

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 323, № 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 НИИ (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)  
Дамамми 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

Издаётся 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.,  
vice-rector of TPU for Research and Innovation (Tomsk)  
Aleksenko 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 (Iceland)  
Turnaev V.I., PhD (Tomsk)  
Fillipov G.A., D.E., member of RAS (Moscow)  
Chaikovskiy D.V., Candidate of Science (Tomsk)  
Shen Zhaoli, PhD (China)  
Yakovlev A.N., Candidate of Science (Tomsk)

## Editorial Team:

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.  
Lavrionovich 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/](http://portal.tpu.ru/izvestiya/);  
ООО «Научная электронная библиотека»:  
[www.elibrary.ru](http://www.elibrary.ru), [www.e-library.ru](http://www.e-library.ru),  
а также поисковой системы [scholar.google.com](http://scholar.google.com)

Импакт-фактор РИНЦ 2011 г. 0,210

© Tomsk Polytechnic University, 2013

## СОДЕРЖАНИЕ

## CONTENTS

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА		HEAT POWER ENGINEERING	
Численное исследование аэродинамики жаротрубной топки с реверсивным факелом Хаустов С.А., Заворин А.С.	5	Numerical study of aerodynamics in dead-end furnace with reverse flame Khaustov S.A., Zavorin A.S.	5
Перемещение теплового центра при несимметричном нагреве плоского тела Видин Ю.В., Иванов Д.И.	9	Motion of thermal center at unbalanced heating of flat body Vidin Yu.V., Ivanov D.I.	9
Приближенный метод расчета изменения температуры в радиальном ребре Видин Ю.В., Казаков Р.В.	12	Approximate method of calculating temperature changes in a radial rib Vidin Yu.V., Kazakov R.V.	12
Анализ влияния основных параметров паротурбинного цикла на эффективность тринарных парогазовых установок Галашов Н.Н., Цибульский С.А.	14	Analysis of influence of steam-turbine cycle basic parameters on the efficiency of triple combined-cycle plants Galashov N.N., Tsubulsky S.A.	14
Эффективность применения индукционного нагрева в реакторах кипящего слоя Хайдурова А.А., Камленок Н.С.	22	Efficiency of applying inductive heating in fluidized bed reactor Khaydurova A.A., Kamlenok N.S.	22
Численное исследование влияния параметра крутки горелочных устройств на термогазодинамические процессы в топке котла БКЗ-420-140 Гиль А.В., Заворин А.С., Старченко А.В., Обухов С.В.	26	Numerical investigation of a burner twist parameter effect on thermogas dynamic processes in boilers BKZ-420-140 Gil A.V., Zavorin A.S., Starchenko A.V., Obukhov S.V.	26
Аэродинамические испытания горелочного устройства Долгов С.В., Заворин А.С., Долгих А.Ю., Фисенко Р.Н.	33	Aerodynamic tests of a burner Dolgov S.V., Zavorin A.S., Dolgikh A.Yu., Phisenko R.N.	33
Универсальное дроссельное устройство Долгов С.В., Кулеш Р.Н., Половников В.Ю., Шалыгин С.Е.	37	Universal throttling device Dolgov S.V., Kulesh R.N., Polovnikov V.Yu., Shalygin S.E.	37
Перспективность низкосортных топлив Томской области для теплотехнологического использования Табакеев Р.Б., Казаков А.В., Заворин А.С.	41	Prospects of using low-grade fuels of Tomsk region for thermal technology use Tabakaev R.B., Kazakov A.V., Zavorin A.S.	41
Использование метода малых отклонений для анализа эффективности тринарных парогазовых установок Антонова А.М., Воробьев А.В., Матвеев А.С., Орлов А.С.	47	Application of small deviation method to analyze the efficiency of ternary combined cycle gas turbine Antonova A.M., Vororbyev A.V., Matveev A.S., Orlov A.S.	47
О влиянии конвекции на формирование капель серной кислоты в атмосфере, прилегающей к району расположения тепловой электрической станции Гвоздяков Д.В., Губин В.Е.	52	Convection effect on sulfuric acid drop formation in atmosphere neighboring to a thermal power plant region Gvozdyakov D.V., Gubin V.E.	52
Оценка параметров надежности работы автономных устройств энергоснабжения удаленных линейных объектов магистральных газопроводов Восточной Сибири и Дальнего Востока Высокоморная О.В., Высокоморный В.С., Стрижак П.А.	59	Estimation of reliability factors of independent power supply devices in remote linear facilities of Eastern Siberia and Far East main gas pipelines Vysokomornaya O.V., Vysokomorny V.S., Strizhak P.A.	59
Численное исследование сопряженной естественной конвекции в замкнутой области в условиях радиационного нагрева одной из границ Максимов В.И., Нагорнова Т.А., Куриленко Н.И., Мамонтов Г.Я.	66	Numerical investigation of conjugate natural convection in closed region under radiation heating of one boundary Maksimov V.I., Nagornova T.A., Kurilenko N.I., Mamontov G.Ya.	66
Производительность многотоннажных газовых сушильных установок углеобогатительных фабрик Хашина Н.В.	72	Productivity of large-tonnage gas drying installations of coal preparation plants Khashina N.V.	72
Угольная парогазовая установка с нагревом рабочего тела газотурбинного цикла в регенеративных теплообменниках периодического действия Клер А.М., Тюрина Э.А., Медников А.С.	75	Coal combined-cycle plant with working medium heating in gas-turbine cycle in periodic regenerative heat exchangers Kler A.M., Tyurina E.A., Mednikov A.S.	75
Прогнозирование работоспособности труб поверхностей нагрева котлов с учетом внутренних напряжений при пуско-наладочных операциях Любимова Л.Л., Макеев А.А., Ташлыков А.А., Заворин А.С., Фисенко Р.Н.	81	Performance forecast for boiler heating surfaces regarding the internal stresses during the start-up operations Lyubimova L.L., Makeev A.A., Tashlykov A.A., Zavorin A.S., Fisenko R.N.	81
Математическое моделирование тепломассопереноса при воспламенении торфа Кулеш Р.Н., Субботин А.Н.	85	Mathematical modeling of heat and mass transfer at peat ignition Kulesh R.N., Subbotin A.N.	85
ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА		ELECTRIC POWER ENGINEERING	
Повышение надежности функционирования объектов энергетики, управляемых оператором Павлов В.И., Аксенова Т.В., Аксенов В.В.	91	Increase of reliability of operator-controlled power object functioning Pavlov V.I., Aksenova T.V., Aksenov V.V.	91
Определение параметров рельсотронов. Ч. 3. Расчет при периодических несинусоидальных токах Носов Г.В., Лусс А.А.	95	Determination of railgun parameters. P. 3. Computation at periodic nonsinusoidal current Nosov G.V., Luss A.A.	95
Ограничение токов короткого замыкания с помощью трансформаторов с высокотемпературными сверхпроводящими обмотками Манусов В.З., Александров Н.В.	100	Current limitation by transformers with high temperature superconducting windings Manusov V.Z., Aleksandrov N.V.	100
Методика выбора коммутатора для генератора низковольтных наносекундных импульсов Лавринович А.В., Васильева О.В.	106	The technique for selecting a switch for low-voltage nanosecond pulses generator Lavrinovich A.V., Vasilyeva O.V.	106

Анализ процессов энергопреобразования в однокатушечной синхронной электромагнитной машине с двухсторонним выбегом бойка Нейман Л.А.	112	Analysis of energy conversion in a single-winding synchronous electromagnetic machine with two-side head running-out Neyman L.A.	
Методика расчета параметров компенсирующих устройств управляемых электропередач сверхвысокого напряжения с промежуточными системами Готман В.И., Глазачев А.В.	117	Calculation of parameters of compensating devices of controlled ultrahigh voltage power lines with intermediate systems Gotman V.I., Glazachev A.V.	
Исследование отказов пассажирских лифтов по данным эксплуатации Шпет Н.А., Муравлёв О.П.	123	Investigation of passenger lift failure by the operation data Shpet N.A., Muravlev O.P.	
Системы электропитания космических аппаратов на основе регулируемых преобразователей с промежуточным звеном повышенной частоты Осипов А.В., Шиняков Ю.А., Отто А.И., Черная М.М.	126	Power supply systems of spacecrafts based on controlled converters with intermediate high frequency link Osipov A.V., Shinyakov Yu.A., Otto A.I., Chernaya M.M.	
Математическая модель асинхронного двигателя в неполнофазном режиме работы Однокопылов Г.И., Брагин А.Д.	133	Mathematical model of induction motor in phase failure mode Odnokopylov G.I., Bragin A.D.	
Моделирование вентильно-индукторного электропривода в аварийных режимах работы Однокопылов Г.И., Розаев И.А.	138	Modeling of switched-reluctance drive in emergency operation Odnokopylov G.I., Rozayev I.A.	
Исследование процесса буксования колёсной пары рудничного электровоза в переходных режимах Вильнин А.Д., Кладиев С.Н., Пякилла Б.И.	143	Investigation of wheel pair skidding in mine electric locomotive in transient condition Vilnin A.D., Kladiev S.N., Pyakillya B.I.	
Разработка методов косвенного измерения углового ускорения и ошибки регулирования по угловой скорости синхронно-синфазного электропривода Бубнов А.В., Чудинов А.Н., Гокова М.В.	147	The development of methods of angular acceleration indirect measurement and control error for angular speed of synchronously-inphase electric drive Bubnov A.V., Chudinov A.N., Gokova M.V.	
Совершенствование ультразвуковой сварки и создание аппаратов для её реализации Хмельёв В.Н., Сливин А.Н., Абрамов А.Д.	152	Improvement of ultrasonic welding and development of devices for its implementation Khmelev V.N., Slivin A.N., Abramov A.D.	
Технология повышения регулировочной способности подъёмной силы в режиме ограничения мощности ветровой турбины средствами плазменной технологии Удалов С.Н., Манусов В.З., Ачитаев А.А.	158	The technique for increasing lift force control capacitance under wind turbine power limiting conditions by plasma technology Udalov S.N., Manusov V.Z., Achitayev A.A.	
Оценка технического состояния силового маслонаполненного электротехнического оборудования в различных режимах его работы Хорошев Н.И.	162	Assessment of technical condition of power oil-filled engineering equipment in different operation modes Khoroshev N.I.	
Алгоритмы эталонных моделей для построения устройств адаптивной синхронизации генераторов и частей электроэнергетических систем Хрущев Ю.В., Беляев Н.А.	168	Algorithms of master models for designing generators and power system parts synchronizer Khrushchev Yu.V., Belyaev N.A.	
Быстродействующая защита шин и отходящих присоединений напряжением 6–10 кВ Клецель М.Я., Кабдуалиев Н.М., Машрапов Б.Е.	175	Fast-operating protection of busbars and outgoing connections with voltage of 6–10 kV Kletsel M.Ya., Kabdualiyev N.M., Mashrapov B.E.	
<b>АЛЬТЕРНАТИВНАЯ ЭНЕРГЕТИКА</b>		<b>ALTERNATIVE POWER ENGINEERING</b>	
Количественная оценка биоэнергетического потенциала Томской области Семенова К.А.	179	Quantitative assessment of bioenergy potential of Tomsk region Semenova K.A.	
<b>СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ</b>		<b>INFORMATION ABOUT AUTHORS</b>	
186	186		

УДК 621.18

## ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ АЭРОДИНАМИКИ ЖАРОТРУБНОЙ ТОПКИ С РЕВЕРСИВНЫМ ФАКЕЛОМ

С.А. Хаустов, А.С. Заворин

Томский политехнический университет

E-mail: khaustovSA@tpu.ru

*С применением пакета прикладных программ ANSYS Fluent 12.1.4 смоделировано турбулентное горение природного газа в реверсивном факеле жаротрубного котла. К рассмотрению принята полная геометрическая модель тупиковой топки, построенная средствами ANSYS Workbench на основании чертежей котла. Методом конечных элементов моделировались следующие процессы и явления: горение метана в кислороде воздуха, конвективный и лучистый теплообмен, турбулентность в реагирующей среде. Для вариантов с различной степенью закрутки топливовоздушной струи определена аэродинамическая структура факела и получены расчётные поля статического и полного давления. Изучено влияние параметра закрутки на коэффициент аэродинамического сопротивления тупиковой жаровой трубы. Определены граничные значения параметра закрутки, при которых происходит срыв потока от центральной оси горелки и образование зоны обратных токов в приосевой области. Результаты расчетов представлены в графическом виде.*

### **Ключевые слова:**

*Численное моделирование, жаротрубный котел, тупиковая жаровая труба, аэродинамика, аэродинамическое сопротивление, параметр закрутки.*

### **Введение**

Оптимальная организация топочной аэродинамики обеспечивает устойчивость горения, позволяет поддерживать требуемые скорости и температуры в топочном объеме, снизить уровень выбросов токсичных веществ в окружающую среду. Неравномерное и неустойчивое движение газов в топке, напротив, ведет к противоположным результатам и может вызвать превышение допустимых локальных тепловых нагрузок, что приводит к снижению надежности работы котла по условиям накипеобразования. Поэтому улучшение аэродинамических характеристик жаровой трубы является одной из главных задач при проектировании жаротрубных котлов. Особенно это относится к их разновидностям с тупиковой жаровой трубой, где аэродинамика реверсивного факела имеет более сложную структуру по сравнению с прямоходной (одноходовой) организацией и включает в себя взаимодействие прямого хода топливовоздушной струи и обратного хода продуктов сгорания.

Предметом исследования аэродинамической структуры в жаровой трубе является, как правило,

комплекс параметров, среди которых пространственные скоростные поля топочной среды, дальность и угол раскрытия факела, распределение давления, аэродинамическое сопротивление топки в зависимости от типа горелочных устройств, интенсивности закрутки потока и целого ряда прочих конструктивных и режимных факторов. Для наработки методики проектирования жаротрубных котлов требуется установить количественную зависимость аэродинамических параметров топочной среды от конструктивных особенностей и режимных условий работы топочного устройства, что и является целью данной работы. Натурные многофакторные исследования такого рода, связанные с экспериментальным изучением трехмерной аэродинамики горящего факела, в том числе с вихревыми течениями, являются очень трудозатратными. Поэтому в настоящее время для решения комплексных задач конструирования топков на основе оптимизации их аэродинамики признанным эффективным инструментом является численное моделирование с использованием как оригинальных, так и широко апробированных пакетов прикладных программ.

### Методы и объект исследования

Поставленная цель достигалась путем численного моделирования турбулентного горения природного газа в реверсивном факеле жаротрубного котла с помощью пакета прикладных программ ANSYS Fluent 12.1.4.

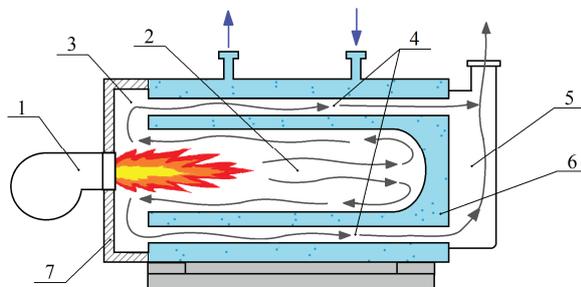
Аэродинамические расчеты выполнялись на основе законов неразрывности струй и сохранения энергии. Расчёт лучистого теплообмена проведен методом сферических гармоник в 1 приближении ( $P_1$  – модель).

Для моделирования турбулентности использована модификация RNG  $k$ - $\varepsilon$  модели, хорошо зарекомендовавшая себя в задачах с сильной кривизной линий тока и доказавшая свою справедливость для полностью развитого турбулентного течения, когда при высоких числах Рейнольдса прямое влияние вязкости на структуру турбулентности пренебрежимо мало.

Для численного исследования протекания химической реакции в турбулентном реагирующем потоке совместно использовались модель Сполдинга (Eddy-Break-Up), согласно которой скорость химической реакции пропорциональна интенсивности турбулентного перемешивания, и кинетическая модель, где скорость реакции определяется уравнением Аррениуса. Такой подход позволяет моделировать течения с переходными режимами горения, определяющими условия существования пламени. Полагалось, что окисление горючего протекает необратимо и в две стадии:  $2\text{CH}_4 + 3\text{O}_2 = 2\text{CO} + 4\text{H}_2\text{O}$ ;  $2\text{CO} + \text{O}_2 = 2\text{CO}_2$ .

Достоверность выбранной математической модели подтверждена натурными испытаниями [1].

Для численного исследования к рассмотрению принята полная геометрическая модель топки отечественного жаротрубного котла типа «Турбо-терм», включая канал горелки и поворотную камеру на входе в конвективный пучок котла. Расчётная сетка, построенная средствами ANSYS Workbench на основании чертежей котла, содержит около  $8 \cdot 10^5$  контрольных объемов, что обеспечило достаточно низкую чувствительность результатов к дальнейшему измельчению сетки [1]. Схема газовоздушного тракта котла приведена на рис. 1.



**Рис. 1.** Схема газовоздушного тракта котла с тупиковой жаровой трубой: 1 – горелка; 2 – жаровая труба; 3 – поворотная камера; 4 – конвективный пучок дымогарных труб; 5 – сборный дымовой короб; 6 – водяной объем; 7 – передняя крышка

Топливоздушная смесь в топку поступает за счет дутья, создаваемого вентилятором, встроенным в горелочное устройство – 1. Топка представляет собой тупиковую жаровую трубу – 2, в тыльной части которой происходит разворот факела на  $180^\circ$  градусов по направлению к передней крышке котла – 7. Далее, двигаясь по периферии жаровой трубы, продукты сгорания поступают в поворотную камеру – 3, где вновь разворачиваются на  $180^\circ$  и направляются в дымогарные трубы – 4, погруженные в водяной объем – 6. Двигаясь внутри труб, продукты сгорания поступают в сборный дымовой короб – 5, оттуда в газоход и дымовую трубу. Топка исследуемого жаротрубного котла находится под наддувом с расчетным давлением 200 Па, которое позволяет преодолеть аэродинамическое сопротивление газового тракта внутри котла.

Аэродинамическое сопротивление жаровой трубы с реверсивным факелом  $\Delta p_{\text{жт}}$  может быть определено расчетом согласно нормативной методике [2] через среднюю скорость закрученной струи  $\overline{\omega}_{\text{вк}}$ :

$$\Delta p_{\text{жт}} = \zeta \frac{\overline{\omega}_{\text{вк}}^2 \rho}{2}; \quad \overline{\omega}_{\text{вк}} = \frac{V}{F} \sqrt{1 + \text{tg}^2 \beta_{\text{л}}},$$

где  $\overline{\omega}_{\text{вк}}$  – средняя скорость топливоздушной смеси на выходе из горелки;  $\rho$  – её плотность, а  $\zeta$  – коэффициент аэродинамического сопротивления (определяется для заданной конструкции экспериментально и характеризует экономичность устройства по затратам на дутье);  $V$  – объемный расход топливоздушной смеси через горелку;  $F$  – площадь сечения канала горелки;  $\beta_{\text{л}}$  – угол наклона выходной части лопатки относительно продольной оси канала.

### Результаты расчетов

Результаты численного эксперимента показывают, что протекающие в топке процессы осесимметричны. Линии тока топочной среды (рис. 2) демонстрируют, что она дважды меняет направление своего движения. Свежая топливоздушная смесь, двигаясь по направлению к тыльной части топки, разогревается, воспламеняется и сгорает; затем продукты сгорания направляются от центра топочной камеры к её периферии, и, наконец, дымовые газы вдоль стенки жаровой трубы возвращаются к фронту котла, где покидают топочную камеру.

На входе в топку образуются зоны с отрицательным давлением, что приводит к образованию вихрей раскаленных топочных газов, рециркулирующих к устью горелки (рис. 2). Часть дымовых газов после разворота не покидает топку, а возвращается к горелке и перемешивается со свежей, поступающей в топку топливоздушной смесью. Таким образом, в топках с реверсивным факелом с наружной образующей топливоздушной струи создается зона рециркуляции части продуктов сгорания к корню факела. В плоскости осевого сече-

ния жаровой трубы эта зона представлена эллиптическими вихрями по обе стороны от факела (рис. 2), а в пространстве она представляет собой единый вихрь тороидальной формы, ось вращения которого совпадает с центральной осью горелки.

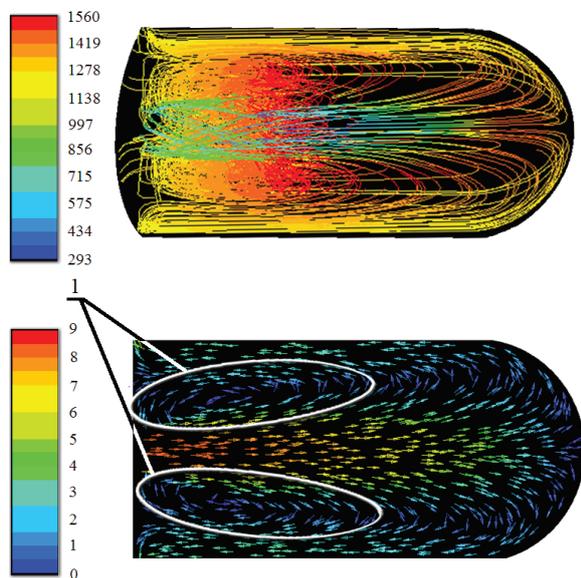


Рис. 2. Линии тока с цветовой индексацией по температуре топочной среды (К) и векторное поле скоростей топочной среды с цветовой индексацией по значениям скорости (м/с). 1 – зона рециркуляции части продуктов сгорания

Использование вихревых горелочных устройств интенсифицирует горение и позволяет вести процесс при меньших избытках воздуха, однако увеличивает аэродинамическое сопротивление топки в сравнении с прямоточной организацией топливоподачи. Количественно интенсивность завихрения потока оценивается параметром крутки  $n$ , который определяется по полям скоростей и давлений топочной среды. Для аксиального лопаточного завихрителя, используемого в исследуемом котле, параметр крутки является функцией его геометрических параметров [2]

$$n = \frac{\sqrt{2(d^2 + D^2)}}{D} \operatorname{tg} \beta_{\text{л}},$$

где  $d$ ,  $D$  – внутренний и наружный диаметры канала горелки соответственно.

Расчёты и компьютерное моделирование показали, что при прямоточной и слабо закрученной подаче топливоздушной смеси ( $n \leq 0,9$ ) коэффициент аэродинамического сопротивления топки является функцией, мало зависящей от степени крутки, и с приемлемой точностью может приниматься равным 1,35 в широком диапазоне конструктивных характеристик.

Изменение избытка воздуха в интервале значений, близких к единице, на коэффициент аэродинамического сопротивления топки влияния не оказывает.

С увеличением крутки ( $n > 0,9$ ) наблюдается повышение коэффициента аэродинамического сопротивления жаровой трубы с различной в зависимости от конструктивных характеристик интенсивностью (рис. 3). Это вызвано усилением рециркуляции газов в реверсивном факеле: между смежными встречными потоками прямого и обратного движения топочной среды, как показано выше, образуется тороидальный вихрь продуктов горения (рис. 2). Подобным образом влияет и уменьшение диаметра жаровой трубы относительно диаметра горелки.

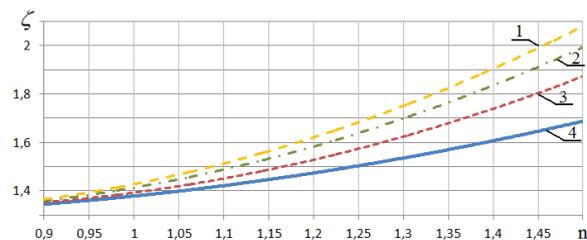


Рис. 3. Зависимость коэффициента аэродинамического сопротивления тупиковой топки от конструктивных параметров:  $F_{\text{ex}}/F_r$  – отношение площади сечения канала к площади сечения жаровой трубы (1 – 0,1; 2 – 0,075; 3 – 0,055; 4 – 0,035)

На выходе из вихревой горелки профиль аксиальной скорости имеет М-образную форму с провалом в приосевой зоне. Увеличение интенсивности крутки сопровождается увеличением провала аксиальных скоростей в осевой зоне топки и смещением максимума скорости к периферии факела, откуда газы увлекаются в зону рециркуляции. Эта картина полностью соответствует известным [3] закономерностям аэродинамики закрученных струй. Таким образом, с ростом параметра крутки возрастают скорости и усложняются траектории движения рециркулирующих продуктов сгорания, что является очевидной причиной увеличения коэффициента аэродинамического сопротивления тракта топочной среды (рис. 3).

В ходе серии численных расчетов установлено, что для всех рассмотренных вариантов сочетания конструктивных и режимных факторов увеличение угла наклона выходной части лопатки завихрителя более чем на  $45^\circ$  ( $n \geq 1,4$ ) сопровождается отрывом потока от центральной оси горелки и появлением обширной зоны обратных токов, что приводит к преждевременному развороту факела с последующим его набросом на стены жаровой трубы. При этом вследствие прерывания реакции горения на стенках имеет место недожог горючих газов, унос их в конвективную часть котла и в атмосферу. В итоге функционирование жаротрубного котла с реверсивным факелом, имеющим такую степень закрутки, приводит к снижению его эффективности, надежности и экологичности.

Изолинии полного избыточного давления (рис. 4) количественно демонстрируют его снижение в продольном сечении топки. Общее падение давления по длине факела составляет 34 Па (с 200 до 166 Па), при этом более 70 % от этой ве-

личины теряется на начальном участке за горелкой вследствие местного сопротивления. На периферии факела, в свою очередь, давление снижается со 166 до 156 Па (около 23 % от общего аэродинамического сопротивления топки).

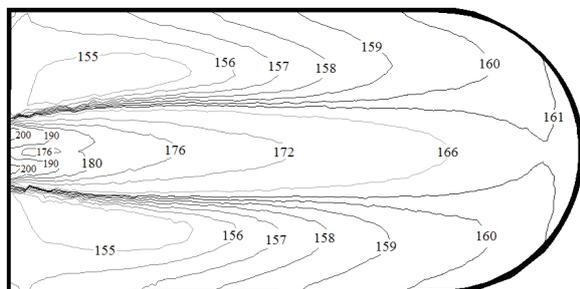


Рис. 4. Изолинии полного избыточного давления (Па) в топке при использовании вихревой горелки с параметром крутки  $n=1$

Таким образом, можно заключить, что сопротивление жаровой трубы с реверсивным факелом определяется в основном местным сопротивлением на выходе из горелки и сопротивлением, создаваемым вихрем зоны рециркуляции. Сопротивления разворота и трения по длине жаровой трубы несущественны.

Полученные результаты изменения статического давления по оси тупиковой жаровой трубы (рис. 5) хорошо согласуются с приведенным в [3] распределением статического давления закрученной струи в цилиндрическом канале.

Статическое давление топочной среды в продольном сечении жаровой трубы возрастает от фронта к тылу котла. По поперечному сечению при этом наблюдается его постоянство.

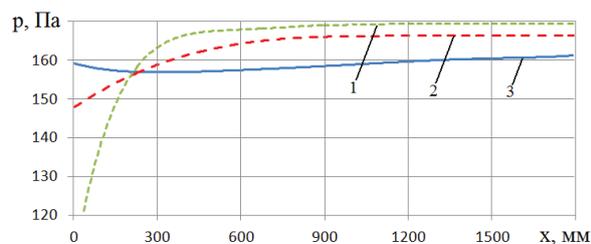


Рис. 5. Значения статического давления по центральной оси жаровой трубы для различных параметров крутки: 1)  $n=1,5$ ; 2)  $n=1,0$ ; 3)  $n=0$

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Хаустов С.А., Заворин А.С., Фисенко Р.Н. Численное исследование процессов в жаротрубной топке с реверсивным факелом // Известия Томского политехнического университета. – 2013. – Т. 322. – № 4. – С. 43–47.

При использовании вихревых горелок на входе в топку наблюдается статическое разряжение. Чем больше наблюдаемое статическое разряжение на начальном участке за горелкой, тем меньше длина этого участка и тем выше статическое давление за его пределами.

#### Выводы

1. Численным методом получены аэродинамические характеристики жаровых труб котлов с реверсивным факелом.
2. Изучено влияние параметра крутки потока  $n$  на структуру факела и коэффициент аэродинамического сопротивления жаровой трубы. Установлено, что при  $n \leq 0,9$  коэффициент аэродинамического сопротивления тупиковой топке с приемлемой точностью может приниматься равным 1,35 в широком диапазоне конструктивных характеристик.
3. Определены граничные значения параметра крутки ( $n \geq 1,4$ ), при которых происходит срыв потока от центральной оси горелки и образование зоны обратных токов в приосевой области, что приводит к затягиванию пламени в конвективный пучок.
4. В топках с реверсивным факелом горелки с прямоточной подачей топлива создают наиболее благоприятные условия для равномерного выгорания топлива при минимальном аэродинамическом сопротивлении.
5. Для вариантов с различным параметром крутки получено распределение статического и полного давления в плоскости продольного разреза жаровой трубы, позволяющее качественно оценить составляющие потерь давления по жаровой трубе и установить причины их возникновения. Установлено, что сопротивление жаровой трубы с реверсивным факелом определяется в основном местным сопротивлением на выходе из горелки и сопротивлением вихря зоны рециркуляции. Сопротивления разворота и трения по длине жаровой трубы несущественны.

Работа выполнена в рамках госзадания на НИР (тема 2.59.2012) и ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России на 2009–2013 годы» по мероприятию 1.3.1, номер соглашения 14.V37.21.1496.

2. Аэродинамический расчет котлов (Нормативный метод). – СПб.: Изд-во «Энергия», 1977. – 256 с.
3. Ахмедов Р.Б., Балагула Т.Б., Рашидов Ф.К., Сакаев А.Ю. Аэродинамика закрученной струи. – М.: Изд-во «Энергия», 1977. – 240 с.

Поступила 05.08.2013 г.

UDC 621.18

## NUMERICAL STUDY OF AERODYNAMICS IN DEAD-END FURNACE WITH REVERSE FLAME

S.A. Khaustov, A.S. Zavorin

Tomsk Polytechnic University

The authors have modeled turbulent combustion of natural gas in the reverse flame of fire-tube boiler using the ANSYS Fluent 12.1.4. The complete geometric model of the dead-end furnace based on boiler drawings was considered. Finite element model was used for the following processes and phenomena: the combustion of methane in air oxygen, radiant and convective heat transfer, turbulence. Aerodynamic structure and volumetric pressure fields of the flame were calculated for different degrees of spin-fuel jet. The effect of the twist parameter on a drag coefficient of dead-end furnace was estimated. The authors calculated critical twist parameter values when the disruption of the flow and reversal currents zone in the axial region occurs. The results are presented in graphical form.

### Key words:

Numerical simulation, fire-tube boiler, dead-end furnace, aerodynamics, aerodynamic resistance, twist parameter.

### REFERENCES

1. Khaustov S.A., Zavorin A.S., Fisenko R.N. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2013. 322, 4, pp.43–47.
2. *Aerodinamicheskiy raschet kotlov* (Aerodynamic boiler design) (Normativnyy metod). Saint-Petersburg, Energiya, 1977. 256 p.
3. Akhmedov R.B., Balagula T.B., Rashidov F.K., Sakaev A.Ju. *Aerodinamika zakruchennoj strui* (Aerodynamics of a swirl jet). Moscow, Energiya, 1977. 240 p.

УДК 536.24

## ПЕРЕМЕЩЕНИЕ ТЕПЛОВОГО ЦЕНТРА ПРИ НЕСИММЕТРИЧНОМ НАГРЕВЕ ПЛОСКОГО ТЕЛА

Ю.В. Видин, Д.И. Иванов

Сибирский федеральный университет, г. Красноярск

E-mail: idi86@inbox.ru

С использованием аналитических зависимостей разработан приближенный метод расчета пространственной координаты перемещения теплового центра в случае несимметричного нагрева плоского тела конвективными потоками тепла. В таком случае тепловой центр в ходе процесса нагрева плоского тела конвективными потоками тепла начинает перемещаться, т. е. пространственная координата, соответствующая экстремуму производной температуры по координате, оказывается некоторой функцией времени. Установлен характер зависимости пространственной координаты от времени, что имеет важное теоретическое и практическое значение. С использованием предложенных зависимостей возможен также расчет момента времени, при котором прогрев плоского тела становится односторонним и преобразуется в нестационарный режим теплопередачи через плоскую стенку.

### Ключевые слова:

Плоская стенка, несимметричный прогрев, конвективный теплообмен, аналитические методы расчета температурных полей.

Несимметричный нагрев плоского тела конвективными потоками можно записать в виде следующей системы математических зависимостей [1]:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \left( \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} \right), \quad (1)$$

$$-\lambda \frac{\partial t}{\partial x} = \alpha_1 (t_{ж1} - t) \quad \text{при } x = 0, \quad (2)$$

$$\lambda \frac{\partial t}{\partial x} = \alpha_2 (t_{ж2} - t) \quad \text{при } x = \delta, \quad (3)$$

$$t = t_0 \quad \text{при } \tau = 0. \quad (4)$$

Целесообразно задачу (1)–(4) представить в безразмерном виде

$$\frac{\partial \theta}{\partial Fo} = \frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2}, \quad (5)$$

$$-\frac{\partial \theta}{\partial X} = Bi_1 (1 - \theta) \quad \text{при } X = 0, \quad (6)$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial X} = Bi_2 (\theta_{ж} - \theta) \quad \text{при } X = 1, \quad (7)$$

$$\theta = \theta_0 \quad \text{при } Fo = 0, \quad (8)$$

где  $Bi_1 = \frac{\alpha_1 \delta}{\lambda}$ ;  $Bi_2 = \frac{\alpha_2 \delta}{\lambda}$  – числа Био;  $X = \frac{x}{\delta}$  – без-

размерная координата;  $Fo = \frac{a\tau}{\delta^2}$  – безразмерное

время (число Фурье),  $\theta = \frac{t}{t_{ж1}}$ ;  $\theta_{ж} = \frac{t_{ж2}}{t_{ж1}}$ ;  $\theta = \frac{t_0}{t_{ж1}}$  –

безразмерные температуры.

При  $t_{ж1}=t_{ж2}$  и  $\alpha_1=0$  процесс нагрева тела будет симметричным и на всём его протяжении тепловой центр остается в плоскости  $X=0$ .

Если же имеет место несимметричный подвод тепла, то тепловой центр в ходе процесса начинает перемещаться, т. е. пространственная координата  $X^*$ , соответствующая экстремуму производной

$\frac{\partial t}{\partial x}$ , оказывается некоторой функцией времени.

Характер функциональной зависимости  $X^*=f(Fo)$  имеет важное теоретическое и практическое значение. В рассматриваемой статье предпринята попытка установить вид этой закономерности.

Аналитическое решение задачи (5)–(8) можно записать в виде суммы

$$\theta(X, Fo) = 1 + \frac{\theta_{ж} - 1}{Bi_1 \left( \frac{1}{Bi_1} + \frac{1}{Bi_2} + 1 \right)} + \frac{(\theta_{ж} - 1)X}{\frac{1}{Bi_1} + \frac{1}{Bi_2} + 1} + \mathcal{G}(X, Fo), \quad (9)$$

где нестационарная составляющая  $\mathcal{G}(X, Fo)$  должна удовлетворять системе уравнений

$$\frac{\partial \mathcal{G}}{\partial Fo} = \frac{\partial^2 \mathcal{G}}{\partial X^2}, \quad (10)$$

$$\frac{\partial \mathcal{G}}{\partial x} = Bi_1 \mathcal{G} \text{ при } X = 0, \quad (11)$$

$$-\frac{\partial \mathcal{G}}{\partial x} = Bi_2 \mathcal{G} \text{ при } X = 1, \quad (12)$$

$$\mathcal{G} = \mathcal{G}(X) \text{ при } Fo = 0. \quad (13)$$

Здесь

$$\mathcal{G}(X) = \theta_0 - \left[ 1 + \frac{\theta_{ж} - 1}{Bi_1 \left( \frac{1}{Bi_1} + \frac{1}{Bi_2} + 1 \right)} + \frac{(\theta_{ж} - 1)X}{\frac{1}{Bi_1} + \frac{1}{Bi_2} + 1} \right].$$

Интегрируя (10)–(13), получим

$$\mathcal{G} = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \left[ \cos(\mu_n X) + \frac{Bi_1}{\mu_n} \sin(\mu_n X) \right] e^{-\mu_n^2 Fo}, \quad (14)$$

где  $\mu_n$  – собственные числа рассматриваемой задачи, определяются на основе характеристического уравнения

$$\text{ctg} \mu = \frac{\mu^2 - Bi_1 Bi_2}{\mu(Bi_1 + Bi_2)}.$$

В монографии [2] приведены подробные таблицы значений первых шести корней этого уравне-

ния при различных соотношениях между числами  $Bi_1$  и  $Bi_2$ . Также известен аналитический метод расчета корней данного уравнения [3].

Коэффициенты  $A_n$  рассчитываются по выражению

$$A_n = \frac{\int_0^1 \mathcal{G}(X) \left[ \cos(\mu_n X) + \frac{Bi_1}{\mu_n} \sin(\mu_n X) \right] dX}{\int_0^1 \left[ \cos(\mu_n X) + \frac{Bi_1}{\mu_n} \sin(\mu_n X) \right] dX}.$$

Продифференцируем по координате  $X$  зависимость (9) с учетом соотношения (14). Тогда получим

$$\frac{\partial \theta}{\partial X} = \frac{\theta_{ж} - 1}{\frac{1}{Bi_1} + \frac{1}{Bi_2} + 1} -$$

$$- \sum_{n=1}^{\infty} A_n \mu_n \left[ \sin(\mu_n X) - \frac{Bi_1}{\mu_n} \cos(\mu_n X) \right] e^{-\mu_n^2 Fo}.$$

Приравнивая эту производную к нулю, удается составить уравнение для определения пространственной координаты  $X^*$ , соответствующей местонахождению теплового центра

$$\sum_{n=1}^{\infty} A_n \mu_n \left[ \sin(\mu_n X^*) - \frac{Bi_1}{\mu_n} \cos(\mu_n X^*) \right] e^{-\mu_n^2 Fo} = \frac{\theta_{ж} - 1}{\frac{1}{Bi_1} + \frac{1}{Bi_2} + 1}. \quad (15)$$

Если ограничиться первым слагаемым в бесконечной сумме выражения (15), что допустимо для регулярной стадии исследуемого процесса, то

$$\sin(\mu_1 X^*) - \frac{Bi_1}{\mu_1} \cos(\mu_1 X^*) = \frac{\theta_{ж} - 1}{\frac{1}{Bi_1} + \frac{1}{Bi_2} + 1} \cdot \frac{e^{-\mu_1^2 Fo}}{A_1 \mu_1}.$$

Представим комплекс  $\frac{Bi_1}{\mu_1}$  в виде  $\text{tg} \beta = \frac{Bi_1}{\mu_1}$ , т. е.

$$\beta = \text{arctg} \frac{Bi_1}{\mu_1}.$$

Тогда согласно [4]

$$\sin(\mu_1 X^*) - \text{tg} \beta \cos(\mu_1 X^*) = \frac{\sin(\mu_1 X^* - \beta)}{\cos \beta}.$$

Следовательно,

$$\sin(\mu_1 X^* - \beta) = \frac{(\theta_{ж} - 1) \cos \beta}{\frac{1}{Bi_1} + \frac{1}{Bi_2} + 1} \cdot \frac{e^{-\mu_1^2 Fo}}{A_1 \mu_1},$$

и тогда

$$X^* = \frac{1}{\mu_1} \left\{ \beta + \arcsin \left[ \frac{(\theta_{ж} - 1) \cos \beta}{\frac{1}{Bi_1} + \frac{1}{Bi_2} + 1} \cdot \frac{e^{-\mu_1^2 Fo}}{A_1 \mu_1} \right] \right\}. \quad (16)$$

На основе зависимости (16) можно вычислить безразмерное число  $Fo$ , при котором тепловой центр сместится на внешнюю поверхность пластины, т. е. когда координата  $X^*=1$ . С этого момента времени процесс прогрева становится односторонним и преобразуется в нестационарный режим теплопередачи через плоскую стенку.

Для исследования начальной стадии процесса прогрева целесообразно решение задачи (10)–(13) представить в виде суммы решений двух симметричных задач.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Видин Ю.В. Инженерные методы теплопроводности. – Красноярск: Изд-во Красноярского университета, 1992. – 96 с.
2. Михайлов М.Д. Нестационарные температурные поля в оболочках. – М.: Энергия, 1967. – 120 с.
3. Видин Ю.В., Иванов Д.И. Аналитический приближенный метод расчета нестационарной теплопередачи через цилиндри-

#### Выводы

Получена аналитическая зависимость для расчета пространственной координаты перемещения теплового центра в случае несимметричного конвективного подвода тепла к плоскому телу.

Разработанная математическая модель позволяет производить расчет времени, при котором процесс прогрева плоского тела становится односторонним и преобразуется в нестационарный режим теплопередачи через плоскую стенку.

ческую стенку // Современная наука: идеи, исследования, результаты, технологии: сб. науч. ст. Вып. 2 (10). – Киев: НПВК Триакон, 2012. – 404 с.

4. Бронштейн И.Н., Семендяев К.А. Справочник по математике для инженеров и учащихся вузов. – М.: Наука, 1965. – 608 с.

Поступила 01.04.2013 г.

UDC 536.24

## MOTION OF THERMAL CENTER AT UNBALANCED HEATING OF FLAT BODY

Yu.V. Vidin, D.I. Ivanov

Siberian Federal University, Krasnoyarsk

*Using the analytical dependences the authors have developed the approximate method to calculate a space coordinate of thermal center motion at unbalanced heating of flat body with convective heat flows. In this case the thermal center at flat body heating with convective heat flows starts moving, the space coordinate corresponding to coordinate temperature derivative extremum turns out to be a certain time function. The type of space coordinate time dependence was determined. It is of great theoretical and practical importance. Using the proposed dependences it is possible to calculate the time moment when the flat body heating becomes one-side and it is converted into unsteady mode of heat transfer through the flat wall.*

#### Key words:

*Flat wall, unbalanced heating, convective heat, analytical methods for calculating the temperature fields.*

#### REFERENCES

1. Vidin Yu.V. *Ingenerye metody teploprovodnosti* (Engineering methods of thermal conductivity). Krasnoyarsk, Krasnoyarskiy universitet, 1992. 96 p.
2. Mikhaylov M.D. *Nestatsionarnye temperaturnye polya v obolochkakh* (Non-steady temperature fields in shells). Moscow, Energiya, 1967. 120 p.
3. Vidin Yu.V., Ivanov D.I. Analiticheskiy priblizhennyi metod rascheta nestatsionarnoy teploperedachi cherez tsilindrichesku-

yu stenku (Analytic approximate approach to calculation of non-steady heat transfer through the cylindrical wall). *Sovremennaya nauka: idei, issledovaniya, rezultaty, tehnologii: sbornik nauchnykh statey*, 2 (10) (Contemporary science: ideas, researches, results, techniques. Iss. 2 (10)). Kiev: NPVK Triakon, 2012. 404 p.

4. Bronshtein I.N., Semendyaev K.A. *Spravochnik po matematike dlya inzhenerov i uchashchikhsya vuzov* (Mathematics manual for engineers and students). Moscow, Nauka, 1965. 608 p.

УДК 536.24

## ПРИБЛИЖЕННЫЙ МЕТОД РАСЧЕТА ИЗМЕНЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ В РАДИАЛЬНОМ РЕБРЕ

Ю.В. Видин, Р.В. Казаков

Сибирский Федеральный университет, г. Красноярск  
E-mail: roman.kazakov@list.ru

Предложен приближенный аналитический метод расчета распределения температуры в ребре переменного поперечного сечения. На основе рекомендуемого метода удается осуществить оценку искомого температурного поля сверху и снизу. При этом различие между верхним и нижним граничными значениями оказывается небольшим. В основу рекомендуемого в данной работе способа аналитического исследования поставленной задачи положен принцип суперпозиций. Для этого исходная система уравнений заменена на две самостоятельные, решение которых выражается через широко известные элементарные функции. Благодаря этому инженерный расчет распределения температуры в радиальном ребре оказывается весьма простым и обладающим достаточной точностью. Изложенный подход может быть применен для изучения подобной конструкции ребристой поверхности в случае ее комбинированного исполнения при постоянной и переменной толщине.

### Ключевые слова:

Радиальное ребро, аналитический метод, температурное поле, теплопроводность.

Радиальные ребра, имеющие переменное поперечное сечение по длине, рассчитываются значительно сложнее, чем ребра постоянного сечения [1]. При определении изменения температуры в таких системах приходится использовать сравнительно сложные специальные модифицированные функции Бесселя первого и второго рода нулевого и первого порядка. Однако это затруднение можно устранить, если воспользоваться предлагаемым приближенным аналитическим методом расчета. Запишем исследуемую задачу для стационарного режима в безразмерном виде

$$\frac{d^2 \vartheta}{d\psi^2} + \frac{1}{\psi} \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial \psi} - m^2 \vartheta = 0, \quad (1)$$

$$\vartheta = \vartheta_0 \text{ при } \psi = \psi_1,$$

$$\frac{d\vartheta}{d\psi} = 0 \text{ при } \psi = 1.$$

Здесь использованы общепринятые обозначения.

Уравнение (1) относится к классу Бесселевых и для его решения приходится прибегать к соответствующим специальным функциям [1].

$$\vartheta = \vartheta_0 \frac{I_0(m\psi)K_1(m) + I_1(m)K_0(m\psi)}{I_0(m\psi_1)K_1(m) + I_1(m)K_0(m\psi_1)},$$

где  $I_0(z)$ ,  $I_1(z)$  – модифицированные функции Бесселя первого рода, нулевого и первого порядка;  $K_0(z)$ ,  $K_1(z)$  – модифицированные функции Бесселя второго рода, нулевого и первого порядка.

Однако решение уравнения (1) можно представить приближенным путем через широко известные элементарные функции. Для этого выразим искомую функцию  $\vartheta = \vartheta(\psi)$  в виде суммы

$$\vartheta(\psi) = \vartheta_1(\psi) + \vartheta_2(\psi),$$

где  $\vartheta_1$  и  $\vartheta_2$  являются интегралами следующих двух задач

$$\frac{d^2 \vartheta_1}{d\psi^2} - m^2 \vartheta_1 = 0, \quad \psi_0 \leq \psi \leq 1; \quad (2)$$

$$\vartheta_1 = \vartheta_{10} \text{ при } \psi = \psi_1, \quad (3)$$

$$\frac{d\vartheta_1}{d\psi} = 0 \text{ при } \psi = 1, \quad (4)$$

$$\frac{d^2 \vartheta_2}{d\psi^2} + \frac{2}{\psi} \cdot \frac{\partial \vartheta_2}{\partial \psi} - m^2 \vartheta_2 = 0, \quad \psi_0 \leq \psi \leq 1, \quad (5)$$

$$\vartheta_2 = \vartheta_{20} \text{ при } \psi = \psi_1, \quad (6)$$

$$\frac{d\vartheta_2}{d\psi} = 0 \text{ при } \psi = 1. \quad (7)$$

При этом полагаем, что

$$\vartheta_0 = \vartheta_{10} + \vartheta_{20}. \quad (8)$$

Решение задачи (2)–(4) имеет вид [2]

$$\vartheta_1 = \vartheta_{10} \frac{\text{ch}(m\psi)}{\text{ch}(m\psi_1)} \cdot \frac{1 - \text{th}m \cdot \text{th}(m\psi)}{1 - \text{th}m \cdot \text{th}(m\psi_1)}, \quad (9)$$

т. е. оно выражается через элементарные гиперболические функции (косинус и тангенс), которые весьма удобны для использования в инженерных расчетах [3].

Математическое решение задачи (5)–(7) также может быть представлено на основе хорошо изученных тех же элементарных функций [2]

$$\vartheta_2 = \vartheta_{20} \frac{\psi_1}{\psi} \frac{\text{ch}m(1-\psi)}{\text{ch}m(1-\psi_1)} \cdot \frac{m - \text{th}m(1-\psi)}{m - \text{th}m(1-\psi_1)}. \quad (10)$$

Суммируя зависимости (9) и (10) и учитывая условие (8), получим окончательное решение в форме

$$\mathcal{G} = \left[ \mathcal{G}_{10} + (\mathcal{G}_0 - \mathcal{G}_{10}) \frac{\psi_1 m - \operatorname{th} m(1 - \psi)}{\psi m - \operatorname{th} m(1 - \psi_1)} \right] \times \frac{\operatorname{ch} m(1 - \psi)}{\operatorname{ch} m(1 - \psi_1)}. \quad (11)$$

Очевидно, что для случая теплоотдающего ребра формула (9) даст несколько завышенное значение температурного поля по сравнению с фактическим, а выражение (10) – несколько заниженное. Для того чтобы решение (11) позволяло находить искомое распределение температуры с наибольшей точностью, требуется взять соответствующую температуру  $\mathcal{G}_{10}$ .

С этой целью допустимо минимизировать невязку, появляющуюся в дифференциальном уравнении (1) при подстановке в него решений задач (2)–(4) и (5)–(7). Это достигается, если безразмерная температура основания первого замещающего прямолинейного ребра рассчитывается по выражению

$$\mathcal{G}_{10} = \mathcal{G}_0 \frac{m \left( 1 - \frac{1}{\psi_1} \right) - \left( m^2 - \frac{1}{\psi_1} \right) \operatorname{th} m(1 - \psi_1)}{m \left( 1 - \frac{1}{\psi_1} \right) - \left( m^2 + m - \frac{1}{\psi_1} \right) \operatorname{th} m(1 - \psi_1)}.$$

Тогда  $\mathcal{G}_{20}$  легко определяется по формуле (8). В таблице приведены значения функции

$$\varphi = \frac{m \left( 1 - \frac{1}{\psi_1} \right) - \left( m^2 - \frac{1}{\psi_1} \right) \operatorname{th} m(1 - \psi_1)}{m \left( 1 - \frac{1}{\psi_1} \right) - \left( m^2 + m - \frac{1}{\psi_1} \right) \operatorname{th} m(1 - \psi_1)}$$

для ряда величин параметров  $m$  и  $\psi_1$ .

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Керн Д., Краус А. Развитые поверхности теплообмена. – М.: Энергия, 1977. – 461 с.
2. Камке Э. Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям. – М.: Изд-во «Наука», 1976. – 576 с.
3. Бронштейн И.Н., Семендяев К.А. Справочник по математике. – М.: Изд-во «Наука», 1965. – 608 с.

**Таблица.** Значения функции  $\varphi$  для ряда величин параметров  $m$  и  $\psi_1$

Параметр $m$	$\psi_1$			
	0,5	0,6	0,7	0,8
0,1	0,1044754	0,098196	0,094437	0,0922842
0,2	0,1891746	0,178827	0,172575	0,168975
0,3	0,2592182	0,246217	0,238298	0,233716
0,4	0,3180995	0,303376	0,294347	0,289098
0,5	0,3682833	0,352468	0,342709	0,337014
0,6	0,4115588	0,395087	0,384865	0,378878
0,7	0,4492558	0,432431	0,421936	0,415769
0,8	0,4823836	0,465421	0,45479	0,448523
0,9	0,5117219	0,494775	0,484107	0,477798
1	0,5378828	0,521062	0,510428	0,504121

Использование данных, представленных в таблице, упрощает процедуру нахождения  $\mathcal{G}_{10}$ . На основе выражения (11) можно легко вычислить температуру вершины ребра ( $\psi=1$ ), которая тогда будет равна

$$\mathcal{G}(1) = \left[ \mathcal{G}_{10} + (\mathcal{G}_0 - \mathcal{G}_{10}) \psi_1 \cdot \frac{m}{m - \operatorname{th} m(1 - \psi_1)} \right] \times \frac{1}{\operatorname{ch} m(1 - \psi_1)}.$$

Предложенный приближенный аналитический метод может быть использован для решения подобной задачи в случае неоднородного ребра переменного сечения [4]. Рассмотренный способ также целесообразно использовать при изложении раздела распространение тепла в стержнях при чтении курсов «Теплопередача», «Тепломассообмен», «Тепломассообменные аппараты» и в ряде других для студентов энергетических специальностей.

4. Видин Ю.В., Казаков Р.В. Распространение тепла вдоль неоднородного ребра постоянного поперечного сечения // Известия Томского политехнического университета. – 2011. – Т. 319. – № 4. – С. 29–31.

Поступила 19.02.2013 г.

UDC 536.24

**APPROXIMATE METHOD OF CALCULATING TEMPERATURE CHANGES IN A RADIAL RIB**

Yu.V. Vidin, R.V. Kazakov

Siberian Federal University, Krasnoyarsk

The article introduces the approximate analytical method for calculating temperature distribution in varied cross section rib. Based on the recommended method one can carry out the upper and lower estimate of the temperature field. There is little difference between the upper and lower boundary values. The recommended method of analytical study of the defined problems is based on the principle of superposition. The original equation system is replaced with two independent ones; their solution is expressed by the known elementary functions. Engineering analysis of temperature distribution in a radial rib turns out to be rather simple and precise. The stated approach can be applied to study similar construction of ribbed surface in the case of its complex design at uniform and variable thickness.

**Key words:**

Radial rib, analytical approach, temperature field, thermal conductivity.

**REFERENCES**

1. Kern D., Kraus A. *Razvitye poverkhnosti teploobmena* (Extended surfaces of heat exchange). Moscow, Energiya, 1977. 461 p.
2. Kamke E. *Spravochnik po obyknovennym differentsial'nym uravneniyam* (Reference book on ordinary differential equations). Moscow, Nauka, 1976. 576 p.
3. Bronshteyn I.N., Semendyaev K.A. *Spravochnik po matematike* (Mathematics reference book). Moscow, Nauka, 1965. 608 p.
4. Vidin Yu.V., Kazakov R.V. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2011. 319, 4, pp. 29–31.

УДК 621.311.238:621.311.22

**АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПАРОТУРБИННОГО ЦИКЛА НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ТРИНАРНЫХ ПАРОГАЗОВЫХ УСТАНОВОК**

Н.Н. Галашов, С.А. Цибульский

Томский политехнический университет

E-mail: gal@tpu.ru; s.tzibulsky@yandex.ru

Выбран профиль перспективной парогазовой установки тринарного цикла. Разработана математическая модель расчета показателей парогазовой установки тринарного цикла. Проведен анализ влияния основных параметров бинарного паротурбинного цикла с пароводяным и бутановым рабочими телами на КПД и мощность парогазовой установки с электроприводом и газотурбинным приводом насосов. Исследования показали, что на тринарной парогазовой установке с газотурбинной установкой SGT5-8000H можно получить КПД нетто выше 60 %. На увеличении КПД и мощности парогазовой установки положительно сказывается: увеличение начального давления пара; увеличение начальной температуры острого пара и пара промежуточного перегрева; снижение температуры конденсации хладона и температуры уходящих из котла-утилизатора газов, а также давления пара за цилиндром среднего давления. Замена электропривода насосов газотурбинным приводом позволяет повысить мощность нетто парогазовой установки примерно на 30 МВт и практически устранить расход электроэнергии на собственные нужды.

**Ключевые слова:**

Парогазовая установка, газотурбинная установка, газотурбинный двигатель, бинарный цикл, КПД брутто, КПД нетто.

**Введение**

В [1] определено, что генерирующие мощности, работающие на газе, к 2030 г. будут представлять собой в основном парогазовые установки (ПГУ) с коэффициентом полезного действия 53...55 %, газотурбинные установки или в необходимых случаях сочетание последних с котлом-утилизатором. ПГУ утилизационного типа в настоящее время являются наиболее совершенными теплоэнергетическими установками. Они достигли КПД нетто выше 60 %. По различным оценкам, в ближайшем будущем доля ПГУ в мировой генерации электроэнергии будет приближаться к 50 %. Поэтому ак-

туален поиск оптимальной структуры ПГУ и анализ эффективности их работы от определяющих параметров циклов.

Существенную роль в развитии ПГУ играет их первичный двигатель – газотурбинная установка (ГТУ). В последние годы главные мировые производители объявили о создании мощных энергетических ГТУ нового поколения для работы в составе ПГУ [2]: фирма «Сименс» испытала ГТУ мощностью 375 МВт с КПД 40 %; фирма «Мицубиси» разработала ГТУ мощностью 460 МВт с КПД 40 %; фирма «Дженерал электрик» разработала ГТУ мощностью 338 МВт с КПД выше 40 %. Все

представленные ГТУ выполнены по простому термодинамическому циклу. Температура отводимых газов этих ГТУ позволяет получить температуру острого пара перед паротурбинной установкой (ПТУ) до 600 °С.

Обзор создаваемых в настоящее время ПГУ показывает большое разнообразие типов используемых ГТУ, а также схем и параметров паротурбинной части ПГУ. Установки различаются по числу ГТУ (одна, две, три), числу контуров котлов-утилизаторов (КУ) (одно-, двух-, трехконтурные, а также с промежуточным перегревом пара и без него), типу их питания (последовательное и параллельное), наличию или отсутствию камер дожигания выхлопных газов ГТУ и т. д.

В настоящее время ПТУ в качестве рабочего тела используют воду и водяной пар. В последнее время как за рубежом, так и в России появился ряд научно-исследовательских работ, предлагающих использовать в качестве рабочего тела ПТУ низкокипящие вещества (НКВ) (аммиак, бутан, пропан, фреоны и т. д.), применение которых позволяет повысить КПД, упростить тепловую схему и уменьшить габариты установок. Кроме исследования работы ПТУ на одном рабочем веществе, появился ряд работ, предлагающих применение бинарного цикла, когда верхний цикл выполнен на высокотемпературном веществе, а нижний – на низкокипящем. Это позволяет уменьшить число выхлопов турбины, существенно сократить ее размеры и стоимость. При этом можно понизить температуру конденсации пара после турбины, и этим повысить КПД цикла. Причем конденсация НКВ происходит при давлениях выше атмосферного, что позволяет отказаться от системы воздухоотсасывающих устройств из конденсатора. Работы по применению бинарных циклов в ПТУ в СССР появились еще в 60-е гг. прошлого столетия [3], но открытие месторождений дешевого газа привело к свертыванию этих работ.

Для привода насосов, перекачивающих рабочее вещество в цикле, в настоящее время применяют электродвигатели или паровые турбины. В парогазовых установках, имеющих высокий КПД производства электроэнергии (до 60 % и выше), предпочтительнее применять электродвигатели, т. к. КПД паротурбинного привода не превышает 40 %. Но электродвигатели имеют предел по мощности (до 15 МВт), и требуется сложная система электропитания двигателей (система собственных нужд). В данной работе рассмотрен вопрос использования для привода насосов газотурбинных двигателей (ГТД), которые хотя и имеют не достаточно высокий КПД (30...45 %), но использование их уходящих высокотемпературных газов в цикле ПТУ позволяет иметь коэффициент использования теплоты топлива до 85 %. При этом затраты электроэнергии на собственные нужды мелких электропотребителей ПГУ составят не больше 0,2...0,3 %.

В России в последние годы также ведется работа по внедрению технологий применения НКВ для про-

изводства электроэнергии, и как показывает практика, уже на первых этапах возникает потребность в рекомендациях по проектированию на них теплоэнергетических установок. Требуются рекомендации по выбору и расчету параметров тепловых схем и циклов, выбору и определению характеристик основного и вспомогательного оборудования.

Целью данной работы является исследование тринарных ПГУ утилизационного типа с бинарным циклом ПТУ и применением для привода насосов газотурбинных двигателей. При этом верхний цикл ПТУ работает на воде и водяном паре, а нижний цикл – на низкокипящем веществе (хладоне).

### Выбор профиля парогазовой установки

В настоящее время можно выделить две работы, характеризующие схемы работы ПГУ по тринарному циклу [4, 5]. В [4] верхний цикл ПТУ пароводяной, нижний бутановый. Пар для работы бутановой турбины получают в генераторе бутана за счет тепла конденсирующегося пара верхнего цикла. Недостатком этой схемы является то, что в пароводяном цикле не используется промежуточный перегрев пара, в результате чего в последних ступенях паровой турбины работает влажный пар, с дополнительными потерями энергии от влажности. При этом в бутановую турбину идет насыщенный пар с низкой температурой, что не позволяет получить высокий КПД нижнего цикла. Из бутановой турбины пар выходит перегретым, но этот перегрев не используется в схеме.

В [5] верхний цикл ПТУ работает на бензоле, а нижний – на бутане. Бензол использован для того, чтобы на выходе турбины иметь перегретый пар, что устраняет потери энергии от влажности и позволяет за счет рекуперации теплоты перегретого пара получить перегретый пар на входе бутановой турбины. В этой схеме для полезного снятия перегрева бутана, выходящего из турбины, использована рекуперация теплоты в пароохладителе. Главным недостатком этой схемы является то, что в верхнем цикле в качестве рабочего тела используется бензол – токсичное, канцерогенное, взрывоопасное вещество, самовоспламеняющееся при температуре 534 °С и замерзающее при температуре 5,5 °С.

К общим недостаткам обеих схем следует отнести то, что с циклом ГТУ связан только верхний цикл ПТУ, что не позволяет глубоко охлаждать газы в котле-утилизаторе для повышения его КПД.

На основе анализа рассмотренных схем была предложена схема тринарной ПГУ (рис. 1), в которой устранены приведенные недостатки.

Оборудование и параметры на рис. 1 представлены следующими обозначениями: ЦВД, ЦСД и ЦНД – цилиндры высокого, среднего и низкого давления турбины; ЭГ – электрический генератор; КУ – котел-утилизатор; ПЕ, ПП – первичный и промежуточный перегреватели пара; И – испарительные поверхности КУ; ЭК1, ЭК2 – экономайзе-

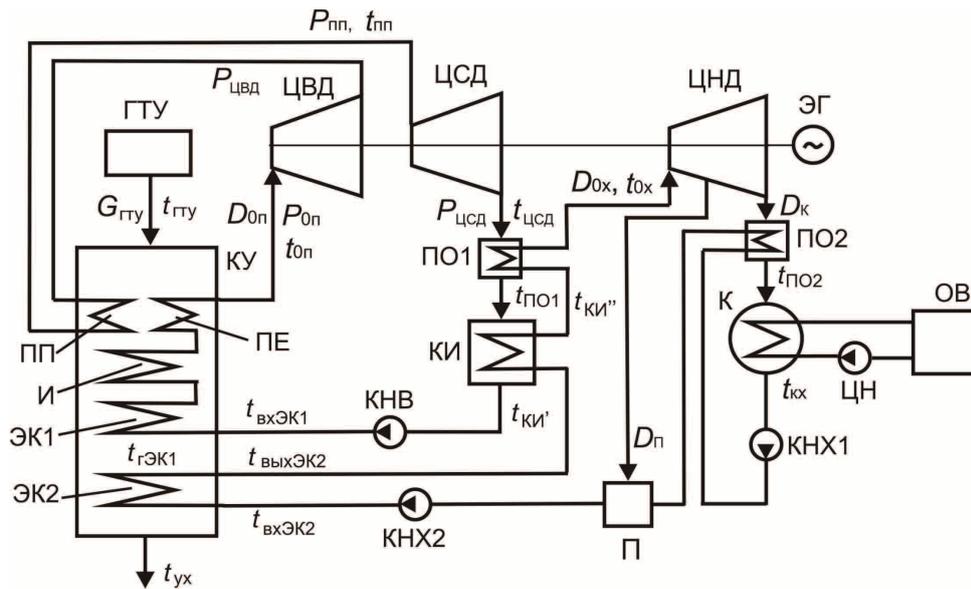


Рис. 1. Схема тринарной ПГУ

ры подогрева воды и хладона; ПО1, ПО2 – пароохладители после ЦСД и ЦНД; КИ – конденсатор-испаритель; К – конденсатор; ОВ – охладитель воды; КНВ, КНХ1, КНХ2 – конденсатные насосы воды и хладона; П – регенеративный подогреватель смешивающего типа; ЦН – циркуляционный насос;  $G_{гту}, t_{гту}$  – расход и температура газа на выходе ГТУ;  $D_{оп}, D_{ох}$  – расходы водяного пара и пара хладона;  $D_{п}, D_{к}$  – расходы пара хладона в подогреватель и конденсатор;  $P_{оп}, t_{оп}$  – давление и температура пара перед ЦВД;  $P_{цвд}$  – давление пара после ЦВД;  $P_{пп}, t_{пп}$  – давление и температура пара после промежуточного перегрева перед ЦСД;  $P_{цсд}, t_{цсд}$  – давление и температура пара после ЦСД;  $t_{по1}, t_{по2}$  – температура пара на выходе пароохладителей;  $t_{ох}, t_{кх}$  – температура хладона перед ЦНД и в конденсаторе;  $t'_{ки}$  – температура насыщения воды на выходе КИ;  $t''_{ки}$  – температура насыщения пара хладона на выходе КИ;  $t_{гэк1}$  – температура газов за ЭК1;  $t_{вхэк1}, t_{вхэк2}$  – температура воды и хладона на входе в ЭК1 и ЭК2;  $t_{выхэк2}$  – температура хладона на выходе ЭК2;  $t_{ух}$  – температура уходящих из КУ газов.

Парогазовая установка работает следующим образом. Газы, образующиеся в результате работы ГТУ, с температурой  $t_{гту}$  (550...625 °С) поступают в КУ, где в ЭК1 нагревают воду до кипения, в И превращают ее в насыщенный пар и в ПЕ перегревают пар до температуры на 20...25 °С ниже температуры газов, поступающих в КУ из ГТУ. Перегретый пар поступает в ЦВД турбины, где вырабатывает механическую мощность, после чего проходит через ПП, где за счет тепла газов нагревается до температуры на 20...25 °С ниже температуры газов, поступающих в КУ. Из ПП перегретый пар поступает в ЦСД, где вырабатывает механическую мощность, и при давлении выше атмосферного с температурой 150...215 °С уходит через ПО1 в КИ, где конденсируется. Образовавшийся конденсат насо-

сом КНВ сжимается до около- или сверхкритического давления и подается в ЭК1. Так замыкается пароводяной цикл. В КИ за счет тепла конденсирующегося пара нагревается и испаряется хладон, который затем перегревается в ПО1 и поступает в ЦНД турбины, где вырабатывает механическую мощность, и при давлении выше атмосферного через ПО2 уходит в К, в котором конденсируется. Образовавшийся конденсат насосом КНХ1 сжимается до необходимого давления и через ПО2 и ЭК2 подается в П, где подогревается паром из отбора ЦНД до температуры 60 °С, что необходимо для работы металла экономайзера без низкотемпературной коррозии, и насосом КНХ2 подается в КИ. Так замыкается цикл на хладоне. Передача тепла от газов к хладону в ЭК2 позволяет снизить температуру уходящих из КУ газов до 70...80 °С.

#### Математическая модель парогазовой установки

Для исследования влияния определяющих параметров верхнего и нижнего циклов ПГУ на КПД и мощность ПГУ была составлена математическая модель, которая реализована в виде программы в пакете электронных таблиц Excel на языке программирования Visual Basic.

Математическая модель представляет систему уравнений: расчета процессов расширения пара в цилиндрах турбины; процессов сжатия жидкости в насосах; а также материальных и энергетических балансов теплообменного оборудования.

В модели используются функции расчета основных термодинамических и ряда теплотехнических параметров воздуха и уходящих газов ГТУ и ГТД с учетом коэффициента избытка воздуха, а также функции расчета параметров ряда хладонов. Для расчета параметров воды и водяного пара использованы функции динамической библиотеки «WaterSteamPro» [6].

В качестве исходных данных в модели используются:  $N_{ГТУ}$  – электрическая мощность ГТУ;  $\eta_{ГТУ}$  – КПД ГТУ;  $G_{ГТУ}$  и  $t_{ГТУ}$  – расход и температура газа на выходе ГТУ;  $\alpha_{ГТУ}$  – коэффициент избытка воздуха в уходящих газах ГТУ;  $P_{0п}, t_{0п}$  – давление и температура пара перед ЦВД;  $P_{пн}, t_{пн}$  – давление и температура пара после промежуточного перегревателя на входе ЦСД;  $P_{цсд}$  – давление пара за ЦСД;  $kP_0$  – коэффициент, учитывающий потери давления в регулируемых клапанах ЦВД;  $\eta_{эм}$  – электромеханический КПД турбогенератора ГТУ;  $kP_n$  – коэффициент, учитывающий повышение давления в насосах воды и хладона;  $\eta_n$  – КПД насосов;  $\theta_{ЭК1}$  – температурный напор на холодном конце ЭК1 между газами и входящей водой;  $\eta_n$  – КПД подогревателей;  $\theta_{КИ}$  – температурный напор КИ;  $kP_{пн}$  – коэффициент, учитывающий потери давления в ПП;  $t_{кх}$  – температура хладона в конденсаторе;  $kP_{по}$  – коэффициент, учитывающий потери давления в ПО1 и ПО2;  $\eta_{оцсд}, \eta_{оцнд}$  – соответственно внутренний относительный КПД ЦСД и ЦНД;  $\theta_{по}$  – остаточный перегрев пара на выходе ПО1 и ПО2 относительно температуры насыщения.

Расход теплоты, подведенной в камеру сгорания ГТУ при сжигании топлива, определяется как  $Q_{кв} = N_{ГТУ} / \eta_{ГТУ}$ .

При построении процесса расширения пара в турбине внутренний относительный КПД ЦВД определяется по формуле

$$\eta_{оцвд} = \left[ 0,92 - \left( \frac{0,2}{D_{0п} v_{ср}} \right) \right] \left[ 1 + \left( \frac{H_{оцвд} - 700}{20000} \right) \right],$$

где  $D_{0п}$  – расход пара в ЦВД, кг/с;  $v_{ср}$  – усредненный по входу и выходу в теоретическом процессе удельный объем пара в ЦВД, м<sup>3</sup>/кг;  $H_{оцвд}$  – располагаемый теплоперепад ЦВД, кДж/кг.

Энтальпии газов в любой точке КУ определяют по температуре  $t_r$  и коэффициенту избытка воздуха  $\alpha_{ГТУ}$ , как  $h_r = f(t_r, \alpha_{ГТУ})$ .

Расход теплоты, подведенной в верхнем цикле от газов к воде и пару, определяется как  $Q_{0п} = G_{ГТУ} (h_{ГТУ} - h_{гЭК1}) \eta_n$ , где  $h_{гЭК1} = h_{вхЭК1} + \theta_{ЭК1}$ , где  $h_{вхЭК1}$  – энтальпия воды на входе в ЭК1, определяется как сумма энтальпии насыщения воды на выходе из КИ и величины повышения энтальпии в процессе сжатия в насосе КНВ. Повышение энтальпии в насосе определяется как  $\Delta h_{кнв} = \Delta P v / \eta_n$ , где  $\Delta P$  – напор насоса в кПа,  $v$  – усредненный по входу и выходу удельный объем воды.

Расход пара в ЦВД определяется как  $D_{0п} = Q_{0п} / (h_{0п} - h_{вхЭК1} + h_{пн} - h_{цвд})$ , где энтальпии пара на входе и выходе ЦВД определяются из действительного процесса расширения пара в турбине. Давление  $P_{пн} = kP_{пн} P_{цвд}$ . Электрическая мощность, выработанная в ЦВД и ЦСД, определяется как  $N_{эцвд} = D_{0п} (h_{0п} - h_{цвд}) \eta_{эм}$ ,  $N_{эцсд} = D_{0п} (h_{пн} - h_{цсд}) \eta_{эм}$ . Суммарная электрическая мощность пароводяного цикла  $N_{эл} = N_{эцвд} + N_{эцсд}$ .

В нижнем цикле теплота к хладону подводится в ЭК2, КИ и ПО1. Расход теплоты, подведенной к

хладону,  $Q_{0х} = D_{0х} (h_{0х} - h_{вхЭК2})$ , где  $D_{0х}, h_{0х}$  – расход и энтальпия хладона на входе ЦНД;  $h_{вхЭК2}$  – энтальпия хладона на входе в ЭК2, определяется как сумма энтальпии хладона на выходе из подогревателя П и повышения энтальпии в насосе КНХ2.

