained. The author have determined such parameters as average magnetic induction in space between railgun tires, inductance, force and mechanical tension in tires, resistance considering adiabatic heating of tires, body peak velocity and railgun length. Average current density, strength and tire temperature growth are the factors determining possibilities of railguns for body acceleration. Therefore it is necessary to apply high-strength materials with maximum high conductivity, for example beryllium bronze, for producing tires. The reliability of the formulas obtained is proved by satisfactory fit with the results of calculation carried out by the other techniques.

UDC 621.313.12

Nosov G.V.
DETERMINATION OF RAILGUN PARAMETERS. P. II. CALCULATION AT HARMONIC CURRENT

The formulas for calculating railgun parameters at harmonic current and non-uniform current density were obtained. The author have determined such parameters as average magnetic induction in space between railgun tires, inductance, resistance, peak temperature of tire surface at their adiabatic heating as well as mechanical tension in tires. Considerable temperature growth on tire surface is the factor determining possibilities of railguns for body acceleration. It can result in their melting and single use of railgun. The reliability of the formulas obtained is proved by satisfactory fit with the computer modeling results when determining inductance and resistance of railguns.

UDC 621.374

Kurets V.I.
STAGE CRUSHING OF SOLIDS BY ELECTRIC PULSE

The author has proposed the method for determining a calibration hole dimension in ground electrodes at the intermediate stages of raw material reduction. The results of the experimental study prove the considerable decrease of energy expenditure when using the stage crushing.

UDC 621.311

Rogov G.V.
INTEGRATED INCREASE OF POWER QUALITY IN COMPLEX NETWORKS

The paper considers the methods for increasing power quality in complex networks with multiple disturbing loads. Active power conditioners affecting directly the value, symmetry and harmonic composition of voltage was proposed to be used. The author has developed the algorithm for controlling active power conditioner. The article demonstrates the efficiency of active power conditioners by the example of power supply system of Baykal-Amur railroad.

UDC 621.311

Zhukov O.A., Ushakov V.Ya.
EXPERTISE IN POWER ENGINEERING AND ELECTRICAL ENGINEERING. THE ORIGIN OF ELECTRO-EXPERTOLOGY

The notions «expertise» and «expertology» were defined; the aim and the area of expertise application were stated; expertises in power engineering and electro-engineering were classified by the main features. It was shown that the knowledge about electro-expertises should be ordered in the form of development of general theory of electro-expertises (electro-expertology) to increase the efficiency of this activity. Currently there are all required preconditions (necessities, methodological base etc.) for its development on the basis of expertise general theory. Genesis, conceptual bases, categories of electro-expertology are considered in the article as the intermediate stage on its developing. The novelty of the work is in application of expertology fundamental notions to electro-engineering for developing electro-expertology.

UDC 621.315.61

Merkulov V.I., Karpitsky O.V.
THE INFLUENCE OF BONDING VARNISH FILLER ON DISCHARGE FORMATION IN SOLID LAYERED DIELECTRICS AT LONG-TERM EFFECT OF APPLIED STRESS

The authors have studied the influence of bonding varnish filler on discharge formation in solid layered composite dielectrics in the

system of electrodes generating non-uniform electric field. It is ascertained that filler introduction into bonding varnish composition results in redistribution of electric field intensities in composition layers and conditions the change in discharge tension value and the character of discharge forming at the interface of the dielectric studied.

UDC 621.311.1.016

Borovikov V.S., Kharlov N.N., Akimzhanov T.B.
ON THE NECESSITY OF INCLUDING STRAY-LOAD CURRENT HARMONICS LOSSES INTO PROCESS LOSSES AT ELECTRIC ENERGY TRANSMISSION

It has been ascertained that there are stray-load higher harmonic component losses of active power and energy in power transmission lines of 110 kW under conditions of high current distortion. In many cases the stray-load losses form a part of main losses but they are not considered at calculation of power process losses. The authors have made a conclusion that the stray-load current harmonic component losses of active power and energy should be calculated for each concrete line on the basis of tool survey of duty parameters and confirmed as process losses.

UDC 621.315.3.61

Merkulov V.I., Kim I.V.
ESTIMATION OF PARTIAL DISCHARGE ROLE IN DISCHARGE FORMATION AT SOLID LAYERED DIELECTRIC INTERFACE AT LONG-TERM EFFECT OF THE APPLIED STRESS

The authors have studied the influence of partial discharges on discharge formation at interface of solid layered composite dielectrics on exposure time of the applied variable stress in the system of electrodes generating non-uniform electric field. There are three stages in discharge formation at the interface of the considered composite layered dielectrics depending on time of stress application. It was shown that the change in partial discharge frequency rate at electrical aging reflects the discharge formation dynamics at the interface.

UDC 621.311.1.016

Kharlov N.N., Akimzhanov T.B.
INSTRUMENTAL ESTIMATION OF OPERATING EFFICIENCY OF FILTER DEVICES IN POWER SUPPLY SYSTEMS AT MINING ENTERPRISES

The authors have studied the change of reactor active resistance when adjusting their inductance. It was ascertained that in the reactor there are the components depending on skin effect, hysteresis and eddy current besides ohmic resistance depending on turning number. The operating efficiency of a filter device was estimated based on the data obtained at their instrumental survey. The conclusion was made on the necessity of considering the change of the parameters indicated when designing and adjusting the filter device. It was shown that the operating efficiency of the filter device may be estimated effectively due to the daily monitoring of modes.

UDC 621.3.011.7

Sytnik A.A., Klyuchka K.N., Protasov S.Yu.
APPLICATION OF INTEGRAL DYNAMIC MODELS WHEN SOLVING THE PROBLEM OF IDENTIFYING THE PARAMETERS OF ELECTRICAL CIRCUITS

The paper demonstrates the possibility of identifying the electrical circuit parameters applying Volterra integral equations of the second order. It was assumed that application of integral dynamic models of electrical circuits allows in some cases obtaining more exact result in comparison with traditional methods based on differential equation application. It was shown that the technique proposed may be used effectively to solve the problems of electrical circuit parametric identification when measuring input and output signals against the background of high-frequency interference, including the noise ones.