Расход хладона в ЦНД определяется как  $D_{0х} = Q_{КИ} / (h_{КИ}'' - h_{вхЭК2})$ , где  $Q_{КИ}$  – расход теплоты, подведенной в КИ от пара к хладону, определяется как  $Q_{КИ} = D_{0п} (h_{по1} - h_{КИ}') \eta_n$ , где  $h_{КИ}'$  – энтальпия насыщения воды при давлении пара в КИ;  $h_{КИ}''$  – энтальпия насыщения пара хладона при его давлении в КИ;  $h_{вхЭК2}$  – энтальпия хладона на выходе ЭК2, определяется из теплового баланса ЭК2:

$$D_{0х} (h_{вхЭК2} - h_{вхЭК2}) = G_{ГТУ} (h_{гЭК1} - h_{гх}) \eta_n, \text{ где } h_{гх} = f(t_{гх}, \alpha_{ГТУ}).$$

Энтальпия хладона на входе ЦНД  $h_{0х}$  определяется из теплового баланса ПО1:  $D_{0п} (h_{цсд} - h_{по1}) \eta_n = D_{0х} (h_{0х} - h_{КИ}'')$ , где  $h_{по1}$  – энтальпия водяного пара на выходе ПО1.

Электрическая мощность, выработанная в ЦНД, определяется как  $N_{эцнд} = D_{0х} (h_{0х} - h_{цнд}) \eta_{эм}$ , где  $h_{цнд}$  – энтальпия пара хладона на выходе ЦНД.

Суммарная электрическая мощность ПГУ  $N_{ПГУ} = N_{ГТУ} + N_{эл} + N_{эцнд}$ .

КПД брутто ПГУ  $\eta_{ПГУ} = N_{ПГУ} / Q_{кв}$ .

Мощности, затраченные на привод насосов в верхнем и нижнем циклах, определяются как  $N_{кнв} = D_{0п} \Delta h_{кнв}$ ;  $N_{кнх1} = D_{0п} \Delta h_{кнх1}$ ;  $N_{кнх2} = D_{0п} \Delta h_{кнх2}$ .

Для расчета мощности ЦН определяется расход охлаждающей воды через конденсатор по формуле  $G_{ов} = Q_{к} / (4,19 \Delta t_k)$ , где  $Q_{к} = D_{0х} (h_{по2} - h_{к}')'$ , где  $h_{по2}$  – энтальпия пара хладона на выходе ПО2;  $h_{к}'$  – энтальпия конденсата хладона при температуре  $t_{кх}$ ;  $\Delta t_k$  – повышение температуры охлаждающей воды. Мощность ЦН определяется как  $N_{цн} = G_{ов} \Delta h_{цн}$ , где  $\Delta h_{цн}$  – повышение энтальпии воды в ЦН.

Суммарная механическая мощность, затраченная на привод насосов, определяется как  $N_n = N_{кнв} + N_{кнх1} + N_{кнх2} + N_{цн}$ . Электрическая мощность, затраченная на привод насосов, определяется как  $N_{эн} = N_n / \eta_{эн}$ , где  $\eta_{эн}$  – КПД электропривода, учитывающий потери энергии в электродвигателе и трансформаторе собственных нужд.

С учетом затрат электроэнергии на привод насосов отпускаемая от ПГУ электрическая мощность нетто составляет  $N_{э,нетто} = N_{ПГУ} - N_{эн}$ . КПД нетто ПГУ  $\eta_{ПГУ,нетто} = N_{э,нетто} / Q_{кв}$ .

Для расчета показателей ПГУ при замене электропривода насосов газотурбинными двигателями в модель введен дополнительный блок, который после предыдущего расчета по определенным мощностям насосов и заданным параметрам ГТД определяет расход теплоты от сожженного топлива в камерах сгорания  $Q_{квГТД}$  и расход теплоты, внесенный в КУ уходящими газами ГТД. После чего в итерационном процессе производится пересчет системы уравнений модели.

В качестве исходных данных для этого блока используются:  $\eta_{ГТД}$  – КПД ГТД;  $t_{ГТД}$  – температура газа на выходе ГТД;  $\alpha_{ГТД}$  – коэффициент избытка воздуха в уходящих газах ГТД.

Мощность ГТД  $N_{ГТД} = N_n$ . Расход теплоты в камере сгорания  $Q_{кгГТД} = N_{ГТД} / \eta_{ГТД}$ . Расход газов  $G_{ГТД} = 1,25 Q_{кгГТД}$ , где коэффициент 1,25 определен регрессионным анализом для ряда близких по мощности и параметрам выпускаемых заводами ГТД, которые можно использовать для привода насосов ПГУ. В модели принято, что уходящие газы ГТД поступают в КУ в точку с температурой, равной  $t_{ГТД}$ . В результате до этой точки в КУ идет расход газа  $G_{ГТУ}$ , а дальше  $G_{ГТУ} + G_{ГТД}$ .

Мощность ПГУ нетто с ГТД равна  $N_{ПГУ}$ .

КПД ПГУ нетто с ГТД определяется как

$$\eta_{ПГУнеттоГТД} = N_{ПГУ} / (Q_{кс} + Q_{кгГТД}).$$

### Анализ влияния основных параметров паротурбинной установки на КПД и мощность парогазовой установки

С помощью программы были проведены исследования влияния основных параметров ПТУ на КПД брутто и нетто и мощность ПГУ. Для анализа была выбрана ПГУ, выполненная на основе газотурбинной установки производства «Siemens» модели SGT5-8000H, которая на современном этапе развития энергетики является самой мощной и экономичной в мире. ГТУ SGT5-8000H имеет следующие характеристики:  $N_{ГТУ} = 375$  МВт;  $\eta_{ГТУ} = 40\%$ ;  $G_r = 820$  кг/с;  $t_r = 625$  °С;  $\alpha_{ГТУ} = 2,5$ . В качестве исходных параметров для циклов ПТУ приняты:  $P_{он} = 24$  МПа;  $t_{он} = 600$  °С;  $t_{пп} = 600$  °С;  $P_{пп} = 4,5$  МПа;  $P_{цсд} = 0,125$  МПа;  $t_{кх} = 20$  °С;  $t_{yx} = 80$  °С. Эти параметры варьировались таким образом, чтобы соблюдались условия надежной работы ПГУ по допустимым температурным напорам поверхностей нагрева КУ и других теплообменников.

Также приняты:  $kP_0 = 0,97$ ;  $kP_n = 1,3$ ;  $kP_{пп} = 0,95$ ;  $kP_{по} = 0,95$ ;  $\theta_{эки} = 10$  °С;  $\theta_{ки} = 8$  °С;  $\theta_{по} = 5$  °С;  $\eta_n = 0,98$ ;  $\eta_n = 0,8$ ;  $\eta_{ам} = 0,97$ ;  $\eta_{ан} = 0,95$ ;  $\eta_{оцсд} = 0,92$ ;  $\eta_{оцнд} = 0,87$ ;  $\eta_{ГТД} = 0,30$ ;  $t_{ГТД} = 460$  °С;  $\alpha_{ГТД} = 3,5$ .

При выборе хладона для нижнего цикла был проведен анализ свойств различных НКВ. При этом наилучшим по термодинамическим, технологическим и экологическим свойствам оказался бутан. Основным недостатком бутана является горючесть, но современные системы уплотнений позволяют предотвратить его утечки и воспламенение. В качестве примера можно привести систему водородного охлаждения электрических генераторов.

Результаты расчетов на основе приведенных выше исходных данных и использовании бутана в нижнем цикле представлены на рис. 2–6, где в позиции а приведены зависимости КПД ПГУ брутто и нетто, а в позиции б – мощности ПГУ  $N_{э}$  брутто и нетто.

На рис. 2 видно, что увеличение  $P_{он}$  повышает КПД и мощность ПГУ как без ГТД, так и с ними. Зависимости имеют слабовыраженный параболический характер. Причем КПД брутто изменяется сильнее, чем КПД нетто. Снижение  $P_{он}$  с 24 до 18 МПа ведет к уменьшению КПД брутто на 0,35 %, а КПД нетто на 0,2 %, при этом мощность брутто снижается на 3 МВт, мощность нетто без ГТД – на 2 МВт, а мощность нетто с ГТД – на 4 МВт. Во всем диапазоне представленных давлений КПД нетто с электроприводом насосов выше 60 %.

Рис. 3 показывает, что повышение  $t_{он}$  и  $t_{пп}$  линейно увеличивает КПД и мощность ПГУ. Повышение этих температур на 10 °С увеличивает КПД на 0,1 %, а мощность на 1 МВт. КПД нетто с электроприводом насосов выше 60 % только при температурах острого пара и промежуточного перегрева выше 581 °С.

На рис. 4 видно, что по  $P_{пп}$  имеется оптимум, при этом максимальный КПД брутто достигается при  $P_{пп} = 0,5$  МПа, а максимальный КПД нетто – при  $P_{пп} = 0,45$  МПа. Мощности ПГУ имеют слабовыраженный параболический характер, при изменении  $P_{пп}$  от 3 до 6 МПа мощность изменяется в пределах 0,5 МВт.

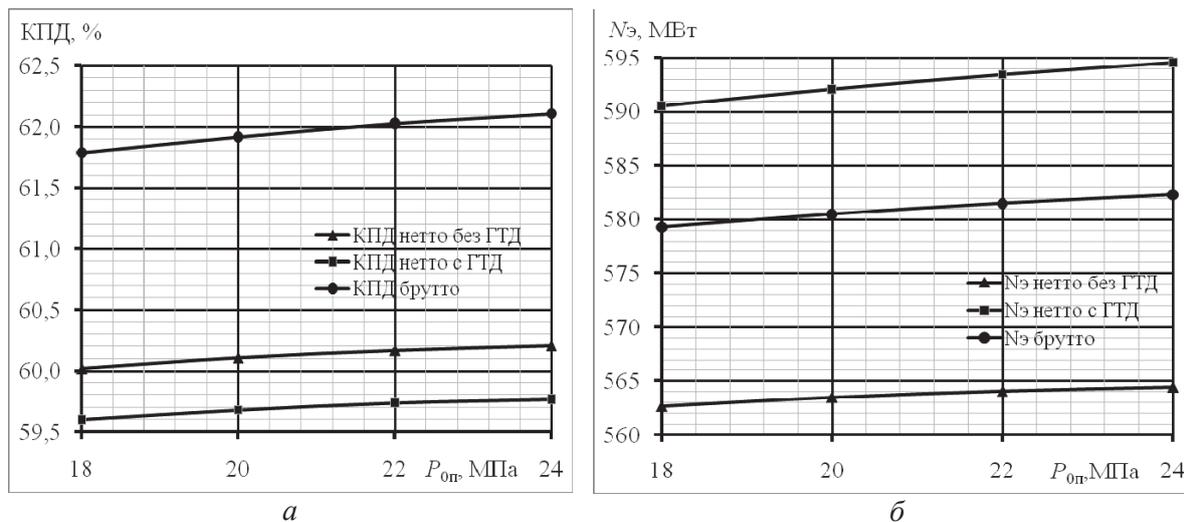


Рис. 2. Зависимость КПД (а) и мощности (б) ПГУ от давления острого пара

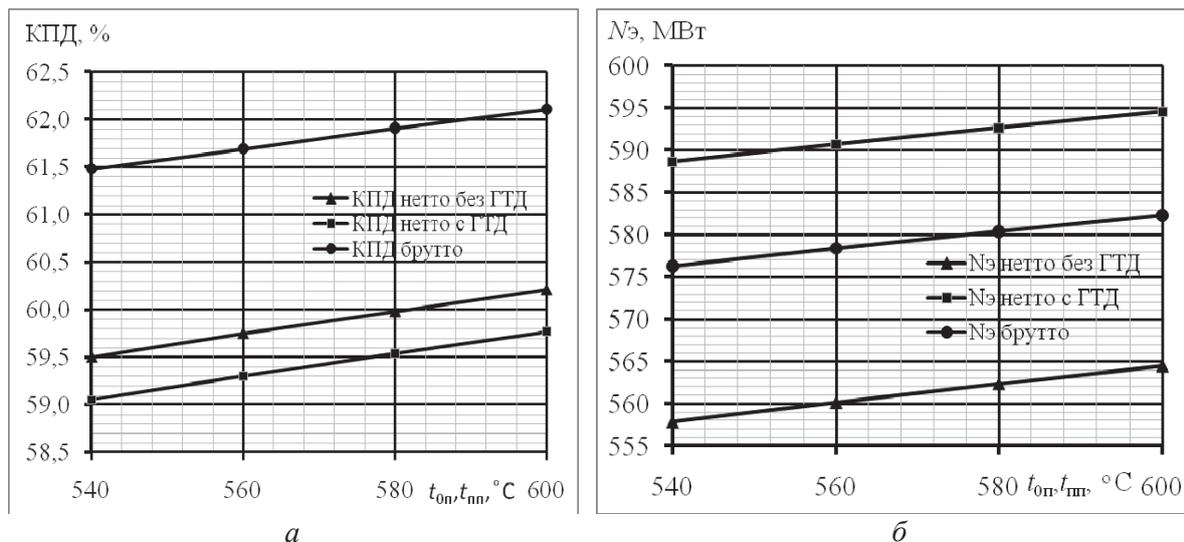


Рис. 3. Зависимость КПД (а) и мощности ПГУ (б) от температуры острого пара и промежуточного перегрева

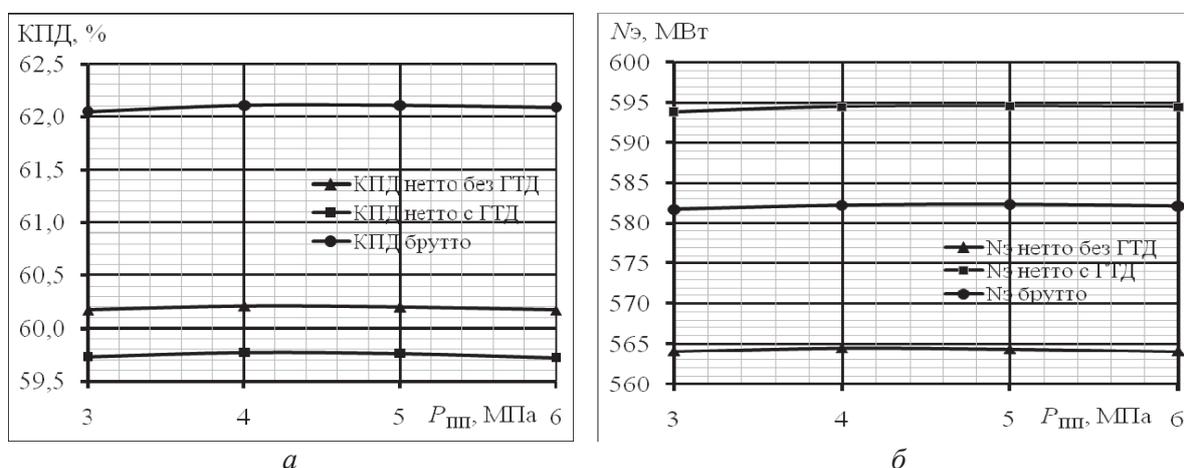


Рис. 4. Зависимость КПД нетто (а) и мощности (б) ПГУ от давления промежуточного перегрева пара

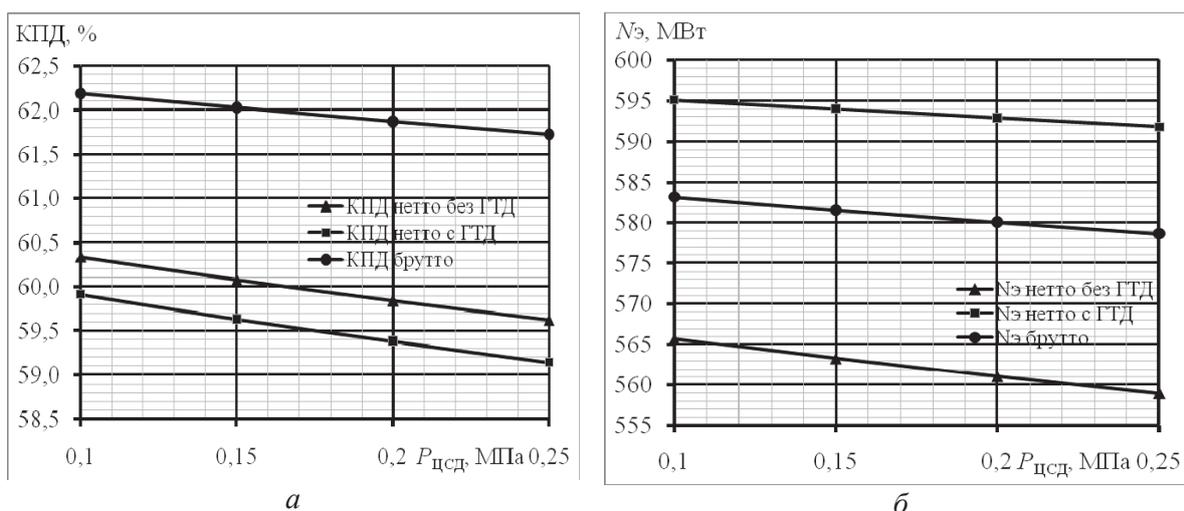


Рис. 5. Зависимость КПД (а) и мощности (б) ПГУ от давления пара за ЦСД

Рис. 5 показывает, что изменение  $P_{\text{цсд}}$  линейно влияет на КПД и мощность ПГУ. Изменение  $P_{\text{цсд}}$  на 0,1 МПа приводит к изменению КПД брутто на

0,25 %, а КПД нетто на 0,45 %. Мощность брутто изменяется на 3 МВт, мощность нетто без ГТД – на 4 МВт, а мощность нетто с ГТД – на 3 МВт. КПД

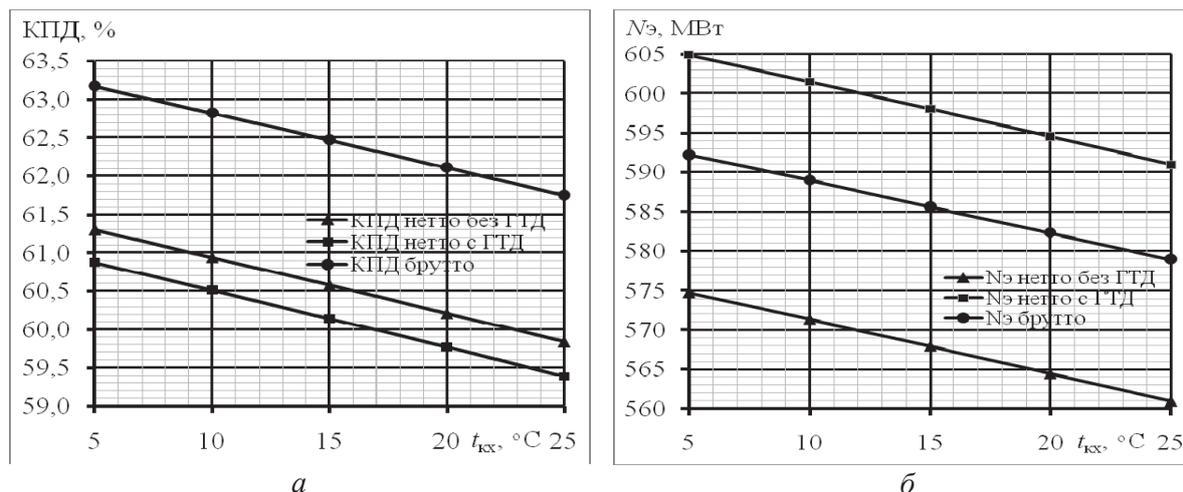


Рис. 6. Зависимость КПД (а) и мощности (б) ПГУ от температуры хладагona в конденсаторе

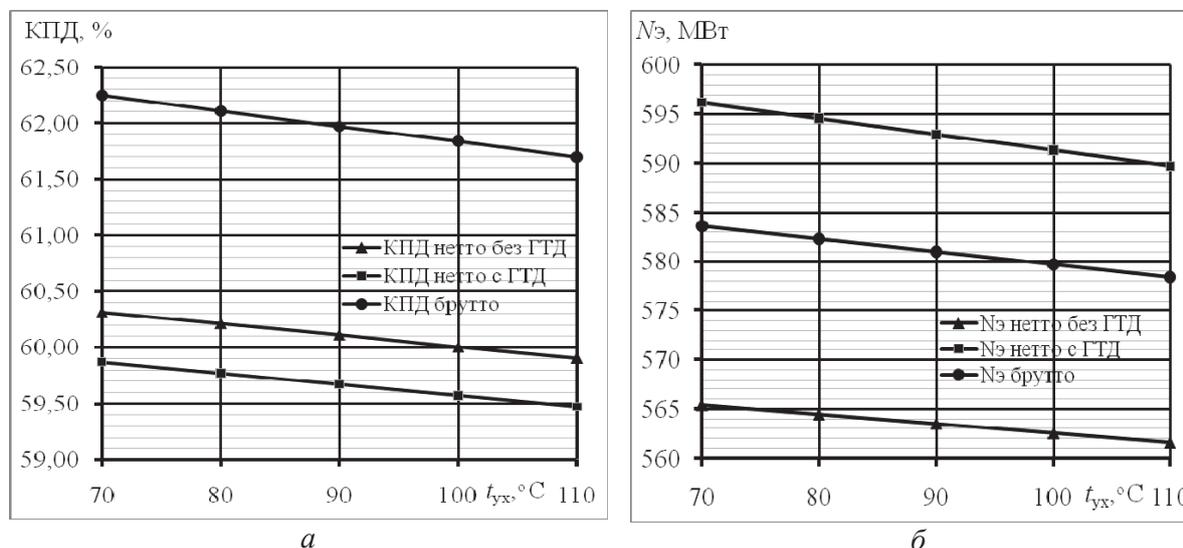


Рис. 7. Зависимость КПД (а) и мощности (б) ПГУ от температуры уходящих газов

нетто с электроприводом насосов выше 60 % достигается при давлении  $P_{цсд}$  ниже 0,16 МПа.

Рис. 6 наглядно показывает, что снижение температуры конденсации бутана  $t_{кк}$  в цикле ведет к существенному росту КПД и мощности ПГУ. Зависимости имеют линейный характер. Снижение  $t_{кк}$  на 10 °C приводит к увеличению КПД на 0,7 %, а мощности на 7 МВт. При этом КПД нетто выше 60 % достигается при  $t_{кк}$  ниже 23 °C при электрическом приводе насосов, а при приводе насосов с помощью ГТД – при  $t_{кк}$  ниже 17 °C, если КПД ГТД равен 30 %.

На рис. 7 видно, что температура уходящих газов линейно влияет на КПД и мощность ПГУ. Снижение  $t_{yx}$  на 10 °C увеличивает КПД брутто на 0,15 % и КПД нетто на 0,1 %. При этом мощность брутто увеличивается на 1,2 МВт, мощность нетто с электроприводом насосов на 1 МВт и мощность нетто с приводом насосов ГТД на 1,5 МВт. КПД нетто с электроприводом насосов выше 60 % достигается при  $t_{yx}$  ниже 100 °C.

В результате исследований на модели были выявлены следующие особенности предложенной схемы ПГУ. Перегрев бутана в ПО1 не превышает 2...5 °C. Нагрев бутана в ПО2 не превышает 25 °C, поэтому требуется его подогрев до 60 °C перед вторым экономайзером в регенеративном подогревателе. При применении ГТД для привода насосов вместо электропривода схемы равноэкономичны по КПД нетто при КПД ГТД 37,5 %.

#### Выводы

1. Проведенные исследования показали, что на тринарной ПГУ с ГТУ SGT5–8000H можно получить КПД нетто выше 60 % при температуре конденсации хладагona ниже 23 °C с электрическим приводом насосов, а при приводе насосов с помощью ГТД – при  $t_{кк}$  ниже 17 °C, если КПД ГТД равен 30 %.
2. На увеличении КПД и мощности ПГУ положительно сказывается: увеличение начального давления пара; увеличение начальной темпера-

туры острого пара и пара промежуточного перегрева; снижение температуры конденсации хладагента и температуры уходящих из котла-утилизатора газов, а также давления пара за ЦСД.

3. Замена электропривода насосов газотурбинным приводом позволяет повысить мощность нетто ПГУ примерно на 30 МВт и практически устранить расход электроэнергии на собствен-

ные нужды. При КПД ГТД больше 37,5 % КПД нетто ПГУ выше, чем у схемы с электроприводом насосов.

*Работа выполнена в рамках ФЦП «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2007–2013 годы». Госконтракт № 14.516.11.0030 от 22 марта 2013 г.*

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Энергетическая Стратегия России на период до 2030 года: утверждена распоряжением Правительства РФ от 13 ноября 2009 г. // прил. к обществ.-дел. журн. «Энергетическая политика». – М.: ГУ ИЭС, 2010. – 185 с.
2. Ольховский Г.Г. Перспективные газотурбинные и парогазовые установки для энергетики (обзор) // Теплоэнергетика. – 2013. – № 2. – С. 3–12.
3. Канаев А.А., Копп И.З. Неводяные пары в энергомашиностроении. – Л.: Машиностроение, 1973, – 216 с.
4. Готовский М.А., Гринман М.И., Фомин В.А., Арефьев В.К., Григорьев А.А. Использование комбинированного пароводя-

ного и органического циклов Ренкина для повышения экономичности ГТУ и ДВС // Теплоэнергетика. – 2012. – № 3. – С. 56–61.

5. Гафуров А.М., Усков Д.А., Шубина А.С. Энергетическая установка на базе ГТУ НК-37 с двумя теплоутилизирующими рабочими контурами // Энергетика Татарстана. – 2012. – № 3. – С. 35–41.
6. WaterSteamPro: URL: <http://www.wsp.ru/ru/> (дата обращения: 24.07.2013).

*Поступила 24.07.2013 г.*

UDC 621.311.238:621.311.22

### ANALYSIS OF INFLUENCE OF STEAM-TURBINE CYCLE BASIC PARAMETERS ON THE EFFICIENCY OF TRIPLE COMBINED-CYCLE PLANTS

N.N. Galashov, S.A. Tsibulsky

Tomsk Polytechnic University

*The profile of the advanced triple cycle steam-gas plant has been selected. The authors have developed the mathematical model for calculating the indicators of triple cycle steam-gas plant. The influence of the basic parameters of the binary steam-turbine cycle with steam-water and butane working bodies on the efficiency and capacity of a steam-gas plant with electric and gas turbine-driven pumps was analyzed. The investigations demonstrate that net efficiency above 60 % can be obtained on steam-gas plant with a gas-turbine installation SGT5–8000H. The increase of steam initial pressure, initial temperature of open steam and reheat steam; reduction condensation temperature of halocarbon and temperature of gases escaping a waste-heat boiler as well as steam intermediate pressure cylinder affect positively on increase of the efficiency and capacity of a steam-gas plant. The replacement of pump electric drive by a gas-turbine drive allows increasing a steam-gas plant net power by approximately 30 MW and nearly reducing auxiliary power.*

#### Key words:

*Steam-gas plant, gas-turbine installation, gas turbine, binary cycle, gross efficiency, net efficiency.*

#### REFERENCES

1. *Energeticheskaya Strategiya Rossii na period do 2030 goda* (Energy Strategy of Russia). Approved by the Russian Federation Government, November 13, 2009. Application to the Journal «Energeticheskaya politika». Moscow, GU IES, 2010. 185 p.
2. Olkhovskiy G.G. *Teploenergetika*, 2013. 2, pp. 3–12.
3. Kanaev A.A., Kopp I.Z. *Nevodyanye pary v energomashinostroyeni* (Non-aqueous vapors in power-plant engineering). Leningrad, Mashinostroeniye, 1973. 216 p.
4. Gotovskiy M.A., Grinman M.I., Fomin V.A., Arefyev V.K., Grigoryev A.A. *Teploenergetika*, 2012. 3, pp. 56–61.
5. Gafurov A.M., Uskov D.A., Shubina A.S. *Energetika Tatarstana*, 2012. 3, pp. 35–41.
6. *WaterSteamPro*. Available at: <http://www.wsp.ru/ru/> (accessed 24 July 2013).

УДК 621.365.5

**ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ ИНДУКЦИОННОГО НАГРЕВА В РЕАКТОРАХ КИПЯЩЕГО СЛОЯ**

А.А. Хайдурова, Н.С. Камленок

Иркутский государственный технический университет

E-mail: alexandra\_h@bk.ru

*Представлена методика бесконтактного внесения тепловой энергии в реактор кипящего слоя с помощью электромагнитного поля. Изучен процесс индукционного нагрева инертных электропроводящих частиц, помещённых в реактор и служащих дополнительным источником тепловой энергии. Проведены исследования процесса теплообмена в установке кипящего слоя, проанализировано влияние контролируемых параметров на КПД процесса, и установлены зависимости интенсификации процесса сушки от изменяемых параметров. Результаты работы показали, что данная методика характеризуется высокой плотностью энергии и быстрым нагревом, а также высоким КПД процесса, достигающим значений выше 75 %. Методика отличается доступностью и простотой исполнения, обеспечивает возможность ее применения в различных отраслях промышленности. Экспериментальные исследования подтвердили эффективность применения индукционного нагрева в предложенной технологии сушки.*

**Ключевые слова:***Сушка, индукционный нагрев, кипящий слой, коэффициент полезного действия.*

Во многих технологических процессах для обеспечения интенсивного тепло-массообмена используются установки с кипящим слоем. Одной из областей их применения является сушка в инертном кипящем слое, где используется поверхность инертных частиц для сушки дисперсных материалов, суспензий, кеков (фильтрационных осадков) или растворов [1]. Высушиваемый материал вводится в сушильную камеру через специальные форсунки и распределяется тонким слоем по поверхности инертных частиц. Подвод тепловой энергии, как правило, происходит путём подачи нагретого потока газа, проходящего через слой частиц. Таким образом, речь идет о конвекционной сушке, т. к. поверхность инертных частиц является только материалом для переноса влажного продукта. При достижении материалом определенной температуры начинается отделение высушиваемого продукта от поверхности инертных частиц. Этот процесс интенсифицируется также за счёт трения частиц друг о друга, что сравнимо с обычной шаровой мельницей. Пройдя данный процесс измельчения, высушиваемый материал становится достаточно мелкодисперсным для того, чтобы быть выведенным потоком газа из камеры кипящего слоя. Дальнейшее отделение более крупных частиц из потока происходит, как правило, в подключённом к камере циклонном сепараторе. Полученный продукт является гомогенным порошком с одинаковым размером частичек.

Индукционный нагрев инертных частичек в кипящем слое позволяет улучшить и расширить возможности существующей технологии. При этом носителем тепловой энергии является не восходящий поток газа, а сами инертные частицы. Энергия электромагнитного поля передается токопроводящим частицам, что приводит к их индукционному нагреву. Поэтому в данном случае речь идет не только о конвективной, но и о контактной сушке, которая, как правило, обладает более высоким КПД [2].

Преимуществом данного метода внесения энергии является простота управления подаваемой мощностью путём регулировки подведённого электрического напряжения. Также при использовании индукционного нагрева исключаются потери теплоты в теплопроводящих каналах [3]. Существующие ограничения для температуры входящего газа могут быть устранены путём подбора оптимального соотношения мощности и количества высушиваемого материала, при котором обеспечивается максимальная производительность. Таким образом, отсутствует зависимость процесса нагрева материала от восходящего газового потока. Кроме того, электромагнитная индукция дает возможность быстрого нагрева токопроводящих материалов, что позволяет сократить затраты времени для достижения системой необходимых условий [3–5].

В данной работе исследован процесс введения электромагнитной энергии в кипящий слой с целью изучения параметров, оказывающих влияние на изменение КПД процесса. Проведен ряд экспериментов по нагреву и охлаждению инертных токопроводящих частиц, которые проводились на специально созданной лабораторной установке (рис. 1). Установка состоит из стальной трубы – 1 длиной 1500 мм и внутренним диаметром 146 мм. Нижняя часть установки (распределитель потока газа) изготовлена из листовой стали с равносторонним треугольным распределением отверстий диаметром 1 мм. Для индукционного нагрева кипящего слоя в реакторе в области введения электромагнитного поля использовалось боросиликатное стекло с расположенными на нём витками электромагнитной катушки – 3. Установка подсоединена к насосу, подключенному к вентилятору – 4, с помощью которого воздух с определенной, регулируемой скоростью всасывается в камеру через входное отверстие – 5. После прохождения через реактор воздух попадает в циклон – 6 и через фильтр – 7 выводится в окружающую среду. Таким образом, обрабатываемый материал находится в области пониженного давления.

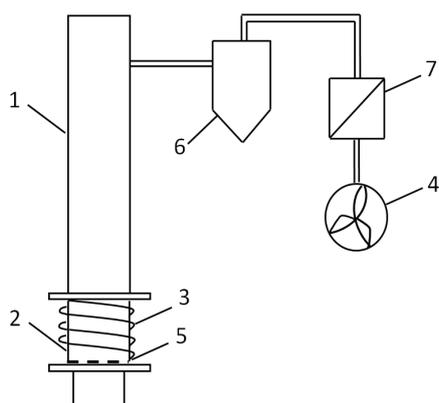


Рис. 1. Схема установки для создания кипящего слоя с применением индукционного нагрева

Индукционный нагрев осуществлялся за счет высокочастотного (ВЧ) генератора и электромагнитной катушки (5 витков) с водяным охлаждением. Максимальная мощность генератора составляла 40 кВт. Частота колебаний лежала в области между 30 и 75 кГц и зависела от числа витков катушки. Электромагнитное поле, создаваемое катушкой индуктивности, наводит вихревые токи в токопроводящих шариках, и за счет электрического сопротивления происходит нагрев инертных частиц. При контакте инертных частиц друг с другом происходит теплопередача от частицы к частице. Благодаря конвективному теплообмену также нагревается воздух в установке.

Измерение температуры воздуха проводилось при помощи термоэлементов, установленных в четырех различных точках по высоте реактора, что позволило измерить распределение температуры вдоль восходящего потока. Перепад давления в установке регистрировался сенсором давления. Учет измерений производился с интервалом в 2 секунды.

В качестве инертных частичек использовались полые железные шарики различного диаметра, покрытые слоем каолина, который служит электрическим изолятором и предотвращает протекание токов между частицами. Доля каолина по отноше-

нию к общей массе находится в пределах от 20 до 30 мас. %.

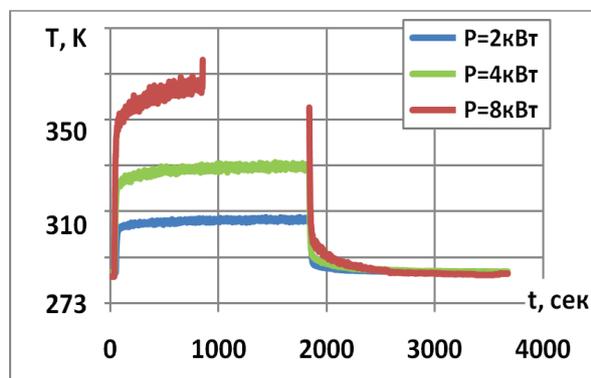
Эксперименты проводились для трех различных навесок, трех скоростей восходящего потока воздуха и трех уровней мощности. Для экспериментов исследовали шарики диаметром 3,2 мм с навесками 600, 1000, 1400 г и диаметрами 6,0 и 6,8 мм, причем масса шариков с диаметрами 6,0 и 6,8 мм была выбрана так, чтобы соблюдалось равенство объема ( $V_p$ ) или поверхностной площади шариков ( $A_p$ ) в сравнении с массами для диаметра 3,2 мм.

Помещенные в установку шарики определенного диаметра и массы под воздействием восходящего потока воздуха находились в зависящем состоянии. Фаза нагрева длилась 30 мин, после чего следовала фаза охлаждения, которая составляла также 30 мин. Данная методика применялась для всех вариаций параметров эксперимента. На рис. 2 представлены графики зависимости роста температуры ( $T$ ) от времени ( $t$ ): а) для различных значений мощности индуктивного излучения ( $P=2, 4$  и  $8$  кВт) и б) для различных диаметров шариков ( $d$ ) при мощности индуктивного излучения  $P=4$  кВт и скорости потока воздуха  $\omega=4\omega_{\min}$ , где  $\omega_{\min}$  – скорость начала псевдооживления. Из графика (рис. 2, а) видно, что чем больше мощность индукционного нагрева, тем выше температура. Из-за опасности перегрева материала установки при мощности 8 кВт нагрев осуществлялся только в течение 10 мин. Поэтому имеется разрыв на верхней диаграмме. График (рис. 2, б) показывает, что для шариков диаметром 3,2 и 6,0 мм с различной массой навески температура возрастает одинаково и достигает практически равных значений.

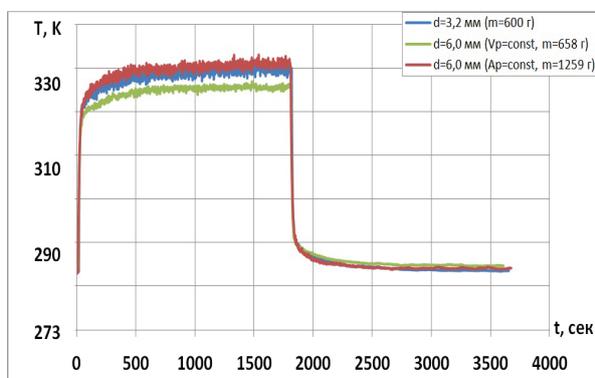
Расчет температуры воздуха на выходе из установки для каждого ряда экспериментов проведен с помощью модели кипящего слоя для различных граничных условий [6]:

$$T_{\text{газ, вых. модель}} = K_1 \cdot T_p + K_2 \cdot T_{\text{ст}} + K_3, \quad (1)$$

где  $T_p$  – температура частиц, К;  $T_{\text{ст}}$  – температура стенок реактора, К;



а



б

Рис. 2. Зависимость температуры шариков от времени нагрева: а) для различных значений мощности индуктивного излучения ( $P=2, 4$  и  $8$  кВт); б) для различных диаметров шариков при  $P=4$  кВт и  $\omega=4\omega_{\min}$

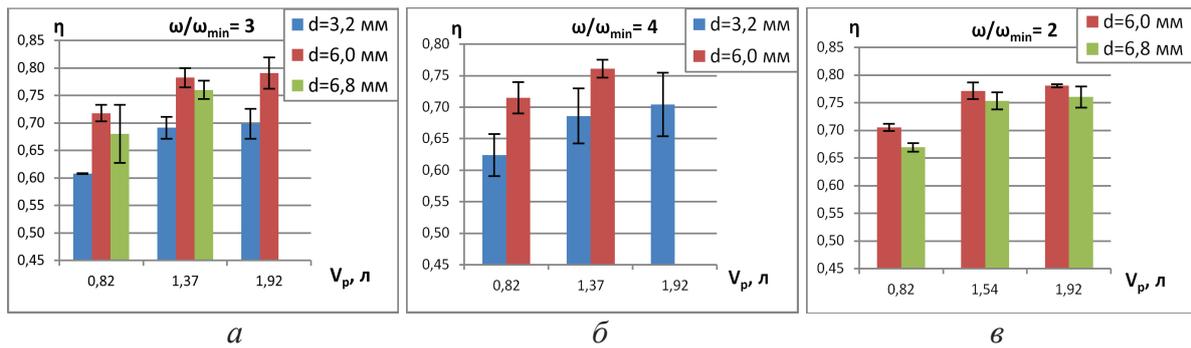


Рис. 3. Зависимость КПД от объема шариков при различных значениях числа псевдооживления,  $\omega/\omega_{\min}$ : а) 3; б) 4; в) 2

$$K_1 = \frac{NTU_p}{1 + NTU_p + NTU_{ct}}, \quad K_2 = \frac{NTU_{ct}}{1 + NTU_p + NTU_{ct}},$$

$$K_3 = \frac{T_{\text{газ, вых}}}{1 + NTU_p + NTU_{ct}},$$

где  $NTU$  (number of transfer units) – безразмерный параметр, определяемый как число единиц переноса теплоты;

$$NTU_p = \frac{\alpha_p A_p}{M_{\text{газ}} C_{p, \text{газ}}}; \quad NTU_{ct} = \frac{\alpha_{ct} A_{ct}}{M_{\text{газ}} C_{p, \text{газ}}},$$

где  $\alpha_p$  – коэффициент теплоотдачи (воздух–частица), Вт/м<sup>2</sup>·К;  $A_p$  – площадь поверхности частиц, м<sup>2</sup>;  $\alpha_{ct}$  – коэффициент теплоотдачи (частица–стенка), Вт/м<sup>2</sup>·К;  $A_{ct}$  – площадь поверхности стенок реактора, м<sup>2</sup>;  $M_{\text{газ}}$  – массовый расход газа, кг/с;  $C_{p, \text{газ}}$  – удельная массовая теплоёмкость газа, Дж/кг·К.

В соответствии с полученными значениями был посчитан КПД процесса индукционного нагрева кипящего слоя, учитывающий такие потери энергии, как нагрев шариков при соударении между собой, а также о стенку установки; передачу теплоты от нагретого воздуха в установке к ее стенкам; передачу теплоты от стенок установки в окружающую среду.

$$\eta = \frac{T_{\text{газ, вых}} - T_{\text{газ, вх}}}{T_{\text{газ, вых, модель}} - T_{\text{газ, вх}}} \times 100\%, \quad (2)$$

где  $T_{\text{газ, вых}}$  – измеренная температура газа на выходе из реактора, К;  $T_{\text{газ, вх}}$  – измеренная температура газа на входе в реактор, К.

По результатам проведенных исследований были построены зависимости среднего значения КПД от объема шариков при различных значениях числа псевдооживления  $\omega/\omega_{\min}$ . Измеренные величины скорости начала псевдооживления для шариков диаметрами 3,2, 6,0 и 6,8 мм равны соответственно 0,68, 1,12 и 1,35 м/с. Также было рассчитано отклонение значения КПД от средней величины (рис. 3, а–в).

Как видно из диаграмм, для диаметра 3,2 мм КПД значительно ниже и составляет 60...70 % при всех значениях общего объема шариков. Для диаметров 6,0 и 6,8 мм КПД достигает 78 %.

На точечной диаграмме (рис. 4) представлены зависимости КПД от общей массы шариков и от общей площади шариков для всех исследуемых диа-

метров, скоростей восходящего потока воздуха и мощностей.

Из диаграммы (а) наглядно видно, чем больше масса шариков, т. е. чем больше материала загружено в установку, тем выше КПД процесса. Диаграмма (б) показывает, что КПД достигает максимальных значений для диаметра 3,2 мм при площади поверхностей шариков между 3,0 и 4,0 м<sup>2</sup>, а для диаметров 6,0 и 6,8 мм между 1,0 и 2,0 м<sup>2</sup>.

На рис. 5, а приведена зависимость КПД от исследуемых диаметров шариков при различных значениях плотности энергии для всех исследуемых скоростей восходящего потока воздуха и мощностей, а также показано отклонение от среднего значения величины КПД. Плотность энергии ( $\rho_{\text{эн}}$ ) показывает распределение электромагнитного поля по общему объему частиц и вычисляется по формуле:  $\rho_{\text{эн}} = P/V_p$ , кВт/л, где  $P$  – мощность электромагнитного поля, кВт;  $V_p$  – общий объем частиц, л. Из диаграммы видно, что КПД больше для наименьшей плотности энергии и для шариков большего диаметра (6,0 и 6,8 мм).

Зависимость КПД от числа псевдооживления для всех исследуемых диаметров шариков при различных значениях плотности энергии, а также отклонение от среднего значения величины КПД представлены на рис. 5, б. Как видно из диаграммы, с уменьшением плотности энергии и понижением числа псевдооживления, КПД процесса увеличивается.

Из приведенных выше диаграмм можно сделать вывод, что при расчете модели кипящего слоя с индукционным нагревом КПД процесса сушки в кипящем слое с индукционным нагревом равен 74±5 %. Проведенные исследования и расчеты показывают, что электрическое сопротивление шариков большего диаметра выше, что обуславливает высокую плотность вихревых токов, наведённых приложенным электромагнитным полем. Это и объясняет большее количество теплоты, которая выделяется в процессе индукционного нагрева шариков большего диаметра.

Установлено, что при одинаковых условиях проведения эксперимента: при увеличении мощности индукционного нагрева температура газа в реакторе возрастает; при увеличении расхода воздуха температура газа в реакторе уменьшается;

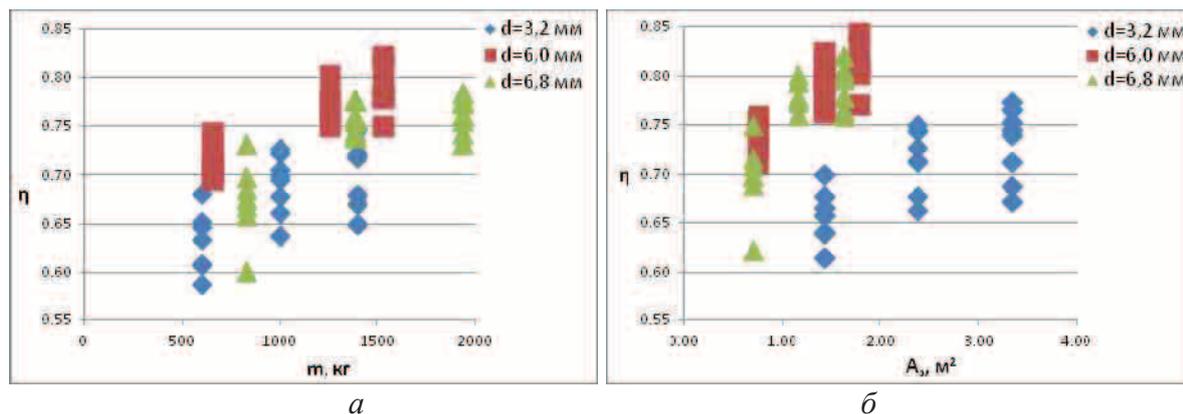


Рис. 4. Зависимость КПД от различных параметров шариков: а) от общей массы; б) от общей площади

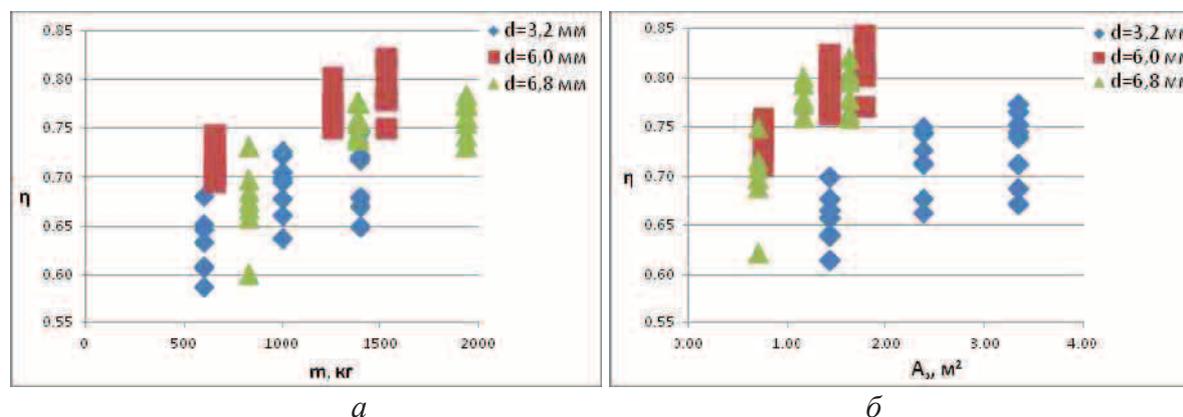


Рис. 5. Зависимость КПД от: а) диаметров шариков; б) числа псевдооживления

при увеличении массы материала температура газа в реакторе возрастает.

#### Выводы

Детальное изучение процесса индукционного нагрева материала в кипящем слое и установленные зависимости эффективности метода от различных условий процесса (скорости восходящего потока, времени нагрева, мощности электромагнитной индукции, массы навески) показали, что введение электромагнитной энергии в реактор кипя-

щего слоя позволяет значительно интенсифицировать теплообменные процессы при сушке материала. Достигнутый в данной работе КПД процесса составил приблизительно 75 %. Таким образом, исследования показали, что данный комбинированный способ является одним из эффективных методов сушки материалов.

*Исследование выполнено при поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации, соглашение 14.В37.21.1508.*

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Новый справочник химика и технолога. Процессы и аппараты химических технологий. Ч. 2 / под общ. ред. Г.М. Островского. – СПб.: Профессионал, 2006. – 916 с.
2. Kemp I.C. Energy analysis of dryers and its practical application // Proc. of the 17<sup>th</sup> Int. Drying Symposium. – Magdeburg, 2010. – P. 805–813.
3. Rudolph M., Schaefer H. Elektrothermische Verfahren. – Berlin: Springer-Verlag, 1989. – 247 S.
4. Осипов Ю.Р., Рожин С.П., Осипов С.Ю., Кутовой К.В. Разработка математической модели процесса теплообмена при

индукционной сушке клевого покрытия на непроницаемой ферромагнитной подложке // Вестник Череповецкого государственного университета. – 2009. – № 1. – С. 99–106.

5. Данилов Н.И., Щелоков Я.М. Основы энергосбережения / под ред. Н.И. Данилова. – Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ-УПИ, 2006. – 564 с.
6. Heinrich S. Modellierung des Waerme- und Stoffueberganges sowie der Partikelpopulationen bei der Wirbelschicht-Spruehgranulation. – Duesseldorf: VDI-Verlag, 2001. – 239 S.

Поступила 25.04.2013 г.

UDC 621.365.5

## EFFICIENCY OF APPLYING INDUCTIVE HEATING IN FLUIDIZED BED REACTOR

A.A. Khaydurova, N.S. Kamlenok

Irkutsk State Technical University

*The paper introduces the technique of contactless introduction of thermal energy into fluidized bed reactor by electromagnetic field. The authors have studied induction heating of inert conducting particles placing into reactor and being the additional thermal energy source. Heat exchange process in fluidized bed device was studied; the effect of control parameters on the process efficiency was analyzed; the dependences of drying intensification on the variable parameters were determined. The results of the work showed that the technique is characterized by high energy density and flash heat as well as the process high efficiency achieving the value more than 75 %. The technique is notable for availability and design simplicity; it can be applied in various branches of industry. The experiments proved the efficiency of applying induction heating in the proposed drying technique.*

### Key words:

Drying, inductive heating, fluidized bed, efficiency.

### REFERENCES

1. Ostrovskogo G.M. *Novyy spravochnik khimika i tekhnologa. Protsesty i apparaty khimicheskikh tekhnologiy* (New directory of the chemist and technologist. Processes and devices of chemical technologies. P. 2). Saint Petersburg, Professional, 2006. 916 p.
2. Kemp I.C. Energy analysis of dryers and its practical application. *Proc. of the 17<sup>th</sup> Int. Drying Symposium*. Magdeburg, 2010. pp. 805–813.
3. Rudolph M., Schaefer H. *Thermoelectrical method* (Elektrothermische Verfahren). Berlin, Springer-Verlag, 1989. 247 p.
4. Osipov Yu.R., Rozhin S.P., Osipov S.Yu., Kutovoy K.V. *Vestnik Cherepovetskogo gosudarstvennogo universiteta*, 2009. 1, pp. 99–106.
5. Danilov N.I., Shchelokov Ya.M. *Osnovy energosberezheniya* (Energy saving ground). Ekaterinburg: GOU VPO UGTU-UPI, 2006. 564 p.
6. Heinrich S. *Modeling of the heat and mass transfer as well as particle population in fluidized bed spray granulation* (Modellierung des Waerme- und Stoffueberganges sowie der Partikelpopulationen bei der Wirbelschicht-Spruehgranulation). Duesseldorf, VDI-Verlag, 2001. 239 p.

УДК 621.181:519.876

## ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРА КРУТКИ ГОРЕЛОЧНЫХ УСТРОЙСТВ НА ТЕРМОГАЗОДИНАМИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ В ТОПКЕ КОТЛА БКЗ-420-140

А.В. Гиль, А.С. Заворин, А.В. Старченко\*, С.В. Обухов\*\*

Томский политехнический университет

\*Томский государственный университет

\*\*Омский филиал ОАО «ТГК-11»

E-mail: AndGil@tpu.ru

*На основе численного исследования проведен анализ термогазодинамических процессов в топочной камере котла БКЗ-420-140 при различных параметрах крутки топливно-воздушной смеси и вторичного воздуха. В работе использован Эйлерово-Лагранжев способ описания аэротермохимических процессов в газодисперсных средах, турбулентные характеристики газа рассчитываются с использованием двухпараметрической «k-ε» модели турбулентности с учетом влияния движущихся частиц. Приведены графические результаты в различных сечениях распространения факелов по ширине топочной камеры, показывающие формирование структуры факела с учетом наличия дисперсной фазы, ее воспламенения и выгорания. Выполнен анализ влияния параметра крутки на образование рециркуляционных внутренних и внешних зон и их термическое воздействие на границы раскручивающегося факела. Получены эффективные значения параметра крутки для сжигания высокзолых экибастузских углей.*

### Ключевые слова:

Топочная камера, горелочное устройство, параметр крутки, газодинамика, температура, горение угля.

В отечественной энергетике крупные котельные агрегаты используют в основном факельное (камерное) сжигание полифракционного пылеугольного топлива с применением различных видов горелочных устройств и их компоновок. Выбор горелок и схемы сжигания, а вместе с ними и типа топочной камеры, определяется теплотехнически-

ми характеристиками проектного топлива из условия его рационального использования.

Специфика теплотехнических свойств угля Экибастузского бассейна состоит в сочетании взрывобезопасности, малой сернистости, хорошей сыпучести и низкой влажности с высокой зольностью, которая составляет в среднем

$A_r=32,5...41,9\%$ . Отмечалось, что с применением на угольных разрезах Экибастузского месторождения сверхмощных роторных экскаваторов предельная зольность выросла до 53 % [1]. Наряду с этим в разрабатываемых пластах, вместе с обычными углями, встречаются так называемые «перемятые» угли [2], в которых вследствие разнообразных геологических процессов, происходящих в период углеобразования, аллювиальные отложения равномерно перемешаны с органической массой, что не позволяет отделить минеральную часть даже при тонком размоле.

Изменение состава топлива в таком широком диапазоне негативно отражается на стабильности зажигания топливных частиц, что в совокупности с умеренным выходом летучих ( $V^{daf}=25\%$ ) обусловило для его эффективного сжигания применение вихревых горелочных устройств со встречной компоновкой. Большое содержание в золе оксида кремния ( $SiO_2=59...64\%$ ) предопределило ее высокую абразивность, что отразилось на Т-образной компоновке котлов с целью снижения скорости газового потока на выходе из топочной камеры в конвективные газоходы с плотными шагами поверхностей нагрева.

С учетом специфики экибастузских углей для их использования в энергетике отечественным котлостроением создан уникальный типоряд барабанных и прямоточных котельных агрегатов: БКЗ-320-140 и БКЗ-420-140, ПК-39 и ПК-57.

На стадии их внедрения в энергетику были проведены обширные исследования по рациональному сжиганию угля [1, 3, 4 и др.]. В большинстве этих работ основное внимание уделено влиянию тонины помола топлива, избытка и температуры первичного и вторичного воздуха на топочные процессы. Наименее исследованным остается влияние начальных аэродинамических параметров, что объясняется наличием особых трудностей при проведении подобных натурных исследований [5], которые непосредственно отражаются на адекватности получаемых данных. Современное проектирование мощных энергетических котлов, которое не

представляется без учета всей полноты газодинамических процессов, актуализирует применение для этого численного моделирования, имеющего в настоящее время высокую степень достоверности [6–8] и лишнего ряда недостатков натурального эксперимента.

Численное исследование проводилось для однобарабанного водотрубного котла БКЗ-420-140 производства Барнаульского котельного завода [9].

Компоновка котлоагрегата выполнена по Т-образной схеме (рис. 1), где топочная камера представляет собой первый восходящий газоход, в опускных газоходах слева и справа от топочной камеры расположены конвективные поверхности пароперегревателя и экономайзер II ступени, а в вынесенной конвективной шахте расположены I ступень экономайзера и I, II ступени воздухоподогревателя.

Топочная камера открытого типа, с твердым шлакоудалением, полностью экранирована трубами  $60\times 5,5$  мм с шагом 64 мм. Боковые экраны в нижней части образуют скаты «холодной воронки». Потолок топки экранирован трубами радиационного пароперегревателя. Объем топочной камеры, составляющий  $1957\text{ м}^3$ , конструктивно разделен на две части: верхняя в горизонтальном сечении по осям труб противоположных экранов имеет размеры  $15744\times 3776$  мм, а нижняя –  $15744\times 9024$  мм.

Вихревые (лопаточно-лопаточные) горелки расположены на отметке 10800 мм встречно в один ярус по 6 штук на боковых стенах топки, с чередованием левой и правой крутки потока, что обеспечивает дополнительное перемешивание соседних струй каждой пары горелок. Для растопки котла предусмотрены мазутные форсунки парового распыливания, встроенные в пылеугольные горелки. Диаметр горелок по внешнему каналу подачи вторичного воздуха 1032 мм, а по внутреннему каналу подачи аэросмеси 530 мм. Диаметр мазутной форсунки 218 мм. Расчетные скорости на выходе из горелок: первичного воздуха 20 м/с, вторичного 25,4 м/с.

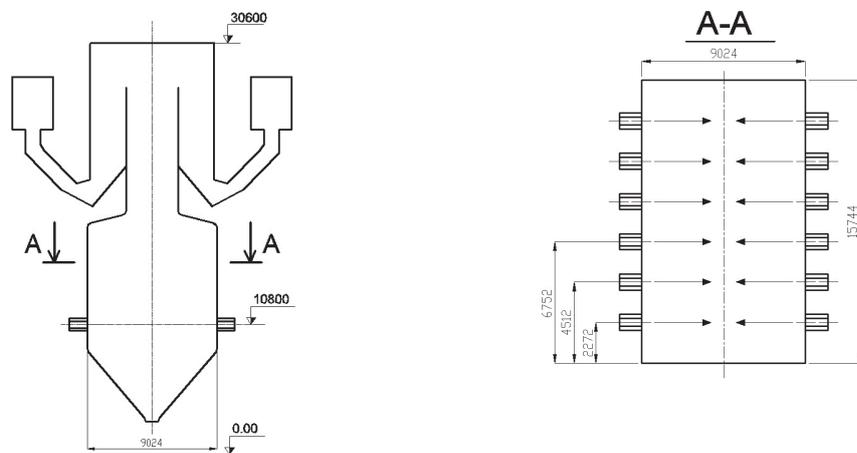


Рис. 1. Компоновочная схема котла БКЗ-420-140

Топливо-воздушная смесь, попадая в топочное пространство, прогревается как за счет конвекционного теплообмена с потоками внутренней и внешней рециркуляции высокотемпературных топочных газов, так и за счет лучистого теплообмена из топочного пространства и из ядра внутренней зоны рециркуляции. Внутренний эжекционный поток, зарождаясь в глубине горящего факела, приносит высокотемпературные топочные газы к устью горелки и по существу является основным источником подогрева и воспламенения топливо-воздушной смеси. При прогреве первичного воздуха происходит с некоторым запаздыванием прогрев топливных частиц и выделение из них летучих веществ. Однако на начальном этапе количество выделившихся летучих и температура среды еще не достаточны для их воспламенения. По мере дальнейшего прогрева частиц и окружающей среды наступают условия, при которых концентрация выделившихся летучих и температура среды оказываются достаточными для их воспламенения. В результате сгорания летучих в условиях конвективного подвода тепла с потоками рециркуляции и лучистой теплоотдачи от окружающего факела температура топливо-воздушной смеси существенно повышается, что приводит к быстрому выходу и сгоранию оставшейся части летучих. В дальнейшем температура частицы должна достигнуть такого уровня, чтобы началось интенсивное горение коксового остатка. При этом очевидно, что роль летучих в процессе зажигания тем меньше, чем меньше их содержится в топливе и чем меньше значение их теплоты сгорания. Поэтому возрастает роль начальных аэродинамических параметров, формирующих факел горелочного устройства.

Таким образом, главной особенностью вихревого сильнозакрученного пылеугольного факела является то, что зажигание аэросмеси в нем происходит в основном благодаря наличию в приосевой области сильноразвитой зоны обратного течения. Поэтому основной характеристикой вихревых горелок является параметр крутки, оказывающий крупномасштабное влияние на поле течения, размеры, форму и устойчивость пламени, а также на интенсивность горения [10].

В качестве исследуемых значений параметров крутки (соответственно для первичного и вторичного воздуха –  $n_1$ ,  $n_2$ ) приняты следующие три варианта:  $n_1=0,929$ ,  $n_2=2,22$ ;  $n_1=1,15$ ,  $n_2=3,046$ ;  $n_1=1,642$ ,  $n_2=3,4$ . Анализ влияния параметра крутки на топочные процессы проведен с использованием пакета прикладных программ FIRE 3D [8, 11]. В данном программном продукте теплообмен и горение в газовой фазе представляются на основе Эйлерова способа описания, т. е. используются стационарные пространственные уравнения баланса массы, импульса, концентраций газовых компонентов и энергии для газовой смеси. Для описания движения и тепломассообмена одиночных частиц топлива и золы вдоль их траекторий с

учетом обратного влияния дисперсной фазы на несущую среду применяется Лагранжев подход. Турбулентные характеристики газа рассчитываются с использованием двухпараметрической « $k-\varepsilon$ » модели турбулентности, также учитывающей влияние движущихся частиц. Радиационный теплообмен в двухфазном потоке представляется в рамках P1 приближения метода сферических гармоник.

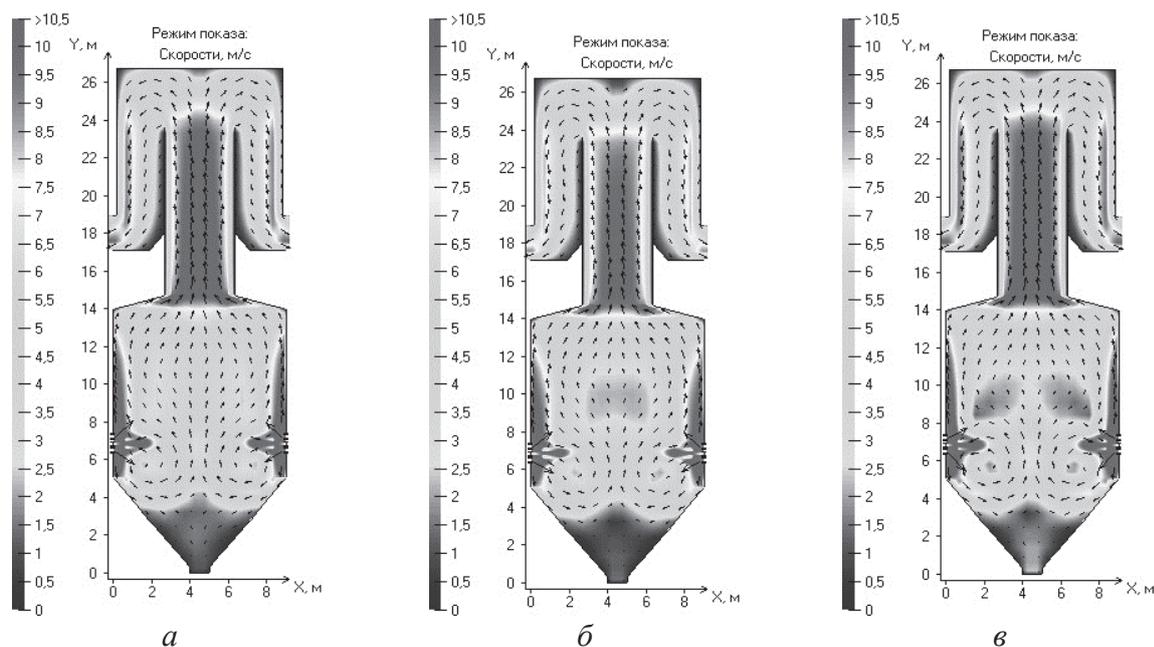
Задание граничных условий определяется типом границы. Для входных границ используются известные однородные распределения для всех характеристик. На выходных границах ставятся мягкие граничные условия, причем положение выходных границ в этом случае должно быть достаточно удалено от зон возможной рециркуляции потока. Если течение является симметричным относительно некоторой плоскости, то эта плоскость симметрии выбирается в качестве границы, и на ней задаются условия симметрии (равенство потоков через эту границу и производных по нормали к ней). В качестве граничных условий на стенках топочного объема используются условия прилипания для скорости, граничные условия первого рода для температуры газа, равенство нулю производной по нормали концентраций компонент газа.

При численном расчете топочных процессов размер сетки во всех исследованных вариантах составлял 162504 ячейки, число пробных частиц на этапе Лагранжевого моделирования, зависящее от фракционного состава топлива, учета влияния турбулентных пульсаций и количества ячеек в сечении амбразуры горелки, – 1560 на одну горелку. Критерии сходимости вычисления процесса по окончании 650 расчетных итераций имели следующие значения: расхождение скорости – не более 0,018 %, норма невязки уравнений движения не превышает 0,05 %, дисбаланс теплообмена не превышает 2,3 %, дисбаланс по общей массе – не более 0,22 %.

На рис. 2 представлены векторные поля газодинамических потоков, распространяющихся в топочном объеме с учетом наличия дисперсной фазы при исследуемых вариантах параметров крутки.

Во всех исследованных вариантах аэродинамическая макроструктура и скоростной режим потоков имеют аналогичный характер. На выходе из горелочных устройств соосные потоки топлива и воздуха распространяются вглубь топочного пространства, потоки перемешиваются между собой и с продуктами горения, движущимися к устью горелки в ее приосевой области.

Истекающие горелочные струи вовлекают в свое движение газ из окружающей среды, в результате чего расход в них увеличивается. При распространении по топочному объему горелочные струи соударяются, и в месте соударения в результате торможения динамический напор трансформируется в статическое давление. Под действием образовавшегося перепада давления общий поток растекается вверх и вниз с образованием ниже оси горелочных устройств мощных вихрей, размеры



**Рис. 2.** Аэродинамическая структура потока в топке в вертикальном сечении по оси горелок при различных параметрах крутки: а)  $n_1=0,929$ ,  $n_2=2,22$ ; б)  $n_1=1,15$ ,  $n_2=3,046$ ; в)  $n_1=1,642$ ,  $n_2=3,4$

которых возрастают с увеличением значения параметра крутки.

На небольшом удалении от устья горелок (рис. 3, а) отчетливо прослеживается структура сильно закрученных соосных струй при истечении из горелочных устройств. В центральных и периферийных областях струй наблюдаются рециркуляционные зоны продуктов сгорания, при этом зоны в приосевом пространстве увеличиваются при удалении от устья горелок (рис. 3, б, в). При этом с увеличением параметра крутки возрастают значения скоростей в зонах эжекции, но снижается плотность скоростного потока в направлении распространения горелочных струй. Из рис. 3 видно, что во всех вариантах потоки, истекающие из горелок, на удалении 1000 мм от устья являются сильнозакрученными и имеют аэродинамические условия, достаточные для устойчивого внутреннего зажигания пылеугольного факела.

Для графического представления других топочных параметров использованы информационные срезы для горизонтального сечения на расстоянии 650 мм от устья горелок, хотя анализ соответствующих процессов выполнен по всему объему полученных результатов.

Согласно распределению температуры, концентрации летучих,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{O}_2$  (рис. 4) вихревой факел можно условно разделить на два участка: внутренний (внутри зоны раскрытия струи) и наружный с границей по кольцевой области, в которой имеют место минимальные значения температуры и концентрации  $\text{CO}_2$ , максимум концентрации летучих и  $\text{O}_2$ . Поскольку в центральной части внутренней зоны концентрация  $\text{CO}_2$  составляет 10...13 %, то можно считать, что массы топочных газов вну-

тренней и внешней рециркуляции активно вовлекаются в структуру факела, интенсифицируя конвективный теплообмен.

В соответствии с эффективностью зажигания и выгорания топлива в непосредственной близости от границ зон рециркуляции частицы находятся в наиболее благоприятных условиях. В более худших условиях оказываются частицы, распространяющиеся в слое с максимальной скоростью и концентрацией частиц, в который не проникают высокотемпературные эжекционные потоки. Но поскольку в данной области движется основная масса угольных частиц, прогревом именно этих слоев определяется скорость распространения пламени по всему поперечному сечению топливно-воздушной смеси. Поэтому необходимо обеспечение температурного уровня, достаточного для выделения и воспламенения летучих на внешней границе зоны рециркуляции. По всем вариантным исследованиям при параметрах крутки  $n_1=0,929$ ,  $n_2=2,22$  температура газов (рис. 4, б) не обеспечивает быстрый прогрев и воспламенение, что отражается на более высокой концентрации летучих и кислорода (рис. 4, а, г). Прогрев и воспламенение факела в данном случае происходит за счет внешней рециркуляции (рис. 3 и 4, б).

При увеличении крутки до  $n_1=1,15$ ,  $n_2=3,046$  и  $n_1=1,642$ ,  $n_2=3,4$  зона внутренней рециркуляции достаточна для воспламенения и проникновения пламени в поперечных сечениях струи происходит как с внутренней, так и с внешней зоны рециркуляции.