UDC 621.314

Mishin V.N., Rulevskiy V.M., Yudintsev A.G.
POWER SYSTEMS OF ALTERNATING CURRENT REMOTE-CONTROLLED UNDERWATER VEHICLES WITH THE CAPACITY OVER 10 kW

The authors have examined the power-supply systems of alternating current remote-controlled underwater vehicles with the capacity over 10 kW which allow solving the problems of increasing power density of underwater unit and improving its dimensions and weight.

UDC 62-83-52

Doroshchenko I.V., Zakharenko V.S.
DYNAMICS OF INVARIANT TEST BENCH ON THE BASIS OF ASYNCHRONOUSLY-THYRISTOR CASCADE

Using functional, block diagrams and simulation model of a load part of test bench on the basis of asynchronously-thyristor cascade the synthesis of control system was carried out and transients were calculated. Transient quality factors were determined.

UDC 621.313.333

Aristov A.V., Voronina N.A.
ANALYSIS OF POSITIONAL ACCURACY OF TWO-PHASE ASYNCHRONOUS MOTOR IN THE DISCONTINUOUS MOTION MODE

The authors have proposed a design procedure for positional accuracy of asynchronous motor operating in the mode of discontinuous motion according to a maximum value of fractional coordinate error. A real law of motion has been detected for a moving element of actuating motor at a phase mode of excitation of discontinuous operating mode; the error components have been estimated by amplitude, frequency and phase. A functional diagram of a gearless electric drive of discontinuous motion is introduced. It allows increasing the coordinate accuracy due to power frequency compensation.

UDC 621.313.13:621.396.677

Klabukov R.P., Muravlev O.P.
THYRATRON MOTOR FOR FAST ACTING DRIVE OF THE RADAR EQUIPMENT

The task to study the factors influencing the fast acting of thyratron permanent magnet motor was set. The recommendations to reduce the electromechanical time constant were proposed. The dependences of inertia moment and rotor volume on selection of magnets with higher energy indicators were obtained. The paper introduces the results of analysis of stator core magnetic loss.

UDC 621.313.333.2

Kachin O.S., Kachin S.I.
SINGLE PHASE INDUCTION MOTOR WITH INCREASED STARTING TORQUE

The paper describes the construction of single phase induction motor with increased starting torque; its operating principles are considered. The authors have proposed the methods of modernization of single phase induction motors to decrease energy consumption. The article introduces the experimental mechanical characteristics of the motor in comparison with the one of standard model. The design values of energy efficiency indices are given for different design versions of single phase induction motors on the basis of the proposed construction.

UDC 621.313.8

Kokov E.G., Muravlev O.P.
ACTIVE END CONNECTIONS OF ARMATURE WINDING IN MAGNETO-ELECTRIC MOTOR

The authors have developed the mathematical model of magneto-electric motor using end connections of armature winding and haveanalyzed the obtained dependences determining thyratron motor behavior.

UDC 62-83-523

Odnokopylov G.I., Bukreev V.G., Bragin A.D.
PRINCIPLES OF SUPPORTING FAULT TOLERANCE OF INDUCTION MOTOR DRIVE BASED ON BACKUP COMPONENTS

The authors consider the principles of supporting fault tolerance of induction motor with frequency inverter and backup half-bridge when restoring power multiplier faults. The paper introduces the results of modeling the processes in motor drive with performance restoration algorithms when switching the inverter structure. The efficiency of the performance restoration algorithms is estimated when phase current of induction motor is on and off.

UDC 621.313.062.4:621.314.632

Dementiev Yu.N.
VALVE INVERTER OPTIMAL CONTROL N VARIABLE-SPEED ELECTRICAL DRIVES

The article considers the issues of valve inverter optimal control realized by means of flux linkage in valve electric drive with synchronous motor and grid-controlled inverter as well as in above-synchronous wound-rotor slip recovery system. The possibility of providing the reliable operation of variable-speed drives with valve inverter at optimal choice of control parameters is shown; the recommendations on their selection are given.

UDC 621.313.333

Turgenev D.V., Dementiev Yu.N., Langraf S.V.
THE METHOD OF FLUX LINKAGE ADAPTIVE FORMATION FOR ASYNCHRONOUS GEARLESS ELECTRIC DRIVE OF ELEVATOR WINCH

The article presents a method of forming flux linkage for a low-speed induction motor: as a function of load torque on the motor shaft influencing the characteristics of asynchronous gearless electric drive of elevator winch. The research results are represented in the form of design characteristics. It was ascertained that the use of adaptive method of flux linkage formation for the low-speed induction motor provides energy savings in electric drive of elevator winch.

UDC 621.34

Arzhanov V.V., Shurygin Yu.A.
Shinyakov Yu.A., Arzhanov K.V.
MINIMIZING ELECTRIC DRIVES POWER CONSUMPTION IN THE PHOTOVOLTAIC POWER INSTALLATION

The paper introduces the results of designing the automatic guidance system of photovoltaic power plant to the Sun with minimization of energy consumption electric hover.

UDC 62-83-523

Odnokopylov G.I.
FAULT-TOLERANT MULTIPHASE INDUCTION MOTOR DRIVE WITH NON-SINUSOIDAL CURRENTS

The author has considered the principle of constructing multiphase induction motor drive which allows supporting fault tolerant control at multiple faults of frequency inverter and motor based on programmable non-sinusoidal currents with performance restoration due to activation of the performance restoration algorithms in microcontroller. The paper introduces the results of modeling for emergency of «phase loss» type for a case of three-phase motor with partial restoration of induction motor performance.

UDC 621.317.7.089.6

Baranov P.F., Borikov V.N.
LOCK-IN AMPLIFIERS WITH DIFFERENTIAL INPUT

The article describes the design principles of the lock-in amplifier with a differential input to measure the difference of large signals with high accuracy. Types of informative parameters for classification of lock-in amplifier were selected. The errors when comparing two voltages are estimated. The characteristics of commercially available foreign and domestic lock-in amplifiers with a differential input are given.

UDC 621.312/313: 621.317.31

Bedareva E.V., Tsimbalist E.I., Muravyev S.V., Baranov P.F.
INFLUENCE OF METHODS OF POTENTIAL TERMINAL CONNECTION ON DYNAMIC BEHAVIOR OF COAXIAL SHUNTS

Factors affecting the amplitude and phase-frequency characteristics of shunts in coaxial constructions were investigated theoretically. Based on electromagnetic processes in a shunt the analytical expressions were used and the equivalent electrical models of coaxial shunt depending on the method of potential terminal connection and selected frequency range were obtained according to these expressions.