На рис. 5 представлено изменение температуры и концентрации кислорода по высоте топочной камеры при исследуемых параметрах крутки. Со-

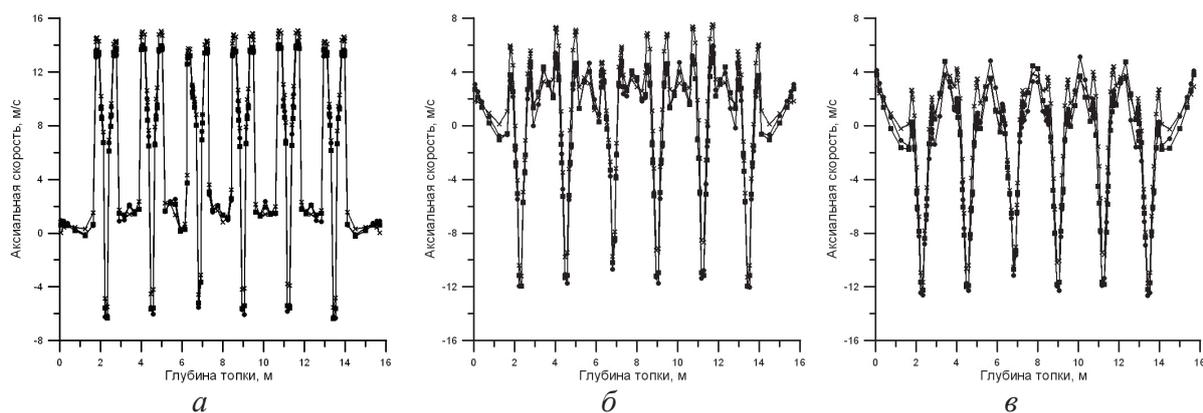


Рис. 3. Распределение аксиальной скорости в горизонтальном сечении топки по оси горелочных устройств на расстоянии от боковой стены (мм): а) 250; б) 650; в) 1000:  $\times$  –  $n_1=0,929$ ,  $n_2=2,22$ ;  $\blacksquare$  –  $n_1=1,15$ ,  $n_2=3,046$ ;  $\bullet$  –  $n_1=1,642$ ,  $n_2=3,4$

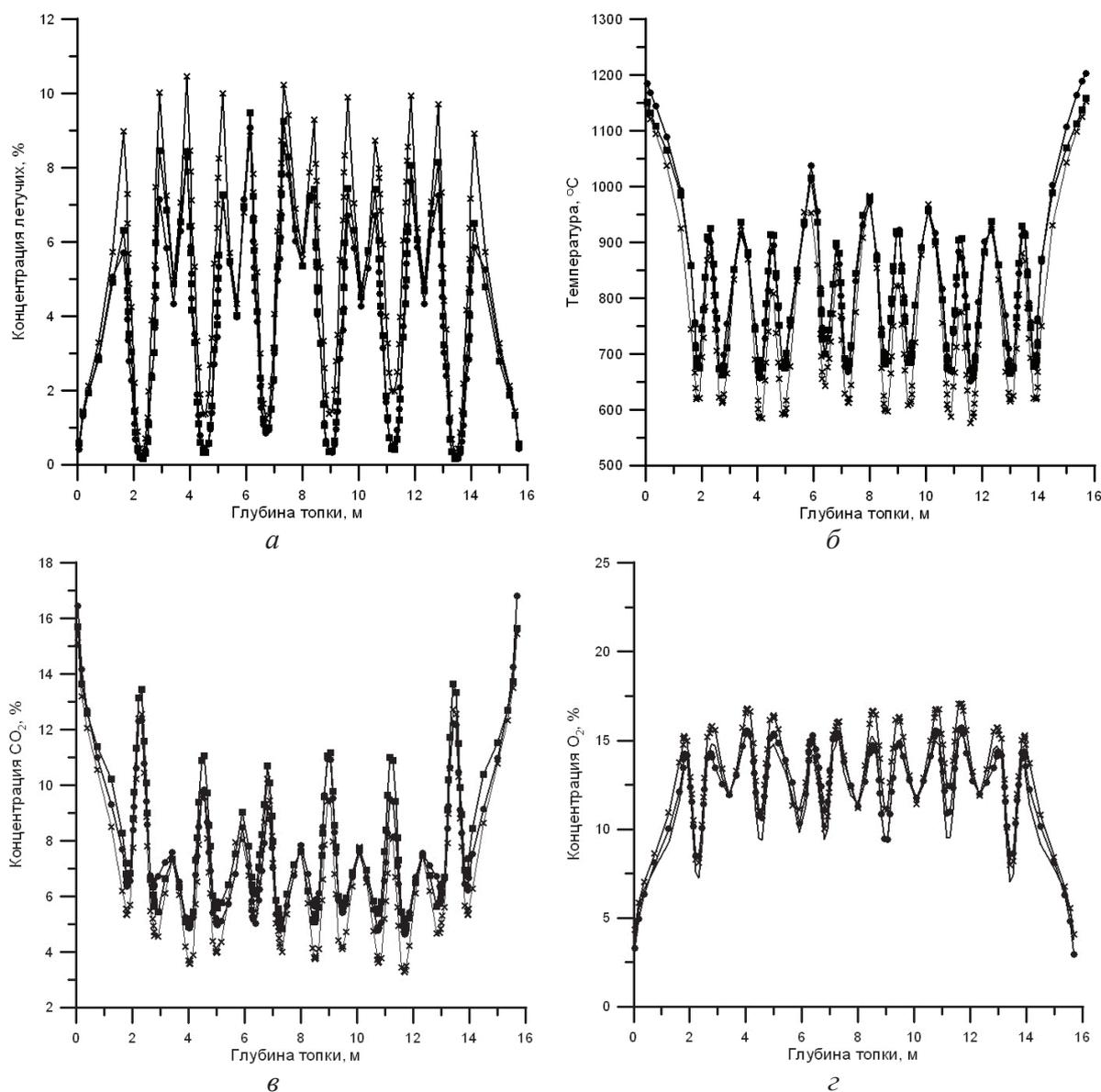


Рис. 4. Распределение параметров топочной среды в горизонтальном сечении по оси горелочных устройств: а) концентрация летучих; б) температура; в) концентрация  $CO_2$ ; г) концентрация  $O_2$ ;  $\times$  –  $n_1=0,929$ ,  $n_2=2,22$ ;  $\blacksquare$  –  $n_1=1,15$ ,  $n_2=3,046$ ;  $\bullet$  –  $n_1=1,642$ ,  $n_2=3,4$

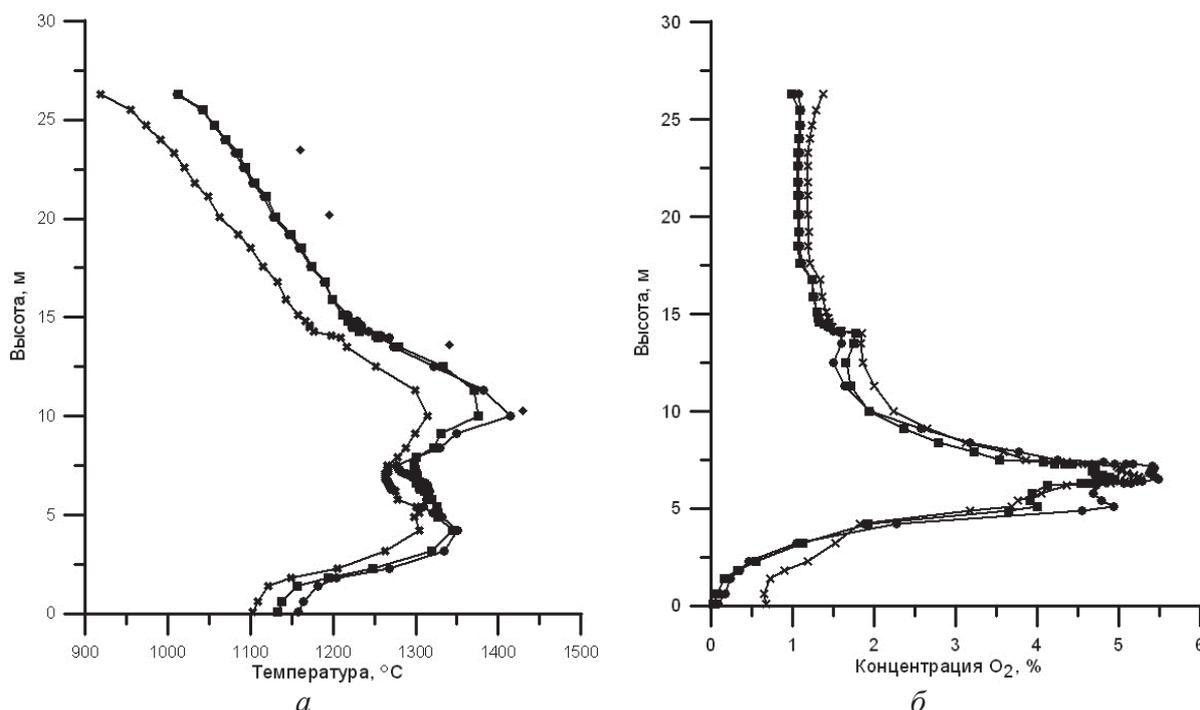


Рис. 5. Изменение максимальных значений температуры (а) и среднеинтегральной концентрации  $O_2$  (б) по высоте топки:  $\times$  –  $n_1=0,929$ ,  $n_2=2,22$ ;  $\blacksquare$  –  $n_1=1,15$ ,  $n_2=3,046$ ;  $\bullet$  –  $n_1=1,642$ ,  $n_2=3,4$ ;  $\blacklozenge$  – экспериментальные значения

гласно этим результатам при параметрах крутки  $n_1=0,929$ ,  $n_2=2,22$  процесс воспламенения и выгорания топливно-воздушной смеси проходит неполно, что отразится на увеличении потерь с механическим и химическим недожогом топлива. Остальные исследованные варианты отличаются между собой незначительно и только до высоты 12 м.

Результаты численного эксперимента имеют хорошее согласование с экспериментальными данными, что свидетельствует об их адекватности (рис. 5, а). Имеющиеся расхождения в результатах натурного и численного исследования можно отнести к недостаточной дискретизации исследуемого объекта [12], однако повышение дискретизации приводит к существенному увеличению расчетного времени.

На основании проведенного исследования установлено, что при крутке горелочной струи с параметрами  $n_1=0,929$ ,  $n_2=2,22$  воспламенение топлив-

но-воздушной смеси зависит от внешней рециркуляционной зоны. С увеличением параметров крутки усиливается влияние приосевой зоны обратного тока, что способствует воспламенению топливно-воздушной смеси на более ранних стадиях и более полному выгоранию топлива.

В итоге можно заключить, что для обеспечения эффективного воспламенения и выгорания экибастузских улей целесообразно использовать вихревые горелочные устройства с параметрами крутки лопаточных аппаратов: 1,15 по первичному воздуху и 3,1 по вторичному воздуху.

Исследование выполнено при поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации, соглашение 14.В37.21.1496 «Разработка технологии практической оценки эффективного использования непроектных органических топлив в пылеугольных камерах сгорания энергогенерирующих установок на основе численного решения и анализа физико-химических процессов горения».

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Резняков А.Б., Бухман С.В., Вдовенко М.И., Курмангалиев М.Р., Палагник И.Б. Свойства экибастузских углей, их сжигание и поведение минеральной части в котельных агрегатах // Теплоэнергетика. – 1974. – № 1. – С. 5–7.
2. Резняков А.Б. Горение пылеугольного факела. – Алма-Ата: АНКазССР, 1958. – 198 с.
3. Ослопов О.И., Карасина Э.С. Исследование теплообмена в топке котла БКЗ-320 при сжигании экибастузского угля // Теплоэнергетика. – 1973. – № 4. – С. 72–75.
4. Гончаров А.И., Маршак Ю.Л., Карасина Э.С., Ефименко Л.Н. Исследование теплообмена в топке котла БКЗ-420 с двухпо-

точными вихревыми горелками при сжигании экибастузского угля // Теплоэнергетика. – 1974. – № 8. – С. 77–80.

5. Гиль А.В., Старченко А.В., Заворин А.С. Применение численного моделирования топочных процессов для практики перевода котлов на непроектное топливо. – Томск: СТУ, 2011. – 184 с.
6. Grace J.R., Cui H., Elnashaie S.S. Non-uniform distribution of two-phase flows through parallel identical paths // Can. J. Chem. Eng. – 2007. – V. 85. – P. 662–668.
7. Wang J., Ge W., Li J. Eulerian simulation of heterogeneous gas-solid flows in CFB risers: EMMS-based sub-grid scale model with a revised cluster description // Chem. Eng. Sci. – 2008. – V. 63. – P. 1553–1571.

8. Гиль А.В., Старченко А.С. Математическое моделирование физико-химических процессов сжигания углей в камерных топках котельных агрегатов на основе пакета прикладных программ FIRE 3D // Теплофизика и аэромеханика. – 2012. – Т. 19. – № 5. – С. 655–671.
9. Котельные агрегаты большой мощности: каталог-справочник 18–6–74 / Научно-исследовательский институт экономики, организации производства и технико-экономической информации в энергетическом машиностроении (НИИЭИНФОРМЭНЕРГОМАШ). – М.: Ниинформтяжмаш, 1975. – 116 с.
10. Гупта А.К., Лилли Д., Сайред Н. Закрученные потоки / пер. с англ.; под ред. С.Ю. Крашенинникова. – М.: Мир, 1987. – 588 с.
11. Старченко А.В., Заворин А.С., Красильников С.В. Применение пакета FIRE 3D к анализу процессов шлакования в пылеугольных топках // Известия Томского политехнического университета. – 2002. – Т. 305. – № 2. – С. 152–157.
12. Гиль А.В. Влияние дискретизации расчетной области топочной камеры на результаты численных исследований // Теплофизические основы энергетических технологий. – Томск: Изд-во ТПУ, 2012. – С. 179–182.

Поступила 01.09.2013 г.

UDC 621.181:519.876

## NUMERICAL INVESTIGATION OF A BURNER TWIST PARAMETER EFFECT ON THERMOGAS DYNAMIC PROCESSES IN BOILERS BKZ-420-140

A.V. Gil, A.S. Zavorin, A.V. Starchenko\*, S.V. Obukhov\*\*

Tomsk Polytechnic University  
\*Tomsk State University  
\*\*Omsk branch of «TGC-11»

*Based on numerical study the authors have analyzed thermogas dynamic processes in BKZ-420-140 combustion chamber at different twist parameters of fuel-air mixture and secondary air. The authors used the Euler–Lagrange aerothermochemistry way to describe processes in gas-dispersed environments; gas turbulent characteristics are calculated using a two-parameter «k-ε» turbulence model considering moving particles effect. The paper introduces graphic results in different sections of flames spread across the combustion chamber width showing flame formation structure with dispersed phase, its ignition and combustion. The authors analyzed twist parameter effect on formation of internal and external recirculation zones and their thermal action on twisting torch boundaries. The effective values of the twist parameter for burning high-ash Ekibastuz coals were obtained.*

### Key words:

*Combustion chamber, burner device, twist parameter, gas dynamics, temperature, combustion of coal.*

### REFERENCES

1. Reznaykov A.B., Bukhman S.V., Vdovenko M.I., Kurmangaliev M.R., Palatnik I.B. *Teploenergetika*, 1974. 1, pp. 5–7.
2. Reznaykov A.B. *Gorenie pyleugol'nogo fakela* (Coal-dust flame combustion). Alma-Ata, ANKazSSR, 1958. 198 p.
3. Oslopov O.I., Karasina E.S. *Teploenergetika*, 1973. 4, pp. 72–75.
4. Goncharov A.I., Marshak Yu.L., Karasina E.S., Efimenko L.N. *Teploenergetika*, 1974. 8, pp. 77–80.
5. Gil A.V., Starchenko A.V., Zavorin A.S. *Primenenie chislennogo modelirovaniya topchnykh protsessov dlya praktiki perevoda kotlov na neproektnoe toplivo* (Application of numerical simulation burning process for boiler conversion to). Tomsk, STT, 2011. 184 p.
6. Grace J.R., Cui H., Elnashaie S.S. Non-uniform distribution of two-phase flows through parallel identical paths. *Can. J. Chem. Eng.*, 2007. 85, pp. 662–668.
7. Wang J., Ge W., Li J. Eulerian simulation of heterogeneous gas–solid flows in CFB risers: EMMS-based sub-grid scale model with a revised cluster description. *Chem. Eng. Sci.*, 2008. 63, pp. 1553–1571.
8. Gil' A.V., Starchenko A.S. *Teplofizika i aeromekhanika*, 2012. 19, 5, pp. 655–671.
9. *Kotelnye agregaty bolshoy moshchnosti: katalog-spravochnik 18–6–74* (High capacity boiler units: catalogue 18–6–74). Moscow, Niinformtyazhmash, 1975. 116 p.
10. Gupta A.K., Lilli D., Sayred N. *Zakruchennyye potoki* (Swirl flows). Moscow, Mir, 1987. 588 p.
11. Starchenko A.V., Zavorin A.S., Krasilnikov S.V. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2002. 305, 2, pp. 152–157.
12. Gil A.V. *Teplofizicheskie osnovy energeticheskikh tekhnologiy*. Tomsk, TPU, 2012. pp. 179–182.

**АЭРОДИНАМИЧЕСКИЕ ИСПЫТАНИЯ ГОРЕЛОЧНОГО УСТРОЙСТВА**

С.В. Долгов, А.С. Заворин\*, А.Ю. Долгих\*, Р.Н. Фисенко\*

МУП «Теплоснабжение», г. Нижневартковск

\*Томский политехнический университет

E-mail: sergeydolgov555@rambler.ru

Приведена конструктивная схема рассматриваемого горелочного устройства. Проведены аэродинамические испытания данного горелочного устройства с углеродистой структурой зернистого заполнения активной зоны горения с целью оценки возможности его применения при использовании в качестве энергоносителей жидких и газообразных топлив. Приведена методика выполненных измерений и описание экспериментального стенда. В графиках и таблице изложены результаты оценки аэродинамических сопротивлений по тракту насыпного слоя горелки, лежащих в разных диапазонах скоростей подаваемого воздуха, при различном количестве открытых перфораций цилиндра. На основании полученных экспериментальных данных сделаны выводы об обеспеченности рабочей зоны активного окисления горелочного устройства необходимыми расходами воздуха. Таким образом, подтверждена возможность проведения дальнейших исследований разработанного прототипа горелочного устройства на стенде тепловых испытаний.

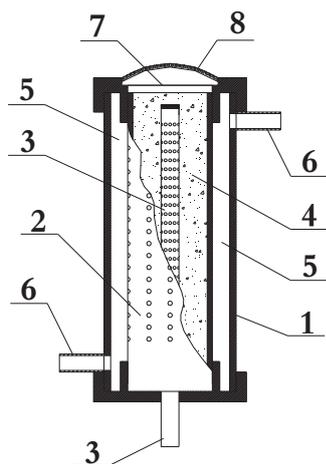
**Ключевые слова:***Горелочное устройство, аэродинамические испытания, криптол, пористая структура, топливовоздушная смесь.*

По мере истощения энергетических ресурсов обостряется вопрос масштабного использования низкосортного сырья в качестве энергоносителя. Это стимулирует разработку проблем эффективной утилизации таких некондиционных топлив, как попутный газ, синтез- и биогазы, конденсаты, отходы мазутных хозяйств, машинных масел и др., при обеспечении надежной эксплуатации топливосжигающего оборудования. Практика показывает, что, прежде всего, предстоит преодолеть затруднения, связанные с качеством углеводородного сырья, на которое, в свою очередь, в значительной мере влияет технологический уровень систем подготовки к сжиганию. Например, наличие минеральных примесей в виде мелкодисперсных частиц (песок, ржавчина из трубопроводов и резервуаров, солевые отложения), наличие парафина являются причиной абразивного износа конструктивных элементов горелочных устройств, отложений в топливоподающих каналах, системах распыления и истечения с частичным или полным перекрытием их сечения. Такие явления, как отсутствие однородности топливной смеси при фракционном расслоении ее структуры в результате длительного хранения, попадание газолина при сбоях в системах дренирования конденсата из газопроводов, ведут к нестабильному, пульсирующему горению вплоть до погасания факела и высокой вероятности взрывов горючей смеси в камерах сгорания. Последствиями вышеперечисленных ситуаций становятся уменьшение межремонтного цикла и сокращение ресурса горелочного устройства, неполнота сгорания топлива и образование токсичных соединений в продуктах горения, внеплановые остановы для восстановительного ремонта основного оборудования и соответственно этому увеличение капитальных затрат.

Возможности для решения технических и экологических аспектов проблемы сжигания низкосортных углеводородных топлив, прежде всего в ма-

лой энергетике, открывает использование горелочных устройств беспламенного горения с инфракрасными излучателями [1, 2]. В предложенных вариантах их исполнения [3, 4] подготовка топливовоздушной смеси и последующее ее сжигание происходит внутри пористого материала (криптола), из которого сформирована рабочая зона горения. Такой принцип исключает возможность развития критического объема для взрыва и способствует предотвращению проскока пламени [5], тем самым обеспечивая эффективность и безопасность при сжигании как низкокалорийных, так и высококалорийных жидких и газообразных топлив. Особенностью процесса горения в жаростойкой засыпке является увеличение скорости реакции окисления, за счет чего в условиях теплопередачи излучающих частиц засыпки обеспечивается предварительный прогрев топлива. Уменьшение размера реакционных зон (пор, образованных частицами засыпки) способствует увеличению этого эффекта [6].

Результаты испытаний первичного варианта горелочного устройства [3] были использованы для конструктивных изменений, направленных на повышение надежности и эксплуатационного ресурса. Усовершенствованная конструкция горелочного устройства (рис. 1) состоит из корпуса – 1, внутри которого размещен перфорированный цилиндр – 2, ограничивающий рабочую зону горения, внутри которого установлен топливный инжектор – 3. Перфорированный цилиндр – 2 заполнен засыпкой – 4 в виде пористого неметаллического материала (криптол). Топливный инжектор – 3 представляет собой трубку из нержавеющей стали с перфорациями для распыления топлива. Пространство между корпусом – 1 и перфорированным цилиндром – 2 представляет собой воздушный коллектор – 5, к которому подведены штуцеры – 6. Вверху корпуса – 1 выполнено выходное окно – 7 для отвода дымовых газов, над которым закреплен сетчатый насадок-излучатель – 8.

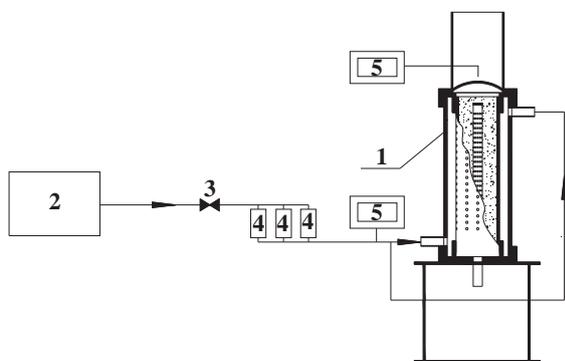


**Рис. 1.** Конструктивная схема горелочного устройства: 1 – корпус; 2 – перфорированный цилиндр; 3 – топливный инжектор; 4 – пористая засыпка (рабочая зона); 5 – воздушный коллектор; 6 – штуцеры воздухоподачи; 7 – выходное окно; 8 – сетчатый насадок-излучатель

В данной конструкции в качестве вторичного излучателя выступает перфорированный цилиндр, имеющий высокую жаростойкость и малую чувствительность к неравномерностям распределения тепловых потоков в рабочей зоне горения в процессе активного окисления топливовоздушной смеси.

Воздушный коллектор – 5 выполняет функцию камеры для предварительного подогрева первичного воздуха, идущего на горение. Обеспечить этот процесс предполагается за счет теплообмена между внешней поверхностью перфорированного цилиндра и подводимым воздухом, что улучшает подготовку топливовоздушной смеси и повышает полноту сгорания топлива даже при сжигании некондиционных топлив.

Работоспособность описанного выше горелочного устройства зависит от аэродинамической устойчивости в создании необходимого диапазона значений коэффициента избытка воздуха, при котором обеспечивается требуемая полнота сгорания топлива. Для ответа на этот вопрос проведены «холодные» аэродинамические испытания горелочного устройства на специальном стенде, устройство которого показано на рис. 2, 3.



**Рис. 2.** Схема стенда аэродинамических испытаний: 1 – горелочное устройство; 2 – компрессор; 3 – регулировочный вентиль; 4 – ротаметры (тип 5); 5 – тягонапорометры (тип ТДЖ)



**Рис. 3.** Внешний вид испытательного стенда

**Таблица.** Результаты аэродинамических испытаний при разном размере фракций засыпки рабочей зоны

Доля открытых перфораций цилиндра, %	Расход воздуха через горелку, м <sup>3</sup> /с, ×10 <sup>6</sup>	Аэродинамическое сопротивление горелки, Па	
		Фракция, мм	
		3...5	5...7,5
100	425	1	1
	850	8	2
	1061	30	10
	1272	40	20
	1486	50	30
77,8	425	1	3
	850	10	6
	1061	40	11
	1272	60	27
	1486	70	38
55,6	425	30	10
	850	50	20
	1061	80	31
	1272	100	42
	1486	120	56
33,3	425	40	12
	850	60	25
	1061	80	34
	1272	110	46
	1486	130	56
11,1	425	40	13
	850	60	26
	1061	90	38
	1272	120	51
	1486	150	63

Методика измерений, согласно рис. 2, заключается в определении разности полных давлений воздушной среды, фиксируемых тягонапорометрами на входе и выходе воздушного тракта горелочного устройства. Для этого через линию воздухоподачи, соединенную с горелочным устройством – 1, подается воздух посредством его нагнетания компрессором – 2. Расход и напор подаваемого воздуха изменяются с помощью регулировочного вентиля – 3,

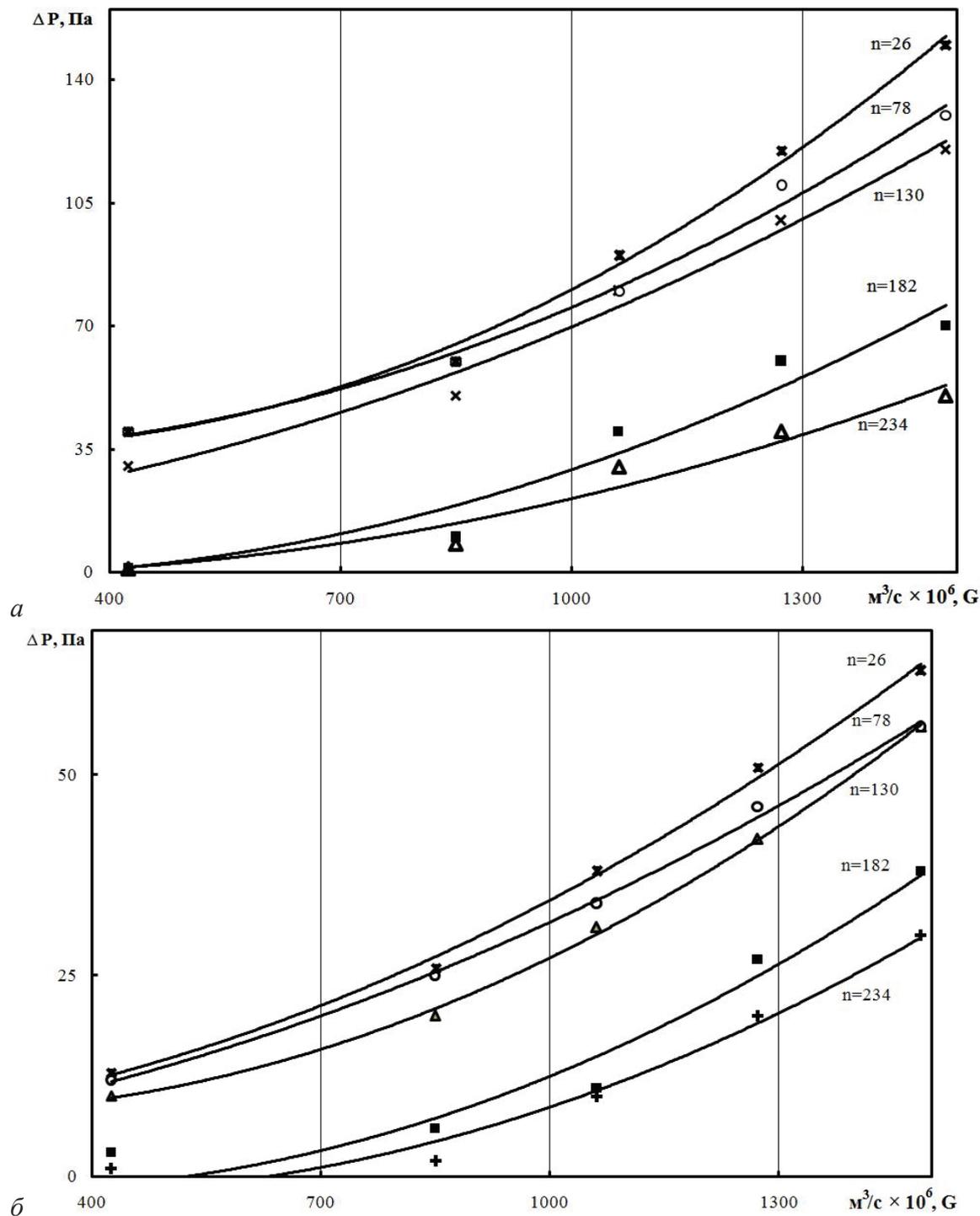


Рис. 4. График зависимости аэродинамического сопротивления горелочного устройства от расхода воздуха: а) фракция засыпки 3...5 мм; б) фракция засыпки 5...7,5 мм;  $n$  – количество открытых перфораций цилиндра

соответственно контролируются с помощью трех параллельно установленных ротаметров – 4 и установленных на входе-выходе воздушного тракта горелки тягонапорометров – 5. При этом воздух, поступающий в воздушный коллектор, проходит через отверстия перфорированного цилиндра и пористую засыпку рабочей зоны горения. В ходе эксперимента изменялось также количество открытых отверстий по длине перфорированного цилиндра

сверху вниз, тем самым уменьшая общее проходное сечение для воздуха через перфорации цилиндра и криптоловую засыпку рабочей зоны горелки. Поскольку аэродинамическое сопротивление слоя рабочей зоны зависит от размера формирующих ее частиц, который в ходе эксплуатационного цикла пористой засыпки уменьшается, были выполнены серии экспериментов при заполнении рабочей зоны фракциями криптола 3...5 и 5...7,5 мм.

С целью повышения достоверности измерений производилось 5-кратное определение значения сопротивления при изменении каждого параметра. При этом согласно [7] относительная погрешность прямых измерений составила  $\delta=3,2\%$ .

Результаты аэродинамических испытаний отображены в таблице и в виде графических зависимостей аэродинамических сопротивлений горелочного устройства от расхода воздуха (рис. 4).

Проведенный эксперимент показал, что аэродинамическое сопротивление горелочного устройства с заполнением криптолом средним размером фракции 3..5 мм изменяется от 1 до 150 Па при увеличении расхода воздуха через горелку от 0,00045 до 0,001486 м<sup>3</sup>/с и последовательном уменьшении количества открытых отверстий цилиндра от 234 до 26 шт. При аналогичных условиях аэродинамическое сопротивление горелочного устройства с засыпкой криптолом фракцией 5...7,5 мм изменяется от 1 до 63 Па. Таким образом, при увеличении размера фракций в исследованном диапазоне удельное со-

противление слоя засыпки уменьшается почти до 2,4 раза. Полученные зависимости, изображенные на графиках (рис. 4), являются квадратичными функциями и тем самым не противоречат теоретическим основам динамики исследуемого процесса.

#### Выводы

1. Аэродинамическими испытаниями установлено наличие незначительных сопротивлений тракта испытываемой модификации горелочного устройства и показана возможность работы в широком диапазоне значений расхода воздуха, необходимым для обеспечения процессов полного горения топлива.
2. Подтверждена возможность поддержания необходимых расходов воздушной среды в рабочую зону активного окисления горелочного устройства при механическом засорении перфораций воздушной камеры.

*Работа выполнена в рамках госзадания на НИР (тема № 2.59.2012).*

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Долгов С.В., Долгих А.Ю., Макеев А.А. Испытания горелочного устройства инфракрасного излучения беспламенного горения // Теплофизические основы энергетических технологий: сб. науч. трудов III Всерос. научно-практ. конф. – СПб.: Изд-во Экспресс; Томск: Изд-во ТПУ, 2012. – С. 150–154.
2. Абдрафиков Е.Ш., Долгов С.В. Совершенствование конструкции горелочного устройства инфракрасного излучения беспламенного горения // Современные техника и технологии: сб. трудов XIX Междунар. научно-практ. конф. студентов, аспирантов и молодых ученых. – Томск: Изд-во ТПУ, 2013. – Т. 3. – С. 191–192.
3. Долгов С.В., Заворин А.С., Долгих А.Ю., Субботин А.Н. Испытания горелочного устройства беспламенного горения и инфра-

красного излучения // Известия Томского политехнического университета. – 2013. – Т. 322. – № 4. – С. 39–42.

4. Горелочное устройство инфракрасного излучения: пат. пол. модель 129599 Рос. Федерация. № 2012141632/06(067033); заявл. 28.09.2012; опубл. 27.06.2013, Бюл. № 18. – 3 с.
5. Талантов А.В. Основы теории горения. Ч. 1. – Казань: КАИ им. А.Н. Туполева, 1975. – 273 с.
6. Беляев А.Ф., Боболев В.К., Коротков А.И., Сулимов А.А., Чуйко С.В. Переход горения конденсированных систем во взрыв. – М.: Наука, 1973. – 292 с.
7. Зайдель А.Н. Ошибки измерений физических величин. – Л.: Наука, 1974. – 108 с.

*Поступила 03.08.2013 г.*

UDC 621.181.2.016:662.951.2

## AERODYNAMIC TESTS OF A BURNER

S.V. Dolgov, A.S. Zavorin\*, A.Yu. Dolgikh\*, R.N. Phisenko\*

Teplosnabzhenie, Nizhnevartovsk  
\*Tomsk Polytechnic University

*The paper introduces the structural scheme of the considered burner device. The authors have carried out the aerodynamic tests of the burner device with carbonaceous structure of active zone granular filling for estimating the possibility of its application when using liquid and gaseous fuels as energy carriers. The measurement procedure and the experimental stand description are introduced. The table and the schedules introduce the assessment results of aerodynamic resistance on a torch bulk layer path being in different ranges of given air speeds at various quantity of cylinder open perforation. On the basis of the obtained experimental data the conclusions are drawn on security of a working zone of the burner device active oxidation with desired air flow. Thus, the possibility of carrying out bench thermal tests of the burner device is proved.*

#### Key words:

*Burner, aerodynamic tests, kriptol, porous structure, air-fuel mixture.*

## REFERENCES

1. Dolgov S.V., Dolgikh A.Yu., Makeev A.A. Ispytaniya gorelochno-ustroystva infrakrasnogo izlucheniya besplamennogo goreniya. Teplofizicheskie osnovy energeticheskikh tekhnologiy. *Sbornik nauchnykh trudov III Vserossiyskoy nauchno-prakticheskoy konferentsii* (Testing the burner of infrared radiation of flameless combustion. III All-Russian research and training conference). Saint Petersburg, Ekspres; Tomsk: TPU, 2012. pp. 150–154.
2. Abdrafikov E.Sh., Dolgov S.V. Sovershenstvovanie konstruktssii gorelochno-ustroystva infrakrasnogo izlucheniya besplamennogo goreniya. *Sovremennye tekhnika i tekhnologii. Sbornik trudov XIX Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii studentov, aspirantov i molodykh uchennykh* (The improvement of the design of of flameless combustion. XIX International research and training conference of students, postgraduates and young scientists). Tomsk, TPU, 2013. 3, pp. 191–192.
3. Dolgov S.V., Zavorin A.S., Dolgikh A.Yu., Subbotin A.N. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2013. 322, 4, pp. 39–42.
4. *Gorelochnoe ustroystvo infrakrasnogo izlucheniya* (The burner of infrared radiation). Patent RF, no. 2012141632/06(067033); 2013.
5. Talantov A.V. *Osnovy teorii gorenii* (Bases of internal combustion). Part 1. Kazan, KAI im. A.N. Tupoleva, 1975. 273 p.
6. Belyaev A.F., Bobolev V.K., Korotkov A.I., Sulimov A.A., Chuyko S.V. *Perekhod goreniiya kondensirovannykh sistem vo vzryv* (The transfer of condensed system combustion into explosion). Moscow, Nauka, 1973. 292 p.
7. Zaydel A.N. *Oshibki izmereniy fizicheskikh velichin* (Errors in measurement of physical quantities). Leningrad, Nauka, 1974. 108 p.

УДК 532.54

## УНИВЕРСАЛЬНОЕ ДРОССЕЛЬНОЕ УСТРОЙСТВО

С.В. Долгов, Р.Н. Кулеш\*, В.Ю. Половников\*, С.Е. Шалыгин\*

МУП «Теплоснабжение», г. Нижневартковск

\*Томский политехнический университет

E-mail: polov@tpu.ru

Приведено описание конструкции новой регулируемой дроссельной шайбы, лабораторного стенда для исследования ее характеристик и результаты экспериментального определения коэффициентов гидравлического сопротивления рассматриваемой шайбы. Сделан обоснованный вывод о перспективности применения предложенного устройства для регулировки расхода жидкостей или газов в различных системах вследствие сравнительной простоты его конструкции и существенной дешевизны по сравнению с существующими аналогами. Отмечена необходимость проведения дальнейших экспериментальных исследований предлагаемой регулируемой дроссельной шайбы в широком диапазоне изменения геометрических характеристик и расходов рабочей среды с целью выявления границ возможного применения предлагаемого устройства в различных отраслях промышленности.

**Ключевые слова:**

Регулируемая дроссельная шайба, лабораторный стенд, гидравлические сопротивления, эксперимент, регулирование расхода.

**Введение**

Возросшие требования к надежности и другим технико-экономическим показателям регулирующей арматуры в различных отраслях промышленности обусловили необходимость постоянного поиска новых конструктивных решений, материалов и технологий изготовления, направленных на создание высоконадежной, долговечной, малошумной дроссельно-регулирующей арматуры, обладающей необходимыми динамическими характеристиками.

Практически все сферы промышленности сталкиваются с необходимостью перемещения жидкостей или газов по трубам и каналам. Протяженность и сложность сетей при этом могут быть различными. Для регулирования расхода рабочей среды используются разного рода устройства [1]. Одними из таких устройств являются регулируемые дроссельные шайбы, которые позволяют быстро и качественно провести наладку сети без герметизации всей системы.

В настоящее время существует большое количество разнообразных регулируемых дроссельных шайб [2–5]. Достоинства и недостатки типичных конструкций регулируемых дроссельных шайб состоят в следующем.

Известна регулируемая дроссельная шайба [2], содержащая привод и корпус, в котором установлен подвижный диск, снабженный сквозными отверстиями и фигурным пазом. Привод выполнен в виде штока, на котором эксцентрично его оси закреплен элемент в виде усеченной с двух сторон сферы, входящей в фигурный паз диска. Регулирование площади проходных отверстий производится путем вращения штока, при этом элемент, в виде усеченной с двух сторон сферы, поворачивает подвижный диск со сквозными отверстиями. При эксплуатации такой шайбы [2] возникает вероятность заклинивания подвижного диска с отверстиями в процессе регулирования. Это делает дроссельную шайбу [2] ненадежной в эксплуатации, а использование большого количества конструктив-

ных элементов свидетельствует о трудоемкости ее изготовления.

Другая регулируемая дроссельная шайба [3] содержит в корпусе пакет плоских дроссельных шайб с отверстиями и отличается тем, что с целью уменьшения длины пакета и количества стыков шайбы выполнены с конусной отбортовкой, обеспечивающей их самоуплотнение. Для регулирования расхода внутри корпуса устанавливается определенное количество плоских дроссельных шайб с отверстиями и зажимается гайкой. Дроссельная шайба [3] монтируется в систему трубопровода, что делает невозможным регулирование расхода среды в процессе эксплуатации без разгерметизации системы в месте ее установки.

Дроссельная шайба [4] представляет собой металлический диск – корпус, в центре которого выполнено сквозное проходное овальное отверстие с двумя диаметрально расположенными регулировочными болтами, выходящими на боковые поверхности корпуса через уплотняющие сальниковые болты, закрепленные на корпусе с помощью двух соединительных осей. При перемещении регулировочных болтов изменяется площадь сечения проходного отверстия, чем и достигается регулировка расхода. Регулируемая дроссельная шайба [4] снабжена специальными ключами для регулировки и поддержания герметичности резьбовых соединений регулировочных болтов. Устанавливается она между фланцами задвижки и трубопровода и имеет возможность ограничения перемещения штоков путем опломбирования. Для регулирования расхода необходимо наличие специальных ключей, что делает данную шайбу более сложной в эксплуатации. Регулировочные болты шайбы выполнены из цветного металла [4], что способствует их быстрому абразивному износу за счет содержания в регулируемой среде абразивных примесей в виде песка, ржавчины и других отложений. Шайба предназначена только для регулирования жидких сред [4], что делает ее менее универсальной.

#### Описание конструкции новой регулируемой дроссельной шайбы

С целью устранения вышеописанных недостатков и создания универсальной, надежной, простой в эксплуатации и изготовлении регулируемой дроссельной шайбы для оптимизации гидравлических и расходных характеристик транспортируемых сред трубопроводных систем разработана новая конструкция [5] рассматриваемой регулирующей арматуры.

Регулируемая дроссельная шайба [5] содержит корпус с проходными отверстиями, регулировочным болтом и сальниковым болтом. Регулировка расхода среды может осуществляться без разгерметизации трубопроводной системы.

Регулирование расхода жидких и/или газообразных сред осуществляется путем радиально поступательных перемещений регулировочным болтом. Регулирование среды посредством регулиро-

вочного болта и фиксация его с помощью сальникового болта осуществляется рожковым ключом, что делает шайбу простой в эксплуатации. За счет того, что конструкцией сальникового болта предусмотрена резьба на его наружной поверхности для соединения с корпусом и резьба на внутренней поверхности продольного отверстия для соединения сальникового болта и регулировочного болта, обеспечивается высокая герметичность резьбовых соединений, способных выдерживать давление до 15 кгс/см<sup>2</sup>, что характеризует надежность применения регулируемой дроссельной шайбы [5]. При регулировании расхода газовой среды (СН<sub>4</sub>) анализ среды на загазованность прибором СГГ-4М в пределах установленной шайбы подтвердил отсутствие содержания СН<sub>4</sub> в воздухе, что характеризует универсальность применения регулируемой дроссельной шайбы для различных сред [5]. Регулировочный болт шайбы выполнен из нержавеющей стали, что делает данный элемент более устойчивым к абразивному, коррозионному, эрозионному износу.

На рис. 1 представлена конструктивная схема новой регулируемой дроссельной шайбы.

Регулируемая дроссельная шайба [5] состоит из корпуса – 1 с проходными отверстиями – 2, поперек которых закреплен резьбовым соединением регулировочный болт – 3, служащий для изменения количества открытых отверстий – 2. Сальниковый болт – 4 с продольным резьбовым отверстием установлен в корпусе – 1 за счет внешнего резьбового соединения и служит для обеспечения герметичности резьбовых соединений за счет сальниковой набивки – 5 между корпусом – 1, регулировочным болтом – 3, а также для фиксации регулировочного болта – 3 на установленной позиции относительно проходных отверстий – 2.

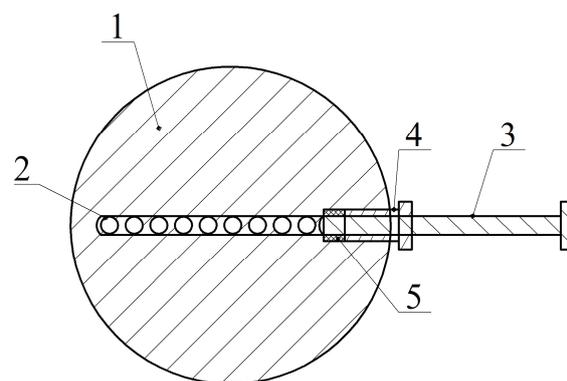


Рис. 1. Регулируемая дроссельная шайба: 1 – корпус, 2 – проходные отверстия, 3 – регулировочный болт, 4 – сальниковый болт, 5 – сальниковая набивка

Регулирование расхода жидких и/или газообразных сред осуществляется путем установки корпуса – 1 регулируемой дроссельной шайбы во фланцевое соединение систем трубопроводов. Расход среды изменяется путем изменения количества открытых проходных отверстий – 2 за счет осуществления радиально поступательных перемещений регулировочным болтом – 3. Сальниковый болт –

4 подтягивается в процессе регулировки по направлению часовой стрелки, совершая радиально поступательное перемещение относительно корпуса – 1, тем самым уплотняя сальниковую набивку – 5 и обеспечивая герметичность резьбовых соединений.

#### Методика эксперимента

Для исследования характеристик регулируемой дроссельной шайбы [5] разработан лабораторный стенд (рис. 2). Основными элементами стенда являются: пьезометры 1а–1е, две трубы – 2 с внутренним диаметром 50 мм и длиной 0,5 м, дроссельная шайба – 3, имеющая девять проходных круглых отверстий диаметром 5 мм, расходомер – 6 и циркуляционный насос – 7.

Эксперименты по определению коэффициентов гидравлического сопротивления шайбы проводились в следующем порядке. Перед началом эксперимента лабораторный стенд заполнялся водопроводной водой. Затем включался в работу насос – 7. Измерение разности давлений производилось с помощью пьезометров 1а и 1б. Пьезометры 1в–1е использовались для контроля постоянства давления по длине трубы – 2.

Опыты по определению коэффициентов гидравлического сопротивления повторялись 5 раз в идентичных условиях с целью исключения случайной погрешности. Расход жидкости измерялся крыльчатým водомером, имеющим относительную погрешность  $\pm 2\%$ . Измерение разности высот столбов жидкости в пьезометрических трубках 1а и 1б производилось с систематической погрешностью 2...3 %, оцениваемой по методике [6].

Коэффициент гидравлического сопротивления  $\xi$  рассчитывался по формуле [7]:

$$\xi = \frac{g\Delta h}{V^2/2},$$

где  $g$  – ускорение свободного падения, м/с<sup>2</sup>;  $\Delta h$  – разность высот столбов жидкости, м;  $V$  – скорость движения жидкости, м/с;

#### Результаты исследования

Основные результаты экспериментальных исследований гидравлического сопротивления шайбы приведены на рис. 3, где показано изменение значений коэффициентов гидравлического сопротивления шайбы  $\xi$  в зависимости от скорости движения жидкости в трубе  $V$  и количества открытых отверстий, а также доверительные интервалы для каждого из проведенных опытов.

Анализ результатов исследований позволяет сделать закономерный вывод о том, что с увеличением количества открытых отверстий, а следовательно, и с увеличением суммарной площади проходного сечения, коэффициент гидравлического сопротивления снижается. Так, для отверстий 1–9 диапазон изменения коэффициента гидравлического сопротивления  $\xi$  составляет от 21138 до 670 (доверительный интервал  $\pm(8...10\%)$ ).

Принимая во внимание сравнительную простоту и дешевизну предложенного устройства, можно сделать вывод о перспективности его применения для регулировки расхода жидкостей или газов в различных системах.

Также следует отметить, что необходимо проведение дальнейших экспериментальных исследований предлагаемой регулируемой дроссельной шайбы в широком диапазоне изменения геометрических характеристик и расходов рабочей среды с целью выявления границ возможного применения предлагаемого устройства в различных отраслях промышленности.

В заключении следует отметить, что в настоящее время проводятся испытания шайбы на производстве в МУП «Теплоснабжение» г. Нижневартовска. Предварительные результаты этих испытаний подтверждают вышеописанные положения и свидетельствуют о целесообразности применения шайбы в системах теплоснабжения.

#### Выводы

Разработан стенд по изучению коэффициентов гидравлического сопротивления регулируемой

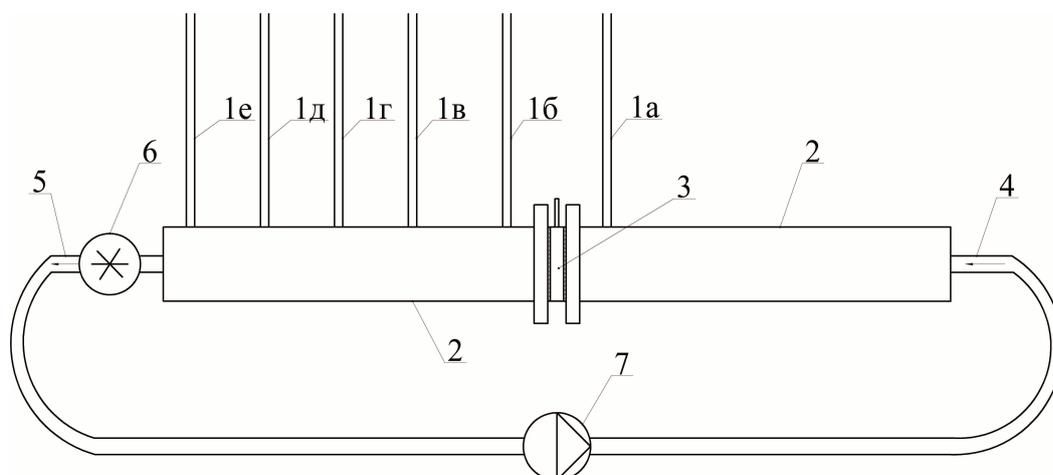


Рис. 2. Схема лабораторного стенда: 1а–1е – пьезометр, 2 – труба, 3 – регулируемая дроссельная шайба, 4 – входной патрубок, 5 – выходной патрубок, 6 – расходомер, 7 – циркуляционный насос

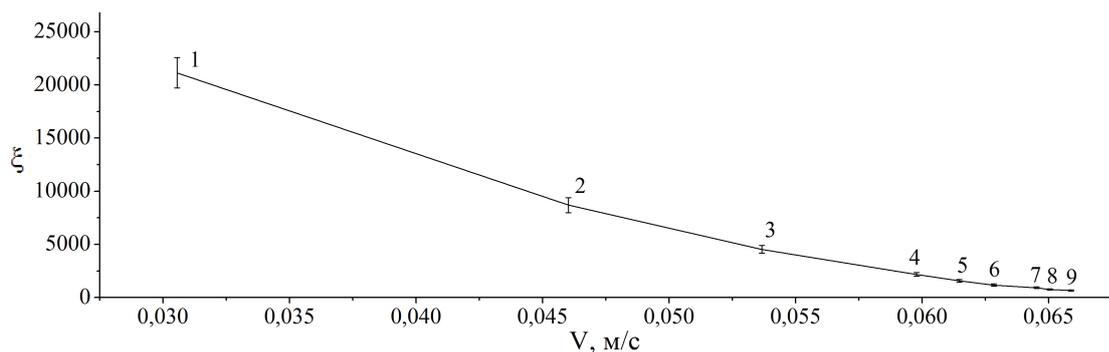


Рис. 3. Результаты исследования коэффициента гидравлического сопротивления (цифрами обозначено количество открытых отверстий)

дроссельной шайбы, который может быть использован для определения характеристик различных дроссельных устройств.

Экспериментально установлены численные значения коэффициентов гидравлического сопротивления регулируемой дроссельной шайбы.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Наладка и эксплуатация водяных тепловых сетей: справочник / В.И. Манюк, Я.И. Каплинский, Э.Б. Хиж, А.И. Манюк. – М.: Стройиздат, 1988. – 432 с.
2. Дроссельная шайба: А.с. 779700 СССР; заявл. 13.12.1978; опубл. 15.11.1980, Бюл. № 42. – 2 с.
3. Дроссельная шайба: А.с. 429237 СССР; заявл. 17.07.72; опубл. 25.05.74, Бюл. № 19. – 2 с.
4. Интернет-сервис «Гидравлический расчет тепловой сети». URL: <http://www.tesey.listkom.ru> / (дата обращения: 10.06.2013).
5. Регулируемая дроссельная шайба: пат. 127140. Рос. Федерация № 2012147980/12. Заявл. 12.11.12. Опубл. 20.04.13, Бюл. № 11. – 2 с.
6. Новицкий П.В., Зограф И.А. Оценка погрешностей результатов измерений. – Л.: Энергоиздат, 1991. – 304 с.
7. Идельчик И.Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям. – М.: Машиностроение, 1975. – 559 с.

Поступила 29.08.2013 г.

UDC 532.54

## UNIVERSAL THROTTLING DEVICE

S.V. Dolgov, R.N. Kulesh\*, V.Yu. Polovnikov\*, S.E. Shalygin\*

Teplosnabzhenie, Nizhnevartovsk  
\*Tomsk Polytechnic University, Tomsk

The paper introduces the description of a new regulated throttle orifice design, the laboratory bench to study its characteristics and the results of experimental determination of the orifice hydraulic resistance coefficients. The authors have made the valid conclusion on the prospects of applying the device to adjust liquid or gas flow in different systems due to the comparative simplicity of its design and essential cheapness compared with the existing analogues. The need of future experiments on the regulated throttle orifice in a wide range of geometric characteristics and fluid flow to identify the boundaries of possible application of the device in a variety of industries was noted.

#### Key words:

Regulated throttle orifice, laboratory bench, hydraulic resistance, experiment, flow rate control.

#### REFERENCES

1. Manyuk V.I., Kaplinskiy Ya.I., Hizh E.B., Manyuk A.I. *Naladka i ekspluatatsiya vodyanykh teplovykh setey* (Adjustment and duty of water thermal networks). Moscow, Stroyizdat, 1988. 432 p.
2. *Drossel'naya shayba* (Throttle orifice). Certificate of authorship USSR, no 2697255, 1980.
3. *Drosselnaya shayba* (Throttle orifice). Certificate of authorship USSR, no 1809873/25–8, 1974.
4. *Gidravlicheskiy raschet teplovoi seti* (Hydraulic calculation of thermal network). Available at: <http://www.tesey.listkom.ru> (accessed 10.06.2013).
5. *Reguliruemaya drosselnaya shayba* (Regulated throttle orifice). Patent RF, no. 2012147980/12, 2013.
6. Novitskiy P.V., Zograf I.A. *Otsenka pogreshnostey rezultatov izmereniy* (Evaluation of measurement results errors). Leningrad, Energoizdat, 1991. 304 p.
7. Idelchik I.E. *Spravochnik po gidravlicheskim soprotivleniyam* (Directory of hydraulic resistance). Moscow, Mashinostroenie, 1975. 559 p.

УДК 662.815.4

## ПЕРСПЕКТИВНОСТЬ НИЗКОСОРТНЫХ ТОПЛИВ ТОМСКОЙ ОБЛАСТИ ДЛЯ ТЕПЛОТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ИСПОЛЬЗОВАНИЯ

Р.Б. Табакаев, А.В. Казаков, А.С. Заворин

Томский политехнический университет

E-mail: TabakaevRB@tpu.ru

Актуальность работы обусловлена необходимостью вовлечения возобновляемых источников энергии, в частности биомассы, в топливно-энергетический баланс. Целью настоящей работы является экспериментальное тестирование теплотехнологии производства топливных брикетов на различных видах низкосортных топлив Томской области. Посредством метода физического эксперимента протестированы наиболее крупные проявления низкосортных топлив Томской области на пригодность их переработки в брикетное топливо. В результате исследований определены теплотехнические характеристики низкосортных топлив Томской области, материальные балансы их теплотехнологической переработки, результаты формирования топливных брикетов. Теплотехнические и прочностные характеристики полученных брикетов позволяют прийти к следующим выводам: разработанную теплотехнологию рационально использовать для переработки древесной щепы и кандинского торфа; переработка бурого угля Таловского месторождения и торфа месторождения «Суховское» возможна, но требует технико-экономического обоснования; использование карасёвского сапропеля и аркадьевского торфа в качестве исходного сырья наименее пригодно из-за очень высокого значения зольности получаемого брикетного топлива.

### Ключевые слова:

Возобновляемые источники энергии, низкосортное топливо, теплотехнологическая переработка, топливные брикеты.

### Введение

В настоящее время наблюдается тенденция интенсивного развития энергетики на основе использования нетрадиционных возобновляемых источников энергии (ВИЭ): более чем в 73 странах мира приняты программы государственного масштаба по вовлечению ВИЭ в топливно-энергетический баланс [1]. Правительство Российской Федерации разработало Федеральный закон «Об электроэнергетике» (№ 250-ФЗ от 18 октября 2007 г.) [2] и «Стратегию развития энергетики России на период до 2020 г.» [3], согласно которым предписано до конца 2020 г. ввести в эксплуатацию энергетические установки на ВИЭ мощностью более 20 ГВт.

Если мнения о перспективности внедрения солнечной и ветровой энергетики на территории России расходятся, то необходимость использования биомассы в энергетических целях поддерживают всё большее количество экспертов [1, 4]. При этом отмечается, что особенно целесообразно её использование в зонах децентрализованного энергоснабжения, энергетика которых базируется на автономных энергетических установках, работающих на дорогом привозном топливе. Широкому распространению биомассы в качестве топлива для энергетических объектов препятствуют как её собственные теплотехнические характеристики (высокая влажность и зольность, низкая теплота сгорания), так и другие объективные причины: высокая величина провала при слоевом сжигании из-за хрупкости и мелкого фракционного состава, проблематичность транспортировки и разгрузки в зимнее время года из-за смерзания и др. В связи с этим использование биомассы в существующем котельном оборудовании по традиционным технологиям сжигания неэффективно и практически не встречается. Поиск способов вовлечения биомассы

в топливно-энергетический баланс является актуальной научно-технической задачей.

Современный подход к энергетическому использованию биомассы предполагает её переработку в твердое (топливные брикеты) или газообразное топливо. Наибольшее распространение получила переработка в топливные брикеты благодаря тому, что основными потребителями являются отдаленные населенные пункты или небольшие поселки, жилищно-коммунальное хозяйство которых оснащено слоевыми котлами на твердом топливе. Переоборудование таких котельных на непроектное газообразное топливо приведет к затратной модернизации и увеличит сроки окупаемости.

Исследования по получению брикетного топлива из биомассы стали интенсивно проводиться с начала XX в. в связи с развитием металлургии (коксобрикетирующие) и теплоэнергетики (топливные брикеты). Первые технологии производства брикетного топлива основывались на прессовании измельченной биомассы при небольших давлениях. Последующие технологии развивались по принципу увеличения давления и температуры брикетирования [5–7]. Теплотехнические и прочностные характеристики брикетов из биомассы, изготовленных по технологиям того периода, существенно уступали характеристикам углей. Современные процессы получения топливных брикетов более разнообразны: брикетирование, термобрикетирувание, формирование с использованием связующих веществ и др.

В Томском политехническом университете разработана теплотехнология переработки низкосортного топлива в универсальные топливные брикеты [8, 9], которая была апробирована на торфе [10]. Полученные результаты позволили получить топливные брикеты с низшей теплотой сгорания 8,47...21,64 МДж/кг.

Целью настоящей работы является экспериментальное тестирование данной теплотехнологии на различных видах низкосортных топлив Томской области.

#### Исследуемое сырье

Томская область является одним из энергодефицитных регионов: основу топливно-энергетического баланса составляют природный газ и привозной уголь Кузбасса и Красноярского края. В состав области входят 6 городов, 16 муниципальных районов, 4 городских округа, 3 городских и 116 сельских поселений, 576 сельских населённых пунктов. Значительная часть поселений расположена в области децентрализованного энергоснабжения, которое осуществляется в основном дизельными электростанциями. Топливо при этом доставляется речным, наземным или воздушным транспортом, в результате чего стоимость производимой электроэнергии в ряде случаев доходит до 68 руб./кВт·ч [11]. При этом область имеет огромные ресурсы торфа, отходов лесоперерабатывающей промышленности, бурого угля и сапропеля.

В качестве сырья для тестирования технологии выбраны низкосортные топлива из наиболее крупных их проявлений в Томской области (рис. 1): торфяные месторождения Бакчарского, Колпашевского, Томского районов, буроугольное Таловское месторождение, отвалы древесных отходов одного из ЛПК, сапропель озерного месторождения Колпашевского района.

Суховское и Аркадьевское месторождения торфа полностью сложены одним типом залежи – низинным, относятся к группе среднеразложившихся торфов, осушены под промышленное использование. Вблизи месторождения «Аркадьевское» в период 1986–1995 гг. было построено высокомеханизированное торфопредприятие, которое прекратило свое существование к концу 90-х гг. [12]. Торф Суховского месторождения уплотненный, характеризуется высоким выходом летучих веществ, а также высокой влажностью и умеренной зольностью, что в совокупности приводит к низкой теплоте сгорания. Торф Аркадьевского месторождения рыхлый, имеет высокий выход летучих, умеренную влажность и зольность, низкую теплоту сгорания.

Кандинское месторождение разрабатывалось с 1976 г. методом фрезерной заготовки в объеме до 400 тыс. т в год. В настоящее время на месторождении ведется добыча нерудных материалов – глины и песчано-гравийной смеси, находящейся под слоем торфа около 2,5 м. Торф коричневого цвета, в естественном состоянии имеет высокие значения влажности и выхода летучих веществ. В отличие от других разновидностей, кандинский торф имеет низкую зольность и достаточно высокую (для торфа) теплоту сгорания.

Таловское месторождение бурого угля оценивают как относительно крупное с прогнозными ресурсами около 3,6 млрд т (добыча угля может составить 10...15 млн т в год) [13]. Уголь относится к топливам ранней стадии углефикации, в его составе содержатся неразложившиеся остатки древе-



**Рис. 1.** Морфология низкосортных топлив Томской области: а) низинный торф месторождения «Суховское»; б) низинный торф месторождения «Аркадьевское»; в) торф месторождения «Кандинское»; г) бурый уголь месторождения «Таловское»; д) древесные отходы ЛПК «Партнер-Томск»; е) сапропель месторождения «Карасёвое»

сины и органических веществ. Уголь имеет неоднородный состав, коричневый цвет, низкие прочностные характеристики (хрупкий).

Пробы озерного сапропеля доставлены с месторождения «Карасёвое» вблизи села Чажемто Колпашевского района. Сапрпель представляет собой высоковлажную вязкую массу, зольность на сухую массу составляет довольно высокое значение, что в совокупности с высокой влажностью приводит к низкой теплоте сгорания. При этом выход летучих находится на уровне 95 %.

В качестве отходов лесоперерабатывающей промышленности исследовались древесная щепа из различных пород древесины с ЗАО «Лесоперерабатывающий комбинат «Партнер-Томск».

Теплотехнические характеристики исследуемых топлив приведены в табл. 1.

#### Методика и результаты экспериментов

Экспериментальные исследования проводились по методике [10], согласно которой исходные топлива измельчались до размера 1...20 мм, затем помещались в лабораторную установку теплотехнологической переработки (рис. 2).

Переработка исходного топлива осуществлялась до температуры 450 °С при максимальной для данной установки мощности нагрева (750 Вт), что позволило получить наибольший выход пиролизного конденсата. По окончании экспериментов составлялся материальный баланс (табл. 2).

Состав выделяющихся газовых продуктов регистрировался в диапазоне изменения температуры от 200 до 450 °С с шагом измерений 50 °С на хроматографе «Хроматэк-Кристалл 5000.2». По определенному составу согласно рекомендациям [15] рассчитывалась теплота сгорания газа. Усредненные

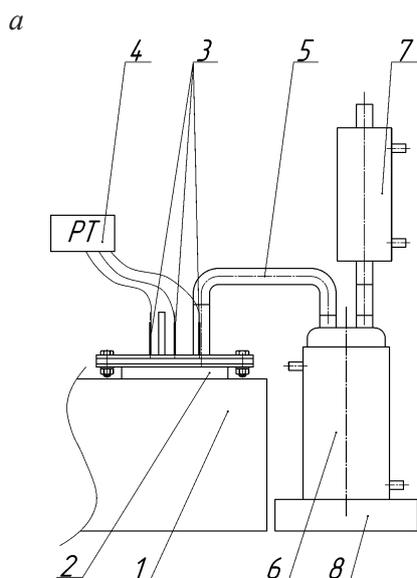
значения состава топливного газа и его теплоты сгорания в температурном интервале 200...450 °С приведены в табл. 3.

**Таблица 1.** Теплотехнические характеристики исследуемых топлив [14]

Теплотехнические характеристики	Торф			Таловский уголь	Карасёвский сапрпель	Древесная щепа
	Суховской	Аркадьевский	Кандинский			
Зольность на сухую массу $A^d$ , %	39,5	31,5	9,1	25,9	38,4	0,6
Выход летучих веществ на сухую беззольную массу $V^{daf}$ , %	69,3	71,0	71,6	63,2	84,8	91,8
Теплота сгорания на сухую беззольную массу $Q^{daf}$ , МДж/кг	12,8	15,2	19,8	27,1	12,5	19,1

**Таблица 2.** Материальный баланс теплотехнологической переработки низкосортных топлив Томской области (с диапазоном погрешности определения)

Низкосортное топливо	Выход продуктов пиролиза на сухую массу, %		
	Углеродистый остаток (полукокс)	Пиролизный конденсат	Топливный газ
суховской торф	60,7±7,9	20,3±1,6	19,0±6,9
аркадьевский торф	74,8±1,9	12,0±0,7	13,2±1,5
кандинский торф	43,4±0,5	26,2±2,4	30,4±2,9
древесная щепа	31,1±3,3	23,6±4,4	45,3±3,0
таловский уголь	58,8±3,0	19,0±1,5	22,2±2,7
карасёвский сапрпель	67,4±1,8	14,1±3,1	18,5±4,3



**Рис. 2.** Принципиальная схема лабораторной установки теплотехнологической переработки низкосортного сырья (а) и ее вид в сборе (б): 1 – нагревательный элемент, 2 – реактор, 3 – система термпар, 4 – регистратор температуры, 5 – термостойкий шланг, 6 – емкость-холодильник, 7 – дополнительный холодильник, 8 – опора, 9 – амперметр, 10 – вольтметр, 11 – автотрансформатор

Из табл. 2 видно, что при термической переработке древесной щепы около 45 % от исходной массы сухого топлива превращается в топливный газ, при этом лишь 55 % массы загружаемого сырья будет переработано в брикетное топливо. В связи с этим древесная щепа может рассматриваться как сырье для гибридных установок, предназначенных для получения как топливного газа, так и твердого брикетного топлива.

**Таблица 3.** Усредненный состав топливного газа, получаемого в ходе термической обработки в температурном интервале 200...450 °С, и его теплоты сгорания

Низкосортное топливо	Состав топливного газа, %						Среднее значение теплоты сгорания топливного газа, МДж/м³
	H <sub>2</sub>	CO	CH <sub>4</sub>	C <sub>m</sub> H <sub>n</sub>	CO <sub>2</sub>	N <sub>2</sub>	
суховской торф	21,3	7,7	8,9	9,8	34,7	17,7	13,4
аркадьевский торф	22,4	7,4	7,9	8,6	34,9	18,8	12,3
кандинский торф	17,5	7,2	9,5	9,5	29,9	26,5	13,0
древесная щепа	4,9	19,7	14,6	8,7	27,9	24,2	14,5
таловский уголь	12,8	9,4	12,9	9,2	36,4	19,5	13,7
карасевский сапрпель	22,6	6,4	8,6	10,8	35,8	15,8	14,0

Газ, получаемый при термической обработке всех исследованных видов низкосортного топлива, содержит в своем составе около 50 % негорючего балласта (табл. 3) в виде углекислого газа и азота. По составу и теплоте сгорания отличается газ из древесной щепы: самое низкое содержание водорода, но самая высокая теплота сгорания из-за высокого содержания метана. Этот факт также свидетельствует о перспективности использования гибридных установок для переработки древесных отходов.

Следующий этап получения брикетов – формование. Для этого пиролизный конденсат подогревался до температуры 50...70 °С, после чего в нем растворялся декстрин. Согласно рекомендациям [8, 10, 16] соотношение пиролизного конденсата и декстрина принято 10:1. Полученный формовочный раствор смешивался с углеродистым остатком (полукоксом). Из смеси формовался брикетный сырец, который сушился при температуре 20 °С.

Теплотехнические характеристики полученных топливных брикетов, включая теплоту сгорания, определенную на калориметре АБК-1, представлены в табл. 4.

Анализ табл. 4 показывает, что по данной теплотехнологии переработки низкосортных топлив наиболее целесообразно получать топливные брикеты из древесной щепы, кандинского и суховского торфов. Брикеты, полученные из продуктов переработки древесной щепы, обладают самой высокой теплотой сгорания, сопоставимой с антрацитом. Данное значение теплоты сгорания, низкие значения зольности и выхода летучих веществ свидетельствуют о том, что топливный брикет практи-

чески полностью состоит из углерода. Характеристики брикетов из древесной щепы существенно превосходят характеристики каменных углей, добываемых на территории Российской Федерации, и с большой вероятностью смогут составить им серьезную конкуренцию не только в отдаленных населенных пунктах, но и непосредственно в административном центре.

**Таблица 4.** Теплотехнические характеристики полученных топливных брикетов

Теплотехнические характеристики	Брикеты из сырья					
	Суховской торф	Аркадьевский торф	Кандинский торф	Таловский уголь	Карасевский сапрпель	Древесная щепа
Влажность аналитическая $W^p$ , %	-0,0	-0,0	-0,0	-0,0	-0,0	-0,0
Зольность на сухую массу $A^d$ , %	40,6	61,9	22,9	38,5	56,5	3,5
Выход летучих веществ на сухую беззольную массу $V^{daf}$ , %	25,1	18,6	23,3	12,7	19,8	15,7
Теплота сгорания на сухую беззольную массу $Q_i^{daf}$ , МДж/кг	17,0	16,3	27,9	29,6	23,0	33,0
Низшая теплота сгорания $Q_i'$ , МДж/кг	10,1	6,2	21,5	18,2	10,0	31,9

Брикеты из кандинского торфа сопоставимы по своим характеристикам с каменными углями Кузнецкого бассейна ( $W_i^r=6,0...24,0$  %,  $A^r=10,2...39,5$  %,  $Q_i^r=14,4...25,3$  %) [17], поэтому их конкурентоспособность на топливно-энергетическом рынке будет определять ценовой фактор и стратегия маркетингового продвижения.

Характеристики брикетов из суховского торфа позволяют рассматривать их как конкурентоспособное топливо привозному углю только в отдаленных районах области. Однако необходима подробная проработка технико-экономического обоснования производства брикетов из данного сырья в конкретных условиях.

Теплотехнологическая переработка таловского угля в брикетное топливо не видится перспективным направлением, так как не происходит существенное улучшение характеристик по сравнению с исходным сырьем.

Ввиду высокой зольности топливных брикетов, приводящей к понижению теплоты сгорания и увеличению эксплуатационных затрат, теплотехнологическая переработка аркадьевского торфа и карасевского сапрпеля наименее целесообразна.

#### Испытания брикетов на прочность и влагостойкость

Испытания на механическую прочность топливных брикетов из древесной щепы кандинского и суховского торфов производились по ГОСТ

21289-75 «Брикеты угольные. Методы определения механической прочности». Согласно ГОСТ брикеты предварительно взвешивают, сбрасывают на металлическую плиту с высоты 1,5 м, после чего сброшенные брикеты собирают, просеивают на сите и взвешивают. Далее составляют отношение массы брикета после сбрасывания к начальной. ГОСТ 9963-84 «Брикеты торфяные для коммунально-бытовых нужд. Технические требования» предъявляет к топливным брикетам следующие требования: механическая прочность при сбрасывании должна быть не менее 95 %. В результате испытаний все брикеты показали 100 % устойчивость к разрушению при сбрасывании, что полностью удовлетворяет требованиям данного ГОСТа.

Вторым испытанием брикетов согласно ГОСТ 21289-75 является сжатие брикета с помощью прессы для определения максимальной нагрузки, которую сможет выдержать брикет. Однако требований к значению максимальной нагрузки на сжатие в ГОСТ не предъявляется. Максимальная нагрузка на сжатие испытуемых брикетов составила 0,18 МПа.

Испытания на влагостойкость проводились согласно ГОСТ 21290-75 «Брикеты угольные. Метод определения водопоглощения». Согласно ГОСТ брикеты предварительно взвешивают, помещают в емкость с водой на 2 часа, после чего их извлекают из емкости и снова взвешивают. Водопоглощение определяют как отношение разницы массы брикетов до и после пребывания в воде к начальной массе брикетов. При испытании на водопоглощение все брикеты разрушились за время контакта с водой.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Попель О.С., Реутов Б.Ф., Антропов А.П. Перспективные направления использования возобновляемых источников энергии в централизованной и автономной энергетике // Теплоэнергетика. – 2010. – № 11. – С. 2–11.
2. Распоряжение Правительства РФ от 08 января 2009 г. № 1-р // Российская газета. 2009. 16 января.
3. Распоряжение Правительства РФ от 28 августа 2003 г. № 1234-р // Российская газета. 2003. 30 сентября.
4. Попов С.П., Иванова И.Ю., Тугузова Т.Ф. Эффективность и масштабы использования возобновляемых источников энергии для изолированных потребителей // Известия РАН. Энергетика. – 2006. – № 3. – С. 110–114.
5. Булытко М.Г., Петровский Е.Е. Технология торфобрикетного производства. – М.: Недра, 1968. – 312 с.
6. Булытко М.Г. Брикетирование торфа. – М.: Госэнергоиздат, 1962. – 304 с.
7. Смольянинов С.И., Маслов С.Г. Термобрикетирование торфа. – Томск: Изд-во ТГУ, 1975. – 108 с.
8. Способ изготовления топливных брикетов из биомассы: пат. 2484125 Рос. Федерация МПК C10L5/44; C10L5/14; C10L5/26; C10F7/06; заявл. 16.04.12; опубл. 10.06.13. – 7 с.: ил.
9. Способ получения топливных брикетов из низкосортного топлива: пат. 2458974 Рос. Федерация МПК C10L5/14; C10L5/28; заявл. 08.06.11; опубл. 20.08.12, Бюл. № 4. – 7 с.: ил.
10. Загорин А.С., Казаков А.В., Табакаев Р.Б. Экспериментальные предпосылки к технологии производства топливных брикетов из торфа // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 320. – № 4. – С. 18–22.
11. Финансово-экономическое обоснование к проекту закона // Федеральный закон «О внесении изменений в статью 17 феде-

#### Выводы

1. Проведено тестирование теплотехнологии переработки органического сырья в топливные брикеты на примере низкосортных топлив Томской области.
2. Установлено, что данную теплотехнологию рационально использовать для переработки древесной щепы и кандинского торфа, получая при этом брикеты с высокими теплотехническими характеристиками, удовлетворяющими требованиям ГОСТ 9963-84 по прочности. Переработка бурого угля Таловского месторождения и торфа месторождения «Суховское» возможна, но требует технико-экономического обоснования. Использование карасёвского сапропеля и аркадьева торфа в качестве исходного сырья наименее пригодно из-за очень высокого значения зольности получаемого брикетного топлива.
3. Перспективным направлением для теплотехнологической переработки древесной щепы следует считать создание гибридных установок, предназначенных как для получения топливного газа, так и твердого брикетного топлива.
4. Установлено, что брикеты не обладают влагостойкостью, разрушаясь при длительном контакте с водой. Необходима защитная упаковка брикетов при организации их производства.