UDC 621.373.1

Rybin Yu.K.
SYNTHESIS OF STRUCTURES OF PULSE SIGNAL GENERATORS BASED ON SYMMETRY AND REFLECTION PRINCIPLES

The author considers the possibility of applying symmetry and reflection principles when analyzing and synthesizing pulse signal generators. It has been ascertained that it is better to apply the symmetry principle for synthesizing oscillating systems on the basis of four-pole elements; and the better way to use the reflection principle is the two-pole elements synthesis. It was shown that oscillating system synthesis by the symmetry principle is carried out by conversion of amplitude characteristics of four-pole circuit device. Oscillating system synthesis by the reflection principle is carried out by mirror reflection of amplitude characteristic of linear two-pole device conductivity at amplitude characteristic of conductivity of nonlinear one. The approach proposed is shown for synthesizing the oscillating systems of electric signal generators, however it may find application when analyzing any step cyclic processes.

UDC 621.313.323

Suvorkova E.E., Dementiev Yu.N., Burulko L.K.
CHARACTERISTICS OF A HYBRID SYNCHRONOUS MOTOR

The paper introduces the results of research of magnetic fields and magnetic induction distribution in the air gap of synchronous-jet and electromagnetic parts of synchronous hybrid motor. The results of the analysis of magnetic field influence on electromagnetic torque and torque-angle curve of a hybrid synchronous motor are given.

UDC 621.314:621.316.925

Vaynshteyn R.A., Kolomiets N.V., Yudin S.M.
ZERO SEQUENCE CURRENT TRANSFORMERS FOR SENSITIVE GROUND FAULT PROTECTION

The reasons of unbalanced current increase in zero sequence current transformer covering bunch of cables with high operating current were determined. The authors have proposed the method and the device for detecting faults causing unbalanced current increase at the stage of production of zero sequence current transformer.

UDC 621.314:2

Isaev Yu.N., Elgina G.A., Lavrinovich A.V.
DETERMINATION OF TRANSFORMER WINDING WIRES DEFORMATIONS BY SELF-MAGNETIC FIELD

The article considers the longitudinal and transverse deformations of transformer winding conductor caused by short-circuit current. The effective ratios which allow estimating the conductor extension and shift in the winding at known current are given. The authors introduce the computation of ponderomotive force distribution for winding conductors in the transformer with round and rectangular section.

UDC 621.398.725:621.317.727.1

Zarevich A.I., Muravyov S.V., Bedareva E.V., Baranov P.F., Sarychev S.V.

APPARATUS AND SOFTWARE SYSTEM FOR COMPUTER-AIDED TESTS OF HIGH CURRENT TRANSFORMERS

The paper considers the hardware and software system for computer-aided tests of high current transformers. The system includes: pulse current sourse, standard current transformer, recording and switching facilities as well as software for controlling system operating and measurement results processing. The system has been experimentally approved by the example of high current shunts; impedance frequency dependences have been determined for the latter. It is shown that the system application allows determining effectively the dynamic metrological behaviour of the components and element base of power electronics.

UDC 378.662.016(571.16):378.5

Ushakov V.Ya., Dulzon A.A., Chubik P.S.

TPU IS ON THE WAY TO HIGH RESOURCE EFFICIENCY

The strategy of turning Tomsk polytechnic university into the university of resource efficient technologies has been stated before. It includes: the improvement of training specialists of all levels in terms of resource efficiency, the researches and innovations in this field, the increase of efficiency of spending all types of resources by the university [1]. After publishing [1, 2] the section «Resource efficiency of the department» in the base module «Resource efficiency» was filled in with concrete content. The educational module «Energy resource efficiency and energy security» was developed in relation to master training by the program «Energy saving and energy efficiency» and in electric power program as the whole. The authors have analyzed the content of subjects forming the module. The way travelled by TPU (TPI) power engineers to specialists training in the field of energy resource efficiency is shown. Two programs developed to solve the problem of TPU turning into the university of high resource efficiency were briefly characterized. These programs are the complex «Program of development of resource efficiency at National Research Tomsk polytechnic university» and one of its components – «Program of energy saving and increase of energy efficiency at Tomsk polytechnic university for 2013–2015 and to 2018».

UDC 621.182.002.(571.16)(092)

Zavorin A.S., Taylasheva T.S.

THE 60th ANNIVERSARY OF EDUCATIONAL PROGRAM «POWER ENGINEERING INDUSTRY» AT TOMSK POLYTECHNIC UNIVERSITY

The article demonstrates the stages of formation of engineering training in boiler- and reactor engineering field at Tomsk polytechnic university. The most significant achievements of graduates in the development of power engineering industry are shown.

Сведения об авторах

Акимжанов Темирболат Балтабаевич, 1986 г.р., инженер Регионального учебно-научно-технологического центра ресурсосбережения ТПУ. Р.т. 56-35-92. E-mail: rcr@tpu.ru. Область научных интересов: эффективность работы фильтрокомпенсирующих устройств и экономичность работы электрических сетей.

Аникин Юрий Александрович, 1978 г.р., канд. техн. наук, мл. науч. сотр. Института теплофизики СО РАН, г. Новосибирск. Р.т. 8-(383)-330-87-82. E-mail: yury.anikin@gmail.com. Область научных интересов: лазерная и оптическая диагностика, вихревые течения, энергоэффективность, управление горением, нанотехнологии, обработка изображений, сигналов и данных.

Ануфриев Игорь Сергеевич, 1984 г.р., канд. физ.-мат. наук, науч. сотр. лаборатории радиационного теплообмена Института теплофизики СО РАН, г. Новосибирск. Р.т. 8-(383)-316-50-44. E-mail: anufriev@itp.nsc.ru. Область научных интересов: многофазные вихревые течения, энергоэффективные процессы, тепломассообмен, экологическая безопасность, оптические методы диагностики, управление горением, структура закрученных потоков, газодинамическое воздействие на процессы горения, волновая динамика в реагирующих средах.

Аржанов Владимир Викторович, 1955 г.р., канд. техн. наук, зав. отделом № 11 НИИ автоматики и электромеханики Томского государственного университета систем управления и радиоэлектроники. Р.т. 55-78-43. E-mail: otdel11tomsk@yandex.ru. Область научных интересов: системы АСУ ТП, следящие электроприводы постоянного и переменного тока.