*Работа выполнена в рамках реализации ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009–2013 гг. (ГК № 14.740.11.11295) и при финансовой поддержке Томского политехнического университета («Грант на научную мобильность для молодых учёных»).*

2. рального закона "О лицензировании отдельных видов деятельности"» [2012–2013]. Дата обновления: 01.07.2013. URL: [http://www.asozd2.duma.gov.ru/arhiv/a\\_dz\\_4.nsf/By-ID/A2A61CF339907B57C3257249004BADA6/\\$File/%D0%A4%D0%AD%D0%9E.rtf?OpenElement](http://www.asozd2.duma.gov.ru/arhiv/a_dz_4.nsf/By-ID/A2A61CF339907B57C3257249004BADA6/$File/%D0%A4%D0%AD%D0%9E.rtf?OpenElement) (дата обращения: 29.07.2013).
12. Бернатонис В.К., Бернатонис П.В. Концепция освоения ресурсов торфа в современных экономических условиях (на примере Томской области) // Известия Томского политехнического университета. – 2010. – Т. 316. – № 1. – С. 161–163.
13. Емешев В.Г., Паровичак М.С. Без привозной энергетике // Нефтегазовая вертикаль. – 2005. – № 17. – С. 63–65.
14. Кызычаков В.С., Нестерова М.А., Табакаев Р.Б. Сравнение характеристик твердых топлив по степени углефикации // Современные техника и технологии: сб. трудов XVIII Междунар. научно-практ. конф. студентов, аспирантов и молодых ученых. – Томск: ТПУ, 2012. – Т. 3. – С. 259–260.
15. Тепловой расчет котельных агрегатов (нормативный метод) / под ред. Н.В. Кузнецова. 2-е изд., перераб. – М.: Энергия, 1973. – 295 с.
16. Казаков А.В., Табакаев Р.Б., Плахова Т.М. Влияние связующих веществ на прочностные свойства топливных брикетов из торфа // Теплофизические основы энергетических технологий: сб. научных трудов II Всерос. научно-практ. конф. – Томск: Изд-во ТПУ, 2011. – С. 222–225.
17. Энергетическое топливо СССР. Ископаемые угли, горючие сланцы, торф, мазут и горючий природный газ: справочник / В.С. Вдовченко, М.И. Мартынова, Н.В. Новицкий, Г.Д. Юшина. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 183 с.

Поступила 04.09.2013 г.

UDC 662.815.4

## PROSPECTS OF USING LOW-GRADE FUELS OF TOMSK REGION FOR THERMAL TECHNOLOGY USE

R.B. Tabakaev, A.V. Kazakov, A.S. Zavorin

Tomsk Polytechnic University

The relevance of the work is conditioned by the necessity of including renewable energy sources, in particular biomass, into fuel and energy balance. The aim of the paper is the experimental testing of heat technologies in producing fuel briquettes in various types of low-grade fuels of Tomsk region. Using the physical experiment method the authors tested the largest manifestation of low-grade fuels of Tomsk region for suitability of their processing into fuel briquettes. Thermotechnical characteristics of low-grade fuels of Tomsk region, the material balances of their thermal technological processing, the results of forming fuel briquettes were determined through the research. Thermotechnical and strength characteristics of the briquettes allow making the following conclusions: the developed thermal technology should be used for processing wood chips and Kandinsky peat; processing of brown coal of Talovsky deposit and peat of Sukhoi deposit is possible at detailed feasibility study; Karasevsky sapropel and Arkadevsky peat as source raw material for thermal technology are least suitable because of very high ash value of the produced fuel briquettes.

**Key words:**

Renewable energy sources, low-grade fuel, thermal technological processing, fuel briquettes.

**REFERENCES**

1. Popel O.S., Reutov B.F., Antropov A.P. *Teploenergetika*, 2010. 11, pp. 2–11.
2. *Rasporiyazhenie Pravitel'stva RF* (RF Government Executive Order. 08 January 2009. № 1-r). Rossiyskaya gazeta, 2009, 16 January.
3. *Rasporiyazhenie Pravitel'stva RF* (RF Government Executive Order. 28 August 2003. № 1234-r). Rossiyskaya gazeta, 2003, September 30.
4. Popov S.P., Ivanova I.Yu., Tuguzova T.F. *Izvestiya RAN. Energetika*, 2006. 3, pp. 110–114.
5. Bulynko M.G., Petrovskiy E.E. *Tekhnologiya torfobriketnogo proizvodstva* (Peat-compressed production). Moscow, Nedra, 1968. 312 p.
6. Bulynko M.G. *Briketirovanie torfa* (Peat briquetting). Moscow, Gosenergoizdat, 1962. 304 p.
7. Smolyaninov S.I., Maslov S.G. *Termobriketirovanie torfa* (Peat thermal briquetting). Tomsk, Tomsk State University, 1975. 108 p.
8. Zavorin A.S., Kazakov A.V., Tabakaev R.B. *Sposob izgotovleniya toplivnykh briketov iz biomassy* (the method of producing peat briquettes from biomass). Patent RF 2484125. MPK C10L5/44; C10L5/14; C10L5/26; C10F7/06, 2013.
9. Zavorin A.S., Kazakov A.V., Tabakaev R.B. *Sposob polucheniya toplivnykh briketov iz nizkosortnogo topliva* (The method of producing fuel briquettes from low-grade fuels). Patent RF 2458974. MPK C10L5/14; C10L5/28, 2012.
10. Zavorin A.S., Kazakov A.V., Tabakaev R.B. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2012. 320, 4, pp. 18–22.
11. *Finansovo-ekonomicheskoe obosnovanie k proektu zakona. Federalnyy zakon o «O vnesenii izmeneniy v stat'yu 17 federal'nogo zakona "O litsenzirovaniy otdeleykh vidov deyatel'nosti" [2012–2013]* (Financial feasibility study to the Federal law «On changes into the 17<sup>th</sup> article of federal law «On licensing certain activities " [2012–2013]»). Available at: [http://www.asozd2.duma.gov.ru/arhiv/andz4.nsf/By-ID/A2A61CF339907B57C3257249004BADA6/\\$File/%D0%A4%D0%AD%D0%9E.rtf?OpenElement](http://www.asozd2.duma.gov.ru/arhiv/andz4.nsf/By-ID/A2A61CF339907B57C3257249004BADA6/$File/%D0%A4%D0%AD%D0%9E.rtf?OpenElement) (accessed 29 July, 2013).
12. Bernatonis V.K., Bernatonis P.V. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2010. 316, 1, pp. 161–163.
13. Emeshev V.G., Parovinchak M.S. *Neftegazovaya vertikal'*, 2005. 17, pp. 63–65.
14. Kyzychakov V.S., Nesterova M.A., Tabakaev R.B. *Sravnienie kharakteristik tverdykh topliv po stepeni uglefikatsii* (Comparison of characteristics of solid fuels in carbonization degree). *Sovremennye tekhnika i tekhnologii. Sbornik trudov XVIII Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii studentov, aspirantov i molodykh uchenykh* (Contemporary technique and technology. Proc. XVIII International research and training conference of students, postgraduates and young scientists). Tomsk, Tomsk Polytechnic University, 2012. 3, pp. 259–260.
15. Kuznetsov N.V. *Teplovoy raschet kotelnykh agregatov* (Normativnyy metod) (Thermal analysis of steam generated unit). 2<sup>d</sup> edition. Moscow, Energiya, 1973. 295 p.
16. Kazakov A.V., Tabakaev R.B., Plakhova T.M. *Vliyanie svyazuyushchikh veshchestv na prochnostnye svoystva toplivnykh briketov iz torfa* (Influence of binders on strength properties of peat briquettes). *Teplofizicheskie osnovy energeticheskikh tekhnologiy. Sbornik nauchnykh trudov II Vserossiyskoy nauchno-prakticheskoy konferentsii* (Thermal physical bases of energy technologies. Proc. II All-Russian research-training conference). Tomsk, Tomsk Polytechnic University, 2011. pp. 222–225.
17. Vdovchenko V.S., Martynova M.I., Novitskiy N.V., Yushina G.D. *Energeticheskoe toplivo SSSR. Iskopaemye ugli, goryuchie slantsy, torf, mazut i goryuchiy prirodnyy gaz* (Power fuel of the USSR. Mineral coals, shale coal, peat, fuel-oil and flammable natural gas). Moscow, Energoatomizdat, 1991. 183 p.

УДК 621.039.576

## ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МЕТОДА МАЛЫХ ОТКЛОНЕНИЙ ДЛЯ АНАЛИЗА ЭФФЕКТИВНОСТИ ТРИНАРНЫХ ПАРОГАЗОВЫХ УСТАНОВОК

А.М. Антонова, А.В. Воробьев, А.С. Матвеев, А.С. Орлов

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

Проведены расчетно-аналитические исследования экономичности тринарной парогазовой установки, включающей высокоэффективную газотурбинную установку, контур водяного пара и контур низкокипящего вещества. Получено аналитическое выражение зависимости КПД тринарной парогазовой установки от основных влияющих факторов. Показано, что показатели тепловой экономичности парогазовой установки тринарного типа с контуром низкокипящего вещества относительно бинарной утилизационной парогазовой установки. Рассмотрены особенности использования метода малых отклонений для анализа эффективности парогазовых установок. Выполнен вывод уравнения в малых отклонениях для зависимости КПД тринарной парогазовой установки от основных влияющих факторов, рассчитаны значения коэффициентов влияния. Методом малых отклонений проведен анализ эффективности различных по структуре тринарных парогазовых установок с контуром низкокипящего вещества.

### Ключевые слова:

Линеаризация уравнений, тринарная парогазовая установка, контур водяного пара, контур низкокипящего вещества, метод малых отклонений, коэффициент влияния.

### Введение

В «Энергетической стратегии России на период до 2030 года» [1] указано, что наиболее эффективными установками по производству электроэнергии для тепловых электрических станций на газе являются парогазовые установки (ПГУ) комбинированного цикла. ПГУ имеют приоритет в инвестиционных программах генерирующих компаний на ближайшую перспективу [2]. Поэтому актуален поиск наиболее эффективных типов ПГУ и анализ их экономичности.

### Тринарная парогазовая установка

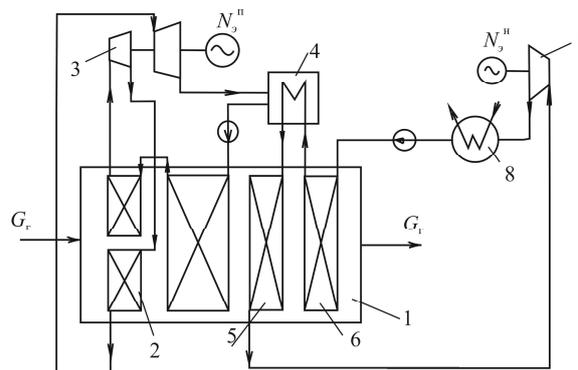
Рассматривается утилизационная парогазовая установка, в которой комбинируются три цикла – газотурбинный, пароводяной и цикл низкокипящего вещества (НКВ), так называемая тринарная ПГУ. В такой ПГУ утилизация теплоты с целью генерации пара имеет место на двух участках цикла:

- при охлаждении отработавших газов газотурбинной установки (ГТУ) в котле-утилизаторе, где происходит нагрев воды, генерация водяного пара и его перегрев;
- при конденсации водяного пара в конденсаторе-испарителе, где происходит генерация пара низкокипящего вещества.

В составе тринарной ПГУ потери теплоты в цикле ГТУ минимизированы, турбоустановка пароводяного цикла (ПТУ) не имеет потерь в цикле, поскольку за счет теплоты конденсации отработавшего водяного пара генерируется пар низкокипящего вещества. Для реализации этого процесса ПТУ работает как противодавленческая установка, давление на выходе турбины выше атмосферного.

На рисунке показана простая схема тринарной ПГУ – одна из возможных схем комбинирования трех циклов. Для упрощения схемы газотурбинная установка на рисунке не показана. ПТУ имеет

промежуточный перегрев пара с целью увеличения мощности установки. Пар на выходе из турбины находится в перегретом состоянии, поэтому нет необходимости в промежуточном перегреве как средстве снижения конечной влажности пара.



**Рисунок.** Схема ПГУ на водяном паре и низкокипящем веществе: 1 – котел-утилизатор; 2 – промежуточный перегреватель водяного пара; 3 – турбина водяного пара; 4 – конденсатор водяного пара; 5 – перегреватель низкокипящего вещества; 6 – экономайзер низкокипящего вещества; 7 – паровая турбина низкокипящего вещества; 8 – конденсатор низкокипящего вещества;  $G_r$  – расход газа ГТУ

### Тепловая экономичность тринарной парогазовой установки

Получение высокого значения КПД тринарной ПГУ возможно при оптимальных значениях параметров рабочих тел. При этом не все начальные и конечные параметры управляемы при оптимизации, например, давление пара в конденсаторе паровой турбины определяет температуру насыщения и давление свежего пара НКВ. При заданных параметрах и характеристиках ГТУ оптимальные значения параметров водяного пара и пара НКВ, а также расходов рабочего тела взаимосвязаны.

Чтобы установить влияние на КПД ПГУ каждой из установок, входящих в состав тринарной ПГУ, ставится задача определения их взаимозависимости.

КПД тринарной ПГУ по определению:

$$\eta_{\text{ПГУ}} = \frac{N_{\text{э}}^{\Gamma} + N_{\text{э}}^{\Pi} + N_{\text{э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}} = \frac{N_{\text{э}}^{\Gamma}}{Q_{\text{КС}}} + \frac{N_{\text{э}}^{\Pi}}{Q_{\text{КС}}} + \frac{N_{\text{э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}}. \quad (1)$$

Здесь  $N_{\text{э}}^{\Gamma}$ ,  $N_{\text{э}}^{\Pi}$  – мощности газовой и водопаровой ступеней ПГУ;  $N_{\text{э}}^{\text{H}}$  – мощность турбины на паре низкокипящего вещества,  $Q_{\text{КС}}$  – теплота топлива, подводимая в камеру сгорания ГТУ. Первое слагаемое в этой формуле – КПД газотурбинной уста-

новки (ГТУ)  $\eta_{\text{ГТУ}} = \frac{N_{\text{э}}^{\Gamma}}{Q_{\text{КС}}}$ .

Из теплового баланса котла-утилизатора выразим его полезную мощность:

$$(Q_{\text{КС}} - N_{\text{э}}^{\Gamma})\eta_{\text{КУ}} = Q_{\text{КУ}}^{\Pi} + Q_{\text{КУ}}^{\text{H}}. \quad (2)$$

Здесь  $\eta_{\text{КУ}}$  – КПД котла-утилизатора;  $Q_{\text{КУ}}^{\Pi}$ ,  $Q_{\text{КУ}}^{\text{H}}$  – значения тепловой мощности котла-утилизатора, идущие соответственно на выработку электроэнергии в пароводяном цикле и в цикле низкокипящего

вещества;  $Q_{\text{КУ}}^{\Pi} = \frac{N_{\text{э}}^{\Pi}}{\eta_{\text{ПТУ}}}$ . Величину  $Q_{\text{КУ}}^{\text{H}}$  можно вы-

разить из формулы для определения КПД цикла низкокипящего вещества.

В цикле НКВ теплота подводится к рабочему телу не только в котле-утилизаторе ( $Q_{\text{КУ}}^{\text{H}}$ ), но и в конденсаторе пароводяного цикла  $\left(\frac{N_{\text{э}}^{\Pi}}{\eta_{\text{ПТУ}}} - N_{\text{э}}^{\Pi}\right)$ ,

поэтому КПД цикла НКВ равен

$$\eta_{\text{НКВ}} = \frac{N_{\text{э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КУ}}^{\text{H}} + \left(\frac{N_{\text{э}}^{\Pi}}{\eta_{\text{ПТУ}}} - N_{\text{э}}^{\Pi}\right)}. \quad (3)$$

Отсюда, выражая  $Q_{\text{КУ}}^{\text{H}} = \frac{N_{\text{э}}^{\text{H}}}{\eta_{\text{НКВ}}} - \frac{N_{\text{э}}^{\Pi}}{\eta_{\text{ПТУ}}} + N_{\text{э}}^{\Pi}$  и

подставляя  $Q_{\text{КУ}}^{\Pi}$  и  $Q_{\text{КУ}}^{\text{H}}$  в (2), получим:

$$(Q_{\text{КС}} - N_{\text{э}}^{\Gamma})\eta_{\text{КУ}} = \frac{N_{\text{э}}^{\Pi}}{\eta_{\text{ПТУ}}} + \frac{N_{\text{э}}^{\text{H}}}{\eta_{\text{НКВ}}} - \frac{N_{\text{э}}^{\Pi}}{\eta_{\text{ПТУ}}},$$

и далее:

$$(Q_{\text{КС}} - N_{\text{э}}^{\Gamma})\eta_{\text{КУ}} = \frac{N_{\text{э}}^{\text{H}}}{\eta_{\text{НКВ}}} + N_{\text{э}}^{\Pi}.$$

Из последней формулы можно выразить мощность турбины пароводяного цикла:

$$N_{\text{э}}^{\Pi} = (Q_{\text{КС}} - N_{\text{э}}^{\Gamma})\eta_{\text{КУ}} - \frac{N_{\text{э}}^{\text{H}}}{\eta_{\text{НКВ}}},$$

и заменить  $Q_{\text{КУ}}^{\Pi}$  в (1):

$$\begin{aligned} \eta_{\text{ПГУ}} &= \frac{N_{\text{э}}^{\Gamma}}{Q_{\text{КС}}} + \frac{N_{\text{э}}^{\Pi}}{Q_{\text{КС}}} + \frac{N_{\text{э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}} = \\ &= \eta_{\text{ГТУ}} + \frac{(Q_{\text{КС}} - N_{\text{э}}^{\Gamma})\eta_{\text{КУ}}}{Q_{\text{КС}}} - \frac{N_{\text{э}}^{\text{H}} / \eta_{\text{НКВ}}}{Q_{\text{КС}}} + \frac{N_{\text{э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}}. \end{aligned}$$

Проводя дальнейшие преобразования, получим:

$$\eta_{\text{ПГУ}} = \eta_{\text{ГТУ}} + (1 - \eta_{\text{ГТУ}})\eta_{\text{КУ}} - \frac{N_{\text{э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}} \left( \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}} - 1 \right). \quad (4)$$

В этой формуле  $\eta_{\text{ПГУ}}$  является функцией пяти аргументов. Основная особенность зависимости (4) заключается в том, что в ней отсутствуют факторы, связанные с пароводяным циклом: КПД паротурбинной установки  $\eta_{\text{ПТУ}}$  и мощность паровой турбины  $N_{\text{э}}^{\Pi}$ . Отсюда следует вывод, что КПД парогазовой установки трех рабочих тел, схема которой приведена на рис. 1, не зависит ни от мощности, ни от КПД паротурбинной установки. Объясняется это тем, что в данной схеме ПТУ работает без потерь в цикле: теплота, выделяющаяся при конденсации отработавшего пара, полностью используется на генерацию пара низкокипящего вещества.

Последнее слагаемое в формуле (4) имеет отрицательное влияние на КПД ПГУ, и оно тем меньше, чем выше КПД цикла низкокипящего вещества  $\eta_{\text{ПКВ}}$  и ниже вырабатываемая в нем мощность  $N_{\text{э}}^{\Pi}$ . Это означает, что необходимо оптимизировать расход пара НКВ. С этой целью желательно для получения пара НКВ (нагрева до состояния насыщения, генерации и перегрева пара) использовать только теплоту конденсации отработавшего водяного пара в конденсаторе ПТУ.

Такой вариант ставит задачу поиска рабочего тела цикла НКВ с определенными свойствами: оно должно обеспечивать высокую термодинамическую эффективность цикла Ренкина и иметь подходящие теплофизические свойства – максимальную теплоту парообразования и меньшую теплоемкость жидкости при температуре насыщения [3].

Значение КПД цикла Ренкина на НКВ  $\eta_{\text{НКВ}}$  определяется, в первую очередь, максимальной и минимальной температурами в цикле, что также должно учитываться при выборе вида рабочего тела НКВ.

Для определения границ исследования имеет смысл выяснить, при каких условиях КПД парогазовой установки трех циклов (газотурбинного, пароводяного и цикла НКВ) будет выше, чем КПД утилизационной ПГУ с ПТУ на водяном паре, который можно выразить из (1) путем исключения последнего слагаемого:

$$\eta_{\text{ПГУ}}^{\Pi} = \eta_{\text{ГТУ}} + (1 - \eta_{\text{ГТУ}})\eta_{\text{КУ}}\eta_{\text{ПТУ}}. \quad (5)$$

Для проведения сравнения обозначим КПД ПГУ трех циклов –  $\eta_{\text{ПГУ}}^{\Pi+\text{H}}$ , КПД утилизационной ПГУ с ПТУ на водяном паре –  $\eta_{\text{ПГУ}}^{\Pi}$  и запишем неравенство:

$$\eta_{\text{ПГУ}}^{\Pi+\text{H}} > \eta_{\text{ПГУ}}^{\Pi}. \quad (6)$$

Заменим КПД из (4) и (5) и преобразуем неравенство:

$$\begin{aligned} \eta_{\text{ГТУ}} + (1 - \eta_{\text{ГТУ}})\eta_{\text{КУ}} - \frac{N_{\text{э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}} \left( \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}} - 1 \right) > \\ > \eta_{\text{ГТУ}} + (1 - \eta_{\text{ГТУ}})\eta_{\text{КУ}}\eta_{\text{ПТУ}}, \\ \frac{N_{\text{э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}} \left( 1 - \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}} \right) > (1 - \eta_{\text{ГТУ}})\eta_{\text{КУ}}(\eta_{\text{ПТУ}} - 1), \end{aligned}$$

$$\eta_{\text{НКВ}} > \frac{1}{1 - (1 - \eta_{\text{ГТУ}})\eta_{\text{КУ}}(\eta_{\text{ПГУ}} - 1) \frac{N_{\text{Э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}}}. \quad (7)$$

Таким образом, неравенство (7) представляет собой условие повышения эффективности ПГУ при введении в ее структуру цикла НКВ.

Подставляя значения КПД  $\eta_{\text{ГТУ}}$ ,  $\eta_{\text{КУ}}$  и  $\eta_{\text{ПГУ}}$ , а также значения  $N_{\text{Э}}^{\text{H}}$ ,  $Q_{\text{КС}}$  для базового варианта, получаем, что КПД парогазовой установки трех циклов с использованием в качестве НКВ аммиака будет выше КПД утилизационной ПГУ с ПГУ на водяном паре при условии, что КПД  $\eta_{\text{НКВ}} > 0,17$  (приблизительно). При использовании бутана это условие:  $\eta_{\text{НКВ}} > 0,15$ .

При выборе вида и параметров рабочих тел, оптимизации структуры установки, мощностей газовой, пароводяной, низкикипящей ступеней ПГУ и других факторов необходимо провести огромное количество вариантных расчетов для различных сочетаний исходных данных. Количество результатов расчетов велико, и выбор оптимального решения затруднен.

#### Анализ эффективности парогазовых установок методом малых отклонений

В этом случае возможен другой подход к анализу эффективности парогазовой установки – использование метода малых отклонений. Этот метод позволяет, проведя линеаризацию уравнений, связывающих КПД установки с ее параметрами, мощностью, расходом топлива и другими факторами, получить решение уравнений в общем и численном виде.

Метод малых отклонений [4], [5] основан на использовании результатов расчета некоторого варианта или режима работы установки. По этому методу проводится линеаризация нелинейных уравнений, которая представляет математический прием, включающий дифференцирование уравнений и последующую замену значений величин их относительными изменениями. В итоге исходное аналитическое уравнение заменяется на уравнение в малых отклонениях входящих в него аргументов. Полученная явная аналитическая зависимость связывает изменения исходных переменных и изменение функции, что дает возможность провести анализ изменения функции с помощью коэффициентов влияния переменных величин. Это особенно необходимо при большом числе аргументов и нелинейных связях между ними и функцией. Каждый коэффициент влияния имеет численное значение и вычисляется при заданных базовых значениях аргументов и функции.

Следуя положениям метода малых отклонений, продифференцируем уравнение (4):

$$d\eta_{\text{ПГУ}} = \frac{\partial \eta_{\text{ПГУ}}}{\partial \eta_{\text{ГТУ}}} d\eta_{\text{ГТУ}} + \frac{\partial \eta_{\text{ПГУ}}}{\partial \eta_{\text{КУ}}} d\eta_{\text{КУ}} + \frac{\partial \eta_{\text{ПГУ}}}{\partial N_{\text{Э}}^{\text{H}}} dN_{\text{Э}}^{\text{H}} + \frac{\partial \eta_{\text{ПГУ}}}{\partial Q_{\text{КС}}} dQ_{\text{КС}} + \frac{\partial \eta_{\text{ПГУ}}}{\partial \eta_{\text{НКВ}}} d\eta_{\text{НКВ}}. \quad (8)$$

Здесь частные производные:

$$\frac{\partial \eta_{\text{ПГУ}}}{\partial \eta_{\text{ГТУ}}} = 1 - \eta_{\text{КУ}}; \quad \frac{\partial \eta_{\text{ПГУ}}}{\partial \eta_{\text{КУ}}} = 1 - \eta_{\text{ГТУ}};$$

$$\frac{\partial \eta_{\text{ПГУ}}}{\partial N_{\text{Э}}^{\text{H}}} = -\frac{1}{Q_{\text{КС}}} \left( \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}} - 1 \right);$$

$$\frac{\partial \eta_{\text{ПГУ}}}{\partial Q_{\text{КС}}} = \frac{N_{\text{Э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}^2} \left( \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}} - 1 \right); \quad \frac{\partial \eta_{\text{ПГУ}}}{\partial \eta_{\text{НКВ}}} = \frac{N_{\text{Э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}} \cdot \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}^2}.$$

Подставляя частные производные в (4), имеем:

$$d\eta_{\text{ПГУ}} = (1 - \eta_{\text{КУ}})d\eta_{\text{ГТУ}} + (1 - \eta_{\text{ГТУ}})d\eta_{\text{КУ}} + \frac{1}{Q_{\text{КС}}} \left( \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}} - 1 \right) dN_{\text{Э}}^{\text{H}} + \frac{N_{\text{Э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}^2} \left( \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}} - 1 \right) dQ_{\text{КС}} + \frac{N_{\text{Э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}} \cdot \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}^2} d\eta_{\text{НКВ}}.$$

Перейдем к конечным приращениям и затем к относительным отклонениям:

$$\Delta \eta_{\text{ПГУ}} = (1 - \eta_{\text{КУ}})\Delta \eta_{\text{ГТУ}} + (1 - \eta_{\text{ГТУ}})\Delta \eta_{\text{КУ}} + \frac{1}{Q_{\text{КС}}} \left( \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}} - 1 \right) \Delta N_{\text{Э}}^{\text{H}} + \frac{N_{\text{Э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}^2} \left( \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}} - 1 \right) \Delta Q_{\text{КС}} + \frac{N_{\text{Э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}} \cdot \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}^2} \Delta \eta_{\text{НКВ}},$$

$$\frac{\Delta \eta_{\text{ПГУ}}}{\eta_{\text{ПГУ}}} = \frac{1}{\eta_{\text{ПГУ}}} \left[ (1 - \eta_{\text{КУ}})\eta_{\text{ГТУ}} \frac{\Delta \eta_{\text{ГТУ}}}{\eta_{\text{ГТУ}}} + (1 - \eta_{\text{ГТУ}})\eta_{\text{КУ}} \frac{\Delta \eta_{\text{КУ}}}{\eta_{\text{КУ}}} - \frac{N_{\text{Э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}} \left( \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}} - 1 \right) \frac{\Delta N_{\text{Э}}^{\text{H}}}{N_{\text{Э}}^{\text{H}}} + \frac{N_{\text{Э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}} \left( \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}} - 1 \right) \frac{\Delta Q_{\text{КС}}}{Q_{\text{КС}}} + \frac{N_{\text{Э}}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}}} \cdot \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}}} \frac{\Delta \eta_{\text{НКВ}}}{\eta_{\text{НКВ}}} \right].$$

Переходя к обозначениям коэффициентов при переменных, получим:

$$\delta \eta_{\text{ПГУ}} = K_1 \delta \eta_{\text{ГТУ}} + K_2 \delta \eta_{\text{КУ}} + K_3 \delta N_{\text{Э}}^{\text{H}} + K_4 \delta Q_{\text{КС}} + K_5 \delta \eta_{\text{НКВ}}. \quad (9)$$

Здесь коэффициенты влияния  $K_1 - K_5$  определяются через величины «базового» варианта, имеющие в формулах индекс «0»:

$$K_1 = \frac{(1 - \eta_{\text{КУ}0})\eta_{\text{ГТУ}0}}{\eta_{\text{ПГУ}0}}; \quad K_2 = \frac{(1 - \eta_{\text{ГТУ}0})\eta_{\text{КУ}0}}{\eta_{\text{ПГУ}0}};$$

$$K_3 = -\frac{N_{\text{Э}0}^{\text{H}}}{\eta_{\text{ПГУ}0} Q_{\text{КС}0}} \left( \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}0}} - 1 \right);$$

$$K_4 = \frac{N_{\text{Э}0}^{\text{H}}}{\eta_{\text{ПГУ}0} Q_{\text{КС}0}} \left( \frac{1}{\eta_{\text{НКВ}0}} - 1 \right);$$

$$K_5 = \frac{N_{\text{Э}0}^{\text{H}}}{Q_{\text{КС}0} \eta_{\text{НКВ}0} \eta_{\text{ПГУ}0}} \text{ м.}$$

Расчетные значения переменных в «базовом» варианте определены для ПГУ, схема которой представлена на рис. 1. Вариант рассчитан для следующих исходных данных: ГТУ «Siemens» модели SGT5-8000H электрической мощностью  $N_9^r=375$  МВт, с расходом и температурой отработавших газов  $G_r=820$  кг/с и  $t_r=625$  °С, КПД ГТУ  $\eta_9^r=0,400$  начальные параметры турбоустановки водяного пара (ПТУ)  $p_0=24$  МПа,  $t_0=600$  °С; температура промежуточного перегрева  $t_{пр}=600$  °С; давление в конденсаторе ПТУ  $p_k=0,2$  МПа. Рабочее тело установки НКВ – аммиак с параметрами:  $P_0^{НКВ}=7,57$  МПа,  $t_0^{НКВ}=150$  °С,  $p_k^*=0,1$  МПа.

В результате расчета определены показатели установки:

$$\eta_{ПГУ0} = 0,597; \eta_{КУ0} = 0,877; N_{Э0}^H = 60,4 \text{ МВт};$$

$$Q_{КС0} = 937,5 \text{ МВт}; \eta_{НКВ0} = 0,173.$$

При этом значения коэффициентов влияния составляют:

$$K_1 = 0,082, K_2 = 0,881, K_3 = -0,516,$$

$$K_4 = 0,516, K_5 = 0,624.$$

Таким образом, зависимость КПД рассматриваемой парогазовой установки от влияющих факторов записывается в форме уравнения в малых отклонениях:

$$\delta\eta_{ПГУ} = 0,082\delta\eta_{ГТУ} + 0,881\delta\eta_{КУ} -$$

$$-0,516\delta N_9^H + 0,516\delta Q_{КС} + 0,624\delta\eta_{НКВ}. \quad (10)$$

Анализ уравнения показывает, что наибольшее влияние на КПД ПГУ оказывает значение  $\eta_{КУ}$ , т. е. эффективность использования в котле-утилизаторе теплоты отработавших в ГТУ газов. При изменении  $\eta_{КУ}$  на 1 % КПД ПГУ изменится на 0,881 %.

Увеличение на 1 % количества теплоты, подводимой при сгорании топлива в камере сгорания, ведет к росту КПД ПГУ на 0,516 %. Отрицательное влияние мощности турбины на паре НКВ рассмотрено выше.

Коэффициент влияния электрической мощности турбины НКВ имеет отрицательное значение, т. е. повышение ее значения приведет к заметному снижению  $\eta_{ПГУ}$ , что подтверждает вывод, сделанный выше о необходимости снижения расхода пара НКВ. С другой стороны, КПД установки на низкокипящем веществе  $\eta_{НКВ}$  имеет положительный коэффициент влияния, второй по величине ( $K_5=0,624$ ), т. е. повышение КПД  $\eta_{НКВ}$  на 1 % приводит к росту КПД  $\eta_{ПГУ}$  на 0,624 %.

Одновременное выполнение условия снижения мощности турбины НКВ и повышения КПД установки на низкокипящем веществе возможно только путем оптимизации отношения тепловой нагрузки турбоустановки НКВ, покрываемой котлом-утилизатором, к общей тепловой нагрузке этой турбоустановки.

С целью увеличения КПД тринарной ПГУ выше 60 % проведены расчетные исследования более

сложных схем, включающих пароохладители отработавшего водяного пара (ПО вода) и пара НКВ (ПО НКВ) и их сочетание, а также регенеративный подогрев НКВ (РП НКВ). Основные результаты расчетного анализа и соответствующие коэффициенты влияния для всех рассмотренных схем внесены в табл. 1 и 2.

Таблица 1. Результаты расчета тринарных ПГУ с аммиачной турбиной

Величина	Схема			
	Простая	С ПО вода	С РП НКВ	С ПО вода и РП НКВ
КПД паротурбинной установки	0,327	0,327	0,327	0,327
Электрическая мощность турбины НКВ, МВт	60,4	60,4	74,0	73,7
КПД турбоустановки НКВ	0,173	0,173	0,211	0,211
Температура уходящих газов, °С	90,1	90,2	89,8	89,9
КПД котла-утилизатора	0,877	0,877	0,877	0,877
КПД ПГУ	0,597	0,597	0,610	0,611
K1	0,082	0,082	0,081	0,081
K2	0,881	0,881	0,863	0,861
K3	-0,516	-0,516	-0,484	-0,481
K4	0,516	0,516	0,484	0,481
K5	0,624	0,624	0,612	0,610

Таблица 2. Результаты расчета тринарных ПГУ с бутановой турбиной

Величина	Схема				
	Простая	С ПО НКВ	С РП НКВ	С ПО вода	С ПО вода и ПО НКВ
КПД ПТУ	0,323	0,324	0,323	0,323	0,323
Электрическая мощность турбины НКВ, МВт	52,8	62,5	62,2	54,4	69,3
КПД турбоустановки НКВ	0,151	0,178	0,177	0,151	0,193
Температура уходящих газов, °С	90,1	89,8	89,5	90,2	90,5
КПД котла-утилизатора	0,877	0,877	0,878	0,877	0,876
КПД ПГУ	0,587	0,596	0,596	0,589	0,605
K1	0,084	0,083	0,082	0,084	0,082
K2	0,896	0,883	0,901	0,893	0,869
K3	-0,539	-0,517	-0,518	-0,554	-0,511
K4	0,539	0,517	0,518	0,554	0,511
K5	0,635	0,628	0,629	0,652	0,633

Как показал анализ данных, приведенных в табл. 1 и 2, значения коэффициентов влияния практически не зависят от структурного фактора, но изменяются, хотя и в небольшом диапазоне, при переходе на другой вид НКВ. При этом влияние всех факторов в установке с бутаном в качестве НКВ выше по сравнению с аммиаком.

**Выводы**

Выбор структуры и параметров рабочих тел тринарной парогазовой установки должен производиться с учетом степени влияния отдельных установок (ГТУ, ПТУ, НКВ) на КПД ПГУ. Заметное влияние на КПД тринарной ПГУ оказывают термодинамические свойства низкокипящего вещества; во всех рассмотренных вариантах использование аммиака по тепловой эффективности более выгодно, чем бутана.

Для тринарной ПГУ независимо от структуры установки и вида низкокипящего вещества имеют место следующие зависимости.

1. Наибольшее влияние на КПД тринарной ПГУ оказывает значение КПД котла-утилизатора.
2. КПД турбоустановки на водяном паре не влияет на экономичность тринарной ПГУ, поскольку для ПГУ в целом эта турбоустановка работает без потерь в цикле, при этом повышение начальных параметров водяного пара и его промежуточный перегрев позволяют повысить КПД тринарной ПГУ за счет увеличения мощности турбины водяного пара.

3. КПД установки на низкокипящем веществе имеет положительный коэффициент влияния на КПД ПГУ, поэтому имеет смысл повышение начальной температуры пара НКВ и усложнение схемы введением пароохладителя отработавшего пара или регенеративного подогрева НКВ.
4. С ростом электрической мощности турбины на низкокипящем веществе КПД парогазовой установки снижается, т. к. коэффициент влияния для этой мощности имеет отрицательное значение, поэтому необходимо оптимизировать расход пара НКВ.
5. Одновременное выполнение условия снижения мощности турбины НКВ и повышения КПД установки на низкокипящем веществе возможно только путем оптимизации отношения тепловой нагрузки турбоустановки НКВ, покрываемой котлом-утилизатором, к общей тепловой нагрузке этой турбоустановки.

*Работа выполнена в рамках ФЦП «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2007–2013 годы».*

**СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Энергетическая Стратегия России на период до 2030 года: утверждена распоряжением Правительства РФ от 13 ноября 2009 г. // Институт энергетической стратегии. 2009. – 144 с. URL: <http://www.energystrategy.ru/> (дата обращения: 26.03.2013).
2. Ольховский Г.Г. Перспективные газотурбинные и парогазовые установки для энергетики (обзор) // Теплоэнергетика. – 2013. – № 2. – С. 3–12.

3. Гринман М.И., Фомин В.А. Перспективы применения энергетических установок с низкокипящими рабочими телами // Новости теплоснабжения. – 2010. – № 7. – С. 45–48.
4. Ольховский Г.Г. Энергетические газотурбинные установки. – М.: Энергоиздат, 1985. – 304 с.
5. Черкез А.Е. Инженерные расчеты газотурбинных двигателей методом малых отклонений. – М.: Машиностроение, 1975. – 355 с.

*Поступила 20.06.2013 г.*

UDC 621.039.576

## APPLICATION OF SMALL DEVIATION METHOD TO ANALYZE THE EFFICIENCY OF TERNARY COMBINED CYCLE GAS TURBINE

A.M. Antonova, A.V. Vororbyev, A.S. Matveev, A.S. Orlov

Tomsk Polytechnic University

*The authors have carried out the design-analytic studies of the efficiency of ternary combined cycle gas turbine including high-capacity gas-turbine system, water vapor circuit and low boiling substance circuit. The analytic expression of the dependence of ternary combined cycle gas turbine efficiency on the principle influencing factors was obtained. It was shown that heat-economy figures of water-steam cycle do not influence the combined cycle gas turbine economy. The authors determined the conditions of increasing the efficiency of ternary combined cycle gas turbine with low boiling substance circuit with respect to waste-heat combined cycle gas turbine. The paper considers the features of using the small deviations method to analyze the efficiency of combined cycle gas turbines. The equation for dependence of the combined cycle gas turbine efficiency on the main influencing factors was established in small deviations; the factors values were calculated. The efficiency of different in structure combined cycle gas turbines with low boiling substance circuit was analyzed by the small deviations method.*

**Key words:**

*Linearization of the equations, ternary combined cycle gas turbine, steam circuit, circuit a low boiling substance, method of small deviations, coefficient of influence.*

## REFERENCES

1. Energy Strategy of Russia for the period until 2030 was approved by the RF Government on November 13, 2009. *Institute of Energy Strategy*, 2009. 144 p. Available at: <http://www.energystrategy.ru/> (accessed 26 march, 2013).
2. Olkhovskiy G.G. *Teploenergetika*, 2013. 2, pp. 3–12.
3. Greenman M.I., Fomin V.A. *Novosti teplosnabzheniya*, 2010. 7, pp. 45–48.
4. Olkhovskiy G.G. *Energeticheskie gazoturbinnye ustanovki* (Gas turbine power plant). Moscow, Energoizdat, 1985. 304 p.
5. Cherkez A.E. *Inzhenernye raschety gasoturbinnyykh dvigateley metodom malykh otkloneniy* (Engineering calculations of gas turbine engines by small deviations). Moscow, Mashinostroenie, 1975. 355 p.

УДК 536.253

## О ВЛИЯНИИ КОНВЕКЦИИ НА ФОРМИРОВАНИЕ КАПЕЛЬ СЕРНОЙ КИСЛОТЫ В АТМОСФЕРЕ, ПРИЛЕГАЮЩЕЙ К РАЙОНУ РАСПОЛОЖЕНИЯ ТЕПЛОВОЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ СТАНЦИИ

Д.В. Гвоздяков, В.Е. Губин

Томский политехнический университет  
E-mail: dim2003@tpu.ru; gubin@tpu.ru

Представлены результаты математического моделирования процесса конденсации серного ангидрида на поверхности ядер конденсации в рамках сформулированной задачи. Результаты расчета представлены для весеннего и летнего времени года. Установлено, что при различных скоростях ветра и при типичных параметрах работы тепловой электрической станции формирование капель серной кислоты происходит с незначительным изменением. Проведена оценка размеров ядер конденсации, на поверхности которых образуются капли, способные в процессе седиментации выпадать на поверхность Земли. Установлено, что скорость перемещения воздушных масс влияет на процесс рассеивания кислотной антропогенной примеси в атмосфере. Проведено сравнение полученных значений концентрации серного ангидрида с результатами расчета по одной из известных методик. Апробация полученных результатов проведена проверкой консервативности разностной схемы и решением тестовых задач.

**Ключевые слова:**

Математическое моделирование, тепловая электрическая станция, дымовые газы, загрязнение, серный ангидрид, конденсация, частица, серная кислота.

**Введение**

В настоящей работе установлена возможность образования капель серной кислоты (в процессе поглощения серного ангидрида каплями воды) с характерными размерами до  $1 \cdot 10^{-3}$  м в атмосфере, прилегающей к району расположения тепловой электрической станции (ТЭС) [1, 2]. Результаты [1, 2] не только хорошо соответствуют известным данным о выпадении кислотных осадков на территориях вблизи крупных промышленных объектов [3–7], но и иллюстрируют физико-химический механизм процессов формирования и движения капель кислоты в атмосфере. Оценка их размеров, скоростей движения и анализ условий конденсации на поверхности таких капель создают определенные предпосылки для выводов о возможных кислотных образованиях в атмосфере вблизи работающих ТЭС. Но на интенсивность образования рассматриваемых примесей оказывают влияние ряд не учитывавшихся в [1, 2] факторов (например, скорость ветра в районе выброса в атмосферу серного ангидрида).

В данной работе рассматривается серный ангидрид  $SO_3$ , который образуется в газоходах котлов ТЭС путем частичного окисления  $SO_2$  (до 5 % от общей доли  $SO_2$ ) при сжигании высокосернистых топлив [4]. Интенсивность конвективных процессов

оказывает влияние не только на скорость перемещения «ядер конденсации» [1, 2] и образовавшихся капель кислоты. Изменение скорости ветра приводит и к изменению условий тепломассопереноса вблизи поверхностей конденсации. Соответственно изменяется с увеличением (или уменьшением) скорости движения воздушных масс (и содержащихся в нем антропогенных примесей – серный ангидрид) и массовая скорость конденсации  $SO_3$  на поверхности капель кислоты. Интенсивность этого процесса экспоненциально зависит от текущей температуры газовой среды. Поэтому изменения численных значений температуры поверхности капель кислоты на несколько градусов может в определенных условиях приводить к существенным изменениям скоростей конденсации рассматриваемых газов. Последнее, как было установлено ранее [1, 2], влечет за собой изменение характерных скоростей движения капель кислоты к поверхности Земли и расстояний распространения кислотных образований от источников выбросов антропогенных веществ в атмосферу. По этим причинам представляет интерес исследование влияния наиболее значимых факторов на условия и интенсивность формирования кислотных образований. Целью настоящей работы является численный анализ результатов процесса тепломассопере-

носа в атмосфере районов, прилегающих к тепловым электрическим станциям, влияния скорости ветра на размеры образующихся капель серной кислоты.

#### Постановка задачи и метод решения

При постановке задачи рассматривалась область, соответствующая воздушному пространству вблизи источника выброса в атмосферу серного ангидрида – антропогенного компонента продуктов сгорания углей.

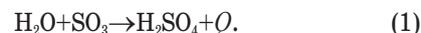
Принята прямоугольная форма этой области (рис. 1, а). На рис. 1 представлен единичный фрагмент области решения задачи, характерные размеры которой много больше характерных размеров ядер конденсации. Основными механизмами переноса антропогенных газообразных компонент на практике являются конвекция и диффузия. При постановке задачи учитываются эти два фактора. В качестве начала координат принята точка 0, соответствующая границе устья источника выбросов (рис. 1, б).

В соответствии с общими положениями [3–7] принято, что образование капель серной кислоты (так же, как и других кислот) происходит в результате конденсации паров  $\text{SO}_3$  на поверхности «ядер конденсации» – микроскопических капель воды. Скорость этого термодинамического процесса существенно зависит от текущей температуры газовой среды [8]. Соответственно достоверность результатов моделирования процесса конденсации определяется точностью задания температурных полей на поверхности конденсации.

Как правило, высота дымовых труб ТЭС изменяется от 50 до 400 м [9, 10]. Процессы же конвекции приводят к значимым изменениям температуры капель даже в «малом по высоте» слое атмосферы, прилегающем к поверхности Земли. Поэтому для адекватного описания распределений температуры в воздухе следует учитывать конвекцию. Возникает необходимость решения системы уравнений, описывающих тепломассоперенос при

движении воздушных масс в рассматриваемой области.

Механизм образования серной кислоты [3, 4] основан на взаимодействии, при котором серный ангидрид  $\text{SO}_3$  поглощается водяным паром.



Процесс переноса энергии, количества движения и массы в рассматриваемых условиях описывается системой нестационарных дифференциальных уравнений в частных производных [11, 12]. Считается, что температура и концентрация на левой границе области решения задачи (дымовая труба ТЭС) не зависят от времени. Для моделирования изменения основных искомым функций используются нестационарные двумерные уравнения смешанной конвекции в приближении Буссинеска [11–14].

Безразмерные уравнения движения, энергии, неразрывности и диффузии в переменных «вихрь скорости–функция тока–температура–концентрация» по аналогии с [15, 16] записаны в виде:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \Omega}{\partial \tau} + U \frac{\partial \Omega}{\partial X} + V \frac{\partial \Omega}{\partial Y} = \\ = \frac{1}{\text{Re}} \left( \frac{\partial^2 \Omega}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \Omega}{\partial Y^2} \right) + \frac{\text{Gr}}{\text{Re}^2} \frac{\partial \Theta}{\partial X}, \end{aligned} \quad (2)$$

$$\frac{\partial^2 \Psi}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \Psi}{\partial Y^2} = -\Omega, \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \Theta_1}{\partial \tau} + U \frac{\partial \Theta_1}{\partial X} + V \frac{\partial \Theta_1}{\partial Y} = \\ = \frac{1}{\text{Pr} \cdot \text{Re}} \left( \frac{\partial^2 \Theta_1}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \Theta_1}{\partial Y^2} \right) + \frac{Q W_K L_1}{\rho C_p \Delta T}, \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial C_3}{\partial \tau} + U \frac{\partial C_3}{\partial X} + V \frac{\partial C_3}{\partial Y} = \\ = \frac{1}{\text{Pr} \cdot \text{Sc}} \left( \frac{\partial^2 C_3}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 C_3}{\partial Y^2} \right) - \frac{W_K L_1}{\rho U_0}, \end{aligned} \quad (5)$$

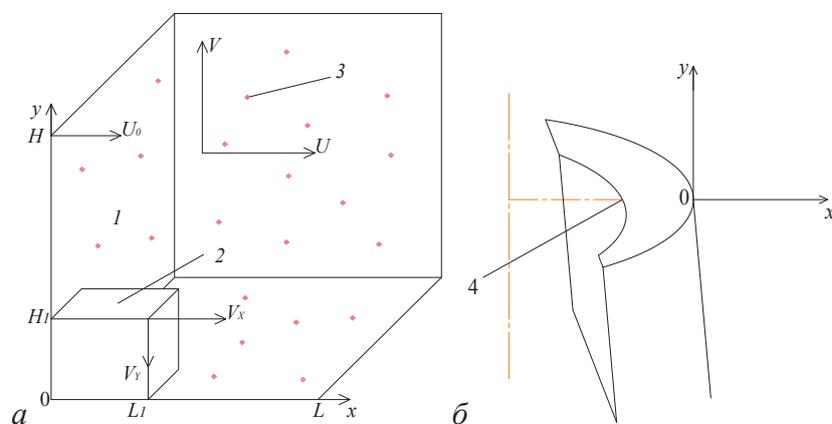


Рис. 1. Область решения задачи в начальный момент: 1 – газовая фаза; 2 – ядро конденсации; 3 – серный ангидрид; 4 – устье дымовой трубы ТЭС;  $U, V$  – скорости движения газовой среды в направлении оси  $X$  и  $Y$ , соответственно;  $V_x, V_y$  – скорости частицы в направлении оси  $X$  и  $Y$

$$\frac{1}{Fo} \frac{\partial \Theta_2}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 \Theta_2}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \Theta_2}{\partial Y^2}. \quad (6)$$

Уравнения движения частицы в направлении оси  $OX$  и  $OY$  соответственно:

$$\frac{dV_x}{d\tau} = -\frac{3C_D \rho_1 g (V_x - U)^2}{8\delta \rho_2}, \quad (7)$$

$$\frac{dV_y}{d\tau} = 1 - \frac{3C_D \rho_1 g V_y^2}{8\delta \rho_2}. \quad (8)$$

Принятые обозначения в системе уравнений (2)–(8):  $X, Y$  – координаты декартовой системы координат;  $\tau$  – время;  $\Theta$  – температура;  $C_3$  – концентрация серного ангидрида;  $\Psi$  – функция тока;  $\Omega$  – вихрь скорости;  $Q=174,26$  – тепловой эффект реакции, кДж/кг;  $W_K$  – массовая скорость конденсации серного ангидрида, кг/(м<sup>3</sup>·с);  $L_1$  – геометрический размер частицы (ядра конденсации), м;  $\rho$  – плотность, кг/м<sup>3</sup>;  $C_p$  – удельная теплоемкость, Дж/(кг·К);  $U_0$  – скорость внешней среды, м/с;  $C_D$  – коэффициент сопротивления;  $g$  – ускорение свободного падения, м/с<sup>2</sup>;  $U, V$  – скорости движения газовой среды в направлении оси  $X$  и  $Y$ , соответственно;  $V_x, V_y$  – скорости частицы в направлении оси  $X$  и  $Y$ ;  $Re$  – число Рейнольдса;  $Pr$  – число Прандтля;  $Sc$  – число Шмидта;  $Fo$  – число Фурье; 1 – воздух плюс пары серного ангидрида; 2 – ядро конденсации; 3 – серный ангидрид.

Переход к безразмерным величинам осуществлялся в соответствии с подходом, изложенным в [1].

Расчет скорости конденсации проводился с использованием формулы [8]:

$$W_K = \beta \frac{P_A - P_0 \exp\left(-\frac{E}{RT}\right)}{\sqrt{\frac{2\pi RT}{M}}},$$

где  $P_A$  – атмосферное давление, Па;  $P_0=10^5$  – предэкспонента, Па;  $E$  – энергия активации процесса конденсации, Дж/кг;  $R$  – универсальная газовая постоянная, Дж/(моль·К);  $M$  – молярная масса, кг/моль;  $\beta$  – коэффициент конденсации; текущая температура газовой среды, К.

В соответствии с теорией [8] предполагалось, что скорость конденсации пропорциональна разности двух односторонних максвелловских скоростей конденсации. Такой подход предполагает два допущения: 1) конденсирующаяся среда у поверхности ядра конденсации макроскопически неподвижна; 2) состояние этой среды может быть описано локальной максвелловской функцией [8]. Допускается, что перемещение ядер конденсации в пространстве происходит со скоростью ветра.

Начальные условия для системы уравнений (2)–(8) приняты в виде:

$$\begin{aligned} \Theta(X, Y, 0) &= 0, \quad V_x(X, Y, 0) = 0, \\ \Psi(X, Y, 0) &= 0, \quad V_y(X, Y, 0) = 0, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Theta(X, Y, 0) &= 0, \quad U(X, Y, 0) = 0, \\ C(X, Y, 0) &= 0, \quad V(X, Y, 0) = 0. \end{aligned}$$

Граничные условия для (2)–(8) уравнений:

$$\frac{\partial C_3}{\partial X} = \frac{W_K L_1}{D\rho}, \quad \psi = \Omega = 0;$$

$$X = L, \quad 0 \leq Y \leq H;$$

$$\Theta = \Theta_1, \quad \frac{\partial C_3}{\partial X} = 0, \quad \frac{\partial \Psi}{\partial X} = 0, \quad \frac{\partial \Omega}{\partial X} = 0;$$

$$Y = 0, \quad 0 \leq X \leq L_1;$$

$$\frac{\partial \Theta}{\partial Y} = 0, \quad C_3 = 0, \quad \Psi = 0, \quad \Omega = 0;$$

$$Y = 0, \quad L_1 \leq X \leq L;$$

$$\Theta = \Theta_1, \quad C_3 = C_0, \quad \frac{\partial \Psi}{\partial Y} = U, \quad \frac{\partial \Psi}{\partial X} = -V;$$

$$Y = H, \quad 0 \leq X \leq L_1;$$

$$\frac{\partial \Theta_1}{\partial X} = \frac{\lambda_2}{\lambda_1} \frac{\partial \Theta_2}{\partial X} - \frac{Q W_K L_1}{\Delta T \lambda_1}, \quad \Theta_1 = \Theta_2,$$

$$\frac{\partial C_3}{\partial X} = \frac{W_K L_1}{D\rho}, \quad \psi = \Omega = 0;$$

$$Y = H, \quad 0 \leq X \leq L;$$

$$\Theta = \Theta_1, \quad \frac{\partial C_3}{\partial Y} = 0, \quad \frac{\partial \Psi}{\partial Y} = 0, \quad \frac{\partial \Omega}{\partial Y} = 0.$$

где  $C_0$  – безразмерная концентрация серного ангидрида на границе области.

Система (2)–(8) решена методом конечных разностей [12, 13]. Решение разностных аналогов дифференциальных уравнений и краевых условий проведено методом переменных направлений и локально-одномерным методом [14].

Для решения сформулированной краевой задачи использовался алгоритм [17, 18], разработанный для решения задач сопряженного теплопереноса в областях с локальным источником энергии. Оценка достоверности полученных результатов проводилась проверкой консервативности разностной схемы аналогично [19, 20] и решением тестовой задачи [21] проверкой сходимости, апробация закона сохранения энергии в области решения задачи – методом, аналогичным [22].

Начальная концентрация серного ангидрида в воздушном пространстве принималась усредненной для соответствующих значений летнего и весеннего времени года [1] и составляла 2,5 мг/м<sup>3</sup>. При постановке задачи были приняты следующие допущения:

- 1) не учитывалось испарение капли в процессе движения;
- 2) не принималось во внимание влияние солнечной радиации;
- 3) шаг по пространственным координатам  $10^{-5}$ ;
- 4) ядро конденсации имеет форму куба.

Анализировалось влияние на процесс формирования капли кислоты скорости ветра в диапазоне изменения от 5 до 20 м/с.

### Результаты и обсуждения

Сравнение результатов математического моделирования (табл. 1–4) процесса конденсации серного ангидрида на поверхности ядер конденсации при различных скоростях ветра позволяет сделать следующие выводы: *во-первых*, изменение (увеличение) скорости перемещения воздушных масс незначительно (1...3 %) влияет на процесс роста капли серной кислоты; *во-вторых*, формирование капель, способных выводиться из атмосферы за счет процесса седиментации, происходит на поверхности ядер конденсации размером от  $5,00 \cdot 10^{-6}$  м и более. Следует отметить, что наиболее интенсивно этот процесс происходит в начальный период времени (до 600 с). В табл. 1–4 представлены результаты численного моделирования роста капель в процессе конденсации для различных скоростей ветра в летнее (294 К) и весеннее (284 К) время года.

Установлено, что при начальном размере ядра конденсации  $1,0 \cdot 10^{-6}$  м и скорости ветра 5 м/с уже через 10800 с образуется частица, способная достигнуть поверхности Земли. Следует отметить, что капли соответствующего размера характерны для осадков в виде дождя, относящихся к типу «грубодисперсных» частиц [23]. Можно сделать вывод, что в весенне-летний период года, при скоростях ветра от до 20 м/с, образование капли серной кислоты, способной достигнуть Земли, на поверхности «ядер конденсации» размером  $5,0 \cdot 10^{-6}$  м происходит уже через 7200 с с момента начала процесса. Дальнейшее увеличение скорости перемещения воздушных масс приводит к снижению скорости процесса формирования капли.

Таким образом, можно сделать вывод о том, что влияние скорости ветра на процесс образования капель серной кислоты, способных достичь поверхности Земли, незначительно.

**Таблица 1.** Размеры капель серной кислоты при скорости ветра 5 м/с

Лето						
t, c	$\delta_0 \cdot 10^6, \text{ м}$	0,03	0,05	0,80	1,00	5,00
		$\delta_1 \cdot 10^3, \text{ м}$				
600		0,073	0,183	0,292	0,340	0,432
1800		0,106	0,269	0,428	0,533	0,633
3600		0,127	0,320	0,510	0,634	0,754
5400		0,144	0,363	0,579	0,720	0,855
7200		0,163	0,411	0,655	0,814	<b>0,967</b>
9000		0,176	0,444	0,707	0,880	<b>1,045</b>
10800		0,187	0,473	0,753	<b>0,937</b>	<b>1,113</b>
Весна						
t, c	$\delta_0 \cdot 10^6, \text{ м}$	0,03	0,05	0,80	1,00	5,00
		$\delta_1 \cdot 10^3, \text{ м}$				
600		0,060	0,150	0,222	0,269	0,354
1800		0,087	0,220	0,314	0,382	0,519
3600		0,104	0,263	0,397	0,482	0,618
5400		0,118	0,298	0,456	0,554	0,701
7200		0,133	0,337	0,504	0,612	0,793
9000		0,144	0,364	0,545	0,662	0,857
10800		0,153	0,388	0,581	0,706	0,913

**Таблица 2.** Размеры капель серной кислоты при скорости ветра 10 м/с

Лето						
t, c	$\delta_0 \cdot 10^6, \text{ м}$	0,03	0,05	0,80	1,00	5,00
		$\delta_1 \cdot 10^3, \text{ м}$				
600		0,068	0,173	0,275	0,320	0,406
1800		0,100	0,253	0,403	0,501	0,596
3600		0,119	0,301	0,480	0,597	0,710
5400		0,135	0,342	0,545	0,678	0,805
7200		0,153	0,387	0,616	0,766	<b>0,911</b>
9000		0,165	0,418	0,666	0,828	<b>0,984</b>
10800		0,176	0,445	0,709	0,882	<b>1,048</b>
Весна						
t, c	$\delta_0 \cdot 10^6, \text{ м}$	0,03	0,05	0,80	1,00	5,00
		$\delta_1 \cdot 10^3, \text{ м}$				
600		0,057	0,144	0,212	0,258	0,339
1800		0,084	0,211	0,301	0,365	0,497
3600		0,099	0,251	0,380	0,462	0,592
5400		0,113	0,285	0,437	0,531	0,671
7200		0,128	0,322	0,482	0,586	0,759
9000		0,138	0,348	0,522	0,634	0,820
10800		0,147	0,371	0,556	0,675	0,874
10800		0,143	0,361	0,541	0,657	0,850

**Таблица 3.** Размеры капель серной кислоты при скорости ветра 15 м/с

Лето						
t, c	$\delta_0 \cdot 10^6, \text{ м}$	0,03	0,05	0,80	1,00	5,00
		$\delta_1 \cdot 10^3, \text{ м}$				
600		0,066	0,167	0,266	0,310	0,393
1800		0,097	0,245	0,390	0,485	0,576
3600		0,115	0,292	0,464	0,578	0,686
5400		0,131	0,331	0,527	0,655	0,779
7200		0,148	0,374	0,596	0,741	0,881
9000		0,160	0,404	0,644	0,801	<b>0,952</b>
10800		0,170	0,430	0,686	0,853	<b>1,013</b>
Весна						
t, c	$\delta_0 \cdot 10^6, \text{ м}$	0,03	0,05	0,80	1,00	5,00
		$\delta_1 \cdot 10^3, \text{ м}$				
600		0,055	0,140	0,206	0,251	0,330
1800		0,081	0,205	0,292	0,355	0,483
3600		0,097	0,244	0,370	0,449	0,575
5400		0,110	0,277	0,425	0,516	0,653
7200		0,124	0,314	0,469	0,570	0,739
9000		0,134	0,339	0,508	0,617	0,798
10800		0,143	0,361	0,541	0,657	0,850

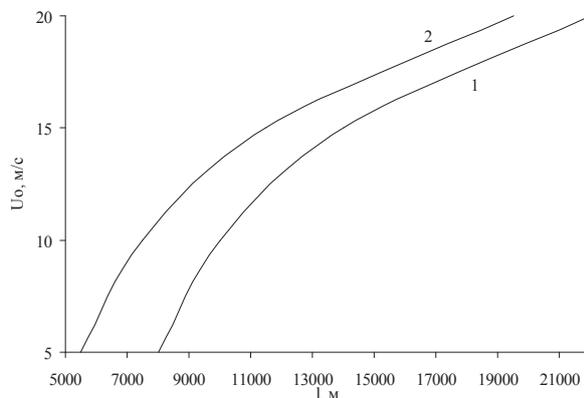
Образовавшиеся частицы рассеиваются на различные расстояния под воздействием воздушных масс [3, 4, 24, 25]. Проведен численный анализ процесса рассеивания капель с использованием разработанной методики. При этом было выделено два диапазона размеров образовавшихся капель,  $0,1 \cdot 10^{-3} \dots 0,5 \cdot 10^{-3}$  м и  $0,5 \cdot 10^{-3} \dots 1,0 \cdot 10^{-3}$  м, соответственно. На рис. 2 представлена зависимость процесса рассеивания (по оси факела продуктов сгорания) образовавшихся частиц в рассматриваемом диапазоне размеров в зависимости от скорости ве-

тра. На рис. 3 показано сравнение результата расчета абсолютной концентрации в настоящей работе (1) и по теории рассеивания [26–28].

**Таблица 4.** Размеры капель серной кислоты при скорости ветра 20 м/с

		Лето				
t, с	$\delta_0 \cdot 10^6, \text{ м}$	0,03	0,05	0,80	1,00	5,00
		$\delta_i \cdot 10^3, \text{ м}$				
600		0,064	0,162	0,257	0,300	0,380
1800		0,094	0,237	0,377	0,469	0,558
3600		0,112	0,282	0,450	0,559	0,664
5400		0,127	0,320	0,510	0,634	0,754
7200		0,143	0,362	0,577	0,717	0,852
9000		0,155	0,391	0,623	0,775	<b>0,921</b>
10800		0,165	0,417	0,664	0,826	<b>0,981</b>
		Весна				
t, с	$\delta_0 \cdot 10^6, \text{ м}$	0,03	0,05	0,80	1,00	5,00
		$\delta_i \cdot 10^3, \text{ м}$				
600		0,054	0,136	0,200	0,243	0,320
1800		0,079	0,199	0,284	0,345	0,469
3600		0,094	0,237	0,359	0,436	0,559
5400		0,107	0,269	0,413	0,501	0,634
7200		0,121	0,305	0,455	0,553	0,717
9000		0,130	0,329	0,493	0,599	0,775
10800		0,139	0,351	0,525	0,638	0,825

где  $\delta_0$  – размер ядра конденсации в начальный момент времени, м;  $\delta_i$  – размер сформировавшейся частицы в момент времени t, с.



**Рис. 2.** Рассеивание сформировавшихся капель серной кислоты: 1)  $\delta_i=0,1 \cdot 10^{-6} \dots 0,5 \cdot 10^{-6}$  м; 2)  $\delta_i=0,5 \cdot 10^{-6} \dots 1,0 \cdot 10^{-6}$  м

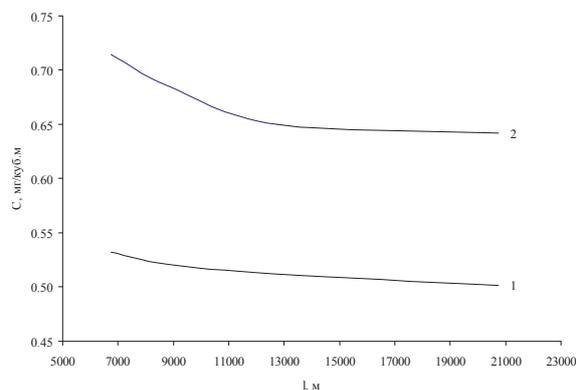
Из рис. 2 видно, что капли размером  $0,1 \cdot 10^{-3} \dots 0,5 \cdot 10^{-3}$  м распространяются на расстояние от 8000 до 22000 м и более за рассматриваемый промежуток времени. Более крупные (от  $0,5 \cdot 10^{-3}$  до  $1,0 \cdot 10^{-3}$  м) сформировавшиеся частицы

**СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Гвоздяков Д.В., Губин В.Е., Кузнецов Г.В. Численная оценка формирования условий атмосферного образования серной кислоты в районе расположения тепловой электрической станции // Научно-технические ведомости СПбГПУ. – 2012. – № 2–2. – С. 195–200.
2. Гвоздяков Д.В., Губин В.Е. Математическое моделирование процесса конденсации серного ангидрида в атмосфере, приле-

способны рассеиваться в атмосфере на расстояния от 5500 до 19500 м. При этом содержание серных соединений в атмосфере (по оси факела продуктов сгорания) составляет  $0,532 \dots 0,501$  мг/м<sup>3</sup> (рис. 3 зависимость 1).

Для сравнения на рис. 3 (зависимость 2) проиллюстрировано изменение концентрации в зависимости от скорости ветра по теории рассеивания [26–28] с допущением об отсутствии осаждения примесей на поверхность Земли.



**Рис. 3.** Концентрация антропогенных соединений в атмосфере: 1) настоящая работа; 2) рассеивание примесей согласно теории [26–28]

Отклонение результатов настоящей работы от теории [26–28] составили в среднем 23 %. Это можно объясняется тем, что при расчете поля концентрации по теории [26–28] отклонение распределения концентраций по осям *ox* и *oy* принимались постоянными и не зависящими ни от каких параметров и характеристик.

**Заключение**

На основании результатов выполненных теоретических исследований можно сделать вывод о том, что конвекция оказывает влияние на интенсивность процесса образования капель кислот в атмосфере. В то же время установлено, что масштабы этого влияния относительно невелики и при оценке размеров таких капель этот фактор можно не учитывать. Но скорость ветра, как показали результаты выполненного математического моделирования, существенно влияет на распространения кислотных образований, а также их первичных соединений в прилегающих к ТЭС районах.

*Работа выполнена в рамках НИР госзадания «Наука» (шифр федеральной целевой научно-технической программы 7.3073.2011).*

гающей к тепловой электрической станции // Известия Томского политехнического университета. – 2013. – Т. 323. – № 2. – С. 185–189.

3. Заиков Г.Е., Маслов С.А., Рубайло В.Л. Кислотные дожди и окружающая среда. – М.: Химия, 1991. – 144 с.
4. Израэль Ю.А., Назаров И.М., Прессман А.Я., Ровинский Ф.Я., Рябошапка А.Г. Кислотные дожди. – Л.: Гидрометеоздат, 1989. – 270 с.

5. Хорватов Л. Кислотный дождь. – М.: Стройиздат, 1986. – 83 с.
6. Гудериан Р. Загрязнение воздушной среды. – М.: Мир, 1979. 200 с.
7. Фелленберг Г. Загрязнение природной среды. Введение в экологическую химию. – М.: Мир, 1997. 232 с.
8. Лабунцов А.Д. Физические основы энергетики. Избранные труды по теплообмену, гидродинамике, термодинамике. – М.: Изд-во МЭИ, 2000. – 388 с.
9. Волков Э.П., Гаврилов Е.И., Дужих Ф.П. Газоотводящие трубы ТЭС и АЭС. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 280 с.
10. Внуков А.К. Защита атмосферы от выбросов энергообъектов: справочник. – М.: Энергоатомиздат, 1992. – 176 с.
11. Роуч П. Вычислительная гидродинамика. – М.: Мир, 1980. – 616 с.
12. Берковский Б.М., Полевиков В.К. Вычислительный эксперимент в конвекции. – Минск: Университетское, 1988. – 167 с.
13. Пасконов В.М., Полежаев В.И., Чудов Л.А. Численное моделирование процессов тепло- и массообмена. – М.: Наука, 1984. – 288 с.
14. Самарский А.А. Теория разностных схем. – М.: Наука, 1983. – 616 с.
15. Kuznetsov G.V., Sheremet M.A. Conjugate natural convection an enclosure with local heat sources // Computational Thermal Sciences. – 2009. – Т. 1. – № 3. – С. 341–360.
16. Kuznetsov G.V., Sheremet M.A. Numerical simulation of turbulent natural convection in a rectangular enclosure having finite thickness walls // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2010. – Т. 53. – № 1–3. – С. 163–177.
17. Кузнецов Г.В., Шеремет М.А. Об одном переходе к математическому моделированию тепловых режимов радиоэлектронной аппаратуры и электронной техники // Микроэлектроника. – 2008. – Т. 37. – № 2. – С. 150–158.
18. Кузнецов Г.В., Шеремет М.А. Сопряженный теплоперенос в замкнутой области с локально сосредоточенным источником тепловыделения // Инженерно-физический журнал. – 2006. – Т. 79. – № 1. – С. 56–63.
19. 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. – Т. 18. – № 2. – С. 162–167.
20. 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.
21. Dixit H.N., Babu V. Simulation of high Rayleigh number natural convection in a square cavity using the lattice Boltzmann method // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2006. – № 49. – С. 727–739.
22. Кузнецов Г.В., Белозерцев А.В. Численное моделирование полей силовых транзисторов с учетом разрывов коэффициентов переноса // Известия Томского политехнического университета. – 2005. – Т. 308. – № 1. – С. 150–154.
23. Терехов В.И., Пахомов М.А. Тепломассоперенос и гидродинамика в газокapельных потоках: монография. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2008. – 284 с.
24. Бызова Н.Л. Рассеяние примеси в пограничном слое атмосферы. – М.: Гидрометеоздат, 1974. – 90 с.
25. Федосов А.А. Моделирование распространения выбросов вредных веществ в пограничном слое атмосферы // Теплоэнергетика. – 2006. – № 5. – С. 34–40.
26. Берлянд М.Е. Прогноз и регулирование загрязнения атмосферы. – Л.: Гидрометеоздат, 1985. – 272 с.
27. Шаприцкий В.Н. Разработка нормативов ПДВ для защиты атмосферы. – М.: Металлургия, 1990. – 416 с.
28. Защита атмосферы от промышленных загрязнений: справочник, в 2-х ч. Ч. 1 / пер. с англ. под ред. Калверта С., Инглунда Т.М. – М.: Металлургия, 1988. – 706 с.

Поступила 22.08.2013 г.