Аржанов Кирилл Владимирович, 1990 г.р., техник НИИ космических технологий Томского государственного университета систем управления и радиоэлектроники. Р.т. 55-78-43. E-mail: rbhx@yandex.ru. Область научных интересов: системы АСУ ТП.

Аристов Анатолий Владимирович, 1952 г.р., д-р техн. наук, профессор кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-32-55. E-mail: Parist@sibmail.com. Область научных интересов: специальные режимы работы электромеханических преобразователей энергии.

Баранов Павел Федорович, 1987 г.р., зав. лабораторией технологий, систем и инструментов для автоматизированных сетевых лабораторных практикумов удаленного доступа, аспирант кафедры компьютерных измерительных систем и метрологии Института кибернетики ТПУ. Р.т. 41-75-27. E-mail: bpf@tpu.ru. Область научных интересов: методы и средства измерений электрических величин, графические программные технологии, аналитическое приборостроение, интеллектуальные системы.

Бедарева Елена Вячеславовна, 1985 г.р., ассистент, аспирант кафедры компьютерных измерительных систем и метрологии Института кибернетики ТПУ. Р.т. 41-75-27. E-mail: bedareva@tpu.ru. Область научных интересов: программное обеспечение измерительных систем, математическое моделирование измерительных систем.

Бориков Валерий Николаевич, 1963 г.р., канд. техн. наук, заведующий кафедрой точного приборостроения Института неразрушающего контроля ТПУ. Р.т. 41-75-27. E-mail: borikov@tpu.ru. Область научных интересов: компьютеризированное научное приборостроение, построение измерительных алгоритмов, измерение электрических параметров технологических процессов.

Боровиков Вячеслав Сергеевич, 1986 г.р., инженер Регионального учебно-научно-технологического центра ресурсосбережения ТПУ. Р.т. 56-35-92. E-mail: rcr@tpu.ru. Область научных интересов: эффективность транспорта электрической энергии и экономичность работы электрических сетей.

Брагин Александр Дмитриевич, 1991 г.р., студент кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-37-29. E-mail: lflenylol@gmail.com. Область научных интересов: отказоустойчивость и живучесть систем электромеханики.

Брикман Иван Александрович, 1989 г.р., аспирант Сибирского федерального университета, г. Красноярск. Р.т. 8-(391)-205-00-99. E-mail: BrikmanIA@ntc24.ru. Область научных интересов: процессы сжигания угольного топлива в промышленных котлах.

Букреев Виктор Григорьевич, 1952 г.р., д-р техн. наук, профессор кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-31-47. E-mail: bukreev@tpu.ru. Область научных интересов: методы адаптивного и оптимального управления сложными нелинейными динамическими объектами.

Бурулько Лев Кириллович, 1941 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-37-59. E-mail: blk@tpu.ru. Область научных интересов: исследование специальных режимов работы электроприводов летательных аппаратов, математическое моделирование электромеханических систем.

Вайнштейн Роберт Александрович, 1937 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры электроэнергетических систем Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-32-67. E-mail: vra@tpu.ru. Область научных интересов: релейная защита и автоматическое управление в электроэнергетических системах.

Воронина Наталья Алексеевна, аспирант кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-32-55. E-mail: voroninanataly@vtomske.ru. Область научных интересов: шаговые режимы работы асинхронных электродвигателей.

Воронцова Елена Сергеевна, 1990 г.р., студент Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-39-22. E-mail: helen_tomsk@rambler.ru. Область научных интересов: претензионные работы с топливом, охрана окружающей среды.

Высокоморная Ольга Валерьевна, 1984 г.р., канд. физ.-мат. наук, ст. преподаватель каф. теоретической и промышленной теплотехники Энергетического института ТПУ. Р.т. 42-08-33. E-mail: vysokomornyy@yandex.ru.

Область научных интересов: тепломассоперенос, зажигание конденсированных веществ при локальном нагреве.

Гановичев Дмитрий Алексеевич, 1976 г.р., ведущий инженер лаборатории теплофизики реакторных установок Института атомной энергии Национального ядерного центра, г. Курчатов, Казахстан. Р.т. 8-(722-51)-2-31-25; 8-(722-51)-2-35-49. E-mail: ganovichev_d@nnc.kz. Область научных интересов: теплофизика исследовательских ядерных реакторов.

Дементьев Юрий Николаевич, 1953 г.р., PhD, канд. техн. наук, заведующий кафедрой электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-37-59. E-mail: dementiev@mail2000.ru. Область научных интересов: автоматизация технологических процессов и автоматизированный электропривод переменного тока.

Долгих Александр Юрьевич, 1972 г.р., старший преподаватель кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-38-18. E-mail: ShuraD@tpu.ru. Область научных интересов: Энергетические технологии сжигания органических топлив.

Долгов Сергей Викторович, 1982 г.р., ведущий инженер ООО «Энергонефть Томск», г. Стрежевой. Р.т. 56-38-18. E-mail: sergeydolgov555@rambler.ru. Область научных интересов: разработка и испытания топливосжигающих установок инфракрасного излучения.

Дорощенко Игорь Васильевич, 1984 г.р., ассистент кафедры «Автоматизированный электропривод» Гомельского государственного технического университета имени П.О. Сухого, Республика Беларусь. Р.т. 8-(023-2)-48-07-63. E-mail: doroschenko.igor@gmail.com. Область научных интересов: электромеханические нагружающие устройства на основе асинхронно-вентильных каскадов.

Дульзон Альфред Андреевич, 1937 г.р., д-р техн. наук, профессор кафедры инженерного предпринимательства Института социально-гуманитарных технологий ТПУ. Р.т. 56-35-29. E-mail: vizepres@tpu.ru. Область научных интересов: управление человеческими ресурсами, ресурсоэффективность.

Дураев Николай Никифорович, 1977 г.р., заместитель генерального директора по инновациям и НИОКР ОАО «Сахаэнерго», г. Якутск. Р.т. 7-(411-2)-49-35-45. E-mail: kkol@mail.ru. Область научных интересов: дизельные электростанции автономных систем электроснабжения потребителей.

Елгина Галина Александровна, 1980 г.р., аспирант кафедры электроэнергетических систем Электроэнергетического института ТПУ. Р.т. 56-38-21. E-mail: elgina@tpu.ru. Область научных интересов: электротехника, энергетика.

Жуков Олег Алексеевич, 1952 г.р., аспирант кафедры электрических сетей и электротехники Энергетического института ТПУ, начальник отдела проектных разработок в экспертной организации – группе компаний «Энерго Консалт», г. Москва. Р.т. 8-(495)-646-89-19. E-mail: helgyar@mail.ru. Область научных интересов: электроэкспертиза, экспертология.

Заворин Александр Сергеевич, 1946 г.р., д-р техн. наук, профессор, Заслуженный работник высшей школы РФ, зав. кафедрой парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-39-10. E-mail: zavorin@tpu.ru. Область научных интересов: энергетические технологии топливосжигания, теплофизические процессы в трактах котельных установок, диагностика и надежность работы энергетического оборудования.

Заревич Антон Иванович, 1977 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры компьютерных измерительных систем и метрологии Института кибернетики ТПУ. Р.т. 41-75-27. E-mail: antonzarevich@tpu.ru. Область научных интересов: теория измерений, связанные автоколебательные системы, нелинейные колебания.

Захаренко Владирир Сергеевич, 1974 г.р., канд. техн. наук, доцент, зав. кафедрой «Автоматизированный электропривод» Гомельского государственного технического университета имени П.О. Сухого, Республика Беларусь. Р.т. 8-(023-2)-48-07-63. E-mail: zevs.gomel@gmail.com. Область научных интересов: моделирование электромеханических и автоматизированных систем, энергосберегающие электромеханические испытательные стенды.

Исаев Юсуп Ниязбекович, 1960 г.р., д-р физ.-мат. наук, профессор кафедры электрических сетей и электротехники Электроэнергетического института ТПУ. Р.т. 56-40-45. E-mail: Isaev_yusup@mail.ru Область научных интересов: электродинамика, прикладная математика.

Карпицкий Олег Валерьевич, 1988 г.р., магистр техники и технологии кафедры электромеханических комплексов и материалов Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-35-38. E-mail: eikt@elti.tpu.ru. Область научных интересов: электрофизические свойства диэлектрических материалов.

Качин Олег Сергеевич, канд. техн. наук, доцент кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-37-59. E-mail: kos@tpu.ru. Область научных интересов: энергоэффективные конструкции электродвигателей, бесконтактная диагностика механического состояния вращающихся элементов, прогнозирование ресурса электрических машин.

Качин Сергей Ильич, 1954 г.р., д-р техн. наук, профессор кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-41-00. E-mail: ksi@tpu.ru. Область научных интересов: разработка высокоэффективных конструкций электрических машин, методы и средства диагностики и прогнозирования коммутационной напряженности и ресурса электрических машин.

Ким Игорь Викторович, 1988 г.р., магистр техники и технологии кафедры электромеханических комплексов и материалов Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-35-38. E-mail: eikt@elti.tpu.ru. Область научных интересов: электрофизические свойства диэлектрических материалов.

Киричёк Екатерина Александровна, 1985 г.р., инженер лаборатории теплофизики реакторных установок Института атомной энергии Национального ядерного центра, г. Курчатов, Казахстан. Р.т. 8-(722-51)-2-31-25; 8-(722-51)-2-35-49. E-mail: kirichek@nnc.kz. Область научных интересов: теплофизика исследовательских ядерных реакторов.

Клабуков Роман Петрович, 1984 г.р., аспирант кафедры электромеханических комплексов и материалов Энергетического Института ТПУ, инженер-конструктор ОАО «ТЭТЗ». Р.т. 55-43-95. E-mail: RomanFlesh@sibmail.com. Область научных интересов: проектирование электрических машин.

Ключка Константин Николаевич, 1971 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры электротехнических систем Черкасского государственного технологического университета,

г. Черкассы, Украина. E-mail: chdtu-cherkasy@ukr.net. Область научных интересов: анализ переходных процессов в электрических цепях на основе интегральных динамических моделей.

Коков Евгений Георгиевич, 1974 г.р., начальник лаборатории Научно-производственный центр «Полюс», г. Томск. Р.т. 55-81-45. E-mail: polus@online.tomsk.net. Область научных интересов: электрические машины с постоянными магнитами.

Коломиец Наталья Васильевна, канд. техн. наук, доцент кафедры электроэнергетических систем Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-38-21. E-mail: kolom_nv@elti.tpu.ru. Область научных интересов: релейная защита и автоматическое управление в электроэнергетических системах.

Корецкий Дмитрий Андреевич, 1986 г.р., аспирант кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ. Р.т. 8-(383)-227-60-07, доб. 1966. E-mail: koretskiy-d@yandex.ru. Область научных интересов: математическое моделирование, теплофизические процессы в трактах котельных установок.

Коржнева Татьяна Геннадьевна, аспирант кафедры электрических сетей и электротехники Энергетического института ТПУ. Р.т. 70-17-77, доб. 2312. E-mail: korzhneva.tayana@mail.ru. Область научных интересов: энергосбережение в освещении, естественное освещение, возобновляемые источники энергии.

Крайнов Александр Валерьевич, 1974 г.р., канд. физ.-мат. наук, доцент кафедры теоретической и промышленной теплотехники Энергетического института ТПУ. Р.т. 42-08-33. E-mail: lux_veritatis@mail.ru. Область научных интересов: высокотемпературный тепломассообмен, гидродинамика, математическое моделирование теплотехнических систем, технологии сжижения и транспортировки природных газов, разработка высокоэффективных теплоизоляционных материалов, численные методы.

Красильникова Леонора Генриховна, 1945 г.р., канд. техн. наук, доцент, ведущий специалист ООО «Спейс-Энергоаудит», г. Томск. Р.т. 90-10-16. E-mail: kraslg@ifaia.ru. Область научных интересов: тарифообразование в теплоэнергетике, охрана окружающей среды.

Кузнецов Гений Владимирович, 1949 г.р., д-р физ.-мат. наук, заместитель директора Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-36-13. E-mail: marisha@tpu.ru. Область научных интересов: теплофизика, теплоэнергетика, теплотехника, тепломассоперенос, двухфазные течения, тепловые электрические станции, математическое моделирование.