UDC 536.253

## CONVECTION EFFECT ON SULFURIC ACID DROP FORMATION IN ATMOSPHERE NEIGHBORING TO A THERMAL POWER PLANT REGION

D.V. Gvozdyakov, V.E. Gubin

Tomsk Polytechnic University

*The paper introduces the results of mathematical modeling of sulphurous anhydride condensation on condensation nuclei surface with in the stated problem. The design results are given for spring and summer. It was ascertained that sulfuric acid drops are formed with slight changes at different wind speed and typical operation parameters of thermal station. The authors estimated the sizes of condensation nuclei. On their surface the drops which are capable of falling on Earth surface are formed. Air mass displacement velocity affects the acid antropogenic impurity dispersion in the air. The obtained values of sulphurous anhydride were compared with the results of calculation by one of famous techniques. The results obtained were approved by checking the difference scheme conservation and solving the test problems.*

### Key words:

*Mathematical modeling, thermal power plant, smoke gases, pollution, sulphurous anhydride, condensation, particle, sulfuric acid.*

## REFERENCES

- Gvozdyakov D.V., Gubin V.E., Kuznetsov G.V. *Nauchno-tekhnicheskie vedomosti SPbGPU*, 2012. 2–2, pp. 195–200.
- Gvozdyakov D.V., Gubin V.E. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2013. 323, 2, pp. 185–189.
- Zaikov G.E., Maslov S.A., Rubaylo V.L. *Kislotnye dozhd i okruzhayushchaya sreda* (Acid rains and environment). Moscow, Khimiya, 1991. 144 p.
- Izrael Yu.A., Nazarov I.M., Pressman A.Ya., Rovinskiy F.Ya., Ryaboshapko A.G. *Kislotnye dozhd* (Acid rains). Leningrad, Gidrometeoizdat, 1989. 270 p.
- Horvatov L. *Kislotny dozhd* (Acid rain). Moscow, Stroyizdat. 1986. 83 p.
- Guderian R. *Zagrjaznenie vozduшной среды*. Moscow, Mir, 1979. 200 p.
- Fellenberg G. *Zagryaznenie prirodnoy sredy. Vvedenie v ekologicheskuyu khimiyu* (Environment pollution. Introduction into ecological chemistry). Moscow, Mir, 1997. 232 p.
- Labuncov A.D. *Fizicheskie osnovy energetiki. Izbrannye trudy po teploobmenu, gidrodinamike, termodinamiki* (Power engineering principle physics. Selecta on heat exchange, hydrodynamics and thermodynamics). Moscow, MEI, 2000. 388 p.
- Volkov E.P., Gavrilov E.I., Duzhikh F.P. *Gazootvodyashchie trubyy TES i AES* (Flue pipes of thermal power plants and atomic power stations). Moscow, Energoatomizdat, 1987. 280 p.
- Vnukov A.K. *Zashchita atmosfery ot vybrosov energoobektov* (Atmosphere protection against power facilities release). Moscow, Energoatomizdat, 1992. 176 p.
- Rouch P. *Vychislitel'naya gidrodinamika* (Computational fluid dynamics). Moscow, Mir, 1980. 616 p.
- Berkovskiy B.M., Polevikov V.K. *Vychislitel'nyy eksperiment v konveksii* (Simulation experiment in convection). Minsk, Universitetskoe, 1988. 167 p.
- Paskonov V.M., Polezhaev V.I., Chudov L.A. *Chislennoe modelirovanie protsessov teplo- i massoobmena* (Simulation of thermal and mass transfer). Moscow, Nauka, 1984. 288 p.
- Samarskiy A.A. *Teoriya raznostnykh skhem* (Theory of difference schemes). Moscow, Nauka, 1983. 616 p.
- Kuznetsov G.V., Sheremet M.A. Conjugate natural convection an enclosure with local heat sources. *Computational Thermal Sciences*, 2009. 1, 3, pp. 341–360.
- Kuznetsov G.V., Sheremet M.A. Numerical simulation of turbulent natural convection in a rectangular enclosure having finite thickness walls. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2010. 53, 1–3, pp. 163–177.
- Kuznetsov G.V., Sheremet M.A. *Mikroelektronika*, 2008. 37, 2, pp. 150–158.
- Kuznetsov G.V., Sheremet M.A. *Inzhenerno-fizicheskiy zhurnal*, 2006. 79, 1, pp. 56–63.
- 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. 18, 2, pp. 162–167.
- Kuznetsov G.V., Strizhak P.A. *Fizika goreniya i vzryva*, 2009. 45, 5, pp. 42–50.
- Dixit H.N., Babu V. Simulation of high Rayleigh number natural convection in a square cavity using the lattice Boltzmann method. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2006. 49, pp. 727–739.
- Kuznetsov G.V., Belozertsev A.V. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2005. 308, 1, pp. 150–154.
- Terehov V.I., Pahomov M.A. *Teplomassoperenos i gidrodinamika v gazokapel'nykh potokakh* (Heat and mass transfer and hydrodynamics in gas-droplet flow). Novosibirsk, NGTU, 2008. 284 p.
- Byzova N.L. *Rasseyaniye primesi v pograničnom sloe atmosfery* (Impurity dissipation in boundary atmosphere). Moscow, Gidrometeoizdat, 1974. 90 p.
- Fedosov A.A. *Teploenergetika*, 2006. 5, pp. 34–40.
- Berlyand M.E. *Prognoz i regulirovanie zagryazneniya atmosfery* (Prediction and control of atmosphere pollution). Leningrad, Gidrometeoizdat, 1985. 272 p.
- Shapritskiy V.N. *Razrabotka normativov PDV dlya zashchity atmosfery* (Development of regularities MPE to protect atmosphere). Moscow, Metallurgiya, 1990. 416 p.
- Kalverta S., Ingunda T.M. *Zashchita atmosfery ot promyshlennykh zagryazneniy* (Protection of atmosphere against industrial pollution). Moscow, Metallurgiya, 1988. 706 p.

## ОЦЕНКА ПАРАМЕТРОВ НАДЕЖНОСТИ РАБОТЫ АВТОНОМНЫХ УСТРОЙСТВ ЭНЕРГОСНАБЖЕНИЯ УДАЛЕННЫХ ЛИНЕЙНЫХ ОБЪЕКТОВ МАГИСТРАЛЬНЫХ ГАЗОПРОВОДОВ ВОСТОЧНОЙ СИБИРИ И ДАЛЬНЕГО ВОСТОКА

О.В. Высокоморная, В.С. Высокоморный, П.А. Стрижак

Томский политехнический университет  
E-mail: vysokomornyy@yandex.ru

*Выполнен статистический анализ типичных аварийных технических происшествий на автономных источниках энергоснабжения удаленных линейных объектов магистральных газопроводов Восточной Сибири и Дальнего Востока на примере 101 автономной энергоустановки, работающей по органическому циклу Ренкина. Определены три основные причины аварийных технических происшествий на рассматриваемых энергоустановках: обрыв пламени горелочного устройства, механическая неисправность турбоагрегата и предельно высокая температура в конденсаторе. Для выделенных причин рассчитаны интегральные характеристики надежности рассматриваемых источников энергоснабжения (параметр потока отказов и интенсивность отказов). Проведено сопоставление полученных значений характеристик надёжности работы энергоустановок со значениями, заявленными заводом-изготовителем. Разработаны рекомендации для повышения интегральных характеристик надежности работы автономных энергоустановок, предназначенных для энергоснабжения удаленных линейных объектов магистральных газопроводов России.*

### **Ключевые слова:**

*Энергоснабжение, автономность, надёжность, аварии, техническое происшествие, магистральный газопровод.*

Функционирование газотранспортной системы связано со значительными затратами энергоресурсов [1]. Основными потребителями энергии в составе газотранспортных предприятий являются компрессорные станции. Также неотъемлемой частью газотранспортной системы являются малые линейные потребители энергии: газораспределительные станции, контролируемые пункты телемеханики, крановые узлы, узлы запуска и приёма очистных устройств.

Данные линейные объекты обычно расположены в труднодоступных районах со сложными ландшафтными и климатическими условиями, где не развита или вовсе отсутствует инфраструктура. Вследствие этого вопросы надёжности и эффективности энергоснабжения приобретают особое значение. Как правило, единственным возможным способом подачи энергии на такие объекты является применение автономных источников энергоснабжения [2–6].

Для снабжения энергией линейных объектов систем транспорта газа в качестве автономных источников целесообразен выбор таких энергетических установок, основу которых составляет двигатель, использующий в качестве топлива транспортируемое сырьё. Кроме того, предпочтительны источники энергоснабжения, работающие в режиме когенерации для снабжения потребителей не только электрической, но и тепловой энергией [5–8].

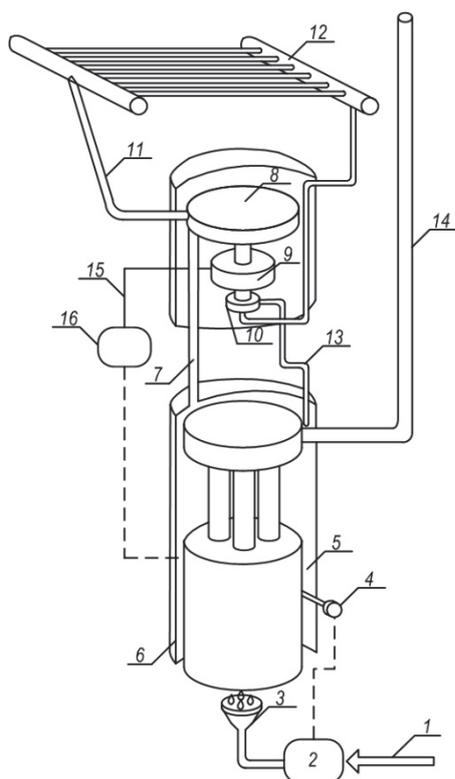
Автономные энергоустановки, отвечающие этим требованиям, достаточно широко представлены на рынке. Они характеризуются высокими коэффициентами полезного действия и использования топлива, а также достаточно длительным периодом между плановыми ремонтами. Несмотря на это, предприятия, эксплуатирующие автономные источники энергоснабжения, всё же довольно часто сталкиваются с проблемами нерегламентированных остановов энергоустановок в межобслуживаемый период [7, 8].

Такие технические происшествия снижают надёжность энергоснабжения удаленных объектов и могут привести к возникновению аварийных ситуаций в работе всей газотранспортной системы. Предприятия нередко выполняют резервирование источников энергии, что приводит к увеличению себестоимости вырабатываемой энергии [8].

Представляет интерес анализ интегральных характеристик показателей надёжности работы энергоустановок на основе статистических исследований типичных аварийных технических происшествий и разработка рекомендаций по повышению надёжности энергообеспечения удаленных линейных объектов магистральных газопроводов Восточной Сибири и Дальнего Востока.

Цель настоящей работы – разработка рекомендаций, направленных на повышение надёжности работы автономных энергоустановок на основе проведения статистического анализа типичных аварийных технических происшествий и расчета интегральных характеристик показателей надёжности устройств, обеспечивающих бесперебойное энергоснабжение удаленных объектов.

В настоящее время для энергоснабжения удаленных линейных объектов магистральных газопроводов, как правило, используются преобразователи энергии (рис. 1), представляющие собой турбогенератор с замкнутым циклом пара, автономный силовой блок, базирующийся на цикле Ренкина и состоящий из системы сгорания, парогенератора, турбогенератора переменного тока, конденсатора с воздушным охлаждением и шкафа электропитания и управления [9]. Энергоустановка снабжена системой отопления и вентиляции блок-контейнера для эксплуатации в разные времена года. Встроенная система пожаротушения предназначена для локализации возможного возгорания.



**Рис. 1.** Схема энергоустановки, работающей по замкнутому циклу пара: 1 – подвод топлива; 2 – панель управления подачей горючего; 3 – горелка; 4 – термостат; 5 – органическая жидкость; 6 – парогенератор; 7 – пар; 8 – турбина; 9 – генератор переменного тока; 10 – насос; 11 – подача пара в конденсатор; 12 – конденсатор; 13 – вывод конденсата; 14 – дымовая труба; 15 – кабели входа переменного тока к выпрямителю; 16 – электрический щит

Цикл работы энергоустановки предполагает следующие этапы [9]. Главная горелка нагревает органическую рабочую жидкость в парогенераторе. Часть жидкости испаряется, и пар, расширяясь, приводит во вращение колесо турбины и соединенный с ним ротор генератора. Затем пар поступает в конденсатор, где он охлаждается и конденсируется. Полученная жидкость возвращается насосом в парогенератор, охлаждая электрогенератор и смазывая подшипники. Цикл повторяется непрерывно до тех пор, пока происходит нагрев парогенератора. Поскольку корпус из нержавеющей стали для пара и жидкости герметичен, никаких потерь рабочей жидкости не происходит. Турбогенератором вырабатывается трехфазный переменный ток, который затем выпрямляется и фильтруется. Выход постоянного тока регулируется в зависимости от нагрузки энергоустановки за счет автоматического изменения количества топлива, подаваемого на систему зажигания.

В связи с тем, что энергоустановки располагаются в непосредственной близости от магистральных газопроводов, основным топливом, используемым для их работы является природный газ. Газоснабжение осуществляется через редуцирующий

пункт (являющийся частью энергоустановки, но расположенный в отдельном помещении), основным назначением которого является снижение давления газа со 100 бар (давление может меняться в зависимости удаленности от источника) до выходного значения 1 бар [9]. Подача газа производится двумя потоками через два отдельных 50-микронных фильтра твердых частиц, затем объединяющийся в общий поток, поступающий в электрический нагреватель. В электрическом нагревателе происходит подогрев газа до температуры выше  $0^{\circ}\text{C}$  (в силу эффекта Джоуля–Томпсона при уменьшении давления температура газа понижается на  $40^{\circ}\text{C}$ ). Выходная температура поддерживается равной  $2^{\circ}\text{C}$ , чтобы в случае наличия в газе конденсата не образовывался лед. На выходе из электрического нагревателя поток газа снова разделяется на две части и каждый проходит через свой редуциционный клапан. Поступая в выходной коллектор, газ подается в систему зажигания энергоустановки, состоящей из главной и запальной горелок, защитного выключателя, ручной системы зажигания и системы автоматического повторного зажигания.

Управление работой всех систем энергоустановки, в том числе и системой газоснабжения, с учетом различных экологических условий в соответствии с запрограммированными алгоритмами выполнения логических операций обеспечивает цифровой блок управления турбиной [9].

Несмотря на многоуровневые защиты, при эксплуатации рассматриваемых энергоустановок ежегодно фиксируются десятки технических происшествий, приводящих к их нерегламентированным остановам [7, 8].

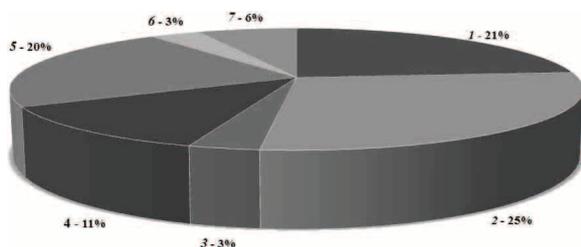
Статистический анализ аварийных технических происшествий проведен на основе работы 101 энергоустановки, эксплуатируемой на магистральных газопроводах Дальнего Востока.

Анализ статистической информации позволяет выделить несколько причин наиболее типичных аварийных технических происшествий (рис. 2).

Приведенная на рис. 2 диаграмма иллюстрирует, что тремя основными причинами аварийных технических происшествий на рассматриваемых энергоустановках являются: обрыв пламени горелочного устройства, механическая неисправность турбоагрегата и предельно высокая температура в конденсаторе.

Выявленные аварийные технические происшествия можно разделить на две группы. К первой группе относятся технические происшествия, последствия которых устраняются в условиях эксплуатации, а именно обрыв пламени горелочного устройства и предельно высокая температуры в конденсаторе. Во вторую группу входят аварийные технические происшествия, вследствие которых отказавшее оборудование не восстанавливается и не заменяется исправным. К данной группе относятся останов энергоустановки из-за механической неисправности турбоагрегата. Для первой

группы основным показателем надежности является параметр потока отказов  $\omega(t)$ , а для второй интенсивность отказов  $\lambda(t)$  [10]. Далее приведены результаты расчета этих параметров относительно соответствующих зарегистрированных технических происшествий (рис. 2).



**Рис. 2.** Статистика наиболее типичных аварийных технических происшествий (1 – обрыв пламени горелочного устройства; 2 – механическая неисправность турбоагрегата; 3 – нестабильное напряжение аккумуляторных батарей; 4 – некорректная работа КИПиА; 5 – предельно высокая температура в конденсаторе; 6 – остановки вследствие нестабильной работы турбогенератора; 7 – неисправность системы пожаротушения)

В связи с тем, что по причине обрыва пламени горелочного устройства происходит большое количество аварийных технических происшествий (21 %), целесообразно выполнить детальный анализ данного технического происшествия и соответствующий расчет показателя потока отказов  $\omega(t)$ .

Значения  $\omega(t)$  вычислялись по формуле [11]:

$$\omega(t) = \frac{n(t + \Delta t) - n(t)}{N_0 \Delta t} = \frac{n(\Delta t)}{N_0 \Delta t} = \frac{\Omega(t + \Delta t) - \Omega(t)}{\Delta t},$$

где  $n(t + \Delta t)$ ,  $n(t)$  – количество отказов, возникших до моментов  $t + \Delta t$  и  $t$  соответственно;  $N_0$  – общее количество объектов под наблюдением;  $n(\Delta t)$  – количество отказов за промежуток времени  $\Delta t$ ;  $\Omega(t)$  – функция потока отказов.

Для отказов, произошедших в результате обрыва пламени горелочного устройства (ОПГУ) энергоустановки до ТО-1 (наработка до 8000 ч), параметр  $\omega(t)$  составляет:

$$\omega_{\text{ТО-1 ОПГУ}} = \frac{16}{101 \cdot 8000} = 1,98 \cdot 10^{-5} \text{ 1/ч.}$$

Для отказов, произошедших в результате обрыва пламени горелочного устройства энергоустановки до ТО-2 (наработка до 16000 ч), параметр  $\omega(t)$  равен:

$$\omega_{\text{ТО-2 ОПГУ}} = \frac{28}{101 \cdot 16000} = 1,73 \cdot 10^{-5} \text{ 1/ч.}$$

Расчет показателя потока отказов, произошедших в результате обрыва пламени горелочного устройства в период эксплуатации с 2008 по 2012 гг., позволил установить:

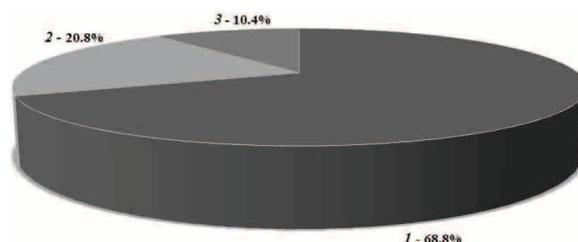
$$\omega_{2008-2012} = \frac{34}{101 \cdot (5 \cdot 365 \cdot 24)} = 0,77 \cdot 10^{-5} \text{ 1/ч.}$$

Полученные значения  $\omega(t)$  для автономных энергоустановок (рис. 1) соответствуют реально возможным диапазонам, исходя из анализа [12, 13].

При отсутствии опубликованных нормативных данных о допустимых  $\omega(t)$  для рассматриваемых источников автономного энергоснабжения можно рекомендовать использовать вычисленные значения  $\omega(t)$  в качестве справочной информации при исследовании характеристик надежности подобных (по мощности, принципу действия, условиям и режимам эксплуатации, топливу и т. д.) энергоустановок. Анализ показывает, что возможно существенное уменьшение полученных значений  $\omega(t)$ . Для этого целесообразно установить первоочередные рассматриваемого технического происшествия.

В результате анализа возможных причин возникновения технического происшествия «обрыв пламени горелочного устройства» (с использованием материалов экспертиз после аварий) были определены и систематизированы наиболее типичные из них (рис. 3):

1. Нерегламентированная работа редуцирующего пункта.
2. Выход из строя системы автоматического повторного зажигания.
3. Выход из строя термопар.



**Рис. 3.** Соотношение различных причин аварийного технического происшествия «обрыв пламени горелочного устройства» (1 – нерегламентированная работа редуцирующего пункта; 2 – выход из строя системы автоматического повторного зажигания; 3 – выход из строя термопар)

По причине «нерегламентированная работа редуцирующего пункта» зафиксировано 68,8 % аварийных технических происшествий, связанных с обрывом пламени горелочного устройства (рис. 3). Главным фактором, влияющим на работу редуцирующего пункта, является компонентный состав газа [9]. Данная проблема, в частности, может сказываться на магистральном газопроводе полуострова Камчатка, так как природный газ, поступающий на эксплуатируемые энергоустановки с местного месторождения, имеет температуру точки росы по воде выше среднего [8]. В таких условиях возможно происхождение гидратообразований [14], т. е. формирование неустойчивых соединений углеводородов с водой. Они представляют собой белые кристаллы, внешне похожие на снег или лед и состоящие из нескольких молекул воды и газа (метан, пропан, углекислый газ и другие). Наличие гидратов может являться причиной нерегламентированной работы редуцирующего пункта и негативно сказываться на работе автономного источника энергоснабжения в целом.

Останов энергоустановки по причине нерегламентированной работы редуцирующего пункта также может происходить при загрязнении фильтров крупно- и мелкодисперсными частицами, находящимися в транспортируемом природном газе. Наличие инородных тел в фильтре приводит к изменению давления на выходе из редуцирующего пункта. Как следствие, система зажигания работает некорректно.

Исключить возникновение таких технических происшествий при использовании в редуцирующем пункте системы очистки, состоящей из двух 50-микронных фильтров, сложно, так как установленные фильтры могут засоряться влажосодержащими крупнодисперсными частицами и не уменьшают влажосодержание газа.

В связи с вышеизложенным целесообразно предусмотреть более эффективную комплексную систему очистки поступающего в редуцирующий пункт природного газа:

1. Фильтр-осушитель – для удаления влаги из природного газа.
2. Фильтр грубой очистки – для удаления крупнодисперсных частиц.
3. Фильтр мелкой очистки – для удаления мелкодисперсных частиц.

Оценивая материальные затраты, связанные с простоем энергоустановок, их ремонтом и запуском в эксплуатацию, и стоимость перечисленных дополнительных фильтров, а также учитывая довольно тревожную статистику (рис. 2, 3), можно сделать вывод о целесообразности и достаточно быстрой окупаемости установки предложенных фильтров.

В более чем 20 % случаев (рис. 3) причиной обрыва пламени горелочного устройства является выход из строя системы автоматического повторного зажигания, что также приводит к останову энергоустановки. Данная система вырабатывает искру для повторного воспламенения запальной горелки с помощью двух свечей зажигания (основной и резервной), если пламя по какой-либо причине погасло. Выход из строя свечей зажигания является основной причиной аварийных ситуаций в работе системы автоматического повторного зажигания. Анализ показывает, что выход из строя свечей зажигания в большинстве случаев происходит в результате пробоя изолятора или изменения конструктивных характеристик в процессе эксплуатации. Так как изолятор служит для предохранения свечи зажигания от перегревов, это главным образом влияет на работу свечи. Изменение конструктивных характеристик влечет за собой изменение угла наклона свечи к запальной горелке (при нормативном расположении расстояние между искрящим электродом и запальной горелкой должно составлять 3...4 мм) [9]. Возможные отклонения по углам установки (до 1 мм) могут происходить вследствие заводского брака свечи зажигания, некачественного проведения пуско-наладочных работ или неправильного подбора свечей на

заводе-изготовителе. Данные факторы имеют особо важное значение в данной ситуации, так как пробой изолятора главным образом происходит из-за перегрева свечи. По этой же причине происходит и изменение конструктивных характеристик.

Выполненный анализ позволяет сделать вывод о целесообразности введения дополнительных операций проверки геометрических параметров устанавливаемых свечей, их выбора по номинальным электрическим параметрам и оценки изменения конструктивных характеристик при плановых технических обслуживаниях. Для обязательного выполнения этих процедур можно рекомендовать внесение соответствующих изменений (если таковы еще не внесены) в нормативные документы эксплуатирующих автономные энергоустановки предприятий.

Третьей основной причиной технических происшествий, связанных с обрывом пламени горелочного устройства, является выход из строя термопар (рис. 3). Установленные на запальной горелке термопары выполняют защитные функции, необходимые для прекращения подачи газа к запальной горелке в случае обрыва пламени путем подачи сигнала на клапан защиты от срыва пламени. В настоящее время наиболее часто используются термопары трех марок: хромель-алюмелевые, хромель-копелевые и вольфрам-ренийевые. Термопары хромель-алюмелевые обладают рабочим диапазоном измеряемых температур от  $-50$  до  $1100$  °С при длительном применении и кратковременно могут измерять температуры до  $1300$  °С. Из-за усиливающейся диффузии компонентов сплава при температурах свыше  $1100$  °С ресурс термопары сильно снижается. Термопара чувствительна к загрязнениям, плохо работает в атмосфере, содержащей соединения углерода. Хромель-копелевые термопары применяют при продолжительном измерении температуры до  $600$  °С и кратковременном до  $800$  °С. Данный сплав термически устойчив к химическому воздействию воздуха до  $600$  °С. Изменение термоЭДС, отнесенное к одному градусу у этой термопары, намного больше, чем у других термопар. Вольфрам-ренийевые же термопары рекомендуются для измерения температур до  $2800$  °С. Термопары из вольфрам-ренийевого сплава являются самыми высокотемпературными контактными датчиками температуры. Вольфрамовый сплав с 25 % Re применяют в качестве отрицательного термоэлектрода. Положительным термоэлектродом служит сплав вольфрама с 3 % Re. Термопары W, Re3-W, Re25 устойчивы в нейтральной и слабо восстановительной атмосфере. В окислительной атмосфере, в присутствии углеводородных газов, термопара разрушается из-за образования оксидов или карбидов вольфрама. Так как условия эксплуатации термопар в корпусах энергоустановок трудно проконтролировать и выполнить анализ их отклонений относительно номинальных, то можно предположить, что останов энергоустановок по причине частых отказов термопар связан с исполь-

зованием средств измерений, условия работы (высокие и низкие температуры, повышенная влажность, перенапряжения и т. д.) которых не изучены в полной мере.

Поскольку проконтролировать условия эксплуатации термомпар в закрытых энергоустановках не представляется возможным, целесообразно рекомендовать проведения дополнительного входного контроля по калибровке и поверке в момент проведения пуско-наладочных работ на энергоустановках, а также проведения их дополнительного технического обслуживания.

При анализе технических происшествий, приводящих к останову рассматриваемых энергоустановок, особенно следует выделить механическую неисправность турбоагрегата. По данной причине происходит до 25 % всех аварийных остановов (рис. 2). В результате данного технического происшествия энергоустановка выходит из строя, и энергообеспечение объекта ставится под угрозу. Появление данного технического происшествия связано с несколькими причинами. Наиболее типичной является неисправность подшипников скольжения турбоагрегата (в соответствии с актами экспертизы завода-изготовителя энергоустановок).

Как показывает статистика [7, 8], в энергоустановках мощностью 4 кВт используются детали от энергоустановок мощностью 2 кВт. Следовательно, одной из проблем, приводящих к поломке подшипника скольжения, может являться изменение технических характеристик вала турбоагрегата. Также возможно появление данной проблемы вследствие недостаточного количества смазывающей жидкости, так как нагрузка на подшипники увеличилась относительно расчетной. Ниже приведены вычисленные значения основного показателя надежности относительно рассматриваемого технического происшествия интенсивности отказов  $\lambda(t)$ .

Для вычисления  $\lambda(t)$  использовалось следующее выражение [10]:

$$\lambda(t) = \frac{n(t)}{N_{cp} \Delta t} = \frac{n(t)}{[N - n(t)\Delta t]} = \frac{f(t)}{P(t)},$$

где  $N_{cp}$  – среднее число исправно работающих образцов в некотором расчетном интервале времени

$$\left( N_{cp} = \frac{N_i + N_{i+1}}{2} \right); N_i - \text{число исправно работающих}$$

образцов в начале выбранного интервала  $\Delta t$ ;  $N_{i+1}$  – число исправно работающих образцов в конце интервала  $\Delta t$ ;  $\Delta t$  – интервал времени;  $N$  – общее число рассматриваемых изделий;  $f(t)$  – частота отказов узлов (деталей);  $P(t)$  – вероятность безотказной работы;  $n(t)$  – число отказавших образцов в интервале времени от  $t - \Delta t/2$  до  $t + \Delta t/2$ .

Значение показателя интенсивности отказов, произошедших в результате механической неисправности турбоагрегата (МНТ) до первого технического обслуживания ТО-1 (наработка до 8000 ч), составляет:

$$\lambda_{\text{ТО-1 МНТ}} = \frac{16}{(101 - 16) \cdot 8000} = 2,35 \cdot 10^{-5} \text{ 1/ч.}$$

Для интервала времени, соответствующего второму техническому обслуживанию ТО-2 (наработка до 16000 ч), параметр  $\lambda(t)$  равен:

$$\lambda_{\text{ТО-2 МНТ}} = \frac{22}{(101 - 22) \cdot 16000} = 1,74 \cdot 10^{-5} \text{ 1/ч.}$$

Значение показателя интенсивности отказов, произошедших в результате механической неисправности турбоагрегата в период эксплуатации с 2008 по 2012 гг., составляет:

$$\lambda_{2008-2012} = \frac{54}{(101 - 54)(5 \cdot 365 \cdot 24)} = 2,62 \cdot 10^{-5} \text{ 1/ч.}$$

Для оценки установленных значений  $\lambda(t)$  выполнено их сопоставление с аналогичными параметрами для энергоблоков с паротурбинными установками различной мощности [15], а также транзисторами, как наиболее типичными электронными компонентами [16].

Установлено, что полученные значения  $\lambda(t)$  для рассматриваемых энергоустановок существенно превышают значения  $\lambda(t)$  для типичных транзисторов ( $\lambda(t) = 5 \cdot 10^{-7}$  1/ч) и несколько меньше  $\lambda(t)$  для паротурбинных установок ( $\lambda(t) = 6,5 \cdot 10^{-4}$  1/ч). Это хорошо соответствует основным положениям современной теории надежности [17] и иллюстрирует высокие значения  $\lambda(t)$  для рассматриваемых энергоустановок, исходя из анализа их конструкции, составных элементов и принципов действия (рис. 1).

Также выполнен расчет времени наработки на отказ  $T_0$  рассматриваемых энергоустановок с учетом типичных технических происшествий, установленных при проведении статистического анализа.

Для вычисления  $T_0$  использовалась следующая формула [10]:

$$T_0 = \frac{1}{r} \sum_{i=1}^N T_{pi},$$

где  $T_{pi}$  – суммарная наработка  $i$ -го агрегата за отчетный период эксплуатации, ч;  $N$  – число эксплуатируемых агрегатов;  $r$  – суммарное число отказов агрегатов за отчетный период.

Для отказов, произошедших в результате обрыва пламени горелочного устройства, механической неисправности турбоагрегата, предельно высокой температуры в конденсаторе, некорректной работы контрольно-измерительной системы управления, нестабильной работы турбоагрегата в период эксплуатации с 2008 по 2012 гг. установлено:

$$T_0 = \frac{1}{179} \cdot 1395312 = 7795 \text{ ч.}$$

Для отказов, произошедших в результате механической неисправности турбоагрегата в период эксплуатации с 2008 по 2012 гг., наработка на отказ составляет:

$$T_0 = \frac{1}{54} \cdot 1399572 = 25918 \text{ ч.}$$

Полученные в результате расчета значения  $T_0$  сопоставлены с нормативными данными заводоизготовителей рассматриваемых энергоустановок [9]. Так, наработка на отказ энергоустановки в комплексе составляет 8000 ч. В результате расчета получено 7795 ч. Нарботка на отказ турбоагрегата составляет 30000 ч. В результате расчета получено 25918 ч. Можно отметить снижение значений  $T_0$  (до 13,5 %) по сравнению с заявленными заводами-изготовителями. Анализ показывает, что установленные отклонения  $T_0$ , полученные в результате вычислений, являются, скорее всего, следствием неприспособленности энергоустановок к климатическим условиям эксплуатации, меняющимся характеристикам топлива и некоторым другим факторам, указанным выше.

В результате выполненного статистического анализа определены типичные аварийные технические происшествия, возникающие при работе

автономных энергоустановок, эксплуатируемых на удаленных линейных объектах магистральных газопроводов Восточной Сибири и Дальнего Востока. Определены основные причины данных технических происшествий. Вычислены значения основных интегральных характеристик надежности и безаварийности работы рассматриваемых автономных источников энергоснабжения (интенсивность отказов  $\lambda(t)$ , поток отказов  $\omega(t)$  и наработка на отказ  $T_0$ ). Показано, что значения основных характеристик надежности выходят за пределы допустимых.

На основе полученных результатов сформулированы рекомендации, направленные на повышение надежности работы автономных энергоустановок, предназначенных для энергоснабжения удаленных линейных объектов магистральных газопроводов России.

*Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации (госконтракт 2.80.2012).*

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Энергетическая стратегия России на период до 2020 года. Утверждена распоряжением Правительства РФ от 28 августа 2003 г. № 1234.
2. Ливинский А.П., Редько И.Я., Филин В.М. Пути решения проблем автономного энергоснабжения потребителей удаленных регионов России // Энергетик. – 2010. – № 4. – С. 22–26.
3. Саламов А.А. Применение топливных элементов в энергетике // Энергетик. – 2009. – № 7. – С. 26–27.
4. Залманов Л.Р., Моряков П.В. Возможности работы дизельной энергоустановки в экстремальных условиях // Энергетик. – 2001. – № 11. – С. 38–40.
5. Кононенко П.И., Михайлуц В.Г., Беззубцев-Кондаков А.Е. Малая энергетика – первооснова больших свершений // Энергетик. – 2007. – № 3. – С. 43–44.
6. Ковалёв Л.И. Эффективность газодвигательных мини-ТЭЦ // Энергетик. – 2009. – № 3. – С. 26–29.
7. Высокоморный В.С. Повышение надежности энергообеспечения удаленных объектов транспорта нефти и газа путем использования автономных источников энергоснабжения // Энергетическое обследование как первый этап реализации концепции энергосбережения: матер. Междунар. молодежной конф. – Томск, 3–4 декабря 2012. – Томск: Томский политехнический университет, 2012. – С. 190–192.
8. Высокоморный В.С., Сярг Б.А. Реализация инновационных технологий энергообеспечения автономных объектов газотранспортной системы // Новые технологии газовой, нефтяной промышленности, энергетики и связи: сб. трудов XX Междунар. технологического конгресса. – Иркутск, 23–26 августа 2011. – М.: Академия технологических наук РФ, 2012. – С. 164–168.
9. Eps operation & maintenance manual (powered by CCVT) // This document contains information that is proprietary to ORMAT SYSTEMS LTD. – 2006. – P. 2. – 600 p.
10. ГОСТ 27–002–2009. Надежность в технике. Термины и определения. – М., 2011. – 28 с.
11. Правила технической эксплуатации энергоустановок потребителей // Утверждены Приказом Минэнерго РФ от 13.01.2003 № 6. – 304 с.
12. ВРД 39–01.10–071–2003. Правила технической эксплуатации электростанций собственных нужд объектов ОАО «Газпром». – М.: ООО «Научно-исследовательский институт природных газов и газовых технологий – ВНИИГАЗ», 2003.
13. Регламент технического обслуживания и ремонта объектов ОАО «Газпром» // Утвержден приказом ОАО «Газпром» от 10.10.2008 г. № 251. – 32 с.
14. Hammerschmidt E.G. Formation of gas hydrates in natural gas transmission lines // Industrial and Engineering Chemistry. – 1934. – V. 26. – № 8. – P. 851–855.
15. РД 34.20.574. Указания по применению показателей надежности элементов энергосистем и работы энергоблоков с парогенераторными установками. ПО – М.: «Союзтехэнерго», 1984.
16. Баскаков С.И. Радиотехнические цепи и сигналы. – М.: Высшая школа, 2000. – 462 с.
17. Дейнеко С.В. Обеспечение надежности систем трубопроводного транспорта нефти и газа. – М.: Изд-во «Техника», ТУМА ГРУПП, 2011. – 176 с.

*Поступила 04.06.2013 г.*

## ESTIMATION OF RELIABILITY FACTORS OF INDEPENDENT POWER SUPPLY DEVICES IN REMOTE LINEAR FACILITIES OF EASTERN SIBERIA AND FAR EAST MAIN GAS PIPELINES

O.V. Vysokomornaya, V.S. Vysokomorny, P.A. Strizhak

Tomsk Polytechnic University

The authors have carried out the statistic analysis of typical emergencies at independent power supply sources in remote linear facilities of Eastern Siberia and Far East main gas pipelines by the example of 101 self-contained power stations operating using Rankine organic cycle. Three main reasons of emergencies at the power stations: burner device loss of flame, turbine unit mechanical failure and extreme temperature in a condenser were determined. The integral reliability parameters of the power supply sources (failure flow and intensity) were calculated for the given reasons. The authors compared the obtained values of reliability parameters of power station operation with manufacturer values and developed the recommendations for increasing integral reliability parameters of operation of independent power stations intended for power supply of remote linear facilities of main gas pipelines in Russia.

### Key words:

Power supply, independence, reliability, accident, emergency, main gas pipelines.

### REFERENCES

1. *Energeticheskaya strategiya Rossii na period do 2020 goda. Utverzhdena rasporyazheniem Pravitelstva RF 28.08.2003 № 1234* [Russian Energy Strategy to 2020. Approved by order of the government RF]. 2003, no. 1234.
2. Livinskiy A.P., Redko I.Ya., Filin V.M. *Energetik*, 2010. 4, pp. 22–26.
3. Salamon A.A. *Energetik*, 2009. 7, pp. 26–27.
4. Zalmanov L.R., Moryakov P.V. *Energetik*, 2001. 11, pp. 38–40.
5. Kononenko P.I., Mikhayluts V.G. *Energetik*, 2007. 3, pp. 43–44.
6. Kovalev L.I. *Energetik*, 2009. 3, pp. 26–29.
7. Vysokomorny V.S. Povysheniye nadezhnosti energoobespecheniya udalennykh obektov transporta nefi i gaza putem ispolzovaniya avtonomnykh istochnikov energosnabzheniya (The implementation of innovative energy technologies using autonomous gas transmission facilities). *Energeticheskoe obsledovaniye kak pervyy etap realizatsii kontseptsii energoberezheniya. Materialy Mezhdunarodnoy molodezhnoy konferentsii* (Proc. Youth Conference. Energy survey as the first stage of implementation of the concept of energy saving). Tomsk, 2012. pp. 190–192.
8. Vysokomorny V.S., Syarg B.A. Realizatsiya innovatsionnykh tekhnologiy energoobespecheniya avtonomnykh obektov gazotransportnoy sistemy (Realization of innovative energy technologies of autonomous gas transmission facilities). *Novye tekhnologii gazovoy, neftyanoy promyshlennosti, energetiki i svyazi. Sbornik trudov XX Mezhdunarodnogo Tekhnologicheskogo kongressa* (Proc. XX Intern. Technology Congress. New technologies Oil and Gas Industry, Energy and Communications). Irkutsk, 2011. pp. 164–168.
9. Eps operation & maintenance manual (powered by CCVT) // This document contains information that is proprietary to ORMAT SYSTEMS LTD. 2006, 600 p.
10. *GOST 27–002–2009. Nadezhnost v tekhnike. Terminy i opredeleniya* (State Standard 8.586.5–2005. The reliability of the technique. Terms and definitions). Moscow, Standartinform, 2011. 28 p.
11. *Pravila tekhnicheskoy ekspluatatsii energoustanovok potrebiteley. 13.10.2003*. (The technical operation of power plants consumers). Moscow, 2003, 6. 304 p.
12. *VRD 39–01.10–071–2003. Pravila tekhnicheskoy ekspluatatsii elektrostantsiy sobstvennykh nuzhd obektov «Gazprom»* (The technical operation of power plants auxiliary facilities of «Gazprom»). Moscow, VNIIGAZ, 2003.
13. *Reglament tekhnicheskogo obsluzhivaniya i remonta obektov «Gazprom»*. *Gazprom*, 10.10.2008, № 251 (Regulation of maintenance and repair of «Gazprom»). Approved by the order № 251, 2008.
14. Hammerschmidt E.G. Formation of gas hydrates in natural gas transmission lines. *Industrial and Engineering Chemistry*, 1934. 26, 8, pp. 851–855.
15. *RD 34.20.574. Ukazaniya po primeneniyu pokazateley nadezhnosti elementov energosistem i raboty energoblokov s paroturbinnymi ustanovkami* (Instructions for use of reliability indices of power systems and components of a steam turbine power plants). Moscow, Soyuztekhenergo, 1984.
16. Baskakov S.I. *Radiotekhnicheskie tsepi i signaly* (Radio Circuits and Signals). Moscow, Vysshaya shkola Publ., 2000. 462 p.
17. Dayneko S.V. *Obespecheniye nadezhnosti sistem truboprovodnogo transporta nefi i gaza* (Ensuring the reliability of pipeline transport of oil and gas). Moscow, Tehnika Publ., TUMA GROUP, 2011. 176 p.

УДК 536.33:536.244

## ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ СОПРЯЖЕННОЙ ЕСТЕСТВЕННОЙ КОНВЕКЦИИ В ЗАМКНУТОЙ ОБЛАСТИ В УСЛОВИЯХ РАДИАЦИОННОГО НАГРЕВА ОДНОЙ ИЗ ГРАНИЦ

В.И. Максимов, Т.А. Нагорнова, Н.И. Куриленко<sup>1</sup>, Г.Я. Мамонтов<sup>2</sup>

Томский политехнический университет

<sup>1</sup>Тюменский государственный архитектурно-строительный университет<sup>2</sup>Томский государственный архитектурно-строительный университет

E-mail: Tania@tpu.ru

Приведены результаты численного решения задачи теплопереноса в замкнутой прямоугольной области в режиме свободной конвекции с использованием модели сопряженного теплообмена. В качестве источника нагрева рассмотрен газовый инфракрасный излучатель, расположенный горизонтально в верхней части области моделирования. Плоская нестационарная задача решена в рамках модели Навье–Стокса для газа и теплопроводности для твердых стенок. Проведен анализ динамики распространения тепла в замкнутой области с течением времени. Установлено, что большая часть тепла аккумулируется в ограждающих конструкциях, на которые воздействует тепловое излучение. Сделаны выводы о целесообразности применения сформулированной модели для расчета теплопереноса при наличии источника радиационного нагрева. Показана возможность использования потенциала теории сопряженного теплообмена при решении типичных задач промышленной теплоэнергетики.

### Ключевые слова:

Сопряженный теплоперенос, численное моделирование, турбулентная естественная конвекция, газовые инфракрасные излучатели.

### Введение

Общая теория сопряженного теплообмена, разработанная еще авторами [1–3] достаточно фундаментально, до настоящего времени не применяется широко при решении типичных задач промышленной теплоэнергетики и тепловой защиты. Во многом это обусловлено, с одной стороны, трудностями численного решения уравнений Навье–Стокса для газов или жидкостей, являющихся теплоносителями (или охладителями) в каких-либо теплотехнических системах. С другой стороны, достаточно часто на границах раздела сред можно при моделировании теплообмена использовать граничные условия третьего рода (а не четвертого) с введением в рассмотрение коэффициентов теплообмена, определяемых по результатам специальных экспериментов [4, 5] или рассчитываемых с использованием определенных полуэмпирических выражений [6, 7].

Но развитие техники [8] создает объективные предпосылки использования, например, для обеспечения теплового режима промышленных объектов, новых технических устройств, систем и технологий, основой которых являются также процессы преобразования энергии [9, 10], для моделирования которых недостаточно балансных моделей [11] или математических моделей динамических систем [12]. Типичным и достаточно наглядным примером таких технологий промышленной теплоэнергетики является система теплоснабжения на основе газовых инфракрасных излучателей (ГИИ) [9, 10]. В таких системах энергия радиационных источников нагрева аккумулируется в тонких приповерхностных слоях ограждающих конструкций и затем используется для формирования конвективных потоков, обеспечивающих нагрев рабочих зон производственных помещений. Используемые

до настоящего времени подходы к анализу тепловых режимов объектов с системами теплоснабжения на базе ГИИ [13, 14] не учитывают конвекцию вообще и теплоотвод в ограждающие конструкции в частности.

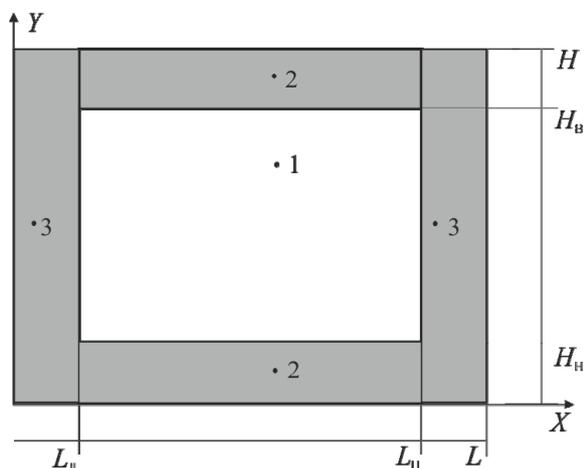
В то же время в последние годы интенсивно разрабатывалась теория сопряженного теплопереноса в замкнутых областях с локальными источниками подвода теплоты и теплоотводом в твердые стенки, ограждающие внутреннюю область, заполненную воздухом [15–18]. Для задач естественной и смешанной конвекции [15–18] установлены масштабы влияния теплоотвода в ограждающие конструкции на температурные поля области моделирования теплопереноса. В дальнейшем возможность применения разработанного в [15–18] математического аппарата была продемонстрирована при решении задач теплопереноса в условиях зажигания горючих жидкостей при локальном нагреве [19, 20] и интенсивном парообразовании. Представляет интерес анализ возможности применения моделей сопряженного теплообмена [15–20] при описании температурных полей объектов с системами отопления на базе ГИИ.

Цель настоящего исследования – математическое моделирование конвективно-кондуктивного теплопереноса в воздушной области, огражденной твердыми стенками, с использованием подхода [15–18] и анализ распределения аккумулированной в различных зонах рассматриваемой типичной системы «воздух–ограждающие конструкции» теплоты.

### Постановка задачи и метод решения

Для реализации поставленной цели рассматривалась область прямоугольного поперечного сечения (рис. 1). Внутренняя зона области решения

( $L_{\text{л}} < X < L_{\text{п}}$  и  $H_{\text{н}} < Y < H_{\text{в}}$ ) заполнена воздухом – 1. По внешнему контуру расположены ограждающие конструкции, выполненные из бетона – 2 и современных строительных материалов с низким коэффициентом теплопроводности – 3. Применение последних соответствует перспективным энергосберегающим технологиям и в настоящее время находят все большее применение в строительстве.



**Рис. 1.** Область решения рассматриваемой задачи: 1) воздух, 2) ограждающие конструкции из бетона, 3) ограждающие конструкции из современного строительного материала с малым коэффициентом теплопроводности

Источник радиационного нагрева в верхней части  $H_{\text{в}}$  области решения не выделялся – принималось, что его толщина мала по сравнению с характерными размерами области. Интенсивность излучения считалась равномерно распределенной по поперечной координате  $X$ .

При постановке задачи предполагалось, что вся энергия инфракрасного излучателя поступает к нижней границе  $H_{\text{н}}$ , разделяющей нижнее бетонное основание – 2 и область нагрева – 1. Воздух принимался диатермически прозрачной средой. В качестве основного механизма теплопереноса в газе рассматривались турбулентная естественная конвекция, в ограждающих конструкциях – теплопроводность.

#### Математическая модель и метод решения

В качестве базовой системы дифференциальных уравнений, описывающих процесс естественной конвекции в рассматриваемой области (рис. 1) в режиме сопряженного теплопереноса, принята математическая модель [15, 16], разработанная для описания процессов конвекции и теплопроводности в замкнутой прямоугольной области с теплопроводными стенками и локальным источником нагрева на нижней границе и развитой в дальнейшем для решения задач смешанной конвекции при зажигании жидкостей в условиях локального нагрева [19, 20].

В качестве масштаба расстояния была выбрана ширина рассматриваемой области решения  $L$ . Для

приведения системы уравнений к безразмерному виду использовались следующие соотношения:

$$X = \frac{x}{L}, \quad Y = \frac{y}{L}, \quad \tau = \frac{t}{t_0}, \quad U = \frac{u}{V_0}, \quad V = \frac{v}{V_0},$$

$$\Theta = \frac{T - T_0}{\Delta T}, \quad \Psi = \frac{\psi}{\psi_0}, \quad \Omega = \frac{\omega}{\omega_0}, \quad V_0 = \sqrt{g\beta\Delta TL},$$

$$\Delta T = T_{\text{н}} - T_0, \quad \psi_0 = V_0 L, \quad \omega_0 = \frac{V_0}{L},$$

где  $x, y$  – координаты, м;  $u, v$  – скорости по осям  $x, y$ ,  $\text{м}^2/\text{с}$ ;  $X, Y$  – безразмерные декартовы координаты;  $\tau$  – безразмерное время;  $t$  – время, с;  $t_0$  – масштаб времени, с;  $U, V$  – безразмерные скорости;  $V_0$  – масштаб скорости (скорость конвекции),  $\text{м}^2/\text{с}$ ;  $\Theta$  – безразмерная температура;  $T$  – температура, К;  $T_0$  – температура газа и твердого тела в начальный момент времени, К;  $T_{\text{н}}$  – масштаб температуры, К;  $g$  – ускорение свободного падения,  $\text{м}/\text{с}^2$ ;  $\beta$  – термический коэффициент объемного расширения,  $\text{К}^{-1}$ ;  $\psi$  – функция тока,  $\text{м}^2/\text{с}$ ;  $\psi_0$  – масштаб функции тока,  $\text{м}^2/\text{с}$ ;  $\Psi$  – безразмерный аналог  $\psi$ ;  $\omega$  – вихрь скорости,  $1/\text{с}$ ;  $\omega_0$  – масштаб вихря скорости,  $1/\text{с}$ ;  $\Omega$  – безразмерный аналог  $\omega$ .

Математическая постановка задачи в безразмерных переменных включает следующие уравнения:

$$\frac{1}{\text{Sh}} \frac{\partial \Omega}{\partial \tau} + U \frac{\partial \Omega}{\partial X} + V \frac{\partial \Omega}{\partial Y} =$$

$$= \frac{\partial^2}{\partial X^2} \left[ \left( \frac{1}{\sqrt{\text{Gr}}} \right) \Omega \right] + \frac{\partial^2}{\partial Y^2} \left[ \left( \frac{1}{\sqrt{\text{Gr}}} \right) \Omega \right] + \frac{1}{2} \frac{\partial \Theta}{\partial X}, \quad (1)$$

$$\frac{\partial^2 \Psi}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \Psi}{\partial Y^2} = -2\Omega, \quad (2)$$

$$\frac{1}{\text{Sh}} \frac{\partial \Theta}{\partial \tau} + U \frac{\partial \Theta}{\partial X} + V \frac{\partial \Theta}{\partial Y} =$$

$$= \frac{\partial}{\partial X} \left[ \left( \frac{1}{\text{Pr} \sqrt{\text{Gr}}} \right) \Theta \right] + \frac{\partial}{\partial X} \left[ \left( \frac{1}{\text{Pr} \sqrt{\text{Gr}}} \right) \Theta \right], \quad (3)$$

$$\frac{1}{\text{Fo}} \frac{\partial \Theta}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 \Theta}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial Y^2}. \quad (4)$$

Начальные условия для системы уравнений (1)–(4):

$$\Psi(X, Y, 0) = \Omega(X, Y, 0) = 0, \quad (5)$$

$$\Theta(X, Y, 0) = 0.$$

Граничные условия на внешних границах области решения:

$$\frac{\partial \Theta(X, Y, \tau)}{\partial Y} = 0, \quad (6)$$

при

$$Y = 0, \quad 0 < X < 1, \quad 0 < \tau < \frac{t}{t_0};$$

$$Y = \frac{H}{L}, \quad 0 < X < 1, \quad 0 < \tau < \frac{t}{t_0}.$$

$$\frac{\partial \Theta(X, Y, \tau)}{\partial X} = 0, \quad (7)$$

при

$$X = 0, \quad 0 < Y < \frac{H}{L}, \quad 0 < \tau < \frac{t}{t_0};$$

$$X = 1, \quad 0 < Y < \frac{H}{L}, \quad 0 < \tau < \frac{t}{t_0}.$$

На границах раздела твердых стенок и газа выполняются условия:

$$\frac{\partial \Psi(X, Y, \tau)}{\partial Y} = 0, \quad \frac{\partial \Theta_1(X, Y, \tau)}{\partial Y} = \lambda_{1,2} \frac{\partial \Theta_2(X, Y, \tau)}{\partial Y},$$

$$\Theta_1(X, Y, \tau) = \Theta_2(X, Y, \tau), \quad (8)$$

при  $Y = \frac{H_B}{L}, \quad \frac{L_L}{L} < X < \frac{L_{II}}{L}, \quad 0 < \tau < \frac{t}{t_0};$

$$\frac{\partial \Psi(X, Y, \tau)}{\partial X} = 0, \quad \frac{\partial \Theta_1(X, Y, \tau)}{\partial X} = \lambda_{1,3} \frac{\partial \Theta_3(X, Y, \tau)}{\partial X},$$

$$\Theta_1(X, Y, \tau) = \Theta_3(X, Y, \tau), \quad (9)$$

при

$$X = \frac{L_L}{L}, \quad \frac{H_H}{L} < Y < \frac{H_B}{L}, \quad 0 < \tau < \frac{t}{t_0},$$

$$X = \frac{L_{II}}{L}, \quad \frac{H_H}{L} < Y < \frac{H_B}{L}, \quad 0 < \tau < \frac{t}{t_0}.$$

На границе  $H_H$  учитывается радиационный источник нагрева

$$\frac{\partial \Psi(X, Y, \tau)}{\partial Y} = 0,$$

$$\frac{\partial \Theta_1(X, Y, \tau)}{\partial Y} = \frac{\partial \Theta_2(X, Y, \tau)}{\partial Y} + \text{Ki}, \quad (10)$$

$$\Theta_1(X, Y, \tau) = \Theta_2(X, Y, \tau),$$

при  $Y = \frac{H_H}{L}, \quad \frac{L_L}{L} < X < \frac{L_{II}}{L}, \quad 0 < \tau < \frac{t}{t_0},$

где  $\text{Sh} = V_0 t_0 / L$  – число Струхалю;  $\text{Ki} = qL^3 / \lambda(T_{ii} - T_0)$  – число Кирпичева;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности твердой стенки, Вт/(м·К);  $\text{Gr} = g\beta L^3(T_{ii} - T_0) / \nu_i^2$  – число Грасгофа;  $g$  – ускорение, создаваемое массовыми силами, м/с<sup>2</sup>;  $L$  – ширина области решения, м;  $H$  – высота области решения, м;  $\nu_i$  – кинематический коэффициент молярной (турбулентной) вязкости, м<sup>2</sup>/с;  $\lambda_{1,2}$  и  $\lambda_{1,3}$  – относительные коэффициенты теплопроводности;  $\text{Pr} = \nu_i / a$  – число Прандтля;  $\text{Fo} = at_0 / L^2$  – число Фурье;  $a$  – коэффициент температуропроводности, м<sup>2</sup>/с.

Уравнения (1)–(4) с соответствующими начальными и граничными условиями (5)–(10) решались методом конечных разностей на равномерной сетке. При определении граничных условий для вектора вихря применялся метод Либмана [21] и формула Вудса [22]. Для решения системы разностных уравнений использована схема переменных направлений.

При решении задачи (1)–(12) использовался алгоритм [15–17], разработанный для численного решения задач естественной конвекции в замкнутых прямоугольных областях с локальными источниками энергии. Турбулизация течения нагретого воздуха учитывалась в соответствии с основными положениями [21, 22], изменением вязкости с ростом скорости движения воздуха. Расчет вязкости проведен в рамках модели Прандтля [23]:

$$v_i = l_m^2 \left| \frac{\partial \bar{v}_x}{\partial y} \right|,$$

$$l_m = ky,$$

где  $l_m$  – длина пути смешения;  $k$  – универсальный коэффициент пропорциональности, не зависящий от числа Рейнольдса [23].

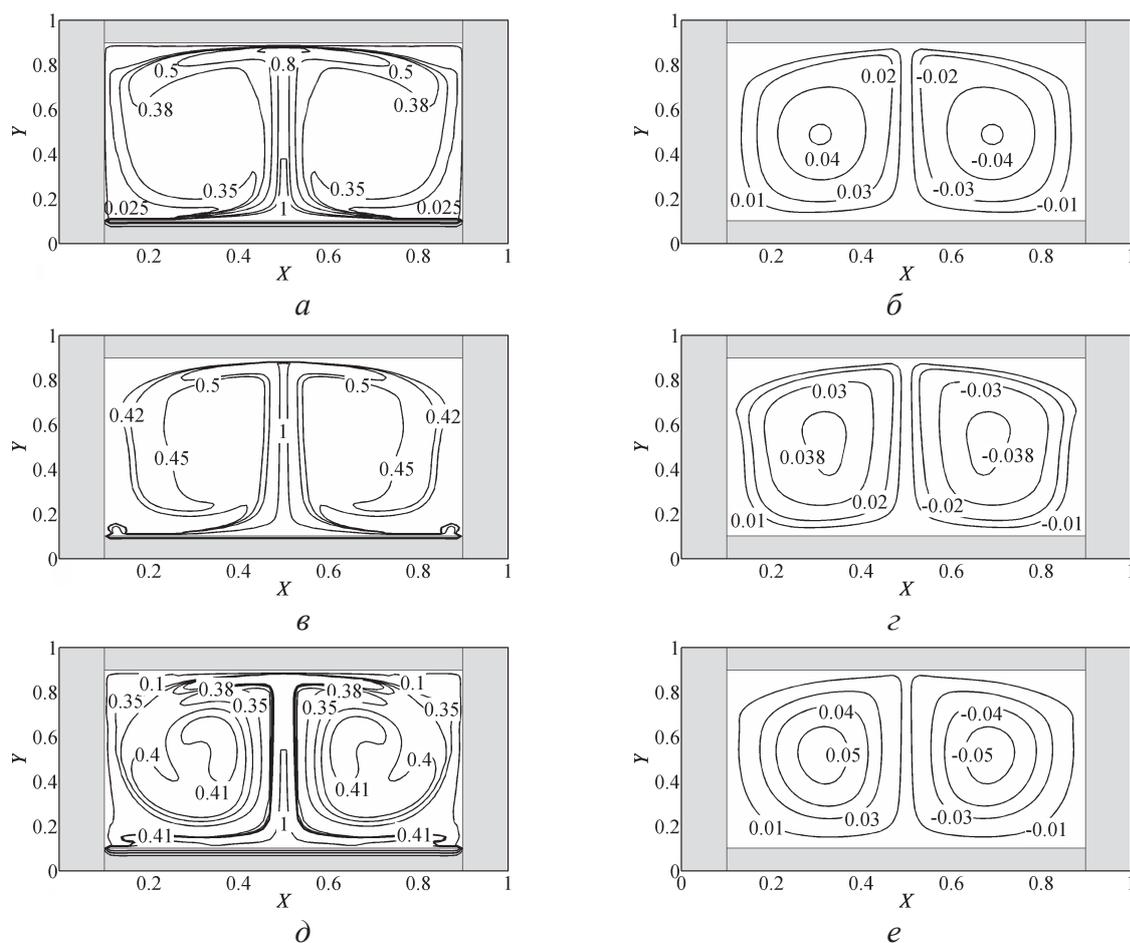
#### Анализ результатов численного моделирования

Основные численные исследования проведены при следующих значениях безразмерных и размерных величин:  $t_0 = 0,1$  с,  $T_0 = 293$  К,  $T_{ii} = 303$  К,  $\text{Ki} = 60$ ,  $10^6 < \text{Gr} < 10^{11}$ . При таких временах, как показали результаты численного анализа, достаточно отчетливо проявляются все основные закономерности рассматриваемых процессов.

На рис. 2 представлены результаты численного моделирования, иллюстрирующие основные закономерности теплопереноса в рассматриваемой системе отопления с использованием газовых инфракрасных излучателей.

Представленные иллюстрации (рис. 2) хорошо демонстрируют нестационарный характер процесса теплопереноса в рассматриваемой области решения.

Нагретый вблизи нижнего бетонного основания воздух поднимается по центру рассматриваемой области решения и затем, охлаждаясь при обтекании верхней ограждающей конструкции, перемещается вниз (рис. 2, а, в, д). В итоге формируется симметричное циркуляционное течение относительно оси  $X = 0,5$  (рис. 2, б, г, е). В начальный момент времени можно выделить лишь центральный восходящий поток теплого воздуха (рис. 2, а). Но с течением времени (рис. 2, в) происходит формирование вторичных вихревых образований вблизи вертикальных границ  $L_L$  и  $L_{II}$ , что связано с очень малым оттоком тепла в боковые ограждающие конструкции (максимальное значение  $\Theta = 0,09$  в сечении  $Y = H_H$  при  $\tau = 70000$ ), выполненные из современных строительных материалов с низким коэффициентом теплопроводности. Также следует отметить, что с увеличением перепадов температур в воздушной среде как по вертикальной, так и по горизонтальной координатам происходит увеличение подъемной силы, и как следствие растет скорость (рис. 2, е) циркуляции воздушных масс. За счет этого происходит интенсивное закручивание воздуха (рис. 2, д) и заметно появление вторичных вихрей относительно центрального потока. Интенсивная турбулизация способствует перераспреде-



**Рис. 2.** Поля температур (а, в, д) и изолинии функции тока (б, г, е) для модели естественной конвекции в замкнутой области с радиационным нагревом нижней границы раздела «газ–твердая стенка» при различных  $\tau$ : а, б) 10000; в, г) 50000; д, е) 70000

лению тепла по всему воздушному объему. В нижней его части формируется слой высотой около  $H=0,1$  с постоянной температурой практически по всей ширине газовой области (рис. 2, д). В верхних воздушных слоях наблюдается некоторое снижение температур, что является следствием оттока тепла в верхнюю ограждающую конструкцию.

С целью ответа на вопрос о целесообразности применения достаточно сложных моделей сопряженного теплообмена при решении задач теплоснабжения проведен расчет количества теплоты, аккумулированной ограждающими конструкциями и воздухом на глубину рассматриваемой области в 1 м (таблица) с использованием температурных полей, рассчитанных при решении задачи (1)–(10).

Полученные результаты позволяют сделать вывод, что значительная часть энергии расходуется на нагрев ограждающих конструкций (таблица) (большая часть тепловой энергии, поступающей от газовых инфракрасных излучателей, аккумулируется в твердотельных элементах области реше-

ния). Поэтому расчет тепловых режимов помещений с системами отопления на базе ГИИ необходимо проводить путем решения задач свободной конвекции в сопряженной постановке с учетом теплоотвода в ограждающие конструкции и аккумуляции в них энергии. Балансные модели [13, 14] при этом могут служить инструментом для нижних оценок энергии, необходимой для эффективного использования систем радиационного нагрева.

**Таблица.** Тепловая энергия, аккумулированная в ограждающих конструкциях ( $Q_1$ ) и в воздушной среде ( $Q_2$ )

$\tau, 10^3$	$Q_1, 10^6$ Дж	$Q_2, 10^4$ Дж
10	5,31	3,53
20	6,05	4,47
30	6,77	5,17
40	7,46	5,46
50	8,14	5,87
60	8,79	5,45
70	9,44	4,63

## Выводы

На основании сопоставления температурных полей объекта теплоснабжения, установленных по результатам численного моделирования с использованием модели сопряженного теплообмена, показана необходимость использования моделей, учитывающих конвекцию и теплоотвод в ограждающие конструкции. Полученные результаты иллюстрируют перспективы использования моделей сопряженного теплопереноса [15–18] при решении типичных задач анализа тепловых режимов объектов теплоснабжения с газовыми инфракрасными излучателями.

люстрируют перспективы использования моделей сопряженного теплопереноса [15–18] при решении типичных задач анализа тепловых режимов объектов теплоснабжения с газовыми инфракрасными излучателями.

*Работа выполнена в рамках НИР Госзадания «Наука» (Шифр федеральной целевой научно-технической программы 7.3073.2011).*

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лыков А.В. Сопряженные задачи конвективного теплообмена // Проблема тепло- и массопереноса: Сб. научн. трудов ИТМО АН БССР им. А.В. Лыкова. – Минск: Наука и техника, 1976. – С. 83–98.
2. Лыков А.В. Теплообмен: справочник. 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергия, 1978. – 479 с.
3. Лыков А.В., Алексашенко А.А., Алексашенко В.А. Сопряженные задачи конвективного теплообмена. – Минск: Изд-во БГУ, 1971. – 126 с.
4. Матюхов Д.В., Низовцев М.И., Терехов В.И., Терехов В.В. Определение теплосащитных характеристик теплоинерционных ограждающих конструкций зданий // Известия вузов. Строительство. – 2002. – № 7. – С. 120–127.
5. Terekhov V.I., Pakhomov M.A., Sharov K.A., Shishkin N.E. Thermal efficiency of near-wall gas-droplet screens II. Experimental study and comparison with numerical results // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2005. – V. 48. – № 9. – P. 1760–1771.
6. Cengel Yu.A., Chajar A.J. Heat and Mass Transfer. Fundamentals and Applications. 4<sup>th</sup> ed. – New York: McGraw-Hill, 2011. – 905 p.
7. Кудинов А.А. Энергосбережение в теплоэнергетике и тепло-технологиях. – М.: Машиностроение, 2011. – 374 с.
8. Леонтьев А.И., Пилюгин Н.Н., Полежаев Ю.В., Поляев В.М. Научные основы технологий XXI века. – М.: УНПЦ «Энергомаш», 2000. – 136 с.
9. Давлятчин Р.Р., Куриленко Н.И. Лучисто-конвективный теплообмен газовых инфракрасных излучателей с многослойной конструкцией кровли // Приволжский научный журнал. – 2009. – № 2. – С. 74–78.
10. Куриленко Н.И., Давлятчин Р.Р. Теплообмен газовых инфракрасных излучателей с многослойной конструкцией кровли // Вестник ТГАСУ. – 2009. – № 4. – С. 132–141.
11. Богословский В.Н. Строительная теплофизика. – М.: Высшая школа, 1970. – 376 с.
12. Табунчиков Ю.А., Бродач М.М. Математическое моделирование и оптимизация тепловой эффективности зданий. – М.: АВОК-ПРЕСС, 2002. – 194 с.
13. Бухмиров В.В., Крупеников С.А., Солнышкова Ю.С. Алгоритм расчета систем лучистого отопления помещений // Вестник Ивановского государственного энергетического университета. – 2010. – Вып. 4. – С. 23–25.
14. Бухмиров В.В., Солнышкова Ю.С., Пророкова М.В. Экспериментальное исследование системы отопления и инфракрасными излучателями // Вестник Ивановского государственного энергетического университета. – 2011. – Вып. 3. – С. 12–16.
15. Вавилов В.П., Кузнецов Г.В., Шерemet М.А. Математическое моделирование термогравитационной конвекции в сопряженной постановке в замкнутой области // Известия Томского политехнического университета. – 2005. – Т. 308. – № 5. – С. 104–109.
16. Kuznetsov G.V., Sheremet M.A. Mathematical modelling of complex heat transfer in a rectangular enclosure // Thermophysics and Aeromechanics. – 2009. – V. 16. – № 1. – P. 119–128.
17. Kuznetsov G.V., Sheremet M.A. Numerical simulation of double-diffusive conjugate natural convection in an enclosure // International Journal of Thermal Sciences. – 2011. – V. 50. – № 10. – P. 1878–1886.
18. Kuznetsov G.V., Sheremet M.A. New approach to the mathematical modeling of thermal regimes for electronic equipment // Russian Microelectronics. – 2008. – V. 37. – № 2. – P. 131–138.
19. Kuznetsov G.V., Strizhak P.A. Heat and mass transfer at ignition of liquid fuel droplets spreading over the surface of massive hot bodies // Journal of Engineering Thermophysics. – 2010. – V. 19. – № 2. – P. 75–84.
20. 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. – V. 18. – № 2. – P. 162–167.
21. Роуч П.Дж. Вычислительная гидродинамика. – М.: Мир, 1980. – 616 с.
22. Пасконов В.М., Полежаев В.И., Чудов Л.А. Численное моделирование процессов тепло- и массообмена. – М.: Наука, 1984. – 288 с.
23. Белов И.А., Исаев С.А. Моделирование турбулентных течений. – СПб.: Типография БГТУ, 2001. – 108 с.

*Поступила 21.08.2013 г.*

## NUMERICAL INVESTIGATION OF CONJUGATE NATURAL CONVECTION IN CLOSED REGION UNDER RADIATION HEATING OF ONE BOUNDARY

V.I. Maksimov, T.A. Nagornova, N.I. Kurilenko<sup>1</sup>, G.Ya. Mamontov<sup>2</sup>

Tomsk Polytechnic University  
Tyumen State University of Architecture and Civil Engineering  
Tomsk State University of Architecture and Building

The paper introduces the results of numerical solution of heat transfer problem in closed rectangular region in free convection using the conjugate heat transfer model. Gas infrared emitters arranged horizontally in upper part of simulation region have been considered as the heating source. Plane non-stationary problem was solved within the Navier–Stokes model for gas and heat transfer for solid boundaries. The dynamics of heat distribution in closed region with time was analyzed. It was ascertained that the most of heat is accumulated in enclosures affected by heat radiation. The authors made the conclusion on the stated model applicability for heat transfer calculation with radiation heating source. The paper demonstrates the possibility of using the potential of conjugate heat transfer theory when solving typical problems of heat power industry.

### Key words:

Conjugate heat transfer, numerical simulation, turbulent free convection, gas infrared emitters.

### REFERENCES

- Lykov A.V. *Sopryazhennyye zadachi konvektivnogo teploobmena. Problema teplo- i massoperenosa*. Sbornik nauchnykh trudov ITMO AN BSSR im. A.V. Lykova (Adjoin problems of convective heat exchange. Problem of heat- and mass transfer). Minsk, Nauka i tekhnika, 1976. pp. 83–98.
- Lykov A.V. *Teplomassoobmen* (Heat-and-mass transfer). Moscow, Energiya, 1978. 479 p.
- Lykov A.V., Aleksashenko A.A., Aleksashenko V.A. *Sopryazhennyye zadachi konvektivnogo teploobmena* (Adjoin problems of convective heat exchange). Minsk, BGU, 1971. 126 p.
- Matyukhov D.V., Nizovtsev M.I., Terekhov V.I., Terekhov V.V. *Izvestiya vuzov. Stroitelstvo*, 2002. 7, pp. 120–127.
- Terekhov V.I., Pakhomov M.A., Sharov K.A., Shishkin N.E. Thermal efficiency of near-wall gas-droplet screens II. Experimental study and comparison with numerical results. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2005. 48, 9, pp. 1760–1771.
- Cengel Yu.A., Chajar A.J. *Heat and Mass Transfer. Fundamentals and Applications*. 4<sup>th</sup> ed. New York, McGraw-Hill, 2011. 905 p.
- Kudinov A.A. *Energoberezhenie v teploenergetike i teplotekhnologiyakh* (Energy saving in heat power engineering and heat technologies). Moscow, Mashinostroenie, 2011. 374 p.
- Leontyev A.I., Pilyugin N.N., Polezhaev Yu.V., Polyayev V.M. *Nauchnye osnovy tekhnologii XXI veka* (Scientific basis of technologies in XXI century). Moscow, Energomash, 2000. 136 p.
- Davlyatchin P.P., Kurilenko N.I. *Privolzhskiy nauchnyy zhurnal*, 2009. 2, pp. 74–78.
- Kurilenko N.I., Davlyatchin R.R. *Vestnik TGASU*, 2009. 4, pp. 132–141.
- Bogoslovskiy V.N. *Stroitel'naya teplofizika* (Building thermal physics). Moscow, Vysshaya shkola, 1970. 376 p.
- Tabunshchikov Yu.A., Brodach M.M. *Matematicheskoe modelirovaniye i optimizatsiya teplovoy effektivnosti zdaniy* (Mathematical modeling and optimization of thermal efficiency of buildings). Moscow, AVOK-PRESS, 2002. 194 p.
- Bukhmirov V.V., Krupennikov S.A., Solnyshkova Yu.S. *Vestnik Ivanovskogo Gosudarstvennogo Energeticheskogo Universiteta*, 2010. 4, pp. 23–25.
- Bukhmirov V.V., Solnyshkova Yu.S., Prorokova M.V. *Vestnik Ivanovskogo Gosudarstvennogo Energeticheskogo Universiteta*, 2011. 3, pp. 12–16.
- Vavilov V.P., Kuznetsov G.V., Sheremet M.A. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2005. 308, 5, pp. 104–109.
- Kuznetsov G.V., Sheremet M.A. Mathematical modelling of complex heat transfer in a rectangular enclosure. *Thermophysics and Aeromechanics*, 2009. 16, 1, pp. 119–128.
- Kuznetsov G.V., Sheremet M.A. Anumerical simulation of double-diffusive conjugate natural convection in an enclosure. *International Journal of Thermal Sciences*, 2011. 50, 10, pp. 1878–1886.
- Kuznetsov G.V., Sheremet M.A. New approach to the mathematical modeling of thermal regimes for electronic equipment. *Russian Microelectronics*, 2008. 37, 2, pp. 131–138.
- Kuznetsov G.V., Strizhak P.A. Heat and mass transfer at ignition of liquid fuel droplets spreading over the surface of massive hot bodies. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2010. 19, 2, pp. 75–84.
- 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. 18, 2, pp. 162–167.
- Rouch P.J. *Vychislitel'naya gidrodinamika* (Computational fluid dynamics). Moscow, Mir, 1980. 616 p.
- Paskonov V.M., Polezhaev V.I., Chudov L.A. *Chislennoe modelirovaniye protsessov teplo- i massoobmena* (Simulation of heat- and mass transfer). Moscow, Nauka, 1984. 288 p.
- Belov I.A., Isaev S.A. *Modelirovaniye turbulentnykh techeniy* (Modeling turbulent flows). Saint Petersburg, BG TU, 2001. 108 p.

УДК 622.794.622.807

## ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ МНОГОТОННАЖНЫХ ГАЗОВЫХ СУШИЛЬНЫХ УСТАНОВОК УГЛЕБОГАТИТЕЛЬНЫХ ФАБРИК

Н.В. Хашина

ЗАО «СибНИИобогатение», г. Прокопьевск

E-mail: nina\_hashina@mail.ru

*Газопаровоздушная смесь, удаляемая побудителем расхода из многотоннажной газовой сушильной установки, впервые представлена сложной системой, состоящей из сухих газов (сушильного агента, присосанного воздуха) и водяных паров (содержащихся в сушильном агенте, присосанном воздухе, испаренной влаги). Составлен алгоритм, связавший коэффициент присосов, параметры, измеряемые инструментально и не поддающиеся измерениям (КПД топки; количество загружаемого в аппарат сушилки влажного и выгружаемого из разгрузочной камеры высушенного угольного концентрата; удельный расход теплоты; потери теплоты на нагрев материала, сходящими газами, в окружающую среду; КПД сушильной установки и др.), которые положены в основу метода расчёта количества сырого (высушенного) концентрата по количеству влаги, испаренной в процессе непрерывной работы в исследуемом режиме.*

### Ключевые слова:

*Влажный концентрат, высушенный концентрат, испаренная влага, многотоннажная газовая сушильная установка, производительность.*

Производительность многотоннажной (от 100 до 700 тонн сырого концентрата в час) газовой сушильной установки углебогатительных фабрик – параметр, по которому подбирается комплекс основного и вспомогательного оборудования сушильного отделения, цеха погрузки и транспортировки потребителям.

Теплоэнергозатраты, экономические и экологические показатели газовой сушки концентратов мокрого обогащения углей улучшаются при повышении производительности сушильной установки. Расчёт экономических эффектов от внедрения оборудования повышенной производительности, от совершенствования технологии или конструкции аппаратов, узлов сушильных установок, учёт затрат, анализ контролируемых процессов, выдача данных в формы статистической отчётности базируются на результатах теплотехнических испытаний, при которых измерение производительности должна измеряться в процессе непрерывной работы сушильной установки в исследуемом технологическом режиме.

Производительность многотоннажных газовых сушильных установок характеризуют: количество сырого угольного концентрата, загружаемого в аппарат сушки  $G_1^c$ ; количество влаги, испаренной в процессе сушки  $\Delta W_{\text{вв}}$ ; количество высушенного концентрата  $G_2$ .

Известны методы расчёта производительности многотоннажных сушильных установок путём взвешивания сырого угольного концентрата, спущенного на отметку (пол цеха) через открываемое на непродолжительное время отверстие в нижней постели скребковых питателей узлов загрузки (достаточно высоко расположенных над полом отметки), или скребковых питателей, подающих уже высушенный концентрат на конвейеры цеха погрузки [1]. Исходя из доступности, в условиях предприятия измеряется один параметр (производительность по сырому или по высушенному кон-

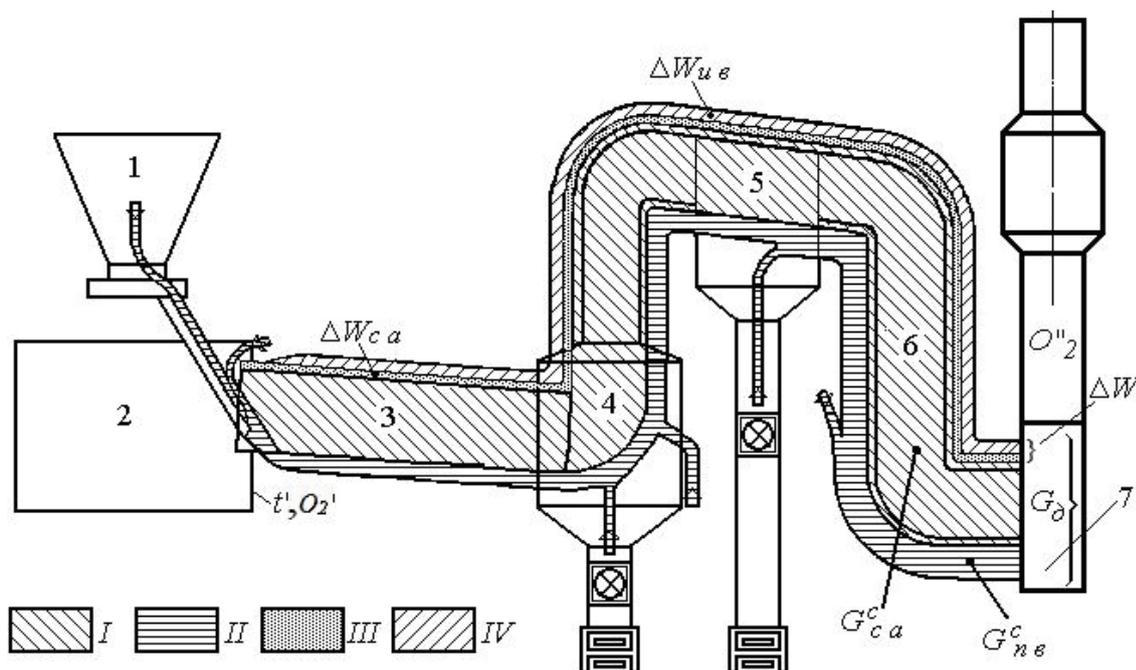
центрату), два других рассчитываются. Это очень трудоёмкие и растянутые во времени методы, при которых невозможно быстро получить результат, тем более исследовать динамику.

Усовершенствование технологии расчета производительности многотоннажных газовых сушильных установок, представленное в данной работе, основано на математических зависимостях материального баланса, в котором газопаровоздушная смесь представлена как сложная система (рисунок), состоящая из сухого сушильного агента, сухого присосанного воздуха и водяных паров (испаренной влаги, влаги сушильного агента, влаги присосанного воздуха).

Отношение массы сухого присосанного воздуха  $G_{\text{са}}^c$  к массе сухого сушильного агента  $G_{\text{сб}}^c$  представляет собой коэффициент присосов атмосферного воздуха относительно расхода сухого сушильного агента на входе в аппарат сушки (доли ед., %):  $K^c = G_{\text{са}}^c / G_{\text{сб}}^c$ .

Установлено, что коэффициент присосов влияет на все параметры газовой сушки [2]. Сообразно [3] коэффициент присосов сушильной установки можно рассчитать и по содержаниям кислорода – в сушильном агенте на входе в аппарат сушки  $O_2'$  и в газопаровоздушной смеси за побудителем расхода (или перед мокрым пылеуловителем)  $O_2''$ :  $K^c = (O_2'' - O_2') / (21 - O_2'')$ .

Из материального баланса газопаровоздушной смеси, учитывающего присосанный воздух, выведены количественные зависимости от коэффициента присосов сухих и влажных масс: присосанного воздуха в составе сушильного агента; масс водяных паров в сушильном агенте и в присосанном воздухе; массы испаренной влаги. Отсюда масса испаренной влаги рассчитывается как разность между общим количеством водяных паров в газопаровоздушной смеси и количеством водяных паров в сушильном агенте и присосанном воздухе.



**Рисунок.** Схема газопаровоздушного баланса многотоннажной газовой сушильной установки с учётом присосов атмосферного воздуха: 1 – бункер сырого концентрата; 2 – топка; 3 – аппарат сушки (сушильный барабан); 4 – разгрузочная камера; 5 – сухая ступень пылеулавливания; 6 – газоходы; 7 – побудитель расхода (дымосос); I – масса сухого сушильного агента; II – масса сухого присосанного воздуха  $G_{пр}^c$ ; III – масса влаги сушильного агента  $\Delta W_a$ ; IV – масса испаренной влаги  $\Delta W_{ив}$ ; масса влаги присосанного воздуха условно не показана;  $t'$ ,  $O_2'$ ,  $O_2''$  – места установки: датчика температуры штатного прибора и отбора пробы сушильного агента, датчика штатного газоанализатора содержания кислорода

Для этого перед побудителем расхода инструментально измеряются: площадь сечения газохода  $S$ , разрежение в точке замеров, температура сухого и мокрого термометров ( $t'_c$ ,  $t''_m$ ), динамические напоры поля скоростей. Измеряется содержание кислорода в сушильном агенте на входе в аппарат сушки  $O_2'$ , в газопаровоздушной смеси в сечении перед побудителем расхода  $O_2''$ . В бункере сырого концентрата и на конвейере высушенного концентрата отбираются пробы для определения влажности (соответственно  $W_1$ ,  $W_2$ ). Измеряются температуры по сухому и мокрому термометрам для воздуха в помещении цеха.

Рассчитывается скорость газопаровоздушной смеси в сечении перед побудителем расхода  $v$ , определяется объём газопаровоздушной смеси:  $V_d = vS3600$ .

Определяется плотность парогазовоздушной смеси  $\rho$  и рассчитывается масса влажной газопаровоздушной смеси:  $G_d = V_d \rho$ .

На Id-диаграмме находится влагосодержание газопаровоздушной смеси  $d''$  (кг/кг сухих газов), затем рассчитывается влагосодержание  $d''^b$  (кг/кг влажных газов):  $d''^b = d'' / (1 - d'')$ .

Далее последовательно определяются значения массы составляющих газопаровоздушного баланса согласно схеме на рисунке:

- водяных паров в составе парогазовой смеси  $\Delta W = d''^b G_d$ ;
- сухих газов в составе парогазовой смеси  $G_{ср} = G_d \Delta W$ , или после преобразования

$$G_{ср} = G_d (1 - d''^b);$$

- сухого сушильного агента

$$G_{сa}^c = G_d (1 - d''^b) / (1 + K^c);$$

- сухого присосанного воздуха

$$G_{пр}^c = G_r^c K^c / (1 + K^c);$$

- водяных паров, содержащихся в сушильном агенте

$$\Delta W_{сa} = d_{сa} G_d (1 - d''^b) / (1 + K^c),$$

где  $d_{сa}$  – влагосодержание сушильного агента, рассчитываемое по формулам состава топочных газов;

- водяных паров, поступивших в сушилку с присосанным воздухом

$$\Delta W_{пр} = d_{пр} G_d (1 - d''^b) K^c / (1 + K^c),$$

где  $d_{пр}$  – влагосодержание присосанного воздуха, определяемое на Id-диаграмме.

Производительность сушильной установки по испаренной влаге  $\Delta W_{ив}$  – это разность между общим количеством водяных паров в газопаровоздушной смеси  $\Delta W$  и количествами водяных паров в сушильном агенте  $\Delta W_{сa}$  и в присосанном воздухе  $\Delta W_{пр}$ :

$$\Delta W_{ив} = \Delta W - \Delta W_{сa} - \Delta W_{пр}.$$

Количество просушенного концентрата, иначе производительность сушильной установки по высушенному материалу [4]:

$$G_2 = \Delta W_{\text{нв}} \frac{100 - W_1}{W_1 - W_2},$$

где  $W_1, W_2$  – соответственно влажность поступающего в аппарат сушки сырого концентрата, влажность просушенного концентрата.

Количество влажного концентрата, поступающего в аппарат сушки, иначе производительность сушильной установки по влажному материалу [4]:

$$G_1 = \Delta W_{\text{нв}} \frac{100 - W_1}{W_1 - W_2}.$$

В итоге расчётного анализа составлен алгоритм, связавший коэффициент присосов, параметры, измеряемые инструментально (показаны выше) и не поддающиеся измерениям (КПД топки; статьи теплового баланса: приход тепла с сушильным агентом, присосанным воздухом; удельный расход тепла, потери тепла на нагрев материала, сходящими газами, в окружающую среду; КПД

сушильной установки и др.), которые используются при разработке мероприятий повышения эффективности и взрывобезопасности многотоннажной газовой сушильной установки при сушке угольных концентратов мокрого обогащения.

#### Заключение

Возможность рассчитать производительность многотоннажных газовых сушильных установок по сырому (влажному) концентрату через массу испаренной влаги (в процессе непрерывной работы сушильной установки в установленном технологическом режиме) исключает трудоёмкие методы взвешивания. Это дало реальную возможность производить желаемое количество экспериментов, вычисления множества технологических и теплотехнических величин, необходимых для выявления оптимальных параметров режимных карт, позволяющих в конечном итоге повысить эффективность и взрывобезопасность газовой сушки.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Рубин Ю.М. Опыт оперативного контроля и расчета основных показателей сушильных установок. – Ворошиловград: Изд-во института УкрНИИОбогащения, 1979. – 67 с.
2. Хашина Н.В. Ограничение присосов – путь к повышению безопасности и эффективности работы сушилок. – Уголь. – 1983. – № 4. – С. 58–60.
3. Гордон Г.М., Пейсахов И.Л. Пылеулавливание и очистка газов. – М.: Metallurgizdat, 1968. – 497 с.
4. Филиппов В.А. Техника и технология сушки угля. – М.: Недра, 1975. – 287 с.

Поступила 18.07.2013 г.

UDC 622.794.622.807

## PRODUCTIVITY OF LARGE-TONNAGE GAS DRYING INSTALLATIONS OF COAL PREPARATION PLANTS

N.V. Khashina

SibNIIobogashchenie, Prokopyevsk

*Gas vapor mixture which removed by flow booster from a large-tonnage gas drying installation is represented for the first time by a complex system consisting of dry gases (drying agent, sucked on air) and water vapors (contained in drying agent, sucked on air, evaporated moisture). The author has set up the algorithm connecting leakage coefficients, dimensionless parameters and those measured instrumentally (burner efficiency; amount of damp coal concentrate charged into drying device and dried coal concentrate discharged from balancing chamber; heat rate; heat leakage for material heating with exhaust gases into environment; drying installation efficiency) which are taken as a basis of the technique for calculating raw (dried) concentrate for damp amount evaporated at continuous operation in the mode*

#### Key words:

*Damp concentrate, dried-up concentrate, evaporated moisture, large-tonnage gas drying installation, productivity.*

#### REFERENCES

1. Rubin Yu.M. *Opyt operativnogo kontrolya i rascheta osnovnykh pokazateley sushilnykh ustanovok* (The experience of compulsory checking and calculation of principle indices of drying installations). Voroshilovgrad, Institut UkrNIIObogasheniya Publ., 1979. 67 p.
2. Khashina N.V. *Ugol*, 1983. 4, pp. 58–60.
3. Gordon G.M., Peisakhov I.L. *Pyleulavlivanie i ochistka gasov* (Dust catching and gas purification). Moscow, Metallurgizdat, 1968. 497 p.
4. Filippov V.A. *Tekhnika i tekhnologiya sushki uglya* (Methods and technology of coal drying). Moscow, Nedra, 1975. 287 p.

УДК 621.311.22

## УГОЛЬНАЯ ПАРОГАЗОВАЯ УСТАНОВКА С НАГРЕВОМ РАБОЧЕГО ТЕЛА ГАЗОТУРБИННОГО ЦИКЛА В РЕГЕНЕРАТИВНЫХ ТЕПЛООБМЕННИКАХ ПЕРИОДИЧЕСКОГО ДЕЙСТВИЯ

А.М. Клер, Э.А. Тюрина, А.С. Медников

Институт систем энергетики им. Л.А. Мелентьева СО РАН, г. Иркутск  
E-mail: kler@isem.sei.irk.ru; tyurina@isem.sei.irk.ru; mednikov@isem.sei.irk.ru

*Перспективной и заслуживающей исследования является технология, основанная на использовании в качестве рабочего тела газотурбинного цикла воздуха, нагреваемого в регенеративных керамических теплообменниках периодического действия продуктами сгорания угольной пыли. При этом рабочее тело может быть нагрето до существенно более высоких температур, чем при сжигании угля в кипящем слое под давлением. Причем лишь малая часть золы, содержащейся в продуктах сгорания угля, оседает в керамическом теплообменнике и попадает затем в нагреваемый воздух. Это позволяет обеспечить высокую температуру воздуха перед турбиной при приемлемом уровне концентрации золы на входе в газовую турбину. Для обоснования эффективности данной технологии разработана технологическая схема перспективной угольной парогазовой установки с нагревом рабочего тела (воздуха) газотурбинного цикла в регенеративных теплообменниках периодического действия, разработаны математические модели регенеративного керамического теплообменника с цилиндрическими каналами, угольной парогазовой установки в целом. Приведены результаты оптимизационных технико-экономических исследований угольной парогазовой установки с нагревом рабочего тела газотурбинного цикла в регенеративных теплообменниках периодического действия на основе подробной математической модели.*

### Ключевые слова:

Угольная парогазовая установка, керамический теплообменник, математическое моделирование, оптимизационные исследования.

Повышение эффективности энергетических установок, использующих твердое топливо, является одной из важнейших проблем развития энергетических технологий. Поиск ее решения ведется по трем основным направлениям [1, 2]: 1) паротурбинные установки (ПТУ) на суперсверхкритических параметрах пара (ССКП); 2) парогазовые установки (ПГУ) с внутрицикловой газификацией угля (ВЦГУ); 3) ПГУ с прямым сжиганием угля в кипящем слое под давлением и очисткой высокотемпературных продуктов сгорания от золы в керамических фильтрах. Рост энергетической эффективности ПТУ с ССКП ограничен наличием в энергомашиностроении жаропрочных металлов, способных работать при высоких температурах, и несовершенством термодинамического цикла Ренкина. Максимально-возможный КПД этих блоков оценивается в 50 %. КПД ПГУ с ВЦГУ может достигать 52...54 %. Основным препятствием к широкому использованию таких ПГУ является низкая надежность и неустойчивость работы газификаторов на паровоздушном дутье, дороговизна процессов газификации угля, основанных на парокислородном дутье, и большой расход энергии на собственные нужды. Энергетическая эффективность прямого сжигания угля под давлением ограничена рабочими температурами кипящего слоя и керамических фильтров, которые лежат в диапазоне 800...950 °С. КПД ПГУ с прямым сжиганием угля в кипящем слое составляет 40...42 %. Анализ технологий производства электроэнергии, базирующихся на использовании твердого топлива, показывает, что оптимальное сочетание энергетической, экономической эффективности и надежности может быть достигнуто при использовании газопарового бинарного цикла в сочетании со сжиганием угля.

Перспективной и заслуживающей исследования является технология, основанная на использовании в качестве рабочего тела газотурбинного цикла воздуха, нагреваемого в регенеративных керамических теплообменниках периодического действия продуктами сгорания угольной пыли. При этом рабочее тело может быть нагрето до существенно более высоких температур, чем при сжигании угля в кипящем слое под давлением. Причем лишь малая часть золы, содержащейся в продуктах сгорания угля, оседает в керамическом теплообменнике и попадает затем в нагреваемый воздух. Это позволяет обеспечить высокую температуру воздуха перед турбиной (1200...1300 °С) при приемлемом уровне концентрации золы на входе в газовую турбину. Указанные керамические теплообменники циклического действия достаточно хорошо отработаны на опытных моделях МГД-генераторов замкнутого цикла, где показана их работоспособность и надежность [3–5].

Теплообменник циклического действия представлен на рис. 1. Цикл состоит из двух равных по времени периодов: нагрева керамической насадки и охлаждения. Нагрев насадки осуществляется продуктами сгорания угля, а охлаждение – воздухом.

Движение продуктов сгорания и воздуха осуществляется по противоточной схеме. Предполагается, что используется треугольная компоновка каналов, когда их центры располагаются в вершинах равностороннего треугольника с длиной сторон, равной  $S$ .

Поперечная площадь насадки, приходящаяся на каждый канал, равна площади шестигранника  $A$ , изображенного на рис. 2. Легко показать, что эта площадь

$$S_A = \pi/4[(S_0/525)^2 - D_{\text{ВН}}^2].$$

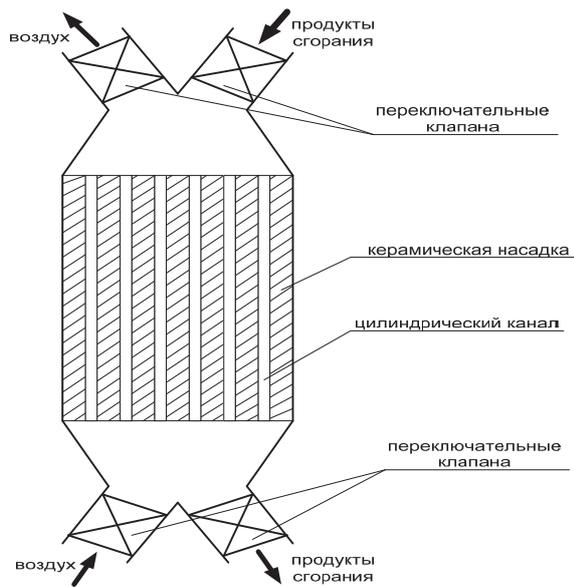


Рис. 1. Теплообменник циклического действия

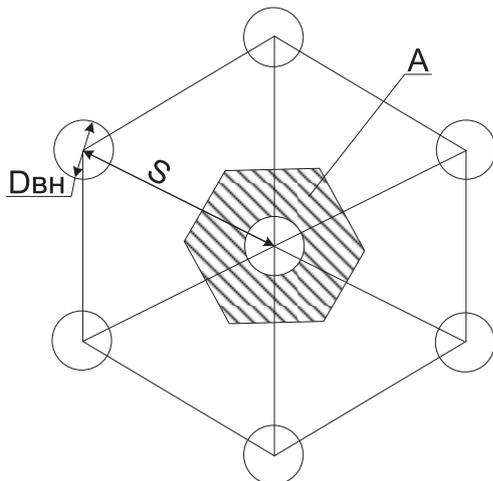


Рис. 2. Компоновка каналов

Исходя из этого, при расчете теплообмена рассматривается керамическое кольцо с внутренним диаметром, равным диаметру канала ( $D_{вн}$ ), и внешним диаметром  $0,525S$  (рис. 3). Это кольцо делится на  $n$  вложенных друг в друга малых ко-

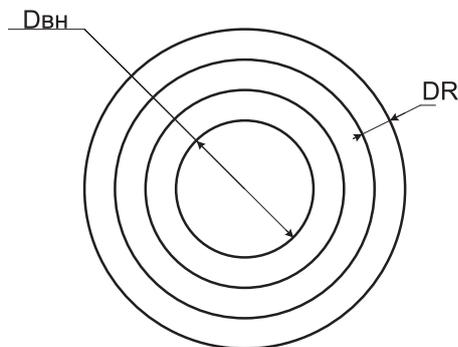


Рис. 3. Элементы канала при расчете теплообмена

лец. Кроме того, по высоте канала выделяется  $m$  слоев. Принято, что внешнее кольцо не имеет теплообмена с окружающей средой.

Общее число малых колец при расчете теплообмена составляет  $n \cdot m$ . Учитывается тепло, получаемое внутренним кольцом от газа, или тепло, передаваемое воздуху, и теплообмен между соседними керамическими кольцами через их боковые поверхности и торцы.

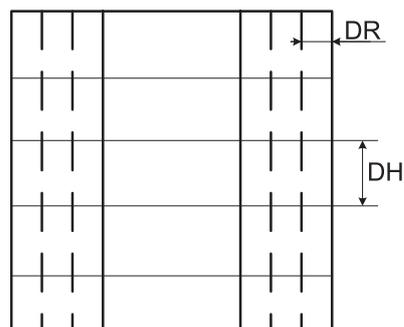
Производная температуры керамики  $i$ -го малого кольца в момент  $t$  определяется как

$$\frac{dT_{it}}{dt} = \frac{\sum_{j \in J_i} Q_{ijt} + \bar{Q}_{it}}{c_{(T_i)} V_i \rho}, \quad i = 1, \dots, n \cdot m, \quad (1)$$

где  $Q_{ijt}$  – тепловой поток от  $j$ -го смежного кольца к  $i$ -му кольцу,  $J_i$  – множество номеров колец, смежных с  $i$ -м кольцом,  $\bar{Q}_{it}$  – поток тепла для  $i$ -го кольца в момент времени  $t$  от охлаждаемых продуктов сгорания или к нагреваемому воздуху (если  $i$ -е кольцо не внутреннее, то  $\bar{Q}_{it}=0$ ),  $c$  – удельная теплоёмкость керамики,  $V_i$  – объём  $i$ -го кольца,  $\rho$  – плотность керамики.

В результате решения численным методом Эйлера системы дифференциальных уравнений (1) для периода нагрева, а затем для периода охлаждения определяется температура керамики для всех колец в конце цикла, в зависимости от этой температуры в начале цикла. Условие стационарности состоит в равенстве этих температур. Расчёт условия осуществляется методом Ньютона. При этом в качестве невязок выступают разности температур колец в начале и в конце цикла, а в качестве вычисляемых параметров – температуры керамики в начале цикла.

Для сокращения неравномерности подогрева воздуха целесообразно использовать не один керамический теплообменник, а группу теплообменников, циклические процессы в которых происходят со сдвигом по времени. Расчёт группы керамических теплообменников состоит в определении температуры уходящих газов и воздуха этой группы, получающихся в результате смешения этих теплоносителей, поступающих от теплообменников, находящихся в различных фазах циклического процесса. Целесообразно принять, что теплообменни-



ки разбиваются на пары, причём сдвиг в работе теплообменников одной пары составляет  $\tau^{cycle}/2$ , где  $\tau^{cycle}$  – продолжительность цикла. Тогда сдвиг в работе  $i$ -й пары теплообменников (по сравнению с работой 1-й пары) составит

$$\Delta\tau_i = \frac{\tau^{cycle}}{2} \cdot \frac{i-1}{n_{pair}},$$

где  $n_{pair}$  – число пар теплообменников.

Зная зависимость изменения температуры продуктов сгорания и воздуха от времени для одного теплообменника, легко определить температуры на выходе группы регенеративных теплообменников в каждый момент времени, а также среднюю, максимальную и минимальную температуры за весь цикл.

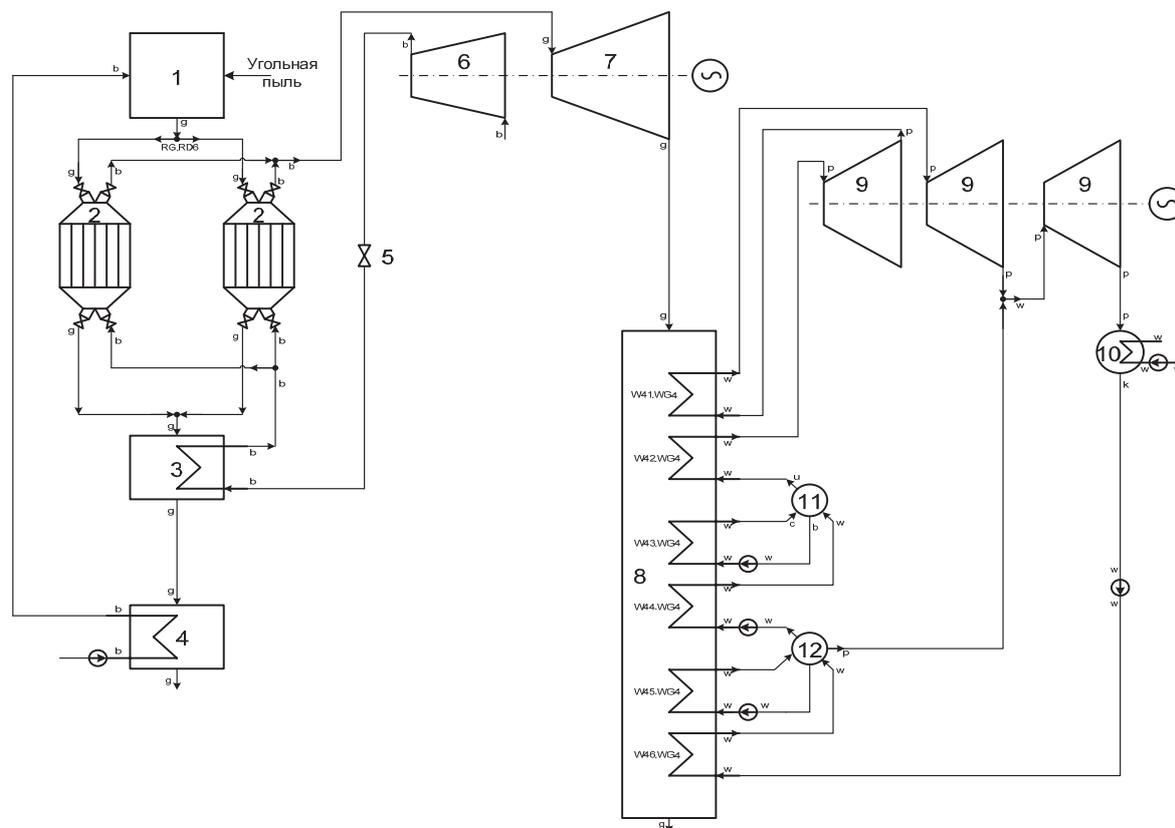
С использованием математических моделей групп регенеративных теплообменников, воздушного компрессора, газовой турбины, камеры сгорания, воздушного котла, паровой турбины и др. разработана математическая модель угольной ПГУ (рис. 4). Модель ПГУ включает 555 входных, 418 выходных и 5 итерационно-уточняемых параметров. Расчет схемы производится итерационным методом Зейделя.

Математическая модель камеры сгорания твердого топлива предназначена для определения

состава продуктов сгорания и требуемого расхода воздуха. При этом исходными данными являются: расход, давление и температура топлива, температура продуктов сгорания на выходе из камеры сгорания, температура и коэффициент избытка воздуха, доля потерь тепла от химического недожога.

Модели газовой турбины и компрессора служат для определения их мощности и выходной температуры рабочего тела. Исходные данные – расход рабочего тела, компонентный состав, входные давление и температура, выходное давление, адиабатный КПД, скорость рабочего тела на выходе из турбомшины. В моделях проводится упрощенный расчет процесса расширения (без учета числа ступеней и их конструктивных характеристик). В модели основной газовой турбины учитывается снижение тепловой эффективности в связи с охлаждением проточной части воздухом. В математической модели газовой турбины учитывается ограничение на входную температуру газа, а в модели компрессора – на предельно-допустимую степень сжатия.

В моделях отсеков паровой турбины определяется изменение параметров рабочего тела в процессе расширения, а также вырабатываемая при этом механическая мощность. В них учитывается снижение тепловой эффективности при работе в области влажного пара.



**Рис. 4.** Угольная ПГУ с регенеративными воздухоподогревателями циклического действия: 1 – камера сгорания, 2 – группа регенеративных керамических теплообменников, 3 – трубчатый воздухоподогреватель циклового воздуха, 4 – трубчатый воздухоподогреватель, 5 – регулирующий клапан, 6 – компрессор, 7 – газовая турбина, 8 – воздушный котел-утилизатор, 9 – паровая турбина, 10 – конденсатор, 11 – барабан-сепаратор высокого давления, 12 – барабан сепаратор низкого давления, p – пар, w – пар, вода, b – воздух, W41.WG4-W46.WG4 – теплообменные поверхности котла-утилизатора

*Математическая модель конденсатора паровой турбины, представляющего из себя пароводяной теплообменник поверхностного типа, ориентирована на определение величины тепловоспринимающей поверхности и расхода охлаждающей воды. При этом задаются термодинамические параметры пара и охлаждающей воды, расход пара, скорость охлаждающей воды и конструктивные характеристики. Модель конденсатора основана на методике теплового расчета [6].*

*Математические модели теплообменников воздушного котла-утилизатора включают уравнения теплопередачи и теплового баланса. Для решения системы уравнений используется итерационный метод Зейделя. После решения этой системы определяются средняя и наружная расчетные температуры металла труб, а также предельно-допустимые и действующие напряжения. Проверяется выполнение технических ограничений на такие параметры теплообменника, как скорость нагреваемого теплоносителя на выходе из труб тепловоспринимающей поверхности, температуру металла труб и т. д.*

**Таблица 1.** Оптимальные значения оптимизируемых параметров угольной ПГУ с регенеративными воздухоподогревателями периодического действия

Описание параметра	Минимум	Оптимум	Максимум
Давление воздуха на входе керамических теплообменников, МПа	0,75	0,9	2,5
Температура воздуха на входе керамических теплообменников, К	300	983,2	1100
Расход воздуха на входе керамических теплообменников, кг/с	200	880,1	1000
Температура воздуха на выходе трубчатого воздухоподогревателя, К	300	616,3	700
Энтальпия пара высокого давления, кДж/кг	2900	3392,7	3600
Давление пара промперегрева, МПа	1	5,6	6
Энтальпия пара промперегрева, кДж/кг	2900	3545,8	3600
Давление пара низкого давления, МПа	1	1,9	3
Давление пара высокого давления, МПа	12	20	26
Давление газа на выходе газовой турбины, МПа	0,1	0,108	0,12
Энтальпия воды на выходе экономайзера высокого давления, кДж/кг	1200	2081,5	3000
Расход питательной воды, кг/с	100	222,5	300
Доля расхода питательной воды на контур низкого давления	0,1	0,85	0,99
Коэффициент избытка воздуха в камере сгорания	1	1,11	2
Расход угольной пыли, кг/с	50	74,2	150

**Таблица 2.** Оптимальные показатели угольной ПГУ с регенеративными воздухоподогревателями периодического действия

Наименование	Размерность	Значение
Расход топлива	тыс. т/год	1736
Площадь теплообмена каналов в группе керамических теплообменников	м <sup>2</sup>	17800
Площадь теплообменных поверхностей трубчатого воздухоподогревателя циклового воздуха	м <sup>2</sup>	81800
Площадь теплообменных поверхностей трубчатого воздухоподогревателя воздуха, поступающего на сжигание угольной пыли	м <sup>2</sup>	60170
Число каналов в одном керамическом теплообменнике	шт	180
Масса керамики в одном керамическом теплообменнике	кг	13250
Высота корпуса керамического теплообменника	м	6
Площадь теплообменных поверхностей W41.WG4	м <sup>2</sup>	6930
Площадь теплообменных поверхностей W42.WG4	м <sup>2</sup>	19140
Площадь теплообменных поверхностей W43.WG4	м <sup>2</sup>	5610
Площадь теплообменных поверхностей W44.WG4	м <sup>2</sup>	55300
Площадь теплообменных поверхностей W45.WG4	м <sup>2</sup>	50000
Площадь теплообменных поверхностей W46.WG4	м <sup>2</sup>	128600
Температура на входе в газовую турбину	К	1730
Давление на входе в газовую турбину	МПа	0,9
Мощность паровой турбины	МВт	316
Мощность газовой турбины	МВт	312
Мощность воздушного компрессора	МВт	286
Полезная мощность	МВт	600
Электрический КПД	%	47,8

Для определения термодинамических и транспортных параметров (энтальпии, энтропии, удельного объема, сухости, температуры, давления, динамической вязкости и теплопроводности) воды и пара используются разработанные в ИСЭМ СО РАН подпрограммы, реализующие метод узловых точек, построенные на основе зависимостей и таблиц теплофизических свойств воды и водяного пара [7]. Определение термодинамических свойств газовых смесей (энтальпии, теплоемкости и удельного объема) проводится на основе выражений, применимых для смесей идеальных газов [8, 9].

Математическая модель ПГУ ориентирована на конструкторский расчет элементов установки: поверхностей нагрева теплообменников, массы керамики, мощностей насосов, компрессоров, газовой и паровой турбин и др.

С использованием математической модели ПГУ были проведены оптимизационные исследования, целью которых являлось определение оптимальных термодинамических и расходных параметров

установки по критерию максимума электрического КПД с учетом физико-технических ограничений на параметры установки:  $\max \eta(x, y)$ ; при ограничениях:  $H(x, y) = 0$ ,  $G(x, y) \geq 0$ ,  $x_{\min} \leq x \leq x_{\max}$ , где  $x$  – вектор независимых оптимизируемых параметров;  $y$  – вектор зависимых вычисляемых параметров;  $H$  – вектор ограничений-равенств (уравнения материального, энергетического балансов, теплопередачи и др.);  $G$  – вектор ограничений-неравенств;  $x_{\min}$ ,  $x_{\max}$  – векторы граничных значений оптимизируемых параметров.

В качестве оптимизируемых параметров назначались давления, температуры, расходы воздуха, расход топлива, энтальпии, давления и расходы перегретого пара, пара высокого и низкого давления и др. Всего в задаче оптимизировалось 15 параметров технологической схемы (табл. 1). Система ограничений содержит условия на неотрицательность конечных температурных напоров теплообменников, перепадов давлений вдоль проточной части паровой, газовой турбин, ограничения на расчетные температуры и механические напряжения труб теплообменников и т. д. Всего 50 ограничений.

В качестве топлива в ПГУ использовался бурый уголь Мугунского месторождения Иркутской области стоимостью 25 дол/т с низшей теплотой сгорания 4130 ккал/кг следующего состава, %:

углерод – 0,464, водород – 0,036, сера – 0,01, кислород – 0,1, азот – 0,01, влажность – 0,19, зольность – 0,19.

В табл. 2 приведены оптимальные параметры угольной ПГУ, полученные в результате исследований.

#### Выводы

Выполненные расчеты показывают высокую энергетическую эффективность рассматриваемой схемы угольной ПГУ с регенеративными керамическими воздухоподогревателями периодического действия и перспективность этого типа установок, поскольку полученный в ходе расчетов оптимизированный КПД нетто по производству электроэнергии составил 47,8 %.

Кроме того, использование воздуха в качестве рабочего тела газотурбинного цикла дает возможность увеличить сроки службы газовой турбины и поверхностей нагрева котла-утилизатора, что ведет к снижению эксплуатационных затрат.

Целью дальнейших исследований в данном направлении является оптимизация параметров ПГУ по критерию минимума цены отпускаемой электроэнергии и сопоставление эффективности исследуемой ПГУ с другими типами угольных ТЭС.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Альков Н., Наумов В. Газотурбинная энергетика на твердом топливе – перспектива автономного энергообеспечения // Газотурбинные технологии. – 2002. – № 6. – С. 2–7.
2. Саламов А.А. О перспективах угольной энергетике // Энергетик. – 2009. – № 4. – С. 22–25.
3. Kobayashi K., Yoshikawa K., Tsuji K., Shioda S. Analysis of Power Generation System on Gasification of Coal and Solid Wastes Using High Temperature Air // International Conference on MHD Power Generation and High Temperature Technologies. – Beijing, PRC, Oct. 12–15, 1999.
4. Moshida S., Kasahara M., Hasegawa T. Highly Preheated Gas Generator with Use of Ceramic Honeycomb-type Regenerative Heat Exchanger // International Symposium on High Temperature Air Combustion and Gasification. – Kaohsiung, Taiwan, Jan. 20–22, 1999.
5. Yamashita K., Murata K., Nakada Y., et. al. Feasibility Study of Molten Carbonate Membrane Desulfurizer // Proc. of the 2<sup>nd</sup> International High Temperature Air Combustion Symposium. – Kaohsiung, Taiwan, January 20–22, 1999. – Taiwan, Hsinchu, Energy & Resource Laboratories, pp. F6.1–F6.7.
6. Руководящие указания по тепловому расчету поверхностных конденсаторов мощных турбин тепловых и атомных электростанций. – М.: СПО Союзтехэнерго, 1982. – 107 с.
7. Ривкин С.Л., Александров А.А. Теплофизические свойства воды и водяного пара. – М.: Энергия, 1980. – 424 с.
8. Рид Р., Шервуд Т. Свойства газов и жидкостей. – Л.: Химия, 1971. – 704 с.
9. Мессерле В.Е., Устименко А.Б. Тридцать первая Международная техническая конференция по использованию угля и топливным системам // Теплоэнергетика. – 2007. – № 3. – С. 71–75.

Поступила 04.09.2013 г.

UDC 621.311.22

## COAL COMBINED-CYCLE PLANT WITH WORKING MEDIUM HEATING IN GAS-TURBINE CYCLE IN PERIODIC REGENERATIVE HEAT EXCHANGERS

A.M. Kler, E.A. Tyurina, A.S. Mednikov

L.A. Melentiev Energy Systems Institute, Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences, Irkutsk

The authors consider the technique based on application of air heated in periodic regenerative ceramic heat exchangers by coal powder combustion products as a gas-turbine working medium to be rather promising for being studied. In this case the working medium can be heated to essentially higher temperatures than at coal combustion in the pressurized fluidized bed. Here only a small amount of ash contained in the coal combustion products settles in the ceramic heat exchanger and then penetrates into the heated air. It allows supporting high air temperature before the turbine at an acceptable level of ash concentration at gas turbine inlet. To substantiate the efficiency of this technique the authors have developed the technological scheme of coal-fired combined cycle plant with gas-turbine cycle working medium heated in periodic regenerative heat exchangers; the mathematical models of regenerative ceramic heat exchangers with cylindrical conduits and coal-fired combined cycle plant were developed. The paper introduces the results based on a detailed mathematical model of the optimization technical and economic studies of coal-fired combined cycle plant with gas-turbine cycle working medium heated in periodic regenerative heat exchangers.

### Key words:

Coal combined-cycle plant, ceramic heat exchanger, mathematical modeling, optimization studies.

### REFERENCES

1. Alkov N., Naumov V. *Gazoturbinnye tekhnologii*, 2002. 6, pp. 2–7.
2. Salamov A.A. *Energetik*, 2009. 4, pp.22–25.
3. Kobayashi K., Yoshikawa K., Tsuji K., Shioda S. Analysis of Power Generation System on Gasification of Coal and Solid Wastes Using High Temperature Air. *International Conference on MHD Power Generation and High Temperature Technologies*. Beijing, PRC, Oct. 12–15, 1999.
4. Moshida S., Kasahara M., Hasegawa T. Highly Preheated Gas Generator with Use of Ceramic Honeycomb-type Regenerative Heat Exchanger. *International Symposium on High Temperature Air Combustion and Gasification*. Kaohsiung, Taiwan, Jan. 20–22, 1999.
5. Yamashita K., Murata K., Nakada Y. Feasibility Study of Molten Carbonate Membrane Desulfurizer. *Proc. of the 2<sup>nd</sup> International High Temperature Air Combustion Symposium*. Kaohsiung, Taiwan, January 20–22, 1999. Energy & Resource Laboratories, Hsinchu, Taiwan, pp. F6.1–F6.7.
6. *Rukovodyashchie ukazaniya po teplovomu raschetu poverkhnostnykh kondensatorov moshchnykh turbin teplovykh i atomnykh elektrostantsiy* (Guidance for thermal analysis of surface condensers of high-power turbines at thermal and nuclear power stations). Moscow, Soyuztekhnenergo, 1982. 107 p.
7. Rivkin S.L., Aleksandrov A.A. *Teplofizicheskie svoystva vody i vodyanogo para* (Thermal properties of water and water vapor). Moscow, Energiya, 1980. 424 p.
8. Rid R., Shervud T. *Svoystva gazov i zhidkostey* (Properties of gases and fluids). Leningrad, Khimiya, 1971. 704 p.
9. Messerle V.E., Ustimenko A.B. *Teploenergetika*, 2007. 3, pp.71–75.

УДК 621.181

## ПРОГНОЗИРОВАНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ТРУБ ПОВЕРХНОСТЕЙ НАГРЕВА КОТЛОВ С УЧЕТОМ ВНУТРЕННИХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ПУСКО-НАЛАДОЧНЫХ ОПЕРАЦИЯХ

Л.Л. Любимова, А.А. Макеев, А.А. Ташлыков, А.С. Заворин, Р.Н. Фисенко

Томский политехнический университет

E-mail: tashlykov@tpu.ru

*Проблема диагностики зарождения, накопления и развития повреждаемости на микроскопическом и субмикроскопическом уровне становится актуальной, т. к. основной ресурс работы энергетического оборудования реализуется в условиях развития микроструктурно коротких трещин и микроповреждаемости. Это обстоятельство потребовало введения специальных параметров субструктуры, таких как внутренние структурные остаточные напряжения, влияющие на ресурсную стабильность, которые позволяют использовать микроскопические подходы к оценкам внутренних физических структурных резервов металла труб поверхностей нагрева котлов его надежности и долговечности. В настоящей работе показана возможность учета внутренних структурных напряжений при проведении гидроиспытаний как важнейшей контролирующей операции при пуско-наладочных работах в условиях эксплуатации котлов различных типов. Сделан вывод, что используемое на практике давление для проведения гидроиспытаний, рассчитанное по нормативной методике, может приводить к разрушению структурного зерна стальных элементов котлов, работающих под внутренним давлением, и снижению их эксплуатационной надежности.*

### **Ключевые слова:**

*Структурное зерно, внутренние структурные напряжения, хрупкое разрушение, параметры гидроиспытаний, ресурс.*

### **Введение**

Гидроиспытания (опрессовка) как важнейшая контролирующая операция предусматривают увеличение напряжения в трубах больше расчетного значения в предположении, что внутрискрутурные напряжения составляют малозначительную величину и ими можно пренебречь без последствий для сплошности и разупрочнения металла. Несмотря на то, что условия и параметры гидроиспытаний отработаны практикой, критерии успешного проведения этой операции определяются последствиями испытаний на герметичность, на деформируемость и разрушение, а время и температура выдержки при проведении гидроиспытаний ограничиваются начальной стадией ползучести, когда формоизменение не определяется заметными размерными признаками (наружный диаметр труб, толщина стенки).

Разупрочнение стали труб при опрессовке может приобретать скрытый характер и способно проявлять себя в измельчении зерна в процессе структурного трещинообразования и развития микроструктурной пористости, когда остаточная деформация незаметно приобретает необратимые свойства на участке первой стадии ползучести. Образующиеся внутри зерна структурные микротрещины достигают размера зерна и в ходе пластического течения перерастают в микропоры, процесс последующего слияния которых в цепочки приводит в дальнейшем к образованию и развитию видимой магистральной трещины.

### **Требования к гидравлическим испытаниям**

Несмотря на то, что основная цель гидравлических испытаний заключается в проверке плотности и прочности корпусных элементов, трубопроводов, трубных пучков и арматуры котла, проявляемое при нагружении перераспределение схе-

мы действующих напряжений способно привести уровень внутренних структурных напряжений до значения, когда при последующем гидроиспытании возникнут внутризеренные структурные разрушения. По техническим условиям гидравлические испытания проводятся при пробном давлении с выдержкой времени не менее 10 минут. Инспектирование проводится при рабочем давлении, при этом температура металла должна быть не менее 60 °С.

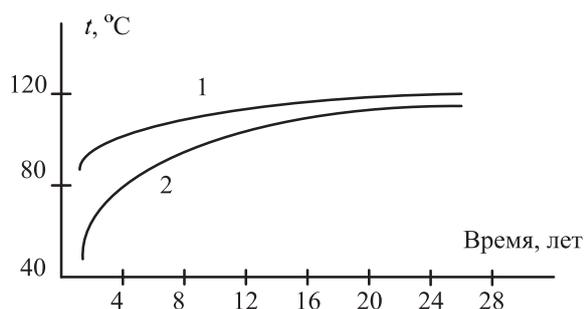
Гидравлические испытания системы циркуляции котла проводятся после каждого его разуплотнения в соответствии с инструкциями по эксплуатации, но не реже одного раза в четыре года. Перед подъемом давления в контуре оборудование и трубопроводы прогреваются до температуры, соответствующей графику зависимости минимально допустимой температуры от времени эксплуатации и превышающей значение критической температуры хрупкости металла при продолжительной эксплуатации.

При гидравлических испытаниях на плотность проводится визуальный осмотр оборудования котла. В случае обнаружения трещин, разрывов, течей, видимых деформаций давление снижается.

При гидравлических испытаниях на прочность давление поднимается насосом гидроопрессовки до пробного значения, затем после 10 минутной выдержки снижается до расчетного и проводится контроль плотности.

Пуск и промывка контура циркуляции осуществляются в условиях подъема температуры котловой воды до величины не более 80 °С со скоростью, не превышающей 10...20 °С/ч, в соответствии с графиком разогрева.

Подъем давления воды в контуре до рабочего значения осуществляется после предварительного прогрева металла до 105...110 °С (рисунок) [1].



**Рисунок.** Зависимость минимально-допустимой температуры разогрева при гидроиспытаниях от времени эксплуатации металла: 1) минимальная допустимая температура, при которой разрешается подъем давления; 2) критическая температура хрупкости металла [1]

В соответствии с действующими правилами гидравлических испытаний металлических сосудов величина пробного давления  $P_{пр}$  определяется [2–4]:

$$P_{пр} = 1,25P \frac{\sigma_{20}}{\sigma_t}, \quad (1)$$

где  $\sigma_{20}$ ,  $\sigma_t$  – допускаемые напряжения при 20 °С и расчетной температуре.

Время выдержки при гидравлических испытаниях устанавливается в зависимости от толщины стенки – от 10 до 60, но не менее 5 минут.

Трубопроводы, блоки трубопроводов и их детали подвергаются гидравлическим испытаниям  $1,25P$ , МПа, при температуре воды от +5 до +40 °С на время не менее 10 минут, если они предварительно не подвергались неразрушающей дефектоскопии.

Значение пробного давления  $P_{пр}$  паровых и водогрейных котлов принимается в зависимости от рабочего в диапазоне от 0,3 и свыше 0,5 МПа равным  $1,25P$ , а при 0,2...0,5 МПа равным  $1,5P$ .

Испытания проводятся водой при температуре от +5 до +40 °С, которая может быть увеличена по рекомендации научно-исследовательской организации до +80 °С. Время подъема давления должно быть не менее 10 минут с последующей выдержкой под пробным давлением больше 10 минут.

Таким образом, пробные давления и температура воды при проведении гидравлических испытаний используют запасы прочности в 25...50 % без учета релаксации, термоциклирования, структурного трещинообразования и других явлений низко- и высокотемпературной ползучести. Вопросы повреждаемости металла труб и влияния условий гидроиспытаний на ползучесть после проведения теплогидравлических испытаний не обсуждаются из-за отсутствия объективных показателей структурного состояния металла как на этапе обследования, так и после проведения опрессовочных операций, хотя проблема структурного трещинообразования приобретает немаловажное в диагностике значение.

### Расчетные оценки

Несмотря на то, что процесс дальнейшей эксплуатации трубопроводов и котлов сопровождается контролем диаметра труб и замерах толщины стенок при периодическом освидетельствовании Госгортехнадзором [5, 6], структурное состояние металла стенок труб и показатели прочности не подвергаются текущему контролю, а визуально выявленные дефектные трубы заменяются при ремонтах до окончания выработки ресурса металла котла. Хотя заложенные расчетные показатели прочности металла труб предусматривают эксплуатацию в течение 200...300 тыс. часов, практика свидетельствует о значительном снижении ресурса при применяемых толщинах стенок 2,5...5 мм, поэтому и актуальность исследований в этой области не снимается свыше 50 лет.

Принимая за основу энергетический критерий хрупкого разрушения Гриффитса  $G$  (не путать с модулем Гука), усилие, необходимое для продвижения трещины на длину  $l$ , равно:

$$G = \frac{\pi(l \cdot \sigma^2)_{кр}}{E}, \quad (2)$$

где  $l$  – длина трещины;  $\sigma$  – напряжение;  $E$  – модуль нормальной упругости.

По Гриффитсу, разрушение произойдет тогда, когда при малом удлинении трещины будет выделяться больше упругой энергии, чем это требуется для удельной энергии образования новых поверхностей (поверхностей трещины). Это значит, что поверхностная энергия должна быть меньше освобождающейся упругой энергии, что возможно при достижении трещиной критической длины. Таким образом, величина  $G$  достигнет критического значения, когда критическое значение приобретет произведение  $(l\sigma^2)$  в выражении (2).

Решение Гриффитса о растяжении упругой плоскости с трещиной приводит к выражению для напряжений:

$$\sigma = \frac{K}{\sqrt{\pi l}}, \quad (3)$$

где  $K$  – коэффициент интенсивности напряжений, однозначно связанный с приложенным напряжением и длиной трещины и, по сравнению с  $G$ , удобным тем, что может определяться экспериментально.

Используя (3), определим эффективный диаметр зерна,  $d$ :

$$d = \frac{K^2}{\pi\sigma^2}, \quad (4)$$

разрушение которого возможно под действием напряжения  $\sigma$ .

Согласно данным [7] значение  $K_{1c}$  зерна определяется:

$$K_{1c} = 0,1Ea^{0,5}, \quad (5)$$

где  $a$  – параметр кристаллической решетки.

Выражение (5) позволяет перейти к характеристикам материала – параметру решетки и модулю

нормальной упругости. Тогда критический диаметр зерна с учетом (4) можно оценить по параметру кристаллической решетки ( $a$ ):

$$d_{кр} = 0,01E^2 \frac{a}{\pi\sigma_{\max}^2}. \quad (6)$$

На основании (6) имеем:

$$\sigma = 0,1E\sqrt{\frac{a}{\pi d}}, \quad (7)$$

где  $d$  – средний размер зерна.

С учетом (4)–(7) выражение для вычисления критического давления для гидравлических испытаний трубы имеет вид [8]:

$$P_{\text{опр}} = 4\delta \frac{\left(0,1E\sqrt{\frac{a}{\pi d}}\right) - \sigma_{\text{стр}}}{d_{\text{нар}} + d_{\text{вн}}}, \quad (8)$$

где  $d_{\text{нар}}$ ,  $d_{\text{вн}}$  – наружный и внутренний диаметр трубы,  $\delta$  – толщина стенки трубы,  $\sigma_{\text{стр}}$  – внутрискруктурные напряжения.

Величина определяемого по формуле (8) давления должна корректироваться температурой, временем выдержки и структурными параметрами.

В качестве примера можно предложить следующий расчет, основанный на экспериментальном определении внутрискруктурных напряжений, размера зерна и параметра элементарной ячейки для трубной стали 10.

Для трубы из стали 10 диаметром 60 мм и толщиной стенки 3 мм рабочее давление определяется по формуле:

$$P_{\text{раб}} = \frac{4\varphi\sigma_{\text{доп}}\delta}{d_{\text{нар}} + d_{\text{вн}}} = \frac{4 \cdot 1 \cdot 100 \cdot 3}{60 + 54} = 10,5 \text{ МПа},$$

где  $\sigma_{\text{доп}}=100$  МПа – допускаемое напряжение для данной марки стали при температуре 300 °С.

Необходимое давление для гидравлических испытаний по нормативной методике рассчитывается по выражению (1):

$$P_{\text{раб}} = 1,25 \cdot 10,5 \frac{130}{100} = 17,1 \text{ МПа}.$$

С учетом внутрискруктурных напряжений и неравномерности распределения напряжений по длине трубы это давление, при экспериментально измеренных диаметре зерна  $d=1500 \text{ \AA}$  и размере параметра элементарной ячейки  $a=2,8722 \text{ \AA}$  со-

гласно (8), должно соответствовать следующим величинам:

- для  $\sigma_{\text{стр}}=100$  МПа –  

$$P_{\text{опр}} = 4 \cdot 3 \frac{0,1 \cdot 2,1 \cdot 10^5 \sqrt{\frac{2,8722}{3,14 \cdot 1500}} - 100}{60 + 54} = 44 \text{ МПа};$$
- для  $\sigma_{\text{стр}}=220$  МПа –  $P_{\text{опр}}=31$  МПа;
- для  $\sigma_{\text{стр}}=300$  МПа –  $P_{\text{опр}}=23$  МПа;
- для  $\sigma_{\text{стр}}=420$  МПа –  $P_{\text{опр}}=10$  МПа.

Таким образом, применяя в расчетах внутрискруктурные напряжения, приходим к выводу, что используемое на практике давление гидроиспытания, равное  $P_{\text{пр}}=17,1$  МПа, приведет к разрушению структурного зерна и отбраковке труб с высокими значениями внутренних напряжений порядка 350...400 МПа и выше.

С другой стороны, учитывая существенную неоднородность внутренних структурных напряжений, структурная повреждаемость труб, к которым применены расчетные давления гидроиспытаний, может наступить в процессе эксплуатации при достаточно небольших наработках.

Так, отмечается, что для нескольких трубчатых экономайзеров (типоразмером 32×4 мм) при давлении заводского гидравлического испытания 26,3 МПа количество дефектных труб составило 53. Такой экономайзер был демонтирован в период приработки из-за массовых отказов. При давлении при гидроиспытании 55,7 МПа вышло из строя только 19 труб, а после наработки 4800 часов поврежденных труб не обнаружено [9].

#### Заключение

Таким образом, главная задача при назначении параметров проведения гидравлических испытаний и промывок контуров циркуляции котлов определяется установленной величиной предельной механической нагрузки, исключающей хрупкое разрушение структурного зерна. Поэтому величина пробного давления с учетом внутрискруктурных напряжений при проведении гидравлических испытаний является фактором долговечности и эксплуатационной надежности труб котлов как на этапе входного, так и текущего диагностического контроля.

*Работа поддержана грантом РФФИ «Фундаментальные основы инженерных наук» № 012011598308 (№ 11-08-00782а) в 2011 г.*

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ташлыков О.Л., Кузнецов А.Г., Арефьев О.Н. Эксплуатация и ремонт ядерных паропроизводящих установок АЭС: 2-х кн. Кн. 2. – М.: Энергоатомиздат, 1995. – 352 с.
2. ПБ 10-573-03. Правила устройства безопасной эксплуатации трубопроводов пара и горячей воды. Утверждены постановлением Госгортехнадзора России от 11.06.03. № 90. – 112 с.
3. Беляйкина И.В., Витальев В.П., Громов Н.К. и др. Водяные тепловые сети / под ред. Н.К. Громова, Е.П. Шубина. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 376 с.
4. Правила устройства и безопасной эксплуатации сосудов, работающих под давлением (ПБ 03-576-03). Серия 03. Выпуск 24. – М.: Государственное унитарное предприятие «Научно-технический центр по безопасности в промышленности Госгортехнадзора России», 2003. – 193 с.
5. Лебедев Б.В., Почувев В.Ф. Результаты технического диагностирования парового котла ДКВР-20-13 Томского завода ДСП // Энергетика: экология, надежность, безопасность: матер. докладов IV Всеросс. научно-техн. конф. – Томск: Изд-во ТПУ, 1999. – С. 106–107.

6. Лебедев Б.В., Воронин А.Н., Почуев В.Ф. Результаты технического освидетельствования металлоконструкций котла ТП-230-2 (стан № 6) Северной ТЭЦ // Энергетика: экология, надежность, безопасность: матер. докладов VII Всерос. научно-техн. конф. – Томск: Изд-во ТПУ, 2001. – С. 178–179.
7. Кремнев Л.С. Критический коэффициент интенсивности напряжения и вязкость разрушения высокопрочных инструментальных материалов // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1996. – № 1. – С. 30–34.
8. Ташлыков А.А., Почуев В.Ф. Рентгенометрическое выявление признаков разупрочнения котельных сталей // Ползуновский вестник. – 2004. – № 1. – С. 168–171.
9. Сотников И.А., Липец А.У., Орехова Н.И. Повышение надежности поверхностей нагрева путем их ужесточенных опрессовок // Надежность котельных поверхностей нагрева и актуальные вопросы теплообмена и гидравлики: сб. тезисов докладов. – Ленинград–Подольск, 1984. – С. 63–65.

Поступила 18.09.2013 г.

UDC 621.181

## PERFORMANCE FORECAST FOR BOILER HEATING SURFACES REGARDING THE INTERNAL STRESSES DURING THE START-UP OPERATIONS

L.L. Lyubimova, A.A. Makeev, A.A. Tashlykov, A.S. Zavorin, R.N. Fisenko

Tomsk Polytechnic University

*The problem of diagnosing the origin, development and accumulation of damage to the microscopic and submicroscopic level becomes relevant, because the main resource of energy equipment is implemented in the development of short microstructure cracks and micro defects. This required the introduction of specific parameters of the substructure, such as internal structural residual stresses affecting the stability of the resource, which allow the use of the microscopic approaches to the assessment of natural internal structural reserves of pipe metal of boiler heating surfaces of its reliability and durability. The paper demonstrates the possibility of considering internal structural stresses during hydraulic testing as a critical controlling operation at start-up operations of various types boilers. It is concluded that pressure used in practice for hydraulic testing calculated by a standard procedure can result in destruction of structural grain of boiler steel members under internal pressure and in reduction of their operational reliability.*

### Key words:

*Structural granule, internal stress, brittle fracture, hydraulic testing parameters, lifetime.*

### REFERENCES

1. Tashlykov O.L., Kuznetsov A.G., Arefyev O.N. *Ekspluatatsiya i remont yadernykh paroproizvodnyashchikh ustanovok AES*. (Operation and maintenance of steam supply systems). Moscow, Energoatomizdat, 1995. 2, 352 p.
2. PB 10-573-03. *Pravila ustroystva bezopasnoy ekspluatatsii truboprovodov para i goryachey vody* (The rules of safe operation of steam and hot water line). Uтверждены постановлением Госгортехнадзора России (Approved by the Act of the State Mining and Safety Organization of Russia), 11.06.03, no 90. 112 p.
3. Belyaykina I.V., Vitalev V.P., Gromov N.K. *Vodyanye teplovye seti* (Water-based heating networks). Moscow, Energoatomizdat, 1988. 376 p.
4. *Pravila ustroystva i bezopasnoy ekspluatatsii sudov, rabotayushchih pod davleniem (PB 03-576-03)* (Rules for the design and operation of tanks under pressure (PB 03-576-03)). Ser. 03. Iss. 24. Moscow, Nauchno-tekhnicheskii tsentr po bezopasnosti v promyshlennosti Gosgortekhnadzora Rossii, 2003. 193 p.
5. Lebedev B.V., Pochuev V.F. Rezultaty tekhnicheskogo diagnostirovaniya parovogo kotla DKVR-20-13 Tomskogo zavoda DSP (The results of technical diagnosis of the boiler DKVR-20-13 of Tomsk DSP plant). *Energetika: ekologiya, nadezhnost, bezopasnost. Materialy dokladov IV Vserossiyskoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii* (Power engineering: ecology, reliability, safety. Proc. IV All-Russian scientific and technical conference). Tomsk, 1999. pp. 106–107.
6. Lebedev B.V., Voronin A.N., Pochuev V.F. Rezultaty tekhnicheskogo osvidetelstvovaniya metallokonstruktsiy kotla TP-230-2 (stan № 6) Severskoy TETs (The results of technical certification of metal work of the boiler TP-230-2 (body № 6) of Seversk TPP). *Energetika: ekologiya, nadezhnost, bezopasnost. Materialy dokladov VII Vserossiyskoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii* (Power engineering: ecology, reliability, safety. Proc. VII All-Russian scientific and technical conference). Tomsk, 2001. pp. 178–179.
7. Kremnev L.S. *Metallovedenie i termicheskaya obrabotka metallov*, 1996. 1, pp. 30–34.
8. Tashlykov A.A., Pochuev V.F. *Polzunovskiy vestnik*, 2004. 1, pp. 168–171.
9. Sotnikov I.A., Lipets A.U., Orekhova N.I. Povyshenie nadezhnosti poverkhnostey nagreva putem ikh uzhestochennykh opressovok (The increase of heating surface reliability by their tightened pressurization). *Nadezhnost kotelnykh poverkhnostey nagreva i aktualnye voprosy teploobmena i gidravliki. Sbornik tezisov dokladov* (Proc. Boiler surface reliability and urgent issues of heat exchange and hydraulics). Leningrad–Podolsk, 1984. pp. 63–65.

## МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОМАССОПЕРЕНОСА ПРИ ВОСПЛАМЕНЕНИИ ТОРФА

Р.Н. Кулеш, А.Н. Субботин

Томский политехнический университет  
E-mail: ronikul@tpu.ru, subbot@inbox.ru

Исследуется влияние теплообмена на воспламенение торфа локальным внешним источником тепла цилиндрической формы. Приведена математическая модель рассматриваемого явления. На основании численных расчетов определена минимальная энергия источника заданных размеров, воспламеняющего торф при разных значениях влагосодержания и условий теплообмена источника с окружающей средой. Найдены зависимости времени прогрева от величины среднего теплового потока и влагосодержания торфа, а также критические их значения, при которых зажигание и распространение торфяного пожара не происходит. Показаны результаты экспериментальных исследований, проведенных в лабораторных условиях при разных значениях исследуемых параметров. При сравнении результатов математического моделирования с экспериментальными данными получено согласие по начальной температуре источника и времени прогрева, в результате чего можно заключить, что рассмотренная математическая модель теплообмена в торфяном пласте с достаточной для практики точностью описывает процессы зажигания и горения торфа.

### Ключевые слова:

Теплообмен, торф, минимальная энергия воспламенения, источник тепла, влагосодержание.

### Введение

Анализ обстановки, сложившейся в Москве и Московской области в 2002 и 2005 гг., показывает, что до настоящего времени нет действительно эффективных методов борьбы с торфяными пожарами. Те методы, которые были использованы, не эффективны и требуют больших материальных и людских ресурсов. Ситуация с торфяными пожарами в Подмосковье является типичной для многих регионов России. Чтобы разработать новые методы тушения пожаров на торфяниках, необходимо выявить определяющие параметры данного процесса, провести исследование условий возникновения пожара и закономерностей его распространения. В данной работе изучен механизм зажигания от локального источника тепла и найдена минимальная энергия зажигания в зависимости от определяющих параметров.

### Физическая и математическая постановка задачи

Торфяные пожары возникают, как правило, после прохождения низового пожара от образовавшихся очаговых источников тепла (тлеющая кочка, ветка, гнилой пень и т. д.), в результате чего происходит воспламенение торфа и заглубление очага горения. Распространение низкотемпературного горения по торфянику исследовалось как в одномерной, так и в двумерной постановке в работах [1–7] и др.

В данной работе исследуются условия теплообмена, при которых может образоваться очаг горения, соответствующий схеме на рис. 1. Предполагается, что на поверхности цилиндрического торфяного пласта находится цилиндрический источник тепла радиуса  $r_0$ . Моделируется слой торфа пористой многокомпонентной многофазной реагирующей средой. Обозначая температуру источника в начальный момент времени  $T_0$ , исследуем влияние теплообмена источника с окружа-

ющим воздухом и влагосодержания торфа на энергию, необходимую для его воспламенения.

Источник тепла

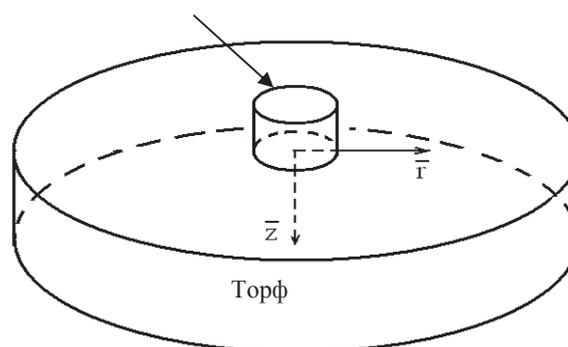


Рис. 1. Модель очага горения

Пусть в слое торфа отсутствуют неоднородности, а условия тепло- и массообмена с окружающей средой и подстилающей поверхностью одинаковые вдоль соответствующих поверхностей, тогда задача будет цилиндрически симметричной и ее целесообразно решать в цилиндрической системе координат. Поместим начало координат в центр основания источника тепла, направим ось  $r$  вдоль верхней поверхности торфа, а ось  $z$  — от верхней поверхности вглубь слоя. Будем учитывать испарение влаги, разложение торфа, гетерогенную и гомогенную реакции окисления кокса и оксида углерода. Распределением температуры по радиусу и высоте источника зажигания, в силу его высокой теплопроводности, пренебрегаем. Учитываем изменение энергии источника за счет тепловых потерь во внешнюю среду вследствие конвекции и излучения и в слой торфа вследствие молекулярной и лучистой теплопроводности. Тогда система уравнений, описывающая рассматриваемый физический процесс, будет иметь вид:

$$\rho_1 \frac{\partial \varphi_1}{\partial t} = -R_p, \quad \rho_2 \frac{\partial \varphi_2}{\partial t} = -R_{S2},$$

$$\rho_3 \frac{\partial \varphi_3}{\partial t} = \gamma_c R_p - R_{S3}, \quad \rho_4 \frac{\partial \varphi_4}{\partial t} = \gamma_s R_p, \quad \sum_{j=1}^5 \varphi_j = 1; \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_5 \varphi_5) + \frac{1}{\bar{r}} \frac{\partial}{\partial \bar{r}}(\bar{r} \rho_5 \varphi_5 u) + \frac{\partial}{\partial \bar{z}}(\rho_5 \varphi_5 v) =$$

$$= \gamma_g R_p + R_{S2} + R_{S3}; \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_5 \varphi_5 c_\alpha) + \frac{1}{\bar{r}} \frac{\partial}{\partial \bar{r}}(\bar{r} \rho_5 \varphi_5 u c_\alpha) + \frac{\partial}{\partial \bar{z}}(\rho_5 \varphi_5 v c_\alpha) =$$

$$= \frac{1}{\bar{r}} \frac{\partial}{\partial \bar{r}}\left(\bar{r} \rho_5 \varphi_5 D_\alpha \frac{\partial c_\alpha}{\partial \bar{r}}\right) +$$

$$+ \frac{\partial}{\partial \bar{z}}\left(\rho_5 \varphi_5 D_\alpha \frac{\partial c_\alpha}{\partial \bar{z}}\right) + R_{S\alpha} + R_{S5\alpha},$$

$$\alpha = 1, 2, 3, \quad \sum_{\alpha=1}^4 c_\alpha = 1; \quad (3)$$

$$\sum_{j=1}^5 \rho_j \varphi_j c_{pj} \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_5 \varphi_5 c_{p5} \left(u \frac{\partial T}{\partial \bar{r}} + v \frac{\partial T}{\partial \bar{z}}\right) =$$

$$= \frac{1}{\bar{r}} \frac{\partial}{\partial \bar{r}}\left(\bar{r} \lambda \frac{\partial T}{\partial \bar{r}}\right) + \frac{\partial}{\partial \bar{z}}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial \bar{z}}\right) +$$

$$+ q_{CO} R_{CO} + q_{S3} R_{S3} - q_{S2} R_{S2}; \quad (4)$$

$$u = -\frac{K}{\mu} \frac{\partial p}{\partial \bar{r}}, \quad v = -\frac{K}{\mu} \left(\frac{\partial p}{\partial \bar{z}} - \rho_5 g\right),$$

$$p = \frac{\rho_5 RT}{M}, \quad M = 1 / \sum_{\alpha=1}^4 \frac{c_\alpha}{M_{5\alpha}}. \quad (5)$$

Система уравнений (1)–(5) решалась при следующих краевых условиях:

$$t = 0: \quad \varphi_j = \varphi_{jH}, \quad j = \overline{1,4}, \quad c_\alpha = c_{\alpha H}, \quad \alpha = \overline{1,3},$$

$$\rho_5 = \rho_{5H}, \quad T|_{\bar{r} \leq \bar{r}_0, \bar{z}=0} = T_0, \quad T|_{\bar{r} > \bar{r}_0, \bar{z}=0} = T_H, \quad T|_{\bar{r} \neq 0} = T_H; \quad (6)$$

$$\bar{r} = 0: \quad \frac{\partial c_\alpha}{\partial \bar{r}} = 0, \quad \frac{\partial p}{\partial \bar{r}} = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial \bar{r}} = 0;$$

$$\bar{r} = L: \quad c_\alpha = c_{\alpha H}, \quad T = T_H, \quad p = p_H; \quad (7)$$

$$\bar{z} = 0: \quad p|_{\bar{r} > \bar{r}_0} = p_e, \quad \frac{\partial p}{\partial \bar{z}}|_{\bar{r} \leq \bar{r}_0} = 0,$$

$$V_0 c_0 \rho_0 \frac{dT_0}{dt} = S_0 \lambda_s \frac{\partial T}{\partial \bar{z}}|_{\bar{r} \leq \bar{r}_0} - S_e q_e,$$

$$\lambda_s \frac{\partial T}{\partial \bar{z}}|_{\bar{r} > \bar{r}_0} = \bar{\alpha}_1 (T - T_e),$$

$$\rho_5 \varphi_5 D_\alpha \frac{\partial c_\alpha}{\partial \bar{z}}|_{\bar{r} > \bar{r}_0} = \beta_1 (c_\alpha - c_{\alpha e}),$$

$$\rho_5 \varphi_5 D_\alpha \frac{\partial c_\alpha}{\partial \bar{z}}|_{\bar{r} \leq \bar{r}_0} = 0; \quad (8)$$

$$\bar{z} = h: \quad \frac{\partial p}{\partial \bar{z}} = -\rho_5 g, \quad \frac{\partial c_\alpha}{\partial \bar{z}} = 0, \quad \lambda_s \frac{\partial T}{\partial \bar{z}} = \alpha_2 (T - T_s).$$

Уравнения (1) – закон сохранения массы исходного конденсированного вещества (торфа), влаги, кокса и золы соответственно; (2) – уравнение сохранения массы газовой фазы; (3) – уравнение сохранения массы отдельных компонентов ( $\alpha=1$  – кислорода,  $\alpha=2$  – оксида углерода,  $\alpha=3$  – водяного пара) и алгебраическое соотношение, необходимое для замыкания системы уравнений (3); (4) – уравнение сохранения энергии; (5) – уравнение движения в форме Дарси в проекциях на оси координат  $\bar{r}$  и  $\bar{z}$  и уравнение состояния; (6) – начальные условия; (7), (8) граничные условия по  $r$  и  $z$  соответственно.