Курец Валерий Исаакович, 1940 г.р., д-р техн. наук, профессор кафедры электрических сетей и электротехники Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-36-34. E-mail: kuretz@tpu.ru. Область научных интересов: электрофизические методы обработки конденсированных сред.

Лавринович Алексей Валерьевич, 1986 г.р., инженер Института сильноточной электроники СО РАН. Р.т. хх-хх-хх. E-mail: Область научных интересов: электротехника, энергетика, электрофизика.

Ланграф Сергей Владимирович, 1977 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-32-55. E-mail: langraf@tpu.ru Область научных интересов: системы управления асинхронным электроприводом.

Марков Алексей Олегович, 1988 г.р., аспирант каф. «Теплофизика» Института физики и радиоэлектроники федерального государственного автономного образовательного учреждения высшего профессионального образования «Сибирский федеральный университет», г. Красноярск. Р.т. 8-(391-2)-90-50-50. E-mail: Lekha-cet@mail.ru. Область научных интересов: теплоэнергетика, сжигание угля, кокса, изучение свойств угля при нагреве.

Меркулов Валерий Иванович, 1942 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры электромеханических комплексов и материалов Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-35-38. E-mail: mir742@enin.tpu.ru. Область научных интересов: физика диэлектриков (область сильных электрических полей).

Минаков Андрей Викторович, 1982 г.р., канд. физ.-мат. наук, доцент кафедры теплофизики Сибирского федерального университета, г. Красноярск. Р.т. 8-(391)-249-47-26. E-mail: tov_andriy@yndex.ru. Область научных интересов: математическое моделирование процессов горения газового топлива, изучение тепломассопереноса в микроканалах.

Мишин Вадим Николаевич, 1939 г.р., канд. техн. наук, заведующий отделом № 14 Научно-исследовательского института автоматики и электромеханики Томского государственного университета систем управления и радиоэлектроники. Р.т. 56-00-59. E-mail: mishin@niiaem.tomsk.ru. Область научных интересов: разработка и исследование систем электропитания телеуправляемых подводных аппаратов, испытательных комплексов для проведения наземно-технических испытаний космических аппаратов.

Муравлев Олег Павлович, 1937 г.р., д-р техн. наук, профессор кафедры «Электромеханические комплексы и материалы» Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-37-71. E-mail: mop@tpu.ru. Область научных интересов: обеспечение качества и надежности при проектировании, изготовлении и эксплуатации электрических машин.

Муравьев Сергей Васильевич, 1954 г.р., д-р техн. наук, профессор, зав. кафедрой компьютерных измерительных систем и метрологии Института кибернетики ТПУ. Р.т. 42-04-49. E-mail: muravyov@camsam.tpu.ru. Область научных интересов: теория измерений, дискретно-математическое моделирование измерительных процедур и систем, аппаратно-программные измерительные технологии.

Назаров Михаил Николаевич, 1981 г.р., ведущий научный сотрудник Котельной лаборатории СибВТИ Красноярского филиала Е4 ЗАО «Сибирский энергетический научно-технический центр», г. Красноярск. Р.т. 8-(391-2)-24-49-66. E-mail: NazarovMN@pochta.ru. Область научных интересов: энергетика, теплоэнергетика, математическое моделирование.

Носов Геннадий Васильевич, 1954 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры электрических сетей и электротехники Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-34-33. E-mail: nosov@tpu.ru. Область научных интересов: расчет и анализ электрических цепей и электромагнитных полей электротехнических устройств.

Обухов Сергей Геннадьевич, 1963 г.р., канд. техн. наук, докторант кафедры электроснабжения промышленных предприятий Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-42-10. E-mail: serob99@mail.ru. Область научных интересов: установки возобновляемой энергетики, автономные системы электроснабжения потребителей.

Овчаров Александр Тимофеевич, 1944 г.р., д-р техн. наук, ген. директор ЗАО «Электрум», г. Томск. Р.т. 90-02-62. E-mail: oat_08@mail.ru. Область научных интересов: полые труб-

чатые световоды, естественное освещение, энергосбережение.

Однокопылов Георгий Иванович, 1958 г.р., канд. техн. наук, докторант кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-37-29. E-mail: OGIz@yandex.ru. Область научных интересов: отказоустойчивость и живучесть систем электромеханики.

Плотников Игорь Александрович, 1962 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры электроснабжения промышленных предприятий Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-42-10. E-mail: igorplt@tpu.ru. Область научных интересов: микропроцессорные системы управления электротехническими комплексами, силовая преобразовательная техника.

Половников Вячеслав Юрьевич, 1980 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры теоретической и промышленной теплотехники Энергетического института ТПУ. Р.т. 42-08-33. E-mail: polov@tpu.ru. Область научных интересов: математическое моделирование тепловых режимов систем транспортировки, распределения и потребления энергии.

Прозорова Ирина Валентиновна, 1967 г.р., начальник группы лаборатории физики реакторных установок Института атомной энергии Национального ядерного центра, г. Курчатов, Казахстан. Р.т. 8-(722-51)-2-31-25; 8-(722-51)-2-35-49. E-mail: prozorova@nnc.kz. Область научных интересов: физика исследовательских ядерных реакторов.

Протасов Сергей Юрьевич, 1979 г.р., канд. техн. наук, старший преподаватель кафедры электротехнических систем Черкасского государственного технологического университета, г. Черкассы, Украина. E-mail: chdtu-cherkasy@ukr.net. Область научных интересов: анализ динамических систем на основе интегральных моделей.

Рогов Григорий Викторович, 1986 г.р., инженер 1-й кат. отдела проектирования Филиала ОАО «Научно-технический центр Федеральной сетевой компании Единой энергосистемы» – СибНИИЭ, г. Новосибирск. Р.т. 8-(383)-244-06-02, доб. 135. E-mail: grigoriyrogov@mail.ru. Область научных интересов: повышение качества электроэнергии в сложных сетях.

Рулевский Виктор Михайлович, 1980 г.р., канд. техн. наук, заместитель директора по опытно-конструкторским работам Научно-исследовательского института автоматики и электромеханики Томского государственного университета систем управления и радиоэлектроники. Р.т. 56-00-59. E-mail: rulevsky@niiaem.tomsk.ru. Область научных интересов: разработка и исследование систем электропитания телеуправляемых подводных аппаратов, автоматических систем контроля энергопреобразующей аппаратуры.

Рыбин Юрий Константинович, 1943 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры компьютерных измерительных систем и метрологии Института кибернетики ТПУ. Р.т. 41-75-27. E-mail: rybin@tpu.ru. Область научных интересов: теория и конструирование генераторов низкочастотных измерительных электрических сигналов.

Сарычев Сергей Васильевич, 1951 г.р., заведующий лабораторией кафедры компьютерных измерительных систем и метрологии Института кибернетики ТПУ. Р.т. 41-75-27. E-mail: sergey.ssv@ngs.ru. Область научных интересов: электронное приборостроение, нановольтметрия.

Стрижак Павел Александрович, 1985 г.р., д-р физ.-мат. наук, профессор каф. автоматизации теплоэнергетических процессов Энергетического института ТПУ. Р.т. 70-17-77, доб. 1910. E-mail: pavelspa@tpu.ru. Область научных интересов: процессы тепломассопереноса, зажигание конденсированных веществ локальными источниками нагрева, разработка энергоэффективных теплоносителей, исследование энергоэффективных условий вулканизации кабельных изделий, оптимизация режимов эксплуатации систем теплоснабжения.

Субботин Александр Николаевич, 1945 г.р., д-р физ.-мат. наук, профессор кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-38-18. E-mail: subbot@vtomske.ru. Область научных интересов: тепломассоперенос многофазных средах и при физико-химических превращениях, воспламенение и горение газообразных, твердых и пористых веществ.

Суворкова Елена Евгеньевна, ассистент кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-37-59. E-mail: Suvorkova_elena@mail.ru. Область научных интересов: исследование гибридных электродвигателей для электропривода переменного тока.

Сытник Александр Алексеевич, 1959 г.р., канд. техн. наук, доцент, заведующий кафедрой электротехнических систем Черкасского государственного технологического университета, г. Черкассы, Украина. E-mail: chdtu-cherkasy@ukr.net. Область научных интересов: анализ динамических систем на основе интегральных моделей.

Тайлашева Татьяна Сергеевна, 1975 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ, руководитель основной образовательной программы по направлению «Энергетическое машиностроение». Р.т. 56-39-22. E-mail: taylasheva@tpu.ru, Область научных интересов: процессы накипеобразования на внутренних поверхностях теплогенерирующих элементов, их влияние на надежность работы, экологические характеристики энергетического оборудования.

Тургенев Дмитрий Викторович, 1985 г.р., ассистент кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-32-55. E-mail: turgenev@tpu.ru Область научных интересов: микропроцессорные системы управления электроприводов.

Ушаков Василий Яковлевич, 1939 г.р., д-р техн. наук, профессор кафедры электрических сетей и электротехники Энергетического института ТПУ, директор Регионального центра ресурсосбережения ТПУ. Р.т. 56-44-10. E-mail: vyush@tpu.ru. Область научных интересов: энергосбережение и ресурсоэффективность, высоковольтная электрофизика.

Фисенко Роман Николаевич, 1976 г.р., инженер кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-38-18. E-mail: romifis@sibmail.com. Область научных интересов: диагностика и надежность оборудования, методики инженерных расчетов теплотехнического оборудования.

Фомичев Алексей Сергеевич, 1984 г.р., директор филиала в СФО ЗАО «КАДФЕМ Си-Ай-Эс», г. Новосибирск. Р.т. 8-(383)-289-28-16 E-mail: alexey.fomichev@cadfem-cis.ru. Область научных интересов: математическое моделирование, теплофизические процессы в трактах котельных установок.

Хабибулин Артем Маратович, 1989 г.р., магистрант кафедры теоретической и промышленной теплотехники Энергетического института ТПУ. Р.т. 42-08-33. E-mail: habik89@sibmail.com. Область научных интересов: холо-

дильная техника, тепловая изоляция в технике низких температур.

Харлов Николай Николаевич, 1950 г.р., канд. техн. наук, доцент, ведущий инженер Регионального учебно-научно-технологического центра ресурсосбережения ТПУ. Р.т. 56-35-92. E-mail: rcr@tpu.ru. Область научных интересов: математическое моделирование несинусоидальных режимов сложных электрических систем.

Хаустов Сергей Александрович, 1988 г.р., аспирант кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-38-18. E-mail: khaustovsa@tpu.ru. Область научных интересов: численное моделирование процессов горения и теплообмена в топках котлов.

Цимбалист Эдвард Ильич, 1938 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры компьютерных измерительных систем и метрологии Института кибернетики ТПУ. Р.т. 41-75-27. Область научных интересов: средства измерений, установки и системы, предназначенные для испытаний и поверки метрологических характеристик электронных вольтметров, многозначных мер и масштабных преобразователей напряжения переменного тока.

Чернецкая Неля Сергеевна, 1985 г.р., аспирант кафедры теплофизики Сибирского федерального университета, г. Красноярск. Р.т. 8-(391)-249-47-26. E-mail: n_surzhikova@inbox.ru. Область научных интересов: математическое моделирование горения и газификации угольного топлива.

Чернецкий Михаил Юрьевич, 1981 г.р., канд. техн. наук, старший преподаватель кафедры теплофизики Сибирского федерального университета, г. Красноярск. Р.т. 8-(391)-249-47-26. E-mail: micch@yndex.ru. Область научных интересов: изучение процессов горения угольного топлива, шлакование поверхностей нагрева топочных камер пылеугольных котлов.

Чубик Пётр Савельевич, 1954 г.р., д-р техн. наук, профессор, ректор ТПУ. Р.т. 70-17-79. E-mail: rector@tpu.ru. Область научных интересов: экологизация и оптимизация буровых работ, ресурсоэффективность, совершенствование работы вузов.

Шадрин Евгений Юрьевич, 1992 г.р., студент физического факультета Новосибирского государственного университета. Р.т. 8-(383)-316-50-44. E-mail: evgen_zavita@mail.ru. Область научных интересов: многофазные вихревые течения, энергоэффективные процессы, оптические методы диагностики.

Шарыпов Олег Владимирович, 1964 г.р., д-р физ.-мат. наук, заместитель директора Института теплофизики СО РАН, г. Новосибирск. Р.т. 8-(383)-335-66-78. E-mail: sharypov@itp.nsc.ru. Область научных интересов: динамика и структура течений в многофазных реагирующих средах, процессы переноса.