В уравнениях (1)–(8) индексы 0, e, H соответствующим величинам, характеризующим источник зажигания, внешнюю среду и слой торфа (слой торфа в начальный момент времени и на большом расстоянии от источника зажигания) соответственно;  $t$  – время, с;  $\bar{r}$ ,  $\bar{z}$  – цилиндрические координатные оси, м;  $T_s$ ,  $T_e$  – температура подстилающей поверхности и окружающей среды, К;  $T_H$ ,  $p_H$ ,  $\gamma_H$ ,  $c_{\alpha H}$  – температура, давление, плотность и массовая концентрация  $\alpha$ -компоненты в начальный момент времени в слое торфа;  $h$  и  $L$  – толщина и радиус исследуемого торфяного пласта, м;  $u$  и  $v$  – скорость фильтрации газообразных продуктов в направлении цилиндрических осей координат  $\bar{r}$  и  $\bar{z}$ , м/с;  $\gamma_c = v'_3 M_3 / v_1 M_1$ ,  $\gamma_s = v'_4 M_4 / v_1 M_1$ ,  $\gamma_g = \sum_{\alpha=2}^4 v'_{5\alpha} M_{5\alpha} / v_1 M_1$ ,  $\gamma_{CO} = v'_{52} M_{52} / v_1 M_1$ ,  $\gamma_{H2O} = v'_{53} M_{53} / v_1 M_1$  – массовые доли кокса, золы, газовой фазы оксида углерода и водяного пара, образующиеся при пиролизе торфа;  $v_1$ ,  $v'_3$ ,  $v'_4$ ,  $v'_{5\alpha}$  – стехиометрические коэффициенты;  $M_3$ ,  $M_{51}$ ,  $M_{52}$ ,  $M_{53}$ ,  $M_{54}$  – атомарная масса углерода и молекулярные массы кислорода, оксида углерода, паров воды и азота, кг/моль;  $\lambda = \lambda_s + \lambda_R$ ,  $\lambda_R = 16 \sigma T^3 / s$  – лучистая теплопроводность, Вт/(м·К);  $\lambda_s = \sum_{j=1}^5 \lambda_j \varphi_j$  – теплопроводность многофазной сре-

ды, Вт/(м·К);  $\varphi_j$ ,  $\rho_j$ ,  $c_{pj}$  ( $j=1, \dots, 5$ ) – объемные доли, истинные плотности и удельные теплоемкости торфа, воды, кокса, золы и газовой фазы соответственно, м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup>, кг/м<sup>3</sup>, Дж/(кг·К);  $K = k_* \varphi_5^3 / (1 - \varphi_5)^2$  – коэффициент проницаемости, Дарси (1 Дарси =  $1,022 \cdot 10^{-12}$ , м<sup>2</sup>),  $k_*$  – эмпирическая константа, Дарси;  $\varphi_5$  – пористость торфа;  $c_{p5} = \sum_{\alpha=1}^4 c_{p5\alpha} c_\alpha$ ,  $\lambda_s = \sum_{\alpha=1}^4 \lambda_{5\alpha} c_\alpha$  – удельная теплоемкость и теплопроводность газовой фазы в порах, Дж/(кг·К), Вт/(м·К);  $c_1$ ,  $c_2$ ,  $c_3$ ,  $c_4$  – массовые концентрации кислорода, оксида углерода, водяного пара и инертного компонента соответственно;  $q_e$  – тепловой поток от источника зажигания в окружающую среду, Вт/м<sup>2</sup>;  $q_e = \alpha_0 (T_0 - T_e) + \varepsilon_0 \sigma (T_0^4 - T_e^4)$ ;  $\alpha_0$  – коэффициент теплоотдачи, характеризующий конвективный теплообмен источника зажигания с внешней средой, Вт/(м<sup>2</sup>·К);  $\varepsilon_0 \sigma T_0^4$ ,  $\varepsilon_0 \sigma T_e^4$  – слагаемые, описыва-

вающие по закону Стефана–Больцмана лучистый теплообмен источника зажигания с окружающим его воздухом, Вт/м<sup>2</sup>;  $\varepsilon_0$  – степень черноты источника;  $\sigma$  – постоянная Стефана–Больцмана, Вт/(м<sup>2</sup>·К<sup>4</sup>);  $T_0$  – температура источника зажигания, К;  $T_e$  – температура воздуха во внешней среде К;  $R_{s2} = \rho_2 \varphi_2 (k_{s2}/\sqrt{T}) \exp(-E_{s2}/RT)$ ,  $R_p = k_p \rho_1 \varphi_1 \exp(-E_p/RT)$  – массовые скорости испарения влаги и разложения торфа, кг/(м<sup>2</sup>·с);  $R_{s3} = (M_3/M_{51}) s \rho_3 \varphi_3 c_1 k_{s3} \varphi_3 (-E_{s3}/RT)$  – массовая скорость окисления кокса, кг/(м<sup>2</sup>·с);  $s$  – удельная поверхность пор, 1/м;  $\mu$  – коэффициент динамической вязкости, Н·с/м<sup>2</sup>;  $q_{s2}$ ,  $q_{s3}$ ,  $q_{CO}$  – тепловые эффекты реакций испарения влаги, окисления кокса и оксида углерода, Дж/кг;  $R_{CO} = T^{-2,25} k_{CO} (c_1 M/M_{51})^{0,25} (c_2 M/M_{52}) \exp(-E_{CO}/RT)$  – массовая скорость окисления оксида углерода, кг/(м<sup>3</sup>·с);  $E_{s3}$ ,  $k_{s3}$ ,  $E_{s2}$ ,  $k_{s2}$  – энергии активации и предэкспоненциальные множители гетерогенных реакций горения кокса и испарения влаги, Дж/моль, м/с, а  $E_p$ ,  $k_p$ ,  $E_{CO}$ ,  $k_{CO}$  – гомогенных реакций разложения торфа и окисления оксида углерода, Дж/моль, 1/с;  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  – коэффициенты теплоотдачи, характеризующие теплообмен слоя торфа с внешней средой и подстилающей поверхностью, Вт/(м<sup>2</sup>·К); для пористой поверхности коэффициент теплоотдачи вычислялся по формуле  $\bar{\alpha}^1 = \alpha_1 [1 - k_1 (\rho_3 \varphi_3 v_w)]$ ,  $k$  – эмпирическая константа,  $v_w$  – скорость уноса газообразных продуктов из слоя торфа через верхнюю поверхность, которая вычислялась по эмпирической формуле, приведенной в [8], м/с;  $p$  – давление газообразных продуктов в порах, Па;  $\beta_0 = \alpha_{0m}/c_{p5}$ ,  $\beta_1 = \alpha_{1m}/c_{p5}$  – коэффициенты массообмена слоя торфа с очагом зажигания и внешней средой, кг/(м<sup>2</sup>·с);  $\alpha_{0m} = \alpha_0 L_m$ ,  $\alpha_{1m} = \alpha_1 L_m$ ,  $0 \leq L_m \leq 1$ ;  $L_m$  – эмпирическая константа, аналог эффективного числа Льюиса–Семенова (параметр подобия процессов тепло- и массообмена);  $D_\alpha$  – эффективный коэффициент диффузии  $\alpha$ -компоненты, м<sup>2</sup>/с;  $W = (m_{вд}/m_t) \cdot 100\%$  – влагосодержание;  $m_{вд}$  – масса влаги;  $m_t$  – масса сухого торфа. Кроме того, в уравнениях (3) использованы обозначения  $R_{51} = -(M_{51}/2M_{52})R_{CO}$ ,  $R_{551} = -(M_{51}/M_3)R_{s3}$ ,  $R_{552} = 0$ ,  $R_{52} = \gamma_{CO}R_p - R_{CO}$ ,  $R_{53} = \gamma_{H2O}R_p$ ,  $R_{4S3} = R_{S2}$ .

### Результаты численных расчетов и их анализ

При численном решении краевой задачи (1)–(9) применялся итерационно-интерполяционный метод [8]. Теплофизические и кинетические величины для торфа и газообразных компонентов были взяты из работ [9–14]. Полная база данных по рассматриваемой модели приведена в работе [6]. В данной работе проводились исследования по воспламенению торфа малой степени разложения, плотность которого 60...80 кг/м<sup>3</sup>. Такой торф наиболее опасен при пожаре, т. к. пористость его очень большая и запаса окислителя достаточно для горения даже при отсутствии поступления кислорода из приземного слоя атмосферы. Рассматривалось воспламенение стальным цилиндрическим источником тепла диаметра 0,05 м и высотой 0,05 м, по-

мещенным на верхней поверхности торфяного пласта, влагосодержание которого 15 %. Вначале предполагалось, что внешняя поверхность источника тепла покрыта тепловой изоляцией, т. е. тепловые потери во внешнюю среду отсутствуют ( $\varepsilon_0=0$ ,  $\alpha_0=0$ ). Остывание нагретого источника происходит в данном случае лишь за счет теплоотдачи в слой торфа молекулярной и лучистой теплопроводностью через нижнее основание. В процессе решения задачи определялось количество тепла, переданного от источника через нижнее основание в слой торфа и время прогрева. Время прогрева определялось из условия смены знака теплового потока в торф. На рис. 2 время прогрева соответствует точке перегиба ( $t_p$ ) кривой  $T(t)$ . После момента времени  $t_p$  температура торфа в области воспламенения резко увеличивается и затем начинает медленно уменьшаться.

Интегрируя тепловой поток, поступающий от источника в торф, по площади основания  $S_0$  и по времени до момента прогрева, получим количество тепла, поступившее в торф за время прогрева. Разделив поступившее количество тепла на площадь основания и на время прогрева, получим средний тепловой поток от источника  $q_c$ . На рис. 3 показано, какой начальной температуре источника соответствует средний тепловой поток при отсутствии тепловых потерь во внешнюю среду.

Используя таким способом определяемый средний тепловой поток, были построены зависимости некоторых величин от  $q_c$ . На рис. 4 приведено время прогрева для различных значений среднего теплового потока источника. При среднем тепловом потоке менее 171 Вт/м<sup>2</sup>, который соответствует начальной температуре источника равной 605 К, торф не воспламеняется. Анализируя рис. 4, приходим к выводу, что при увеличении теплового потока в три раза время прогрева уменьшается более чем в 5 раз – с 62 до 12 минут.

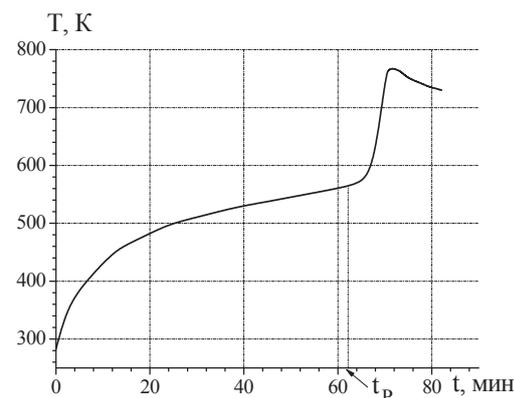


Рис. 2. Изменение со временем температуры торфа на глубине  $0,8 \cdot 10^{-3}$  м

Известно, что влагосодержание влияет на процессы воспламенения и горения, поэтому были проведены расчеты по воспламенению нагретым телом торфа различного влагосодержания. На рис. 5 показано, как влияет влагосодержание торфа на

средний тепловой потока. Здесь и ниже под средним тепловым потоком понимается минимальный средний тепловой поток, при котором нагретое тело способно воспламенить торф.

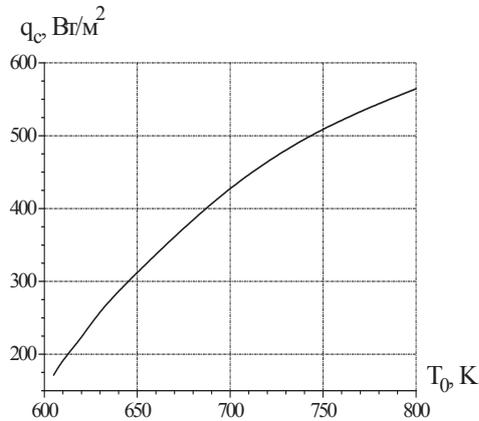


Рис. 3. Средний тепловой поток от источника заданной начальной температуры при  $\alpha=20 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ ,  $\varepsilon_0=0$ ,  $\alpha_0=0$ ,  $W=15 \%$ ,  $\varphi_{\text{н}}=0,043$

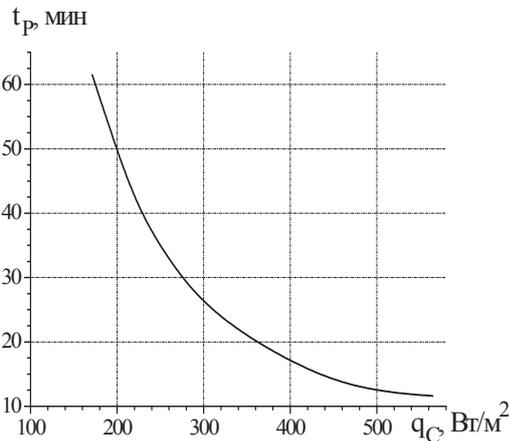
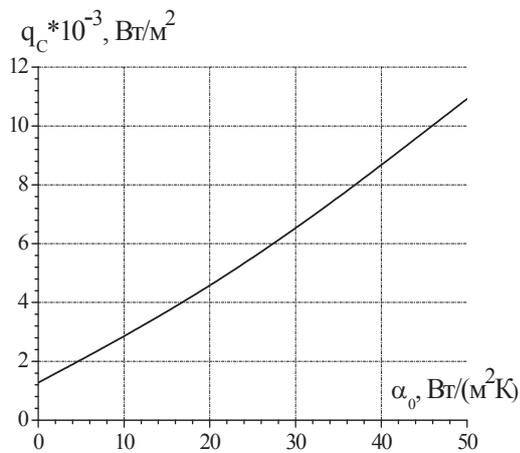


Рис. 4. Зависимость времени прогрева от среднего теплового потока источника при  $\alpha=20 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ ,  $\varepsilon_0=0$ ,  $\alpha_0=0$ ,  $W=15 \%$



а

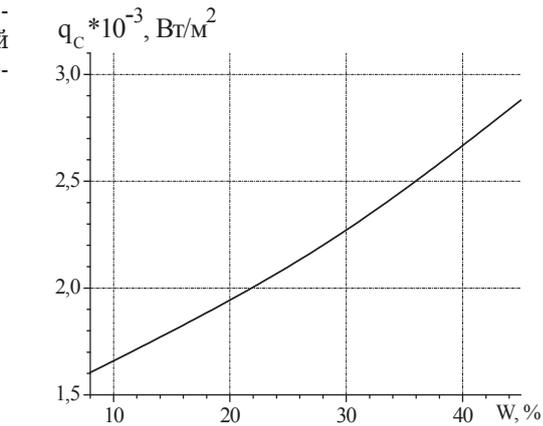
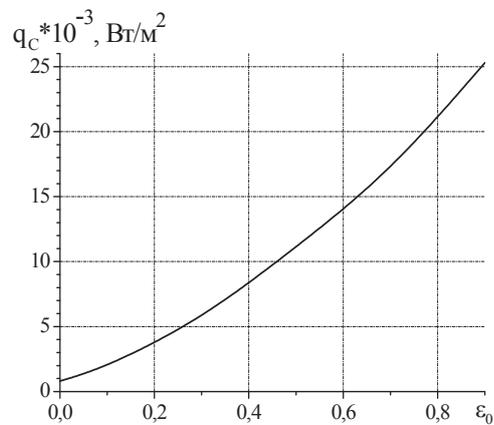


Рис. 5. Зависимость среднего теплового потока от влагосодержания торфа  $\alpha_0=4,2 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ ,  $\alpha=14,5 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ ,  $\varepsilon_0=0,1$ ,  $\varphi_{\text{н}}=0,043$

В работе [6], при исследовании распространения торфяного пожара при разных условиях теплообмена с внешней средой, было показано, что предельное влагосодержание торфа, по которому возможно распространение низкотемпературного горения, равно 195 % для торфа с парциальной плотностью (60...80 кг/м<sup>3</sup>) и 100 % для торфа, плотность которого равна 360 кг/м<sup>3</sup>. Численные расчеты по воспламенению влажного торфа источником тепла конечных размеров (рис. 5), который, кроме теплоотдачи в торф, теряет энергию вследствие излучения и конвективного теплообмена с приземным слоем воздуха, показали, что воспламенить торф, влагосодержание которого более 45 %, не удается. Температура нагретого тела при влагосодержании торфа 50 % варьировалась до 1300 К, в результате очень быстро образуется узкий сгоревший слой торфа, объем под источником заполняется парами воды и продуктами разложения и горения, а окислитель оттесняется в холодную область. К моменту времени, когда продукты пиролиза и горения будут вытеснены из-под источ-



б

Рис. 6. Зависимость среднего значения теплового потока источника воспламенения от его конвективного и радиационного теплообмена с окружающей средой при  $\alpha=14,5 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ ,  $W=15 \%$ ,  $\varphi_{\text{н}}=0,043$ ; а)  $\varepsilon_0=0,1$ , б)  $\alpha_0=4,2 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$

ника воздухом, прогревая область и источник зажигания остывают до такой температуры, при которой воспламенения не происходит.

Влияние степени черноты  $\varepsilon_0$  и конвективного теплообмена источника тепла с окружающей средой на его средний тепловой поток представлено на рис. 6. Из рисунка следует, что существует довольно сильная зависимость  $q_c$  от  $\varepsilon_0$  и  $\alpha_0$ . В частности при изменении  $\varepsilon_0$  от 0 до 0,9 средний тепловой поток источника возрастает при прочих одинаковых условиях более чем в тридцать раз.

Кроме численных расчетов были проведены и лабораторные исследования по воспламенению торфа нагретым стальным цилиндром тех же размеров, которые использовались при численных расчетах. Цилиндрическая кювета высотой 0,1 м и диаметра 0,2 м с пористой боковой поверхностью заполнялась торфом плотности 650 кг/м<sup>3</sup> и 8 % влагосодержания. Сверху по центру ставился нагретый цилиндр, который зажигал торф. Определялась минимальная начальная температура, при которой источник воспламенит торф.

В ходе эксперимента измерялась температура в слое торфа и источника тепла. Распределение температуры по слою торфа определялось с помощью термопар, расположенных под источником тепла на различной глубине и пространственно разнесенных относительно последнего. При этом фиксировался момент выравнивания температур источника и в области зажигания торфяного пласта и последующее повышение температуры в очаге горения, т. е. использовалось то же условие зажигания, что и при численных расчетах – смена знака теплового потока. На рис. 7 приведены численные и экспериментальные исследования изменения начальной температуры источника с изменением влагосодержания.

В частности, при 8 % влагосодержании торфа минимальная температура источника тепла в эксперименте оказалась равной 748 К, а время прогрева – 38,4 мин. Численные расчеты для данного

эксперимента дали значение начальной температуры источника, равное 786 К, а время прогрева 32,5 мин. Получено удовлетворительное согласование теоретических и экспериментальных данных также и по времени прогрева.

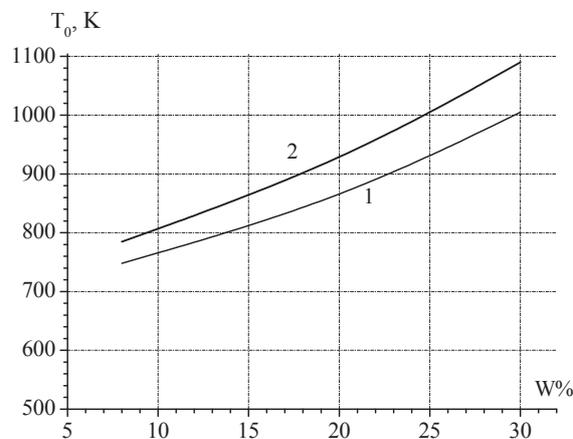


Рис. 7. Зависимость начальной температуры теплового источника от влагосодержания торфа 1) эксперимент, 2) теоретические расчеты (источник зажигания цилиндрический  $h_0=2r_0$ )

#### Заключение

Из анализа приведенных численных расчетов и лабораторных исследований следует, что рассмотренная математическая модель тепломассопереноса в торфяном пласте с достаточной для практики точностью описывает процессы зажигания и горения торфа, поэтому полученные зависимости для среднего теплового потока при разных значениях влагосодержания и условиях теплообмена можно использовать для оценки пожарной опасности торфяника.

Работа выполнена в рамках ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России на 2009–2013 годы» по мероприятию 1.3.1, номер соглашения 14.В37.21.1496.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Борисов А.А., Борисов Ал.А., Горелик Р.С. Экспериментальные исследования и математическое моделирование торфяных пожаров // Теплофизика лесных пожаров. – Новосибирск: Наука, 1984. – С. 5–12.
2. Субботин А.Н. Математическое моделирование распространения фронта пожара на торфяниках / Механика реагирующих сред и ее приложения: сборник научных трудов. – Новосибирск: Наука, 1989. – С. 57–63.
3. Субботин А.Н. О некоторых особенностях распространения подземного пожара // Инженерно-физический журнал. – 2003. – Т. 76. – № 5. – С. 159–165.
4. Субботин А.Н. Влияние тепломассообмена на критические условия зажигания и горения торфяника // Сибирский физико-технический журнал. – 1992. – В. 6. – С. 133–137.
5. Субботин А.Н. Закономерности развития подземного пожара при разных условиях тепло- и массообмена с внешней средой // Тепломассообмен ММФ. – 2000. – Т. 4. – С. 224–231.
6. Субботин А.Н. Распространение торфяного пожара при разных условиях тепломассообмена с внешней средой // Пожаровзрывобезопасность. – 2007. – Т. 16 – № 5. – С. 42–49.

7. Звягильская А.И., Субботин А.Н. Влияние влагосодержания и тепло- и массообмена с окружающей средой на критические условия возникновения очага низового пожара // Физика горения и взрыва. – 1996. – Т. 32. – № 5. – С. 99–106.
8. Гришин А.М., Зинченко В.И., Субботин А.Н. и др. Итерационно-интерполяционный метод и его приложения. – Томск: Изд-во ТГУ, 2004. – 320 с.
9. Гришин А.М. Математическое моделирование лесных пожаров и новые способы борьбы с ними. – Новосибирск: Наука, 1992. – 408 с.
10. Теплотехнический справочник: в 2-х т. Т. 2 / под ред. В.Н. Юреньева, Н.Д. Лебедева. – М.: Энергия, 1976. – 896 с.
11. Щетинков Е.С. Физика горения газов. – М.: Наука, 1965. – 739 с.
12. Померанцев В.В. и др. Основы практической теории горения. – Л.: Энергия, 1986. – 310 с.
13. Варгафтик Н.Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. – М.: Наука, 1972. – 720 с.
14. Борисов А.А., Киселев Я.С., Удилов В.П. Кинетические характеристики низкотемпературного горения торфа // Теплофизика лесных пожаров. – Новосибирск: Наука, 1984. – С. 23–30.

Поступила 20.09.2013 г.

UDC 536.24:533.6

## MATHEMATICAL MODELING OF HEAT AND MASS TRANSFER AT PEAT IGNITION

R.N. Kulesh, A.N. Subbotin

Tomsk Polytechnic University

The authors have studied the influence of heat and mass transfer on peat ignition with a local external heat source of cylindrical shape. The paper introduces the mathematical model of this phenomenon. Based on numerical calculations the minimum energy of a specified dimension source was determined. The source inflames peat at different moisture values and conditions of source heat exchange with the environment. The authors found out the dependences of warm-up time on average heat flow value and peat moisture content as well as their critical values at which the ignition and peat fire spread do not occur. The paper introduces the results of laboratory experiments at different values of the studied parameters. When comparing the results of mathematical modeling and the experimental data the authors obtained the matching in source initial temperature and heating time; one can conclude that the studied mathematical model of heat and mass transfer in peat formation describes peat ignition and burning with accuracy sufficient for practice.

### Key words:

Heat-Mass Exchange, peat, minimum energy of ignition, source of heat, moisture content.

### REFERENCES

1. Borisov A.A., Borisov Al.A., Gorelik R.S. *Ekspperimentalnye issledovaniya i matematicheskoe modelirovanie torfyanykh pozharov. Teplofizika lesnykh pozharov* (Experimental research and mathematical modeling of peat fires. Thermal physics of wild fires). Novosibirsk, Nauka, 1984. pp. 5–12.
2. Subbotin A.N. *Matematicheskoe modelirovanie rasprostraneniya fronta pozhara na torfyanikakh. Mekhanika reagiruyushchikh sred i ee prilozheniya. Sbornik nauchnykh trudov* (Mathematical modeling of fire front propagation in peat bogs. Mechanics of agents and its application. Proceedings). Novosibirsk, Nauka, 1989. pp. 57–63.
3. Subbotin A.N. *Inzhenerno-fizicheskiy zhurnal*, 2003. 76, 5, pp.159–165.
4. Subbotin A.N. *Sibirskiy fiziko-tekhnicheskiy zhurnal*, 1992. 6, pp. 133–137.
5. Subbotin A.N. *Tplomassoobmen MMF*, 2000. 4, pp. 224–231.
6. Subbotin A.N. *Pozharovzryvobezopasnost*, 2007. 16, 5, pp. 42–49.
7. Zvyagil'skaya A.I., Subbotin A.N. *Fizika goreniya i vzryva*, 1996. 32, 5, pp. 99–106.
8. Grishin A.M., Zinchenko V.I., Subbotin A.N. *Iteratsionno-interpolyatsionnyy metod i ego prilozheniya* (Iterated-Interpolation method and its supplement). Tomsk, Tomsk State University Publ., 2004. 320 p.
9. Grishin A.M. *Matematicheskoe modelirovanie lesnykh pozharov i novye sposoby borby s nimi* (Mathematical modeling of wild fires and new methods to control them). Novosibirsk, Nauka, 1992. 408 p.
10. Yureneva V.N., Lebedeva N.D. *Teploekhnicheskiiy spravochnik* (Heat engineering catalogue). Moscow, Energiya, 1976. 2, 896 p.
11. Shchetnikov E.S. *Fizika goreniya gazov* (Physics of gas combustion). Moscow, Nauka, 1965. 739 p.
12. Pomerantsev V.V. *Osnovy prakticheskoy teorii goreniya* (Fundamentals of practical combustion theory). Leningrad, Energiya, 1986. 310 p.
13. Vargaftik N.B. *Spravochnik po teplofizicheskim svoystvam gazov i zhidkostey* (Reference book on thermal physical properties of gases and liquids). Moscow, Nauka, 1972. 720 p.
14. Borisov A.A., Kiselev Ya.S., Udilov V.P. *Kineticheskie kharakteristiki nizkotemperaturnogo goreniya torfa. Teplofizika lesnykh pozharov* (Kinetic performance of low-temperature peat combustion. Thermal physics of wild fires). Novosibirsk, Nauka, 1984. pp. 23–30.

# Электроэнергетика

УДК 002.52:681.3.016

## ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ОБЪЕКТОВ ЭНЕРГЕТИКИ, УПРАВЛЯЕМЫХ ОПЕРАТОРОМ

В.И. Павлов, Т.В. Аксенова, В.В. Аксенов

Тамбовский государственный технический университет

E-mail: belova\_tatyana@bk.ru

*При управлении объектами энергетики в работе операторов возникают сложные ситуации неопределенности в показаниях приборов и измерителей, противоречия в показаниях, выход индицируемых показаний за пределы допустимых значений. Цель статьи заключается в повышении надежности функционирования автоматизированных объектов энергетики, за счёт применения информационной системы поддержки операторской деятельности, сущность которой заключается в формировании моделей изменения фазовых координат и управляющих воздействий объектом, применяемых в системе информационной поддержки. При возникновении неопределенностей в течение сеанса управления объектом предлагается использовать эвристические способности оператора для коррекции определенной части базы данных, а именно базы моделей в случаях, когда оператору удастся быстро найти приемлемый для практики способ разрешения возникшей неопределенности. Разработанный подход снижает психическую нагрузку оператора, повышает его помехоустойчивость и пропускную способность при возникновении неблагоприятных психологических факторов. Показана целесообразность оперативной коррекции базы данных информационной системы поддержки принятия решений.*

### Ключевые слова:

*Операторская деятельность, неопределенность, модель состояния объекта, модель измерения, коррекция информационной системы.*

**Состояние вопроса.** Статистика свидетельствует, что в области автоматизированного управления объектами энергетики на «человеческий фактор» приходится более 50 % всех случаев нарушений, инцидентов и аварий. Часто это связано с низким уровнем профессионализма, а также неумением принимать оптимальные решения в сложной критической обстановке в условиях дефицита времени [1].

Международной эргономической ассоциацией принято определение человеческого фактора как комплекса психофизических, психологических и физиологических особенностей поведения человека в производственной среде, в частности в системе управления. Имеется обширная литература по отбору, подготовке и обучению, тренажу, эргономическому обеспечению рабочего места и условий труда операторов.

Однако «узким местом» в организации автоматизированного управления объектами энергетики является «пропускная способность» человека-оператора. Наиболее сложными при работе оператора являются ситуации, в которых возникают не-

определенности в показаниях приборов и измерителей, противоречия в показаниях, выход индицируемых показаний за пределы допустимых значений.

**Постановка задачи.** Из совокупности человеческих факторов, влияющих на надежность функционирования управляемых объектов, в статье рассматриваются пропускная способность (быстродействие) – количество обслуживаемых заявок в единицу времени, и безошибочность (помехоустойчивость) – способность оператора принимать правильные решения в условиях действия неблагоприятных психологических факторов. Под неблагоприятными психологическими факторами понимается несоответствие данных, получаемых по каналам связи о функционировании управляемого объекта энергетики, его штатной модели.

Операторская деятельность рассматривается на примере телеуправления объектом с известной моделью изменения фазовых координат [2]:

$$Y_k = A_{k-1}Y_{k-1} + B_{k-1}U_{k-1} + F_{k-1}a_{k-1}, \quad (1)$$

где  $Y, U, \xi$  – векторы фазовых координат объекта, управлений и случайных составляющих (шумов состояния) соответственно;  $A, B, F$  – матрицы состояния, управления и шумов соответственно;  $k$  – текущий момент времени. Составляющими вектора  $Y$  являются все контролируемые фазовые координаты объекта, составляющими вектора  $U$  являются те фазовые координаты, по которым осуществляется управление.

Измерения фазовых координат объекта осуществляются в соответствии с моделью [2]:

$$Z_k = C_k(\mu_k, \gamma_k)Y_k + N_k, \quad k = \overline{1, K}, \quad (2)$$

где  $Z, N$  – векторы выходных сигналов и шумов измерителей;  $C(\mu_k, \gamma_k)$  – матрица дискриминационных характеристик измерителей фазовых координат;  $\mu, \gamma$  – программа измерений, задаваемая оператором:  $\mu$  – назначаемый измеритель,  $\gamma$  – интервал измерений;  $K$  – длина серии измерений. Результаты измерений передаются по каналу передачи данных (проводному, беспроводному) для визуализации на средствах отображения информации оператора.

Несоответствие данных о функционировании управляемого объекта энергетике его штатной модели возникает по независящим от оператора причинам: 1) неблагоприятные факторы внешней среды, старение и износ аппаратуры, неадекватная реакция объекта на команды управления; 2) искажения при передаче данных по каналу из-за воздействия естественных и искусственных помех.

Цель статьи – повышение надежности функционирования автоматизированных объектов энергетике путем повышения помехоустойчивости и пропускной способности операторов.

**Основная часть.** Для повышения помехоустойчивости и пропускной способности операторов широко используется информационная поддержка операторской деятельности, как правило, в виде экспертных систем (ЭС) [3, 4]. Сущность разрабатываемого подхода заключается в формировании с единых позиций концептуальной модели управления объектом в сознании оператора, а также моделей изменения фазовых координат и управляющих воздействий объектом, применяемых в системе информационной поддержки (СИП). При этом при возникновении неопределенностей в течение сеанса управления объектом предлагается использовать эвристические способности оператора для коррекции определенной части базы данных, а именно базы моделей в случаях, когда оператору удается оперативно найти приемлемый для практики способ разрешения возникшей неопределенности.

При разработке процедуры принятия решения оператором по коррекции базы данных СИП необходимо учитывать следующие особенности:

- СИП находится в состоянии непрерывного функционирования с изменяющимися внешними и внутренними факторами влияния;
- возможно возникновение неопределенности в первичных измерениях из-за воздействия по-

мех естественного и искусственного происхождения;

- решение принимается в условиях дефицита времени;
- при изменении условий функционирования (внешних, внутренних) и отсутствии реакции оператора вариант решения генерируется автоматически;
- алгоритмы формирования решения оператором и СИП должны быть адекватными друг другу;
- оператор имеет возможность изменять предпочтения (иерархию критериев), неоднократно пользоваться подсказкой, корректировать определенную часть базы данных – базу моделей;
- решаемая задача может иметь уникальный, новый характер, когда отсутствуют статистические данные, позволяющие обосновать иерархию между критериями;
- на момент принятия решения может отсутствовать информация, позволяющая объективно оценить возможные последствия выбора того или иного варианта решения;
- оператор должен принимать решения по корректровке определенной части базы данных в реальном масштабе времени.

Учет данных особенностей достигается разработкой соответствующего алгоритмического обеспечения СИП и возможен, когда модель изменения фазовых координат управляемого объекта имеет вид:

$$Y_k = A_{k-1}Y_{k-1} + B_{k-1}U_{k-1} + F_{k-1}\xi_{k-1} + g_{Y, k-1}, \quad (3)$$

где  $g_Y$  – смещения в векторе фазовых координат, вызванные воздействием одного или совокупности неблагоприятных факторов, приводящие к возникновению неопределенности при управлении объектом. Остальные обозначения аналогичны (1).

Модель измерений фазовых координат объекта при реализации разрабатываемого подхода представлена в виде:

$$Z_k = C_k(\mu_k, \gamma_k)Y_k + N_k + Z_{\Pi, k}, \quad k = \overline{1, K}, \quad (4)$$

где  $Z_{\Pi}$  – смещения в измерениях, вызванные воздействием искусственных помех в канале передачи данных и приводящие к неопределенности. Остальные обозначения аналогичны (2).

Модели (3) и (4) за счет введения аддитивных составляющих  $g_Y, Z_{\Pi}$  являются интуитивно понятными оператору. Оператор при необходимости способен оперативно за счет эвристических способностей внести изменения не только в управление объектом  $U$ , но и в программу измерений  $\mu, \gamma$  с контролем результатов.

Модель измерений (4) при реализации в СИП может быть детализирована следующим образом [5].

Неравноточные измерения

Вектор фазовых координат объекта наблюдается в условиях, когда шумы измерения изменяются. Уравнение измерения будет иметь вид:

$$Z_k = C_k Y_k + \beta_k N_k, \quad k = \overline{1, K}, \quad (5)$$

где  $\beta_k \geq 0$  – скалярная случайная величина, определяющая текущую точность измерений. Матрица интенсивностей шумов измерения в каждый момент времени принимает значение  $\beta_k^2 Q_k$ , где  $Q$  – матрица интенсивностей шумов в штатном режиме. Возможны три способа задания случайной величины  $\beta_k$ :

1.  $\beta_k \in [0, \beta]$  – непрерывная случайная величина. Матрица интенсивностей шумов измерений  $\beta_k^2 Q_k$  принимает бесконечное множество значений, а сами шумы принадлежат бесконечному множеству гауссовских распределений, выбор которых осуществляется случайным образом.
2.  $\beta_k = \beta_k^{(s)}$ ,  $s=1, 2, \dots, S$ . В этом случае шумы измерений принадлежат конечному множеству гауссовских распределений, каждое из которых имеет матрицу интенсивностей  $\beta_k^{(s)2} Q_k$ ,  $s=1, \dots, S$  – номер. Можно считать, что при каждом конкретном  $\beta_k^{(s)}$  объект управления находится в  $s$ -м состоянии и уравнение измерений имеет вид:

$$Z_k^{(s)} = C_k Y_k + \beta_k^{(s)} N_k, \quad (6)$$

или в эквивалентной форме

$$Z_k^{(s)} = C_k Y_k + N_k^{(s)}, \quad k = \overline{1, K}, \quad (7)$$

где  $s$  – номер состояния. Переход от одного состояния к другому (смена индекса) происходит в пределах интервала наблюдений.

3.  $\beta_k = \beta_i$ ,  $i=1, 2$ ;  $\beta_1=1$ ,  $\beta_2 \gg 1$ . При  $\beta_k = \beta_1$  осуществляется режим измерений с нормальной точностью. При  $\beta_k = \beta_2$  – режим аномальных измерений.

Случайные пропадания сигнала

Уравнение измерения, учитывающее пропадания сигнала, имеет вид

$$Z_k = \beta_k C_k Y_k + N_k, \quad k = \overline{1, K}, \quad (8)$$

где  $\beta_k$  – скалярная случайная величина, принимающая два значения – ноль и единица. Эволюция  $\beta_k$  во времени может быть представлена в виде однократных скачков, происходящих в случайные моменты времени, что соответствует естественным условиям функционирования, а также в виде марковских цепей, частные случаи которых соответствуют различным сочетаниям неблагоприятных факторов, вызывающим неопределенности.

Ложные измерения

Уравнение измерения имеет вид (8), в котором

$$\beta_k = 1 \pm \varepsilon \Delta, \quad \Delta = t_k - t_{k-1}, \quad (9)$$

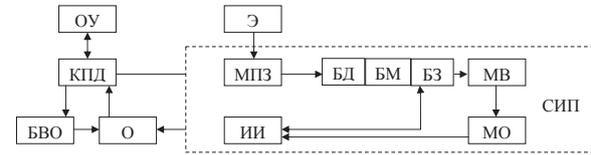
где  $\varepsilon$  – нормирующая константа. Эквивалентная форма имеет вид:

$$Z_k^{(s)} = \beta_k^{(s)} C_k Y_k + N_k, \quad k = \overline{1, K}. \quad (10)$$

Данная модель соответствует часто встречающемуся при дистанционном управлении объектами, но мало изученному случаю плавного изменения свойств канала измерения из-за действия искусственных помех в канале передачи данных. Особенностью данного случая является то, что для

измерителей следящего типа при плавном изменении их свойств широко распространенные способы обнаружения отказов на основе фильтра Калмана не эффективны.

Фрагмент структурной схемы СИП операторской деятельности в условиях неопределенности, построенной на базе типовой ЭС, показан на рисунке.



**Рисунок.** Схема информационной поддержки операторской деятельности в условиях неопределенности (вариант). ОУ – объект управления; КПД – канал передачи данных; БВО – блок визуализации обстановки; О – оператор; Э – эксперт; МПЗ – механизм приобретения знаний; БД, БМ, БЗ – базы данных, моделей, знаний соответственно; МВ – машина вывода; МО – машина объяснения; ИИ – интеллектуальный интерфейс. Стрелками показаны направления передачи информации

Возможная коррекция БМ оператором заключается в замене штатных моделей (1) и (2) на модели (3) и (4) соответственно. Реакция СИП на коррекцию будет заключаться в следующем. При замене только модели (1) на (3) в уравнениях (5)–(10) будет использоваться новое значение  $Y$  из (3). При замене только модели (2) на (4) далее используемыми будут измерения (9), (10). Одновременная замена моделей (1) и (2) на модели (3) и (4) не рекомендуется, так как это затруднит выяснение причин возникновения неопределенности по вине объекта управления или канала передачи данных.

**Заключение.** В представленном варианте поддержки операторской деятельности рассмотрены случаи аддитивных негативных составляющих в моделях состояния объекта управления и измерения его фазовых координат, приводящие к возникновению неопределенности. Аддитивные составляющие в уравнениях измерений (5)–(10), учитываемые в алгоритмическом обеспечении СИП, наглядно проявляются при визуализации измерений на средствах отображения информации оператора. Это наиболее распространенные на практике случаи, с которыми сталкиваются операторы при дистанционном управлении объектами энергетики. В таких случаях оператор должен быстро распознать причину неопределенности, а при невозможности распознавания воспользоваться подсказкой СИП. Такой подход снижает психическую нагрузку оператора, повышает его помехоустойчивость и пропускную способность при возникновении неблагоприятных психологических факторов. Для достижения требуемой помехоустойчивости и пропускной способности оператора при возникновении мультипликативных составляющих в матрице состояния объекта  $A$  (3) и в матрице дискриминационных характеристик измерителей фазовых координат  $C(\mu_k, \gamma_k)$  (4) в разработанном подходе необходимо дополнительно

обеспечить распознавание причины возникновения неопределенности. Такое распознавание, интуитивно понятное операторам и технически реализуемое в СИП, возможно осуществить с помо-

щью изучения и внедрения индикаторов сопутствующих признаков [6].

Статья подготовлена при поддержке РФФИ, грант № 12-08-00352-а.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Контуров Ф.Ф., Петров Д.В. Классификация и краткая характеристика чрезвычайных ситуаций. Основы защиты населения и территорий от ЧС техногенного, природного и экологического характера. – СПб.: Изд-во СПбГУИТМО, 2008. – 84 с.
2. Казаков И.Е., Артемьев В.М., Бухалев В.А. Анализ систем случайной структуры. – М.: Наука, 1993. – 272 с.
3. Кунаев М.А. Оперативная диагностика энергетических установок // Атомная стратегия XXI век. – 2010. – № 3. – С. 14–16.
4. Артемова С.В., Муромцев Д.Ю., Ушанев С.Б., Чернышов Н.Г. Применение экспертной системы для оптимального управле-

5. Селиванова З.М., Хоруб Х.Х., Ибрагим И.А. Информационные технологии создания интеллектуальных информационно-измерительных систем контроля // Автоматизация и современные технологии. – 2009. – № 12. – С. 32–34.
6. Павлов В.И. Скорейшее обнаружение изменения свойств случайных процессов с использованием сопутствующих признаков // Радиотехника. – 2009. – № 2. – С. 15–19.

Поступила 15.07.2013 г.

UDC 002.52:681.3.016

## INCREASE OF RELIABILITY OF OPERATOR-CONTROLLED POWER OBJECT FUNCTIONING

V.I. Pavlov, T.V. Aksenova, V.V. Aksenov

Tambov State Technical University

*When controlling power objects operators face difficult situations of uncertainty and contradictions in instrument readings, release of displayed indications out of admissible value limit. The purpose of the paper consists in increasing reliability of automated power objects functioning applying the information system of operator activity support. The authors have developed the approach to operator activity information support in uncertainty. The matter of the approach consists in forming the models of changing phase coordinates and the control action by the object applied in the information support system. When indefiniteness occur during the object control the operator heuristic abilities are offered to be used to correct a certain part of a database, the model bases in cases when the operator manages to find quickly the way to solve the uncertainty accepted for practice. The approach developed reduces the operator mental load, increases his noise stability and capacity at occurrence of adverse psychological factors. The paper introduces the appropriateness of on-line correction of a database of information decision-support system.*

#### Key words:

*Operator activity, uncertainty, object state model, measurement model, correction of the information system.*

#### REFERENCES

1. Kontuzorov F.F., Petrov D.V. *Klassifikatsiya i kratkaya kharakteristika chrezvychaynykh situatsiy. Osnovy zashchity naseleniya i territoriy ot ChS tekhnogennogo, prirodno i ekologicheskogo kharaktera* (Classification and brief characteristic of emergencies. Bases of protecting population and territories against technogenic, natural and ecological emergencies). Saint Petersburg, SPbGUITMO, 2008. 84 p.
2. Kazakov I.E., Artemyev V.M., Bukhalev V.A. *Analiz sistem sluchaynoy struktury* (Analysis of random structure systems). Moscow, Nauka, 1993. 272 p.
3. Kunaev M.A. *Atomnaya strategiya XXI vek*, 2010. 3, pp. 14–16.
4. Artemova S.V., Muromtsev D.Yu., Ushanev S.B., Chernyshov N.G. *Informatsionnye tekhnologii v proektirovanii i proizvodstve*, 1997. 1, pp. 12–16.
5. Selivanova Z.M., Horub H.H., Ibrahim I.A. *Avtomatizatsiya i sovremennye tekhnologii*, 2009. 12, pp. 32–34.
6. Pavlov V.I. *Radiotekhnika*, 2009. 2, pp. 15–19.

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ РЕЛЬСОТРОНОВ. Ч. 3. РАСЧЕТ ПРИ ПЕРИОДИЧЕСКИХ НЕСИНУСОИДАЛЬНЫХ ТОКАХ

Г.В. Носов, А.А. Луцк

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

Получены формулы для расчета параметров рельсотронов при периодических несинусоидальных токах. Определены такие параметры, как средняя действующая магнитная индукция импульса тока в пространстве между шинами рельсотрона, эквивалентные индуктивность и сопротивление, средняя температура шин при их адиабатном нагреве, а также среднее механическое напряжение в шинах. С увеличением скважности импульсов тока при постоянном среднем повышении температуры шин повышаются амплитуда тока, механическое напряжение в шинах, максимальная скорость тела при уменьшении числа импульсов тока и частоты их следования. Для изготовления шин рельсотрона возможно применение вместо бериллиевой бронзы менее прочной, но более дешевой и технологичной хромовой бронзы, обладающей существенно большей удельной проводимостью, что повышает эффективность преобразования энергии рельсотроном.

**Ключевые слова:**

Рельсотрон, шина, параметр, периодический несинусоидальный ток, индукция, эквивалентная индуктивность, эквивалентное сопротивление, механическое напряжение, адиабатный нагрев шин, повышение температуры.

Для рельсотрона может быть предусмотрен режим поочередного ускорения  $N$  одинаковых тел с интервалом времени  $T$ . В этом режиме  $N$  одинаковых импульсов тока с интервалом следования  $T$  можно приближенно представить как периодический несинусоидальный ток и записать его в виде ряда Фурье [1]

$$i(t) \approx I_0 + \sum_{k=1,2..} \sqrt{2} I_k \sin(k\omega t + \varphi_k) \quad (1)$$

с действующим (среднеквадратичным) значением

$$I = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T i(t)^2 dt} = \sqrt{I_0^2 + \sum_{k=1,2..} I_k^2}, \quad (2)$$

где  $I_0$  и  $I_k$  – постоянная составляющая и действующие значения  $k$ -гармоник тока;  $\omega = 2\pi/T = 2\pi f$  – угловая частота первой гармоники тока при  $k=1$ .

Будем полагать, что для синусоидального тока с тем же действующим значением  $I$  при постоянной удельной проводимости  $\gamma$  материала шин известны для различных угловых частот  $k\omega$  сопротивления  $R_0(k\omega)$  и индуктивности  $L_0(k\omega)$  рельсотрона [2, 3]. В результате с учетом (1, 2) и [1] средняя за период  $T$  активная мощность тепловых потерь в шинах рельсотрона составит (Вт/м):

$$P_0 = I^2 R_{0\Omega} = I_0^2 R_0(0) + \sum_{k=1,2..} I_k^2 R_0(k\omega), \quad (3)$$

где  $R_{0\Omega}$  и  $R_0(0)$  – соответственно эквивалентное сопротивление и сопротивление постоянному току ( $k\omega=0$ ) шин рельсотрона (Ом/м).

Таким образом, на основании (2, 3) находим эквивалентное сопротивление рельсотрона при заданном несинусоидальном токе (1):

$$R_{0\Omega} = \frac{I_0^2 R_0(0) + \sum_{k=1,2..} I_k^2 R_0(k\omega)}{I_0^2 + \sum_{k=1,2..} I_k^2}. \quad (4)$$

Далее запишем с учетом (1) потокосцепление рельсотрона (Вб/м)

$$\psi(t) \approx I_0 L_0(0) + \sum_{k=1,2..} \sqrt{2} I_k L_0(k\omega) \sin(k\omega t + \varphi_k) \quad (5)$$

и его действующее значение

$$\Psi = \sqrt{I_0^2 L_0(0)^2 + \sum_{k=1,2..} I_k^2 L_0(k\omega)^2}, \quad (6)$$

где  $L_0(0)$  – индуктивность рельсотрона при постоянном токе ( $k\omega=0$ ).

В результате эквивалентную индуктивность рельсотрона при токе (1) с учетом (2) и (6) определим так (Гн/м):

$$L_{0\Omega} = \frac{\Psi}{I} = \frac{\sqrt{I_0^2 L_0(0)^2 + \sum_{k=1,2..} I_k^2 L_0(k\omega)^2}}{\sqrt{I_0^2 + \sum_{k=1,2..} I_k^2}}. \quad (7)$$

При постоянной удельной проводимости материала шин

$$\gamma \approx \frac{\gamma_0}{1 + \alpha_R \mathcal{G}_{cp}}, \quad (8)$$

усредненной действующей плотности тока  $\delta_0 = I/bc$  и адиабатном нагреве среднее повышение температуры шин над начальной температурой  $\theta_0$  за время  $NT$  ( $N=1,2...$ ) составит [2]

$$\mathcal{G}_{cp} = \frac{1}{NT} \int_0^{NT} \frac{\exp(\chi_0 t) - 1}{\alpha_R} \cdot dt = \frac{\exp(\chi_0 NT) - \chi_0 NT - 1}{\alpha_R \chi_0 NT}, \quad (9)$$

где  $\chi_0 = \frac{\alpha_R \delta_0^2}{\gamma_0 C_0 \rho_0}$  – температурно-временной параметр (1/с).

На рис. 1 приведены рассчитанные по формуле (9) зависимости среднего повышения температуры шин  $\vartheta_{cp}$  от параметра  $NT$  для рельсотронов с шинами из бериллиевой бронзы БрБ2 [2] при  $\delta_0=300$  А/мм<sup>2</sup> и с шинами при  $\delta_0=600$  А/мм<sup>2</sup> из хромовой бронзы БрХ0,5 [4]:  $\theta_0=20$  °С;  $\gamma_0 \approx 50 \cdot 10^6$  1/Ом·м;  $\alpha_R \approx 0,0035$  1/°С;  $C_0 \approx 385,5$  Дж/°С·кг;  $\rho_0=8900$  кг/м<sup>3</sup>.

Ускоряющую тело механическую силу найдем с использованием (1, 7) как производную энергии магнитного поля по расстоянию  $l(t)$ , характеризующее положение тела в рельсотроне [2]:

$$F(t) \approx \frac{L_{03} i(t)^2}{2} = w(t), \quad (10)$$

где удельная энергия магнитного поля рельсотрона (Дж/м)

$$w(t) = \frac{L_{03} i(t)^2}{2} = W_0 + \sum_{k=1,2,\dots}^{\infty} \sqrt{2} W_k \sin(k\omega t + \varphi_k), \quad (11)$$

причем действующее значение этой энергии (11) равно

$$W = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T w(t)^2 dt} = \sqrt{W_0^2 + \sum_{k=1,2,\dots}^{\infty} W_k^2}, \quad (12)$$

где  $W_0$  и  $W_k$  – постоянная составляющая и действующее значение  $k$ -гармоники удельной энергии.

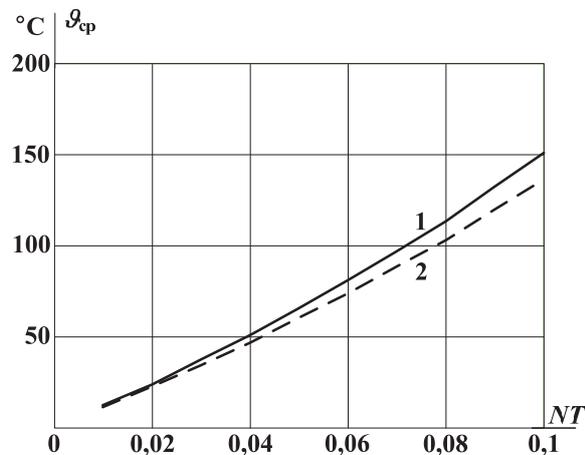


Рис. 1. Графики зависимости среднего повышения температуры шин  $\vartheta_{cp}$  от параметра  $NT$  для рельсотронов: 1) с шинами из бериллиевой бронзы при  $\delta_0=300$  А/мм<sup>2</sup>; 2) с шинами из хромовой бронзы при  $\delta_0=600$  А/мм<sup>2</sup>

На основании равенства силы (10) и силы по второму закону Ньютона [5] на интервале времени  $0 < t < T$  уравнение движения тела массой  $m_\tau$  в рельсотроне без учета трения и сопротивления воздуха при скорости тела

$$v(t) = \frac{dl(t)}{dt} = C_1 + C_2 t + \sum_{k=1,2,\dots}^{\infty} \sqrt{2} V_k \sin(k\omega t + \varphi_k - 0,5\pi) \quad (13)$$

будет следующим:

$$w(t) = m_\tau \frac{dv(t)}{dt} =$$

$$= C_2 m_\tau + \sum_{k=1,2,\dots}^{\infty} \sqrt{2} m_\tau V_k k \omega \sin(k\omega t + \varphi_k). \quad (14)$$

Из равенства (11) и (14) определяем коэффициенты:

$$C_2 = \frac{W_0}{m_\tau}; \quad V_k = \frac{W_k}{k\omega m_\tau};$$

$$C_1 = V_n - \sum_{k=1,2,\dots}^{\infty} \sqrt{2} V_k \sin(\varphi_k - 0,5\pi), \quad (15)$$

где  $V_n$  – начальная скорость тела при  $t=0$ .

С учетом (13) запишем расстояние, характеризующее положение тела в рельсотроне:

$$l(t) = C_3 + C_1 t + 0,5 C_2 t^2 + \sum_{k=1,2,\dots}^{\infty} \sqrt{2} L_k \sin(k\omega t + \varphi_k - \pi), \quad (16)$$

тогда

$$L_k = \frac{V_k}{k\omega}; \quad C_3 = L_n - \sum_{k=1,2,\dots}^{\infty} \sqrt{2} L_k \sin(\varphi_k - \pi), \quad (17)$$

где  $L_n$  – начальное положение тела в рельсотроне при  $t=0$ .

При этом на входе рельсотрона имеем электрическое напряжение  $u(t)$  и электромагнитную мощность  $P(t)$

$$u(t) = R_{03} l(t) i(t) + \frac{d[L_{03} l(t) i(t)]}{dt}; \quad P(t) = u(t) i(t)$$

или после преобразований с учетом (4, 7, 11) получаем

$$u(t) = [R_{03} l(t) + L_{03} v(t)] i(t) + L_{03} l(t) \frac{di(t)}{dt}; \quad (18)$$

$$P(t) = 2[R_{03} l(t)/L_{03} + v(t)] w(t) + p(t) l(t), \quad (19)$$

где удельная мощность магнитного поля рельсотрона (Вт/м)

$$p(t) = \frac{dw(t)}{dt} = \sum_{k=1,2,\dots}^{\infty} \sqrt{2} W_k k \omega \sin(k\omega t + \varphi_k + 0,5\pi). \quad (20)$$

Представим периодический несинусоидальный ток (1) в виде серии однополярных импульсов, имеющих длительность  $\tau$  и скважность  $q=T/\tau \geq 1$  (рис. 2, 3):

$$i(t) = \begin{cases} I_m \left[ \sin\left(\frac{\pi t}{\tau}\right) \right]^n & \text{при } 0 < t < \tau; \\ 0 & \text{при } \tau < t < T = q\tau, \end{cases} \quad (21)$$

где  $I_m$  и  $n \geq 0$  – амплитуда и степень импульса.

Ток (21) будет иметь действующее значение

$$I = I_m \sqrt{\frac{1}{q\tau} \int_0^\tau \left[ \sin\left(\frac{\pi t}{\tau}\right) \right]^{2n} dt} = \frac{I_m}{\sqrt{q}} \quad (22)$$

и длительность импульсов на половине их амплитуды (рис. 3)

$$t_0 = \tau - \frac{2\tau}{\pi} \arcsin[0,5^{1/n}], \quad (23)$$

где  $I_n$  – действующее значение импульса тока при скважности  $q=1$ .

На рис. 4 приведены относительные зависимости, полученные по (22) и (23).

Постоянные составляющие, действующие значения и начальные фазы тока (1) и удельной энергии (11) могут быть найдены по известным формулам расчета ряда Фурье [1]. Так, при  $n=0$  ток (18) имеет

$$I_0 = \frac{I_m}{q}; I_k = \frac{\sqrt{2}I_m}{k\pi} |\sin(k\pi/q)|; I = \frac{I_m}{\sqrt{q}}; \quad (24)$$

$$\varphi_k = \arctg \left[ \frac{\sin(2k\pi/q)}{1 - \cos(2k\pi/q)} \right],$$

тогда для удельной энергии (11) при её максимальном значении

$$W_m = \frac{L_0 I_m^2}{2} \quad (25)$$

получаем

$$W_0 = \frac{W_m}{q}; W_k = \frac{\sqrt{2}W_m}{k\pi} \left| \sin \left( \frac{k\pi}{q} \right) \right|; \quad (26)$$

$$W = \frac{W_m}{\sqrt{q}}; \varphi_k = \varphi_k.$$

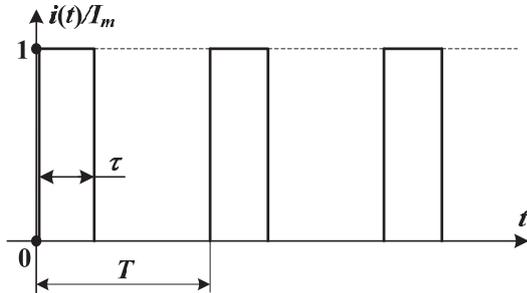


Рис. 2. Относительные периодические однополярные импульсы тока при  $n=0$

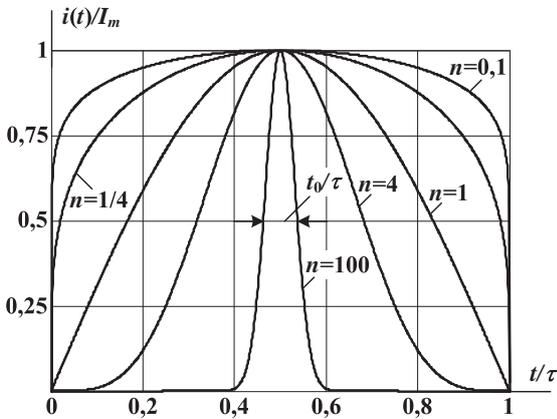


Рис. 3. Относительные однополярные импульсы тока при разных степенях импульса  $n$ :  $t_0/\tau$  – относительная длительность импульса на половине амплитуды  $I_m$  при  $n=100$

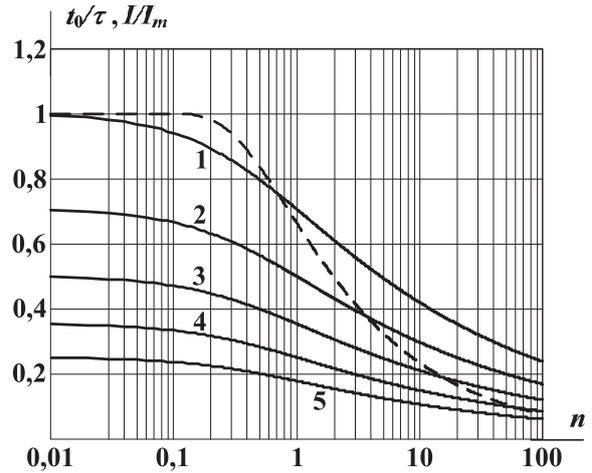


Рис. 4. Зависимости относительной длительности импульса  $t_0/\tau$  (---) и относительного действующего значения  $I/I_m$  (—) от степени  $n$  при скважностях: 1)  $q=1$ ; 2)  $q=2$ ; 3)  $q=4$ ; 4)  $q=8$ ; 5)  $q=16$

В свою очередь при  $n=1$  для тока (21) найдем

$$I_0 = \frac{2I_m}{\pi q}; I_k = \frac{2\sqrt{2}qI_m}{\pi |4k^2 - q^2|} |\cos(k\pi/q)|; I = \frac{I_m}{\sqrt{2q}}; \quad (27)$$

$$\varphi_k = (\pi) + \arctg \left[ \frac{1 + \cos(2k\pi/q)}{\sin(2k\pi/q)} \right], \quad (28)$$

причем  $\pi$  в (28) прибавляется к арктангенсу при выполнении условия:

$$\frac{\sin(2k\pi/q)}{q^2 - 4k^2} < 0. \quad (29)$$

При  $n=1$  для (11) с учетом (25) запишем

$$W_0 = \frac{W_m}{2q}; W_k = \frac{q^2 W_m}{\sqrt{2}k\pi} \frac{|\sin(k\pi/q)|}{|k^2 - q^2|}; W = \sqrt{\frac{3}{8q}} W_m; \quad (30)$$

$$\varphi_k = (\pi) + \arctg \left[ \frac{\sin(2k\pi/q)}{1 - \cos(2k\pi/q)} \right], \quad (31)$$

причем  $\pi$  в (31) прибавляется к арктангенсу при выполнении условия:

$$\frac{1 - \cos(2k\pi/q)}{q^2 - k^2} < 0. \quad (32)$$

Механическая прочность шин может быть приближенно оценена по средней напряженности  $\sigma_{cp}$ , определяемой по  $\sigma_{xm}$  (незначительный поверхностный эффект) и  $\sigma_{x\max}$  (сильный поверхностный эффект), когда  $\Delta_0 \ll b, c$ , где используются  $I=I_n$  и  $B_1$  – действующее значение импульса тока (22) при скважности  $q=1$  и соответствующая этому току средняя индукция в пространстве между шинами рельсотрона [2, 3]:

$$B_1 = \frac{\mu_0 I_n}{2(b+c+2a)} + \frac{\mu_0 I_n}{4(b+c)} + \frac{\mu_0 I_n}{4(b+c+1,75a)}; \quad (33)$$

$$\sigma_{xm} \approx \frac{B_1 I_n}{2(1+\beta)c}; \sigma_{x\max} \approx \frac{B_1 I_n}{2c}; \quad (34)$$

$$\sigma_{cp} = (\sigma_{xм} + \sigma_{xмакс})/2 \leq \sigma_{доп}. \quad (35)$$

В табл. 1, 2 приведены результаты расчета параметров рельсотронов с шинами из бериллиевой ( $\sigma_{доп} \approx 1350$  МПа) и хромовой ( $\sigma_{доп} \approx 550$  МПа) бронз [4], проведенные по формулам (1)–(35) и [2, 3] при токе (21),  $n=1$ ;  $\theta_0=20$  °С;  $l_n=0$ ;  $V_n=0$ ; где указаны:  $f_n=1/T$  – частота следования импульсов;  $l_p, V_m$  – длина рельсотрона и максимальная скорость тела массой  $m_t$ ;  $U_m, P_m$  – максимальные значения напряжения по модулю и мощности на входе рельсотрона соответственно;  $P_\tau, P_T$  – средние мощности на входе рельсотрона за времена  $\tau$  и  $T$  соответственно;  $W_n, W_\tau$  – потребляемая рельсотроном за один импульс энергия и максимальная энергия ускоряемого тела соответственно;  $\eta=W_\tau/W_n$  – эффективность преобразования энергии рельсотроном (без учета потерь энергии в источнике питания, токоподводящих шинах, в электрическом контакте ускоряемого тела и шин рельсотрона).

На рис. 5 приведены рассчитанные по формулам (13)–(20) характерные относительные временные зависимости напряжения  $u(t)/U_m$  и электромагнитной мощности  $P(t)/P_m$  на входе рельсотрона, скорости тела  $v(t)/V_m$  и его положения в рельсо-

троне  $l(t)/l_p$ , причем отрицательные значения мощности  $P(t)$  соответствуют возврату энергии магнитного поля рельсотрона во внешнюю цепь (источник питания).

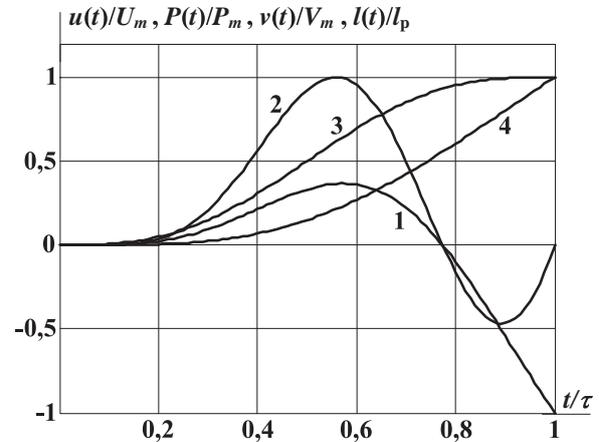


Рис. 5. Характерные относительные временные зависимости: 1) напряжение  $u(t)/U_m$ ; 2) мощность  $P(t)/P_m$ ; 3) скорость тела  $v(t)/V_m$ ; 4) положение тела в рельсотроне  $l(t)/l_p$

Таблица 1. Параметры рельсотрона с шинами из бериллиевой бронзы

a	c	b	$\beta$	$\delta_0$	I	$\vartheta_{cp}$	$\gamma$	f	$L_0$	$R_0$
мм	мм	мм	–	А/мм <sup>2</sup>	МА	°С	1/Ом	Гц	мкГн/м	мкОм/м
50	70	100	0,603	300	2,1	150	$8,2 \cdot 10^6$	0	0,521	34,84
								5	0,518	35,14
								50	0,497	51,78
								500	0,401	173,72
								5000	0,354	545,60
q	N	$\tau$	T	$f_n$	$I_n$	$B_1$	$W_m$	$\alpha_{cp}$	$L_{0э}$	$R_{0э}$
–	–	мс	мс	Гц	МА	Тл	МДж/м	МПа	мкГн/м	мкОм/м
8	12	1	8	125	5,94	32,05	17,69	1100	0,444	128,12
$m_t$	$l_p$	$V_m$	$I_m$	$U_m$	$P_m$	$P_\tau$	$P_T$	$W_n$	$W_\tau$	$\eta$
кг	м	км/с	МА	кВ	МВт	МВт	МВт	МДж	МДж	–
2,611	1,5	3	8,40	17,57	53000	13150	1644	13,15	11,75	0,894
1,305	3	6		35,14	106000	26300	3288	26,30	23,50	
0,870	4,5	9		52,71	159100	39450	4931	39,45	35,25	

Таблица 2. Параметры рельсотрона с шинами из хромовой бронзы

a	c	b	$\beta$	$\delta_0$	I	$\vartheta_{cp}$	$\gamma$	f	$L_0$	$R_0$
мм	мм	мм	–	А/мм <sup>2</sup>	МА	°С	1/Ом	Гц	мкГн/м	мкОм/м
50	70	100	0,603	600	4,2	136	$33,9 \cdot 10^6$	0	0,521	8,43
								5	0,509	9,16
								50	0,452	28,79
								500	0,356	91,04
								5000	0,300	157,14
q	N	$\tau$	T	$f_n$	$I_n$	$B_1$	$W_m$	$\alpha_{cp}$	$L_{0э}$	$R_{0э}$
–	–	мс	мс	Гц	МА	Тл	МДж/м	МПа	мкГн/м	мкОм/м
1	25	4	4	250	4,2	22,66	8,84	550	0,501	17,86
$m_t$	$l_p$	$V_m$	$I_m$	$U_m$	$P_m$	$P_\tau$	$P_T$	$W_n$	$W_\tau$	$\eta$
кг	м	км/с	МА	кВ	МВт	МВт	МВт	МДж	МДж	–
5,894	6	3	5,94	14,04	29170	7030	7030	28,12	26,55	0,944
2,947	12	6		28,08	58330	14060	14060	56,24	53,10	
1,966	18	9		42,10	87450	21080	21080	84,32	79,60	

С увеличением скважности  $q$  при постоянной степени  $n$ , постоянном среднем повышении температуры шин  $\mathcal{Q}_{cp}$  и неизменной длительности импульса тока  $\tau$  повышаются амплитуда тока  $I_m$ , действующее значение импульса  $I_n$ , механическое напряжение в шинах  $\sigma_{cp}$ , максимальная скорость тела  $V_m$  при уменьшении числа импульсов  $N$  и частоты их следования  $f_n$ . При сохранении допустимого среднего повышения температуры шин  $\mathcal{Q}_{cp}$ , допустимой механической напряженности и максимальной скорости тела  $V_m$  возможно применение вместо бериллиевой бронзы хромовой бронзы с более высокой удельной проводимостью  $\gamma$ , но обладающей меньшей допустимой механической напряженностью  $\sigma_{доп}$ . Это приводит к увеличению усредненной плотности тока  $\delta_0$ , числа импульсов  $N$ , частоты их следования  $f_n$ , длительности импульса  $\tau$ , средней потребляемой рельсотроном мощности  $P_T$ , массы ускоряемого тела  $m_t$ , длины рельсотрона  $l_p$  и эффективности преобразования энергии  $\eta$ . Однако происходит уменьшение скважности импульсов  $q$ , амплитуды тока  $I_m$  и максимальной потребляемой рельсотроном мощности  $P_m$ .

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Демирчян К.С., Нейман Л.Р., Коровкин Н.В. Теоретические основы электротехники. Т. 1. – СПб.: Питер, 2009. – 512 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. Носов Г.В. Определение параметров рельсотронов. Ч. 2. Расчет при синусоидальном токе // Известия Томского политехнического университета. – 2013. – Т. 322. – № 4. – С. 70–74.

Таким образом, по полученным формулам (1)–(35) можно рассчитывать параметры рельсотронов при периодических несинусоидальных токах.

#### Выводы

1. Предложена методика расчета параметров рельсотронов при периодических несинусоидальных токах, позволяющая определять возможности рельсотронов в режиме поочередного ускорения одинаковых тел.
2. С увеличением скважности импульсов тока при постоянном среднем повышении температуры шин повышаются амплитуда тока, механическое напряжение в шинах, максимальная скорость тела при уменьшении числа импульсов тока и частоты их следования.
3. Для изготовления шин рельсотрона возможно применение вместо бериллиевой бронзы менее прочной, но более дешевой и технологичной хромовой бронзы, обладающей существенно большей удельной проводимостью, что повышает эффективность преобразования энергии рельсотроном.

4. 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.
5. Яворский Б.М., Селезнев Ю.А. Физика. Справочное руководство. – М.: Физматлит, 2004. – 592 с.

Поступила 01.03.2013 г.