Шиняков Юрий Александрович, 1950 г.р., д-р техн. наук, директор НИИ космических технологий Томского государственного университета систем управления и радиоэлектроники. Р.т. 90-01-62. E-mail: shua@main.tusur.ru. Область научных интересов: автономные фотоэлектрические энергетические установки, системы АСУ ТП.

Шурыгин Юрий Алексеевич, 1946 г.р., д-р техн. наук, профессор, ректор Томского государственного университета систем управления и радиоэлектроники. Р.т. 51-05-30. E-mail: office@tusur.ru. Область научных интересов: системы АСУ ТП, специальные системы электроприводов и электропитания.

Юдин Святослав Михайлович, 1949 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры электроэнергетических систем Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-38-21. E-mail: YSM@elti.tpu.ru. Область научных интересов: релейная защита и автоматическое управление в электроэнергетических системах.

Юдинцев Антон Геннадьевич, 1979 г.р., канд. техн. наук, заведующий лабораторией отдела № 14 Научно-исследовательского института автоматики и электромеханики Томского государственного университета систем управления и радиоэлектроники, ассистент кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-00-59. E-mail: antpoly@mail.ru. Область научных интересов: разработка и исследование систем электропитания телеуправляемых подводных аппаратов, имитаторов нагрузки для систем электропитания космических аппаратов.

Юхнов Вячеслав Евгеньевич, 1977 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры теоретической и промышленной теплотехники Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-32-21, 42-08-33. E-mail: mag@tpu.ru. Область научных интересов: анализ процессов тепло- и массообмена, математическое моделирование нестационарных процессов теплопроводности с внутренними источниками тепла, проблемы создания энергетического оборудования, электротехника, теплофизические свойства веществ и материалов.

Янов Сергей Романович, 1983 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры теплоэнергетики Политехнического института федерального государственного автономного образовательного учреждения высшего профессионального образования «Сибирский федеральный университет», г. Красноярск. Р.т. 8-(391-2)-91-27-56. E-mail: Syanov@sfu-kras.ru. Область научных интересов: теплоэнергетика.

К СВЕДЕНИЮ АВТОРОВ

Принимаются статьи, подготовленные в MS Word-2003 (файл и распечатка). Статья должна быть подписана авторами и иметь сопроводительное письмо на бланке организации.

Объем статьи до 8 стр., включая рисунки и таблицы, размещенные в тексте по упоминанию. Размер бумаги А4, поля по 25 мм. Текст в 1 интервал **без переносов, лишних пробелов и абзацных интервалов**, шрифт Times New Roman, 12 пунктов. Файлы рисунков (в градациях серого) в jpg, tif, cdr или иных форматах редакторов Photoshop, Corel Draw с разрешением 300 dpi прилагаются к статье. Рисунки и таблицы: **Рис. 1.** Название; **Таблица.** Название. Кавычки вида «…». Интервалы – 1,2…1,8 мм или 5–7 шт. Формулы – в MathType, настройка по умолчанию. Нумеруются только те формулы, на которые есть ссылка в тексте.

Курсивом – буквы латинского алфавита, кроме входящих в имена собственные, обозначения стандартных математических функций и химических элементов ($U_{\text{пр.}}$, Φ_i, но Al_2O_3, $\cos\alpha_i$, max, lg, «BASF»). Векторы – полужирным курсивом. Список литературы – по ГОСТ Р 7.0.5-2008 (см. пример). Литература – по упоминанию: [1, 2], [2. С. 245], [3–7].

УДК 621.37 (Пример оформления статьи)

АНАЛИЗ РАБОТЫ СИСТЕМЫ АВТОМАТИЧЕСКОЙ РЕГУЛИРОВКИ

И.И. Иванов, П.П. Петров*

Томский политехнический университет
*ОАО «Центр», г. Москва
E-mail: ivanov@tpu.ru

Показана возможность расчета … Установлено, что … Сделан вывод о том, что … (Аннотация, 10 кегль).

Ключевые слова (ниже ключевые слова на английском языке):
Усилительный каскад, регулировка тока.

В [1, 2] показано, что усилительный каскад с автоматической регулировкой потребляемого тока (АРПТ) позволяет получить ...

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Фамилия И.О. Название книги. – М.: Издательство, 2013. – 123 с.
2. Название книги / под ред. И.О. Фамилия. – М.: Издательство, 2013. – 123 с.
3. Фамилия И.О. Название статьи // Журнал. – 2013. – Т. 316. – № 1. – С. 71–77.
4. Фамилия И.О. Название диссертации: автореф. дис. … канд. физ.-мат. наук. – Томск, 2008. – 19 с.
5. Название изобретения: пат. 2000000 Рос. Федерация. № 2009129009/10; заявл. 27.07.13; опубл. 10.10.13, Бюл. № 4. – 3 с.
6. Фамилия И.О. Название статьи // Наименование конференции: Труды VII Междунар. научно-практ. конф. молодых ученых. – Томск, 2013. – Т. 1. – С. 226–228.
7. Фамилия И.О. Название статьи // Наименование ресурса. 2013. URL: http://www.tpu.ru/html/izvestia.htm (дата обращения: 25.09.2013).

Поступила 25.01.2013 г.

Сведения об авторах:
Иванов Иван Иванович, 1975 г.р., канд. техн. наук, ст. науч. сотр. кафедры автоматики и компьютерных систем Института кибернетики ТПУ. Р.т. 22-22-22. E-mail: ivanov@tpu.ru. Область научных интересов: анализ…

Редактирование и корректура *А.С. Глазырин*
Компьютерная верстка *О.Ю. Аршинова*
Перевод на англ. язык *С.В. Жаркова*

Подписано к печати 24.04.2013. Формат 60x84/8. Бумага «Снегурочка».
Печать XEROX. Усл. печ. л. 23,96. Уч.-изд. л. 21,67.
Заказ 459-13. Тираж 500 экз.

Национальный исследовательский Томский политехнический университет
Система менеджмента качества
Издательства Томского политехнического университета сертифицирована
NATIONAL QUALITY ASSURANCE по стандарту BS EN ISO 9001:2008

ИЗДАТЕЛЬСТВО ТПУ. 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30. Тел./факс: 8(3822) 563-291, www.tpu.ru, izv@tpu.ru