UDC 621.313.12

### DETERMINATION OF RAILGUN PARAMETERS. P. 3. COMPUTATION AT PERIODIC NONSINUSOIDAL CURRENT

G.V. Nosov, A.A. Luss

Tomsk Polytechnic University

*The authors have obtained the formulas to calculate the parameters of railguns at periodic nonsinusoidal current. Such parameters as the average effective magnetic density of current pulse in the space between the railgun tires, the equivalent inductance and resistance, the average temperature of tires at their adiabatic heating as well as the average mechanical tension in tires were determined. At current pulse relative duration at constant average increase of tire temperature the current amplitude, the mechanical tension in tires, the body peak velocity increase at decrease of current pulse amount and their repetition frequency. In order to produce the railgun tires the chrome bronze may be applied instead of the beryllium one. The chrome bronze is less strong but cheaper and more processable; it possesses higher specific conductivity that increases the efficiency of energy conversion by the railgun.*

#### Key words:

*Railgun, tire, parameter, periodic nonsinusoidal current, induction, equivalent inductance, equivalent resistance, mechanical tension, adiabatic heating of tires, increase of temperature.*

REFERENCES

1. Demirchyan K.S., Neyman L.R., Korovkin N.V. *Teoreticheskie osnovy elektrotekhniki* (Theoretical bases of electrical engineering). Saint Petersburg, Piter, 2009. 1, 512 p.
2. Nosov G.V. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2013. 322, 4, pp. 65–69.
3. Nosov G.V. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2013. 322, 4, pp. 70–74.
4. Gerasimov V.G. *Elektrotekhnicheskii spravochnik. Obshhie voprosy. Elektrotekhnicheskie materialy* (Electrical engineering reference. General questions. Electric engineering materials). Moscow, Energoatomizdat, 1985. 1, 488 p.
5. Yavorskiy B.M., Seleznev Yu.A. *Fizika* (Physics). Moscow, Fizmatlit, 2004. 592 p.

УДК 621.311.001.57

ОГРАНИЧЕНИЕ ТОКОВ КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ С ПОМОЩЬЮ ТРАНСФОРМАТОРОВ С ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫМИ СВЕРХПРОВОДЯЩИМИ ОБМОТКАМИ

В.З. Манусов, Н.В. Александров

Новосибирский Государственный Технический Университет  
E-mail: alexandrov-88@mail.ru

Актуальность работы обусловлена перспективой широкого использования явления сверхпроводимости в электроэнергетических устройствах, в том числе в трансформаторах с целью снижения потерь в них.

**Цель работы:** исследование влияния сверхпроводниковых трансформаторов на электромагнитные переходные процессы, определение возможности ограничения токов короткого замыкания с помощью сверхпроводниковых трансформаторов, выявление особенностей при токоограничении с помощью сверхпроводниковых трансформаторов.

**Методы исследования:** расчеты с использованием программного комплекса MatLab, ATP EMTP, использование теории сверхпроводимости, аппарата математического моделирования в электроэнергетике.

**Результаты:** разработана математическая модель электромагнитных и тепловых переходных процессов при ограничении токов короткого замыкания, проведено моделирование процессов перехода сверхпроводникового трансформатора в нормальное состояние (несверхпроводящее) и последующего возврата в сверхпроводящее после устранения короткого замыкания, определен критерий возврата сверхпроводникового трансформатора в сверхпроводящее состояние после устранения короткого замыкания под нагрузкой, определена возможность ограничения токов короткого замыкания с позиции обеспечения требуемого активного сопротивления.

**Ключевые слова:**

Сверхпроводящие трансформаторы, электроэнергетические системы, переходные процессы, возврат в сверхпроводящее состояние, математическое моделирование в электроэнергетике.

Открытие в 80-х гг. XX в. материалов, обладающих высокотемпературной сверхпроводимостью (ВТСП) позволило преодолеть главное препятствие использования сверхпроводимости (СП) – громоздкие криогенные системы получения жидкого гелия были заменены более простыми установками жидкого азота при атмосферном давлении. Это открыло новые перспективы создания трансформаторов со сниженными потерями.

Трансформаторы с ВТСП обмотками обладают рядом преимуществ по сравнению с традиционными силовыми трансформаторами: низкие нагрузочные потери, большая перегрузочная способность, нестареющая высококачественная изоляция, меньшие массогабаритные показатели, меньшие уровни шумов, экологическая безопасность [1]. Сверхпроводящие трансформаторы (СПТ) также способны ограничивать токи короткого замыкания (КЗ), что является одним из основных преимуществ таких трансформаторов, т. к. проблема

координации токов короткого замыкания является чрезвычайно важной в любой электроэнергетической системе (ЭЭС). Уровень токов КЗ определяет требования при выборе оборудования, а следовательно, позволяет оценить экономичность и надежность ЭЭС.

Как известно, сверхпроводимость ограничивается тремя параметрами: критическая температура, критический ток, критическое поле. При выходе одного из параметров за пределы, в которых существует сверхпроводимость, сверхпроводник переходит в нормальное, непроводящее состояние. Во избежание повреждения сверхпроводящего материала, при производстве ВТСП проводов используют так называемый стабилизатор, в который вытесняется ток в случае временной потери или ослабления токонесущих свойств сверхпроводника. Структура ВТСП провода второго поколения, выпускаемого фирмой SuperPower (США), представлена на рис. 1. Ширина провода составляет 4...12 мм.

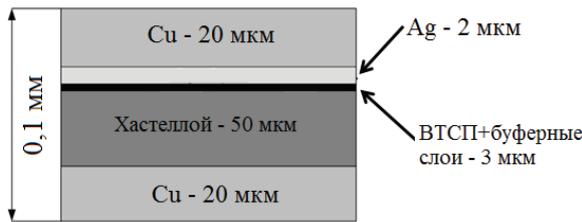


Рис. 1. Структура ВТСП провода второго поколения (2G)

Критический ток  $I_c(T)$  определяет максимально допустимый ток, который может протекать по сверхпроводящему элементу без разрушения сверхпроводящего состояния. В ВТСП изделиях рабочий ток, как правило, составляет  $0,5-0,9 I_c(T)$  в зависимости от условий эксплуатации [2]. Когда протекающий по обмотке ток превышает критический ток  $I_c(T)$  ВТСП провода, обмотка переходит из сверхпроводящего в нормальное состояние. При этом сопротивление СП слоя в проводе значительно увеличивается, и протекающий ток вытесняется в несверхпроводящие слои ВТСП провода. Последние в силу небольшого поперечного сечения провода ограничивают ток КЗ. Стоит отметить, что плотность тока в СП проводе составляет примерно  $100 \text{ А/мм}^2$ , поэтому в СП обмотках используется гораздо меньший объем провода, по сравнению с медной обмоткой.

Основными параметрами токоограничивающей обмотки являются величина ограничиваемого тока и длительность тока КЗ, в течение которого не происходит разрушения обмотки. Рассмотрим ограничение токов КЗ с помощью трансформатора с ВТСП обмотками, основываясь на следующих предположениях: ВТСП провод переходит из сверхпроводящего состояния в нормальное равномерно по всей длине; все элементы сети, кроме ограничивающего сопротивления являются линейными.

Высокотемпературные сверхпроводники являются неидеальными сверхпроводниками второго рода, т. е. переход из сверхпроводящего состояния в нормальное происходит не сразу, а имеется промежуточное смешанное состояние, при котором магнитное поле еще не полностью проникает в тело сверхпроводника. Смешанное состояние существует в пределах от первого критического тока  $I_{c1}$  до второго  $I_{c2}$ . В этом состоянии ток протекает как по сверхпроводящему слою, так и по несверхпроводящим слоям, тогда активное сопротивление (удельное) ВТСП провода определяется эквивалентным сопротивлением СП слоя и несверхпроводящих слоев

$$R_s(I, T) = \frac{R_{nc}(T) \cdot R_{sp}(T)}{R_{nc}(T) + R_{sp}(T)},$$

где  $R_{nc}$  – сопротивление несверхпроводящих слоев;  $R_{sp}$  – сопротивление СП слоя;  $I$  – ток, протекающий по проводнику;  $T$  – температура провода.

Вольт-амперная характеристика ВТСП провода имеет вид, приведенный на рис. 2. Считается, что

сверхпроводник перешел в нормальное состояние, если на проводе длиной 1 см появилось напряжение величиной 1 мкВ [3].

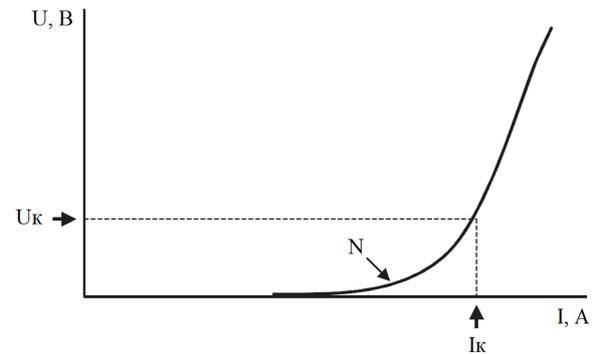


Рис. 2. Вольт-амперная характеристика ВТСП провода

Величина сопротивления СП слоя может быть найдена из вольт-амперной характеристики ВТСП материала [3]

$$R_{sp}(I, T) = \frac{10^{-6}}{I} \left( \frac{I}{I_c(T)} \right)^N,$$

$$I_c(T) = - \frac{I_{c0}}{0,1848} \ln \left( \frac{T}{77} \right),$$

где  $N$  – показатель степени вольт-амперной характеристики ВТСП провода, определяющий качество сверхпроводника;  $I_c(T)$  – критический ток ВТСП провода при температуре  $T$  (при температурах выше  $90 \text{ К}$   $I_c(T)$  равно нулю);  $I_{c0}$  – критический ток в собственном поле при  $77 \text{ К}$ .

Тогда активное сопротивление несверхпроводящих слоев определяется как

$$R_{nc} = \frac{1}{1/R_{bc}(T) + 1/R_{Ag}(T) + 1/R_M(T) + 1/R_{хаст}(T)},$$

где  $R_{bc}$  – сопротивление буферных слоев;  $R_{Ag}$  – сопротивление слоя серебра;  $R_M$  – сопротивление медного слоя;  $R_{хаст}$  – сопротивление хастеллоя.

Уравнение цепи, представленной на рис. 3, при возникновении КЗ описывается дифференциальным уравнением [4]

$$U_m \sin(\omega t + \alpha) = (L_c + L_t) \frac{di(t)}{dt} + i(t)(R_c + R_t(T)), \quad (1)$$

где  $R_c$  и  $L_c$  – активное сопротивление и индуктивность системы;  $R_t$  и  $L_t$  – активное сопротивление и индуктивность трансформатора.

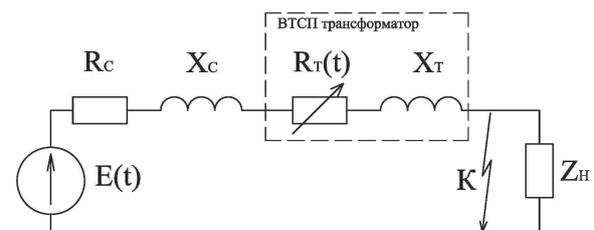


Рис. 3. Схема замещения для расчета переходного процесса

Решение уравнения (1) имеет следующий вид

$$i(t) = \frac{U_m}{Z_k} \sin(\omega t + \alpha - \varphi_k) + \left[ \frac{U_m}{Z_H} \sin(\alpha - \varphi_H) - \frac{U_m}{Z_k} \sin(\alpha - \varphi_k) \right] e^{-\frac{t}{T_a}}, \quad (2)$$

здесь  $Z_k$  – полное сопротивление короткозамкнутого участка.

Для определения условия возврата в сверхпроводящее состояние во время бестоковой паузы необходимо определить количество тепла, выделившегося во время КЗ

$$Q(I, T) = \int_0^t I^2 R(T) dt. \quad (3)$$

Увеличение температуры провода вследствие тепловыделения определяется выражением

$$C \frac{dT(I, T)}{dt} = Q(I, T) - Aq(T), \quad (4)$$

где  $C$  – полная теплоемкость провода;  $A$  – площадь поверхности охлаждения;  $q$  – плотность теплового потока, отводимого в жидкий азот с поверхности обмотки.

$$C = V_{\text{ВТСП}} c_{\text{ВТСП}}(T) + V_{\text{Хаст}} c_{\text{Хаст}}(T) + V_{\text{БС}} c_{\text{БС}}(T) + V_{\text{Аг}} c_{\text{Аг}}(T) + V_{\text{М}} c_{\text{М}}(T),$$

где  $V_{\text{ВТСП}}$  и  $c_{\text{ВТСП}}$  – объем и удельная объемная теплоемкость ВТСП;  $V_{\text{Хаст}}$  и  $c_{\text{Хаст}}$  – объем и удельная объемная теплоемкость хастеллоя;  $V_{\text{БС}}$  и  $c_{\text{БС}}$  – объем и удельная объемная теплоемкость буферного слоя;  $V_{\text{Аг}}$  и  $c_{\text{Аг}}$  – объем и удельная объемная теплоемкость серебра;  $V_{\text{М}}$  и  $c_{\text{М}}$  – объем и удельная объемная теплоемкость меди.

На рис. 4 приведена зависимость плотности теплового потока жидкого азота от разницы температур между охлаждаемой поверхностью (провод) и жидким азотом. Из рис. 4 видно, что наилучшие условия охлаждения имеют место в средних зонах пузырькового и переходного кипений, однако эти зоны характеризуются узким диапазоном разниц температур. В режиме пленочного кипения процесс охлаждения обмотки затягивается и может привести к неуспешному возврату трансформатора в сверхпроводящее состояние.

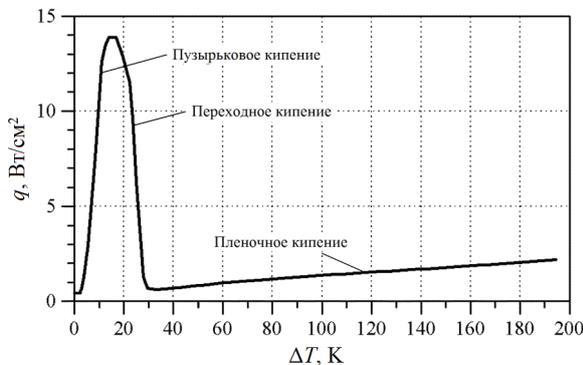


Рис. 4. Плотность теплового потока в зависимости от разницы температур между охлаждаемой поверхностью и охлаждающей жидкостью [5]

Уравнения (2)–(4) должны решаться совместно. В итоге получаем нестационарное уравнение теплопроводности, которое описывает изменение температуры обмотки в зависимости от тока, протекающего по цепи, и времени

$$T(t) = T_0 + \Delta T(t) = T_0 + \frac{Q(I, T) - Aq(T)}{C(T)}, \quad (5)$$

где  $T_0$  – начальная температура (77 К).

Из всего вышеописанного вытекает общая математическая модель ограничения тока КЗ с помощью трансформатора с ВТСП обмотками, основанная на решении нестационарного уравнения теплопроводности (5) и дифференциального уравнения изменения тока короткого замыкания (1).

$$\begin{cases} R_T = 0 & I < I_c \\ R_T = \frac{R_{\text{нс}}(T) \cdot R_{\text{сп}}(T)}{R_{\text{нс}}(T) + R_{\text{сп}}(T)} & I_{c1} < I < I_{c2} \\ R_T = R_{\text{нс}}(T) & I > I_{c2} \\ R_T = f(T) \text{ после отключения КЗ} & I = 0 \end{cases} \quad (6)$$

В программном комплексе *MatLab* был разработан программный код для расчета процессов нагрева и охлаждения сверхпроводящего провода с учетом того, что условия охлаждения ухудшаются в случае обмотки. В ходе расчетов был определен критерий возврата ВТСП провода в СП состояние после устранения КЗ при протекании нагрузочного тока (рис. 5).

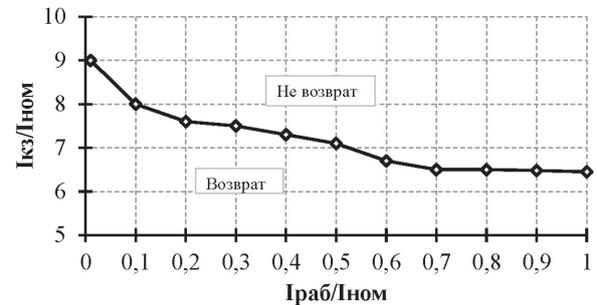


Рис. 5. Критерий возврата обмотки в СП состояние после устранения КЗ

При расчете предполагалось, что КЗ происходит на одном из отходящих присоединений. Данный критерий основан на соотношении величин тока КЗ и нагрузочного тока, т. е. соотношение рабочего тока и тока КЗ с учетом ограничения должно быть таким, чтобы тепло, выделившееся во время КЗ, не превысило некоторого критического значения, свыше которого для возврата в СП состояние необходимо отключать трансформатор. Для возврата в СП состояние обмотка трансформатора должна успеть охладиться до температуры, при которой происходит переход в СП состояние. Или другими словами, для быстрого возврата в СП состояние электрически подведенная мощность к оставшемуся активному сопротивлению должна быть меньше мощности, которая отводится термически тепловым потоком.

Также в программе рассчитывалась величина активного сопротивления. На рис. 6 показано изменение сопротивления трансформатора при возникновении КЗ и после его устранения, где момент времени 0,1 с соответствует началу КЗ, 0,2 с – его устранению.

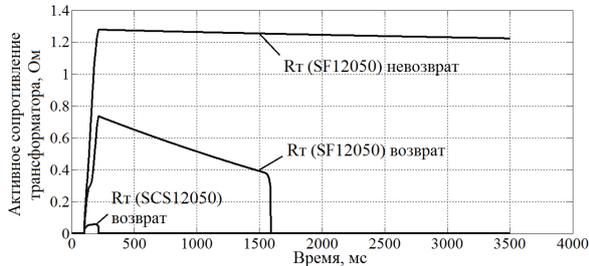


Рис. 6. Активное сопротивление во время и после устранения КЗ

В начальный момент перехода из СП состояния в нормальное состояние ударный ток КЗ ограничивается сопротивлением несверхпроводящих слоев, соответствующих температуре 77 К. В дальнейшем в течение КЗ провод обмотки разогревается соответственно температуре, увеличивается активное сопротивление. После устранения КЗ при достаточном охлаждении обмотка начинает охлаждаться. Однако из-за большой разницы температур между обмоткой и жидким азотом плотность теплового потока, соответствующая пленочному кипению (рис. 4), невелика и охлаждение обмотки занимает некоторое время. На рис. 6 резкое снижение сопротивления в момент времени 1,6 с соответствует переходу от пленочного кипения к переходному кипению и далее к пузырьковому кипению. В режиме пузырькового кипения отвод тепла от нагретой обмотки максимален. Для быстрого возврата трансформатора в СП состояние возможно потребуются принудительная циркуляция жидкого азота для срыва пленки из пузырьков в режиме пленочного кипения.

В целях упрощения возрастание активного сопротивления в течение КЗ можно описывать элементарной функцией, например экспоненциальной

$$R_T = R_{T,КЗ} (1 - e^{-\frac{t}{\tau_1}}),$$

где  $R_{T,КЗ}$  – активное сопротивление трансформатора на момент устранения КЗ;  $\tau_1$  – постоянная времени.

$\tau_1$  в основном зависит от величины тока КЗ, поперечного сечения провода и  $\tau_1 \approx 0,05-0,1$  с.

Также активное сопротивление во время возврата обмотки выражается как

$$R_T = R_{T,КЗ} e^{-\frac{t}{\tau_2}},$$

где  $R_{T,КЗ}$  – активное сопротивление на момент отключения короткого замыкания;  $\tau_2$  – постоянная времени.

Постоянная времени  $\tau_2$  зависит от режима кипения, величины послеаварийного тока и  $\tau_2 \approx 1-2$  с для случая возврата СП обмотки в СП состояние.

Величину требуемого активного сопротивления можно подобрать с достаточной степенью точности, путем частичного задействования обмотки в ограничении тока КЗ. Этого можно достичь использованием разных проводов с различными критическими параметрами, при которых токоограничивающая часть обладает достаточным сопротивлением для ограничения тока КЗ, а нетокоограничивающая часть обладает незначительным сопротивлением. Такое исполнение позволяет добиться не только требуемого значения активного сопротивления, но также быстрого возврата трансформатора в сверхпроводящее состояние во время бестоковой паузы или после отключения КЗ на отходящем присоединении. На рис. 7 показан схематичный вид токоограничивающей части сверхпроводящей обмотки.

Магнитопровод

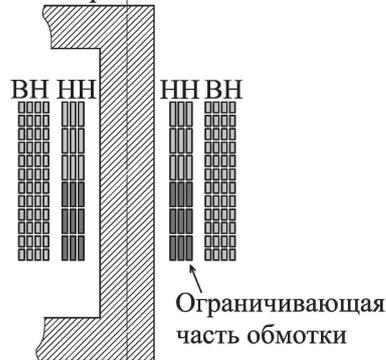


Рис. 7. Схематичный вид обмотки трансформатора с токоограничивающей частью

При известном  $R_3(I, T)$  может быть найдена необходимая длина кабеля в ограничивающем слое обмотки

$$l_{пр} = \frac{R_{треб} n_B n_{ш}}{R_3(I, T)},$$

где  $R_{треб}$  – требуемое сопротивление для ограничения тока КЗ;  $n_B$  и  $n_{ш}$  – число слоев в обмотке по высоте и ширине соответственно.

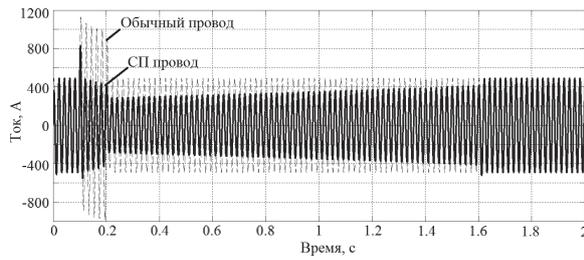
Число витков, задействованных в ограничении тока КЗ,

$$W_{огр} = \frac{l_{пр}}{2\pi r_B},$$

где  $r_B$  – средний радиус витка.

Таким образом, комбинируя параметры ВТСП проводов или сами ВТСП провода, можно обеспечить необходимую величину активного сопротивления, тем самым обеспечивая эффективное токоограничение и возврат трансформатора в сверхпроводящее состояние.

На рис. 8 приведены кривые токов КЗ для случаев использования традиционных и сверхпроводящих проводов, рассчитанные в программном комплексе АТР ЕМТР, с нелинейно изменяющимся активным сопротивлением, с характерным видом, приведенным на рис. 6.



**Рис. 8.** Кривые изменения токов КЗ и нагрузочного тока после устранения КЗ для случаев использования СП и обычного проводов

В начальный момент КЗ, как было сказано выше, ударный ток КЗ ограничивается эквивалентным активным сопротивлением обмотки, соответствующим начальной температуре (77 К), затем сопротивление вследствие роста температуры возрастает. Как следствие аperiodическая составляющая тока КЗ в случае со сверхпроводящим трансформатором затухает быстрее, чем в случае традиционного трансформатора с медными обмотками. Оставшееся активное сопротивление после устранения КЗ ограничивает тока нагрузки. В момент возврата трансформатора устраняющееся скачком активное сопротивление вызывает всплеск тока из-за изменения конфигурации сети. Следовательно, момент возврата в сверхпроводящее состояние должен происходить в момент времени, близкий к моменту автоматического повторного включения линии.

Определим возможность ограничения тока короткого замыкания с точки зрения обеспечения необходимого сопротивления. В качестве примера производился расчет СПТ мощностью 40 МВА, напряжением 115/11 кВ при разных ВТСП проводах. В табл. 1 приведены параметры ВТСП проводов второго поколения, провода SF12050, SCS12050, SCS4050 производятся фирмой SuperPower, провода 344С, 344S – фирмой American Superconductor. На данный момент эти фирмы являются лидерами в области производства ВТСП второго поколения. Приближенный расчет трансформаторов производился для приведенных проводов, и ввиду большого объема расчетов в табл. 2 приводятся только конечные результаты.

Из табл. 1 и 2 видно, что непосредственное влияние на величину активного сопротивления оказывает толщина слоя стабилизатора, и, следо-

вательно, необходимое сопротивление может быть обеспечено подбором толщины стабилизатора ВТСП провода.

**Таблица 1.** Параметры ВТСП проводов второго поколения [6, 7]

Тип провода	SF12050	SCS12050	SCS4050	344С	344S
Ширина/толщина, мм	12/0,1	12/0,1	4/0,1	4,4/0,2	4,3/0,3
Критический ток, А	250	250	90	75	80
Толщина слоя Ag, мм	0,002	0,002	0,002	0,001	0,001
Толщина подложки, мм	0,05	0,05	0,05	0,075	0,075
Толщина стабилизатора, мм	0,009	0,04	0,04	0,12(Cu)	0,22(Fe)
R <sub>нс</sub> , Ом/м	0,0736	0,00605	0,0181	0,0057	0,266

Необходимо отметить, что оставшийся импеданс трансформатора не должен нарушать устойчивую работу нагрузки после устранения КЗ.

**Выводы**

Ток КЗ может быть существенно ограничен с помощью сверхпроводникового трансформатора. В первом полупериоде ток КЗ ограничивается в меньшей степени, по сравнению с последующими полупериодами. В последующих периодах ток КЗ ограничивается в большей степени из-за быстрого затухания аperiodической составляющей и роста температуры СП провода. Возврат трансформатора в сверхпроводящее состояние после ограничения зависит от величины тока КЗ, от тока нагрузки после устранения КЗ и от параметров СП провода, в частности от толщины слоя стабилизатора. Толщина стабилизатора также оказывает влияние и на время возврата ВТСП провода в сверхпроводящее состояние.

Применение сверхпроводящих трансформаторов позволит снизить потери в электрических сетях, а использование функции ограничения в сверхпроводниковых трансформаторах позволит повысить надежность электроснабжения, улучшить технико-экономические показатели по сравнению со случаем использования отдельного устройства для ограничения тока короткого замыкания.

**Таблица 2.** Параметры СПТ при различных параметрах СП провода

Параметры	SF12050	SCS12050	SCS4050	344С	344S
Число витков ВН/НН	760/126	760/126	760/126	760/126	760/126
Длина кабеля в обмотке ВН/НН, м	1876,7/ 287,3	1876,7/ 287,3	1883,8/ 287,7	1948,3/ 291,3	1988,9/ 294,5
Число жил в кабеле ВН/НН	4/24	4/24	12/68	14/80	12/76
R обмотки ВН/НН	34/0,89	2,83/0,07	2,84/0,07	0,8/0,02	44/1,03
u <sub>кз</sub> в СП состоянии, %/ u <sub>кз</sub> в норм. состоянии, %	4,32/20,78	4,32/4,63	5,35/5,61	6,12/6,13	6,96/25,7
Z <sub>т</sub> в норм. состоянии, Ом	68,7	15,3	18,5	20,3	85
Ток КЗ, А	966,1	4334	3574	3270	780

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лутидзе Ш.И., Джафаров Э.А. Сверхпроводящие трансформаторы. – М.: Научтехлитиздат, 2002. – 206 с.
2. Анненков Ю.М., Ивашутенко А.С. Перспективные материалы и технологии в электроизоляционной и кабельной технике. – Томск: Изд-во ТПУ, 2011. – 212 с.
3. Kalsi S.S. Applications of high temperature superconductors to electric power equipment. – New Jersey: John Wiley & Sons Inc., 2011. – 312 p.
4. Ульянов С.А. Электромагнитные переходные процессы в электрических системах. – М.: Энергия, 1970. – 520 с.

5. Merte H., Clark J.A. Boiling heat transfer data for liquid nitrogen at standard and near-zero gravity // *Advanced Cryogenic Engineering*. – 1962. – V. 7. – P. 546–550.
6. SuperPower Inc. URL: <http://www.superpower-inc.com/content/wire-specification> (дата обращения: 01.04.2013).
7. AMSC. URL: [http://www.amsc.com/solutions-products/hts\\_wire.html](http://www.amsc.com/solutions-products/hts_wire.html) (дата обращения: 01.04.2013).

Поступила 05.04.2013 г.

UDC 621.311.001.57

## CURRENT LIMITATION BY TRANSFORMERS WITH HIGH TEMPERATURE SUPERCONDUCTING WINDINGS

V.Z. Manusov, N.V. Aleksandrov

Novosibirsk State Technical University

*The urgency of the discussed issue is caused by the widespread use prospect of superconductivity phenomenon in power devices including transformer for losses reduction.*

**The main aim of the study is** to investigate the influence of superconducting transformers on electromagnetic transients, to define the current limiting possibility by the superconducting transformers, to reveal the features of current limitation using superconducting transformers.

**The methods used in the study:** calculations using the software package MatLab, ATP EMTP, the use of the superconductivity theory, mathematical modeling in power.

**The results:** the mathematical model of electromagnetic and thermal transients during short-circuit current limiting is developed; the processes of superconducting transformer transition in the normal (nonsuperconducting) state and recovery to the superconducting state after the fault current clearance is simulated; the criterion of superconducting transformer recovery in the superconducting state after fault clearance under load is defined; the possibility of short-circuit current limiting from the viewpoint of providing the required resistance is determined.

### Key words:

*Superconducting transformers, power systems, transients, recovery to superconducting state, mathematical modeling in electric power industry.*

### REFERENCES

1. Lutidze Sh.I., Dzhafarov E.A. *Sverkhprovodyashchie transformatory* [Superconducting transformers]. Moscow, Nauchtekhlitizdat Publ., 2002. 206 p.
2. Annenkov Yu.M., Ivashutenko A.S. *Perspektivnye materialy i tekhnologii v elektroizolyatsionnoi i kabelnoi tekhnike* [Prospective materials and technologies in electrical insulation and cable technology]. Tomsk, TPU Publ., 2011. 212 p.
3. Kalsi S.S. *Applications of high temperature superconductors to electric power equipment*. New Jersey, John Wiley & Sons Inc, 2011. 312 p.

4. Ulyanov S.A. *Elektromagnitnye perekhodnye protsessy v elektricheskikh sistemakh* [Electromagnetic transients in power systems]. Moscow, Energiya Publ., 1970. 520 p.
5. Merte H., Clark J.A. Boiling heat transfer data for liquid nitrogen at standard and near-zero gravity. *Advanced Cryogenic Engineering*, 1962. V. 7, pp. 546–550.
6. SuperPower Inc. Available at: <http://www.superpower-inc.com/content/wire-specification> (accessed 1 April 2013).
7. AMSC. Available at: [http://www.amsc.com/solutions-products/hts\\_wire.html](http://www.amsc.com/solutions-products/hts_wire.html) (accessed 1 April 2013).

УДК 621.314.222.6:517.5

## МЕТОДИКА ВЫБОРА КОММУТАТОРА ДЛЯ ГЕНЕРАТОРА НИЗКОВОЛЬТНЫХ НАНОСЕКУНДНЫХ ИМПУЛЬСОВ

А.В. Лавринович, О.В. Васильева\*

Институт сильноточной электроники Сибирского отделения РАН, г. Томск

\*Томский политехнический университет

E-mail: vasileva.o.v@mail.ru

Актуальность работы обусловлена необходимостью выбора наиболее оптимального коммутатора с точки зрения наполняемости высокочастотными составляющими.

**Цель работы:** разработка методики сравнения импульсов на выходе генератора наносекундных импульсов для определения наиболее оптимального коммутатора, для зондирования механического состояния обмоток силовых трансформаторов.

**Методы исследования:** для объективного сравнения получаемых импульсов между собой был применен метод быстрого дискретного Фурье-анализа в среде MathCAD. Обоснование метода заключается в том, что дискретное преобразование Фурье позволяет получить необходимые результаты быстро и с достаточной точностью

**Результаты:** выявлено оптимальное количество гармоник, на которое необходимо раскладывать исходный импульс. Выбран критерий, по которому можно судить, какой коммутатор наиболее приемлем для использования в генераторах для зондирования механического состояния обмоток силовых трансформаторов. Предложена методика для анализа и сравнения между собой импульсов на выходе наносекундного генератора.

### Ключевые слова:

Импульсный генератор, коммутатор, газовый разрядник, импульс, трансформатор, дискретное преобразование Фурье, энергия.

Известен метод диагностики состояния обмоток силовых трансформаторов низковольтными импульсами микросекундной длительности, предложенный в 1966 г. [1]. Суть метода основана на сопоставлении импульса-отклика с одной из обмоток трансформатора при подаче зондирующего импульса на одну из других обмоток трансформатора. В случае изменения геометрии обмоток (сдвиг витков относительно друг друга, замыкание между отдельными витками, «выпучивание» витков в радикальном направлении, присоединение витков к корпусу трансформатора и т. п.) импульс отклика меняется, что и позволяет судить о механическом состоянии обмоток. Использование импульсов микросекундной длительности не обеспечивает чувствительности, необходимой для обнаружения мелких дефектов. Увеличить чувствительность данного метода можно, если подавать на обмотку трансформатора зондирующие импульсы с более коротким фронтом, чтобы получить отклик от высокочастотных контуров обмотки [2, 3]. При этом амплитуда импульса должна быть более 200 В, длительность фронта импульса 5...15 нс, длительность импульса на полувысоте 300...500 нс. Промышленностью генераторы с совокупностью таких параметров не выпускаются. Одна из проблем на пути создания таких генераторов – коммутатор. От параметров коммутатора зависит не только длительность фронта формируемого импульса, но и повторяемость формы импульса. Для зондирования обмоток трансформаторов очень важно, чтобы формируемые импульсы повторялись от импульса к импульсу, так как от формы зондирующего импульса зависит форма импульса-отклика.

Генератор был собран по схеме Введенского [4], что позволяет независимо от значения сопротивле-

ния сосредоточенной нагрузки формировать на ней одиночный импульс.

Исследовались коммутаторы: ртутное реле, механический ползунковый переключатель типа БПК-2М.01 и кнопочный переключатель типа DDR3 1066 SO-DIMM 1Gb, геркон газовый типа КЭМ и геркон вакуумный типа МКА-52141-ГрА, разрядники низкого напряжения типа NENSHI-230-07. Электронные ключи сразу же были исключены из этого списка, так как по каталожным данным не удалось найти электронного ключа, который бы обеспечивал фронт менее 50 нс при напряжении коммутации более 150 В [5, 6].

### Методика исследования

Методика сопоставления коммутаторов заключалась в сравнении между собой импульсов, регистрируемых на согласованной нагрузке на выходе созданного кабельного генератора (рис. 1): волновое сопротивление кабеля типа РК-75-3-11 составляло 75 Ом, длина кабеля 135 м, что соответствовало длине импульса на полувысоте 675 нс. Импульс напряжения на согласованной нагрузке на выходе генератора регистрировался осциллографом типа Tektronix-TDS2012 посредством стандартного прилагаемого к осциллографу пробника типа P2220, имеющего полосу пропускания порядка 200 МГц при измерении с коэффициентом ослабления регистрируемого сигнала 1:10.

Типичные импульсы, полученные в результате испытания разных коммутаторов, приведены на рис. 2, где  $U$  – напряжение в относительных единицах,  $t$  – время, нс.

Визуально импульсы отличаются в основном на фронте. Кроме этого, видно некоторое различие и в плоской части импульсов. Это обусловлено свойства-

ми применяемых коммутаторов, т. к. остальные параметры генератора, включая индуктивность присоединения коммутатора, оставались во всех экспериментах одинаковыми. Сопоставление импульсов только по длительности фронта не дает полного представления о «наполнении» импульса гармониками, что важно при зондировании обмоток трансформатора. Во-первых, измерение длительности фронта для сопоставления между собой импульсов может дать существенную погрешность, т. к. зависит от метода измерения и субъективных особенностей измеряющего. Во-вторых, сопоставление импульсов на плоской части, в общем, еще более затруднительно по указанным выше причинам.

Для объективного сравнения получаемых импульсов между собой нами был применен метод быстрого дискретного Фурье-анализа. Обоснова-

ние метода заключается в том, что дискретное преобразование Фурье позволяет получить необходимые результаты быстро и с достаточной точностью, что подтверждает рис. 3.

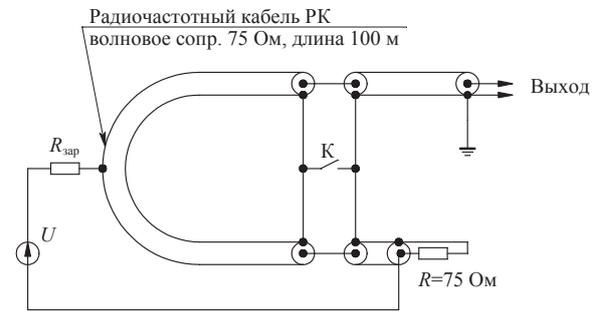


Рис. 1. Электрическая схема генератора: К – исследуемый коммутатор

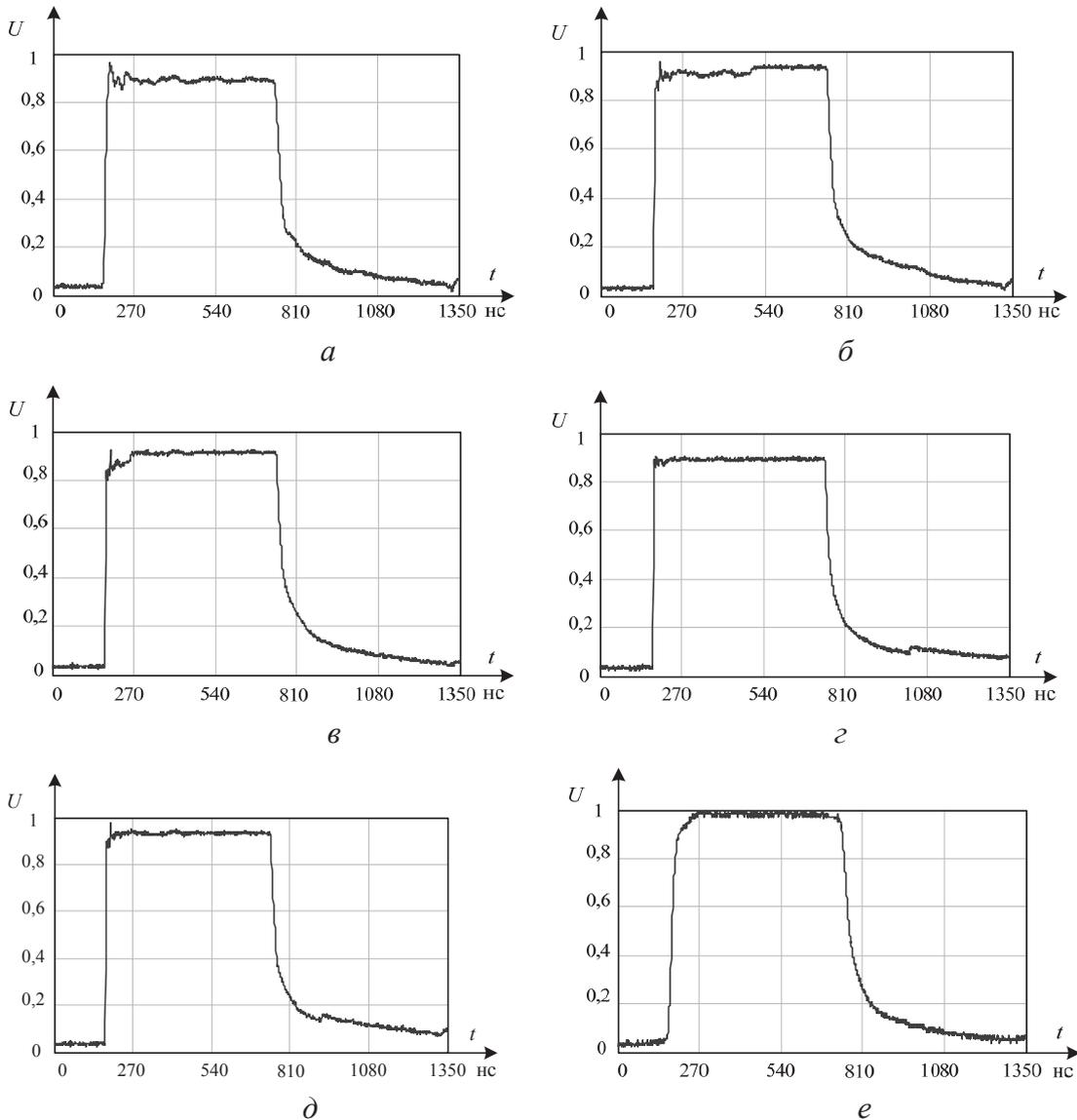
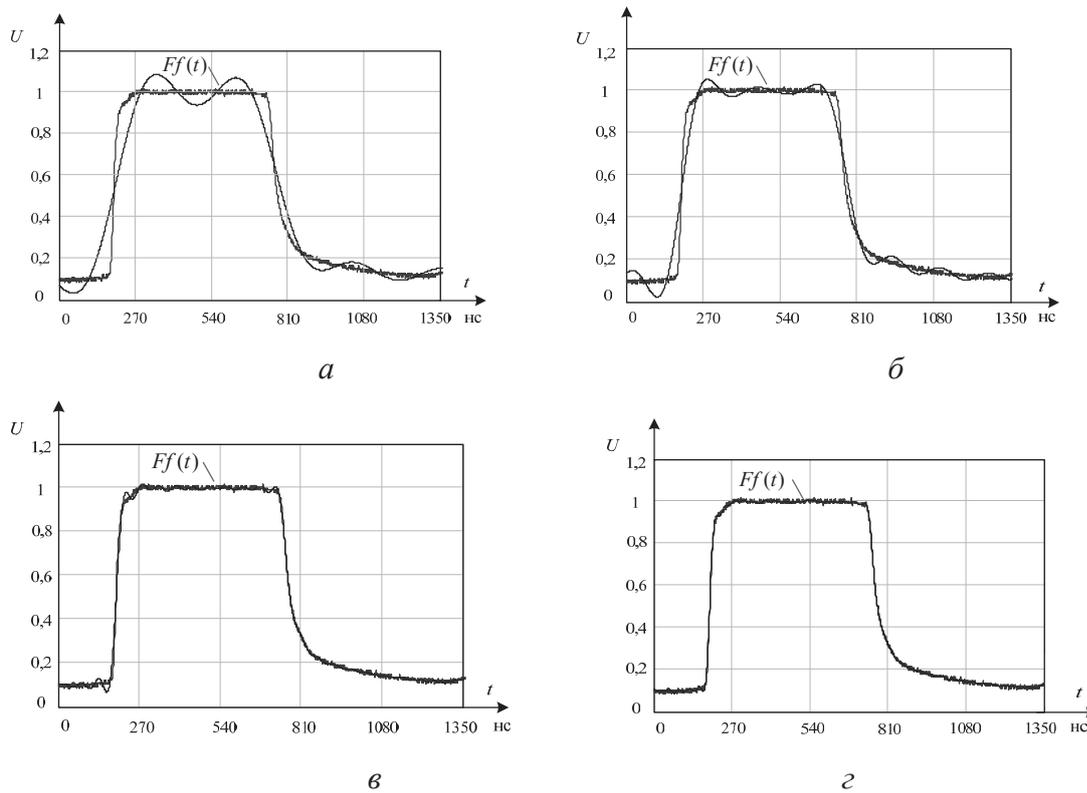


Рис. 2. Импульсы напряжения, зарегистрированные на согласованной нагрузке на выходе генератора: а) ртутное реле; б) механический ползунковый переключатель типа БПК-2М.01; в) кнопочный переключатель типа DDR3 1066 SO-DIMM 1Gb; г) геркон газонный типа КЭМ; д) геркон вакуумный МКА-52141-ГрА; е) газовый разрядник NENSHI 230-07



**Рис. 3.** Сравнение исходного и восстановленного сигналов при разном количестве гармоник с коммутатором типа газовый разрядник NENSHI-230-07 N: а) 5; б) 10; в) 30; г) 50 (N – количество гармоник, использованных при обратном преобразовании Фурье)

С помощью стандартной программы MathCAD импульс раскладывался на составляющие ряда Фурье  $F$ :

$$F = FFT(U), \quad (1)$$

где  $U$  – мгновенное значение напряжения на согласованной нагрузке на выходе генератора.

Длительность периода следования импульсов принималась равной двойной длине формируемого импульса и во всех случаях оставалась постоянной, так как длина периода при разложении в ряд Фурье влияет на спектр частот и фазочастотную характеристику. В нашем случае длительность импульса, измеренная на полувысоте, составляла 675 нс, а длительность периода следования импульсов, соответственно, – 1350 нс. Перед разложением в ряд Фурье, все импульсы нормировались по амплитуде. Амплитуда каждого импульса принималась равной 1 условной единице. Это позволяет сопоставлять между собой амплитудно-частотные характеристики разных коммутаторов независимо от амплитуды формируемого импульса.

При разложении (1) встал вопрос, на какое количество гармоник необходимо разлагать исходный импульс. Мы использовали следующую процедуру. Разложили импульс на 150 гармоник, а потом обратным преобразованием восстанавливали исходный импульс, используя ограниченное количество гармоник. Результаты приведены на рис. 3.

Из приведенных на рис. 3 изображений восстановленных импульсов видно, что минимальное количество гармоник, на которое необходимо складывать исходный импульс, составляет 50. При меньшем количестве гармоник (рис. 3, в) наблюдается заметное несовпадение исходного и восстановленного импульсов.

Эффективность метода продемонстрирована на примере сопоставления амплитудно-частотных и фазочастотных характеристик различных типов используемых коммутаторов (амплитудно-частотная характеристика в относительных единицах приведена на рис. 4, а фазочастотная характеристика – на рис. 5, где  $f$  – частота соответствующей гармоники,  $f=0,74$  МГц – частота основной гармоники).

Амплитудно-частотные характеристики  $A$  для различных типов коммутаторов можно определить как удвоенный модуль дискретной функции Фурье (1) [7, 8]:

$$A_j = |F_j| \cdot 2, \quad (2)$$

где  $j=0-50$  – порядковый номер гармоники,  $A_0=A_0/2$  – амплитуда постоянной составляющей.

Для остальных типов исследованных коммутаторов визуально амплитудно-частотные характеристики мало отличались друг от друга.

Фазочастотные характеристики  $\varphi$  для различных типов коммутаторов можно определить, ис-

пользуя функцию аргумента  $\arg$  от дискретной функции Фурье (1):

$$\varphi_j = \frac{\arg(F_j)}{\text{deg}}, \quad (3)$$

где  $\text{deg}$  – функция, позволяющая фазочастотные характеристики получать в градусах, а не в радианах.

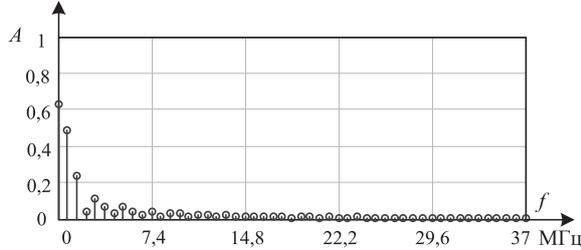


Рис. 4. Амплитудно-частотный спектр  $A$  коммутатора типа геркон вакуумный МКА-52141-Гра

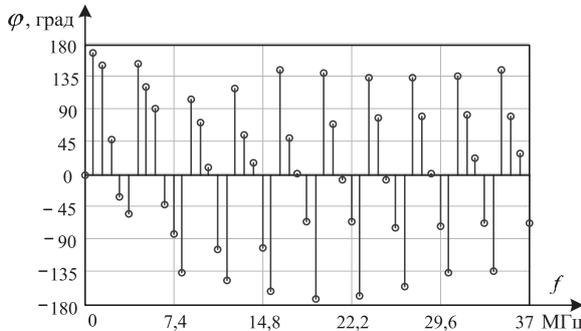


Рис. 5. Фазочастотный спектр  $\varphi$  коммутатора типа ртутное реле геркон вакуумный МКА-52141-Гра

Для остальных типов коммутаторов фазочастотные характеристики также визуально не отличаются друг от друга.

Поэтому нами предложено сравнивать между собой спектры фаз и спектры амплитуд импульсов в виде относительного отклонения спектров фаз (4) и спектров амплитуд (5), а так же спектры амплитуд сравнивать в виде спектральной плотности мощности, т. е. относительного отклонения вкладов энергий каждой гармоники импульсов в общую энергию спектра (6), как представлено на рис. 6.

Относительное отклонение спектров фаз импульсов  $\Delta\varphi_j$  в относительных единицах (о.е.):

$$\Delta\varphi_j = \frac{\varphi_j - \varphi_{1j}}{\varphi_j}, \quad (4)$$

где  $\varphi_j$  и  $\varphi_{1j}$  – спектры фаз коммутаторов двух типов соответственно (3).

Относительное отклонение спектров амплитуд импульсов  $\Delta A_j$  в относительных единицах (о. е.):

$$\Delta A_j = \frac{A_j}{A_{1j}}, \quad (5)$$

где  $A_j$  и  $A_{1j}$  – спектры амплитуд коммутаторов двух типов соответственно (2).

Относительное отклонение вкладов энергий каждой гармоники импульсов в общую энергию спектра  $\Delta W$  в относительных единицах (о.е.):

$$\Delta W = \frac{W}{W_1}, \quad (6)$$

где  $W = \frac{(|F_j| \cdot 2)^2}{\sum_{j=1}^{n-1} (|F_j| \cdot 2)^2 + \frac{(|F_0| \cdot 2)^2}{2}} \cdot 100$  – вклад каждой

гармоники в общую энергию спектра коммутаторов различного типа;  $(|F_j| \cdot 2)^2$  – энергия отдельной гармоники;  $F_0 = \frac{F_0}{2}$  – коэффициенты ряда Фурье по-

стоянной составляющей;  $\frac{(|F_0| \cdot 2)^2}{2}$  – энергия постоян-

ной составляющей;  $\sum_{j=1}^{n-1} (|F_j| \cdot 2)^2 + \frac{(|F_0| \cdot 2)^2}{2}$  – общая

энергия спектра;  $W_1 = \frac{(|F_{1j}| \cdot 2)^2}{\sum_{j=1}^{n-1} (|F_{1j}| \cdot 2)^2 + \frac{(|F_{10}| \cdot 2)^2}{2}} \cdot 100$  –

вклад каждой гармоники в общую энергию спектра коммутатора типа газовый разрядник;  $j=0-50$  – порядковый номер гармоники;  $n=2^{10}=1024$  – количество точек. Особенность дискретного преобразования Фурье заключается в том, что количество точек должно быть кратным двум.

### Критерии выбора

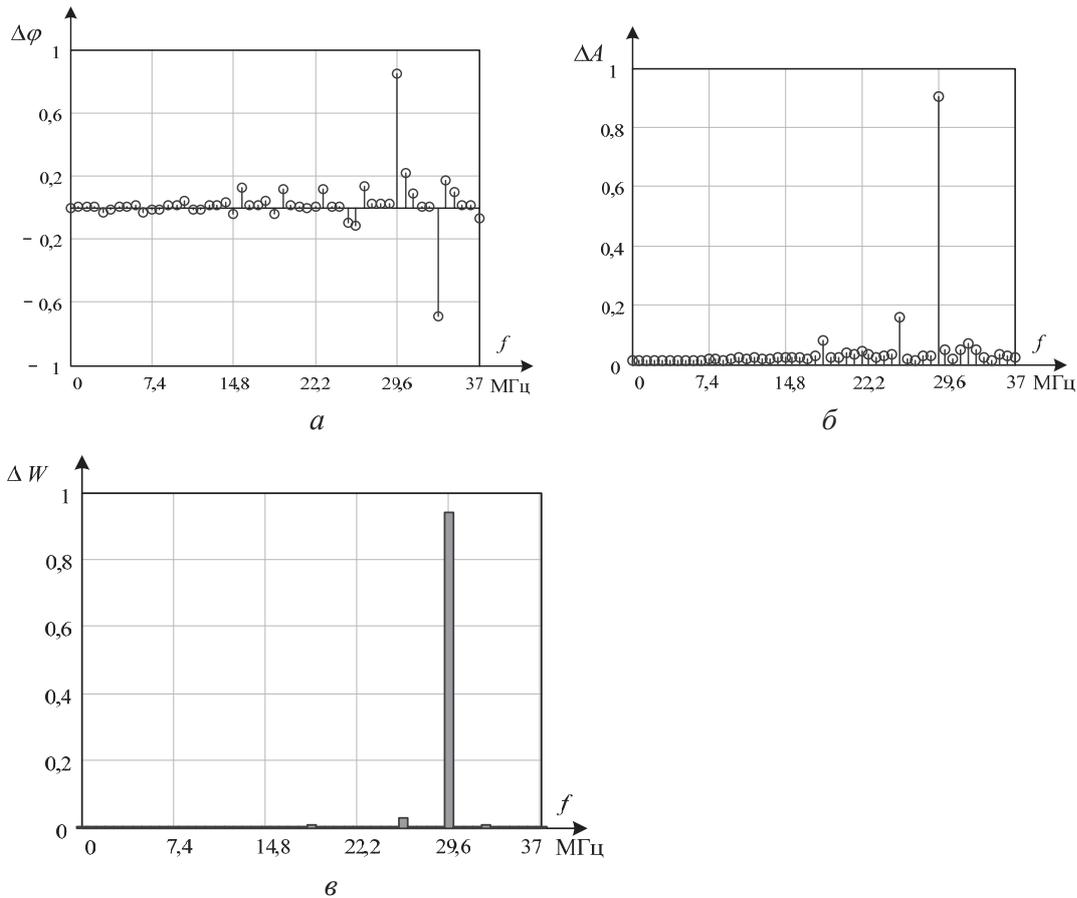
Основным критерием, по которому можно судить, какой коммутатор наиболее приемлем для использования в генераторах для зондирования механического состояния обмоток силовых трансформаторов, является степень наполняемости высокочастотными составляющими.

На рис. 6 приведены результаты сравнения двух типов коммутаторов: ртутное реле и газовый разрядник.

Таблица. Сопоставление исследованных коммутаторов по наполняемости высокочастотными гармониками

Тип коммутатора	Условное место по наполняемости высокочастотными гармониками по сравнению с разрядником NENSHI 230-07
Геркон вакуумный МКА-52141-Гра	1
Геркон газовый типа КЭМ	2
Ртутное реле	3
Механический ползунковый переключатель типа БПК-2М.01	4
Кнопочный переключатель типа DDR3 1066 SO-DIMM 1Gb	5
Разрядник NENSHI 230-07	6

Аналогичные сравнения различных коммутаторов по данной методике были сделаны для всех



**Рис. 6.** Результаты сравнения относительного отклонения коммутаторов типа ртутное реле и газовой разрядник: а) спектров фаз  $\Delta\varphi$ ; б) спектров амплитуд  $\Delta A$ ; в) вкладов энергии каждой гармоники импульсов в общую энергию спектра  $\Delta W$

приведенных выше коммутаторов (4–6). Оказалось, что лучшей наполняемостью высокочастотными составляющими обладает импульс, формируемый вакуумным герконом типа МКА-52141-ГрА. Остальные коммутаторы можно проранжировать по наполняемости высокочастотными гармониками. Результаты приведены в таблице.

#### Выводы

Предложена методика для анализа и сравнения между собой импульсов на выходе наносекундного

генератора. Сравнение по предложенной методике выходных импульсов, получаемых использованием различных коммутаторов (ртутное реле, механический ползунковый переключатель типа БПК-2М.01 и кнопочный переключатель типа DDR3 1066 SO-DIMM 1Gb, геркон газовой КЭМ и геркон вакуумный типа МКА-52141-ГрА, разрядники низкого напряжения типа NENSHI-230-07), позволяет выбрать наиболее оптимальный с точки зрения наполняемости высокочастотными составляющими.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Lech W., Tyminski L. Detecting transformer winding damage by the Low Voltage Impulse method // *Electrical Review (ERA Translation)*. – 1966. – V. 179. – № 21. – P. 19–23
2. Lavrinovich V.A., Lavrinovich A.V., Mytnikov A.V. Development of advanced control state technology of transformer and electric motor windings based on pulsed method // *International Journal on Technical and Physical Problems of Engineering*. – 2012. – Iss. 13. – V. 4. – № 4. – P. 149–153.
3. Лавринович В.А., Пичугина М.Т., Рамазанова А.Р. Применение наносекундных низковольтных импульсов для диагностики состояния обмоток силовых трансформаторов // *Научные проблемы транспорта Сибири и Дальнего Востока*. – 2011. – № 2. – С. 292–294.
4. Введенский Ю.В. Тиратронный генератор наносекундных импульсов с универсальным выходом // *Известия вузов СССР. Радиотехника*. – 1959. – № 2. – С. 249–251.
5. Галкин В.И., Булычев А.Л., Лямин П.М. Полупроводниковые приборы. Транзисторы широкого применения: справочник. – Минск: Беларусь, 1995. – 383 с.
6. Гитцевич А.Б. и др. Полупроводниковые приборы. Диоды выпрямительные, стабилитроны, тиристоры: справочник / под ред. А.В. Голомедова. – М.: КУБК-а, 1996. – 528 с.
7. Демидович Б.П., Марон И.А. Основы вычислительной математики. – М.: Наука, 1970. – 664 с.
8. Бахвалов Н.С., Жидков Н.П., Кобельков Г.М. Численные методы. – М.: Наука, 1987. – 600 с.

Поступила 27.05.2013 г.

## THE TECHNIQUE FOR SELECTING A SWITCH FOR LOW-VOLTAGE NANOSECOND PULSES GENERATOR

A.V. Lavrinovich, O.V. Vasilyeva\*

Institute of High Current Electronics, Siberian branch of the Russian Academy of Sciences, Tomsk  
Tomsk Polytechnic University

*The urgency of the discussed issue is caused by the necessity of selecting the most optimal switch from the point of view of the fullness of the high-frequency components.*

**The main aim of the study:** to develop the technique for comparing pulses at the output of nanosecond pulses generator to determine the most appropriate switch for sensing the mechanical condition of windings of power transformers.

**The methods used in the study:** for objective comparison of the obtained pulses the authors applied the method of fast discrete Fourier analysis in MathCAD. Method validation consists in the fact that the discrete Fourier transform allows obtaining the necessary results quickly and accurately.

**The results:** the authors found the optimum number of harmonics for initial pulse to be laid out. The authors selected the criterion by which one can judge what switch is the most appropriate to be used in generators for sensing the mechanical condition of power transformer windings. The paper introduces the technique for analyzing and comparing nanosecond pulses at the generator output.

### Key words:

Pulse generator, switchboard, gas discharge switch, impulse, transformer, Fourier's discrete transformation, energy.

### REFERENCES

1. Lech W., Tyminski L. Detecting transformer winding damage by the Low Voltage Impulse method. *Electrical Review (ERA Translation)*, 1966. 179, 21, pp. 19–23.
2. Lavrinovich V.A., Lavrinovich A.V., Mytnikov A.V. Development of advanced control state technology of transformer and electric motor windings based on pulsed method. *International Journal on Technical and Physical Problems of Engineering*, 2012. 13, 4, pp. 149–153.
3. Lavrinovich V.A., Pichugina M.T., Ramazanova A.R. *Nauchnye problem transporta Sibiri i Dalnego Vostoka*, 2011. 2, pp. 292–294.
4. Vvedenskiy Yu.V. *Izvestiya vuzov SSSR. Radiotekhnika*, 1959. 2, pp. 249–251.
5. Galkin V.I., Bulychev A.L., Lyamin P.M. *Poluprovodnikovye pribory. Tranzistory shirokogo primeneniya* (Semiconductor devices. Transistors wide application). Minsk, Belarus Publ., 1995. 383 p.
6. Gittsevich A.B. *Poluprovodnikovye pribory. Diody vypryamitelnye, stabiliziruyemye, tiristory* (Semiconductor devices. Rectifier diodes, Zener diodes, thyristors). Moscow, KUBK-a Publ., 1996. 528 p.
7. Demidovich B.P., Maron I.A. *Osnovy vychislitelnoy matematiki* (Foundations of computational mathematics). Moscow, Nauka Publ., 1970. 664 p.
8. Bakhvalov N.S., Zhidkov N.P., Kobelkov G.M. *Chislennyye metody* (Numerical methods). Moscow, Nauka Publ., 1987. 600 p.

УДК 621.317.7

## АНАЛИЗ ПРОЦЕССОВ ЭНЕРГОПРЕОБРАЗОВАНИЯ В ОДНОКАТУШЕЧНОЙ СИНХРОННОЙ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ МАШИНЕ С ДВУХСТОРОННИМ ВЫБЕГОМ БОЙКА

Л.А. Нейман

Новосибирский государственный технический университет

E-mail: neyman31@gmail.com

Актуальность работы обусловлена необходимостью создания машин ударного действия с повышенной энергией единичного удара при одновременном снижении влияния работы электропривода на питающую сеть.

**Цель работы:** анализ процессов энергопреобразования в однокатушечной синхронной электромагнитной машине с двухсторонним свободным выбегом бойка, работающей в циклическом режиме и характеризующейся высокими удельными показателями и пониженной частотой ударов.

**Методы исследования:** На основе баланса энергии электромеханической системы синхронной однокатушечной электромагнитной машины ударного действия с двухсторонним свободным выбегом бойка рассматривается процесс энергопреобразования за полный рабочий цикл.

**Результаты:** Реализация рабочих циклов со свободным выбегом бойка обеспечивает снижение амплитуды тока за счет разгона ударной массы электромагнитными силами при обратном и рабочем ходе за два импульса напряжения, что уменьшает влияние работы электропривода на питающую сеть. Возможность в достижении высоких удельных показателей и КПД передачи энергии ударом рабочих циклов со свободным выбегом бойка следует из совершенства самих циклов, обеспечивающих эффективное преобразование электрической энергии в полезную механическую работу, которое заключается в полном или частичном устранении электромагнитного торможения бойка при синхронизации частоты его механических колебаний с частотой питающей сети.

### Ключевые слова:

Синхронная электромагнитная машина, электропривод, рабочий цикл машины, баланс энергии электромеханической системы, энергия удара, двухсторонний выбег бойка.

Разработка новых виброударных технологий вызывает необходимость создания машин ударного действия с повышенной энергией единичного удара. Как обладающие высокими энергетическими показателями широкое практическое применение получили синхронные электромагнитные машины ударного действия, для которых частота механических колебаний бойка равна или кратна частоте питающей сети [1–10].

Физика процесса преобразования электрической энергии в механическую работу в данных машинах определяется в равной мере совокупностью элементов магнитной и механической системы ударного узла и реализацией способа управления возвратно-поступательным перемещением ударной массы (бойка) [11–13].

Полезная работа, совершаемая синхронной электромагнитной машиной, имеет импульсный характер, и увеличение энергии удара при получении питания от источника напряжения промышленной частоты ограничивается значениями допустимой импульсной мощности самого источника [14–17].

Одним из перспективных направлений создания электромагнитных машин с повышенной энергией удара является использование рабочих циклов, позволяющих снизить амплитуду тока и уменьшить влияние работы электропривода на питающую сеть [18, 19].

Особый интерес представляет рабочий цикл с двухсторонним свободным выбегом бойка. Одним из достоинств данного цикла является возможность в достижении высоких удельных показателей и КПД передачи энергии ударом.

Несмотря на то, что данный рабочий цикл достаточно исследован и анализ возможных режимов энергопреобразования на основе закона сохранения энергии подробно изложен в [1], вопросу анализа процесса преобразования электрической энергии в механическую за полный рабочий цикл не уделено должного внимания.

Целью настоящей работы является анализ процессов энергопреобразования в однокатушечной синхронной электромагнитной машине с двухсторонним свободным выбегом бойка, работающей в циклическом режиме и характеризующейся высокими удельными показателями и пониженной частотой ударов.

Один из вариантов исполнения ударного узла однокатушечной синхронной электромагнитной машины ударного действия с двухсторонним выбегом бойка приведен на рис. 1 [3].

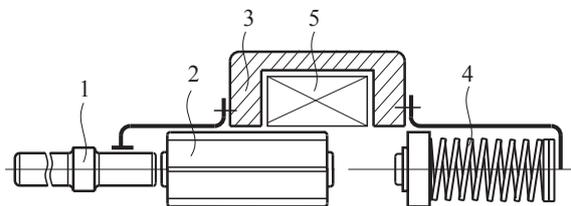


Рис. 1. Вариант однокатушечной синхронной электромагнитной машины с двухсторонним выбегом бойка

Ударный узел, объединяющий в себе элементы магнитной и механической системы, содержит рабочий инструмент – 1, боек – 2, магнитопровод – 3, реверсирующее устройство – 4, выполненное в ви-

де пружинного буфера, и намагничивающую катушку – 5.

Синхронизация возвратно-поступательного движения бойка – 2 с напряжением источника, подаваемым на катушку – 5, осуществляется при свободном выбеге бойка – 2.

Для реализации рабочего цикла со свободным выбегом бойка используется одна катушка, обеспечивающая разгон ударной массы (бойка) электромагнитными силами в двух направлениях.

Рабочий цикл ударного узла приведен на рис. 2 в виде диаграммы перемещения  $x$  бойка, напряжения  $u$  и тока  $i$  катушки, получаемой питание от переменного однофазного тока по схеме однополупериодного выпрямления.

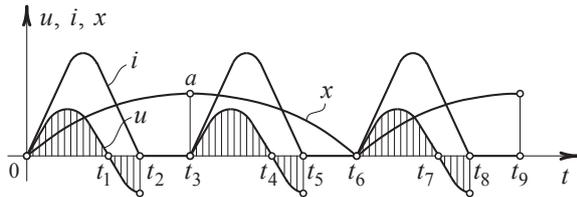


Рис. 2. Рабочий цикл однокатушечной синхронной электромагнитной машины

За один период напряжения в катушку поступает только одна полуволна тока. Полный рабочий цикл ударного узла осуществляется за время двух периодов напряжения питающего источника, что при частоте  $f=50$  Гц обеспечивает синхронную частоту ударов бойка  $n_{уд}$  и длительность времени рабочего цикла  $t_{ц}$ :

$$n_{уд} = \frac{60f}{2p} = 1500 \text{ уд/мин}; t_{ц} = \frac{2p}{f} = 0,04 \text{ с},$$

где  $2p=2$  – число периодов напряжения в течение времени рабочего цикла.

Свободный выбег бойка в сторону пружинного буфера выполняется в период бестоковой паузы  $t_2-t_3$ , в течение которой боек, двигаясь по инерции, сжимает буферную пружину. В период второй бестоковой паузы  $t_5-t_6$  свободный выбег бойка осуществляется в сторону рабочего инструмента и в момент времени  $t_6$  наносит по нему удар.

Далее цикл повторяется. Таким образом, одна и та же катушка используется дважды за цикл для совершения рабочего и обратного хода.

В конкретном случае рассматривается наиболее сложный процесс энергопреобразования в электромагнитной машине, когда происходит обмен между электрической, магнитной и механической энергией.

В соответствии с цикличностью повторяющихся процессов последовательно рассмотрим структуру преобразования электрической энергии в механическую работу.

Для упрощения анализа силами сопротивления движения бойка пренебрегаем. Также полагаем, что к началу рассматриваемого интервала времени  $0-t_1$  ударный узел обладает определенным началь-

ным запасом кинетической энергии, приобретенной при отскоке бойка от рабочего инструмента в предыдущем цикле. Первый этап рабочего цикла связан с обеспечением обратного хода бойка и его перемещением в сторону буферной пружины. Он начинается с момента  $t=0$  подачи импульса напряжения на катушку (рис. 2).

Электрическая энергия, поступающая из сети, расходуется на изменение кинетической энергии бойка, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки. Уравнение энергетического баланса

$$\int_0^{t_1} (ui - i^2R)dt + \frac{mv_0^2}{2} = \int_0^{v_1} mv dv + \Delta w_m(x, t),$$

где  $ui$  – мощность источника;  $i^2R$  – мощность тепловых потерь;  $v_0$  – начальная скорость бойка при отскоке от рабочего инструмента;  $v_1$  – скорость бойка в момент времени  $t_1$ ;  $m$  – масса бойка;  $\Delta w_m(x, t)$  – приращение энергии магнитного поля катушки.

В уравнении энергобаланса работа электромагнитных сил преобразуется в кинетическую энергию при ускорении бойка и составляет величину

$$\int_0^{t_1} f_{эм} v dt = \int_0^{v_1} mv dv - \frac{mv_0^2}{2},$$

где  $f_{эм}$  – электромагнитная сила катушки;  $\int_0^{t_1} f_{эм} v dt$  – работа электромагнитных сил, затраченная на ускорение ударной массы.

Если кинетической энергией при отскоке бойка от рабочего инструмента можно пренебречь или она равна нулю ( $v_0 \approx 0$ ), то кинетическая энергия бойка на момент времени  $t_1$  будет определяться только работой электромагнитных сил, т. е.

$$\int_0^{t_1} f_{эм} v dt = \frac{mv_1^2}{2}.$$

На интервале времени  $t_1-t_2$  (рис. 2) электрическая энергия из сети не потребляется. Механическая работа совершается только за счет энергии магнитного поля катушки, которая частично расходуется на увеличение кинетической энергии бойка и частично в виде электрической энергии может рекуперироваться обратно в сеть, компенсируя тепловые потери в катушке. Уравнение энергетического баланса может быть представлено в виде

$$\Delta w_m(x, t) = \int_{t_1}^{t_2} f_{эм} v dt + \int_{t_1}^{t_2} i^2R dt + \Delta w_{эл}(x, t),$$

где  $\Delta w_{эл}(x, t)$  – электрическая энергия, рекуперирuемая в сеть;  $\int_{t_1}^{t_2} f_{эм} v dt = \int_{v_1}^{v_2} mv dv$  – работа электро-

магнитных сил, преобразуемая в кинетическую энергию при ускорении бойка.

В период бестоковой паузы  $t_2-t_3$  (рис. 2) осуществляется свободный выбег бойка в сторону пружинного буфера при обесточенной катушке. За счет ранее запасенной кинетической энергии боек движется по инерции и сжимает пружину. При этом кинетическая энергия бойка переходит в потенциальную энергию при сжатии пружины

$$\int_0^{v_1} mv dv + \int_{v_1}^{v_2} mv dv = \int_{x_2}^{x_3} kx dx,$$

где  $k$  – коэффициент жесткости пружины;  $kx$  – усилие сжатия пружины.

В точке  $a$  на кривой хода (рис. 2), соответствующей моменту времени  $t_3$ , выполняется реверс бойка и смена знака скорости движения на противоположную.

Следующая часть рабочего цикла электромагнитной машины на интервале времени  $t_3-t_6$  будет характеризоваться ускоренным движением бойка в сторону рабочего инструмента.

На интервале времени  $t_3-t_4$  (рис. 2) движение бойка осуществляется под действием сил буферной пружины, обладающей запасом потенциальной энергии, и электрической энергии, поступающей из сети, которая расходуется на изменение кинетической энергии при ускорении бойка, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки. Согласно режиму уравнение баланса энергий на данном интервале

$$\int_{t_3}^{t_4} (ui - i^2 R) dt + \int_{x_3}^{x_2} kx dx = \int_{v_3}^{v_4} mv dv + \Delta w_m(x, t),$$

где  $v_3=0$  – начальная скорость бойка при реверсе.

На следующем интервале времени  $t_4-t_5$  (рис. 2), так как электрическая энергия из сети не поступает, механическая работа совершается только за счет накопленной энергии магнитного поля катушки, которая частично расходуется на увеличение кинетической энергии движущегося в сторону рабочего инструмента бойка, и частично рекуперирована в виде электрической энергии обратно в сеть с компенсацией тепловых потерь в катушке

$$\Delta w_m(x, t) = \int_{t_4}^{t_5} f_{эм} v dt + \int_{t_4}^{t_5} i^2 R dt + \Delta w_{эл}(x, t).$$

В период бестоковой паузы  $t_5-t_6$  (рис. 2) осуществляется свободный выбег бойка и в момент времени  $t_6$ , боек, двигаясь по инерции, наносит удар по рабочему инструменту. Далее цикл повторяется.

Таким образом, одна катушка используется дважды за полный рабочий цикл, и боек приобретает необходимую кинетическую энергию за счет подачи двух импульсов напряжения питающего источника.

Кинетическая энергия бойка за полный рабочий цикл будет определяться запасом потенциальной энергии буферной пружины и работой электромагнитных сил по увеличению кинетической энергии бойка при его перемещении в сторону ин-

струмента, что будет соответствовать балансу энергий

$$\int_{x_3}^{x_2} kx dx + \int_{v_3}^{v_4} mv dv + \int_{v_4}^{v_5} mv dv = \frac{mv_5^2}{2},$$

где  $v_5$  – предупредительная скорость бойка;  $\frac{mv_5^2}{2}$  – кинетическая энергия бойка по завершению рабочего цикла.

В момент удара по рабочему инструменту передается только часть кинетической энергии в виде силового импульса, другая часть в виде кинетической энергии при отскоке бойка от рабочего инструмента используется в следующем рабочем цикле.

Эффективность передачи энергии ударом в этом случае может быть определена как

$$A_{уд} = (1 - k_{от}) \frac{mv_5^2}{2},$$

где  $k_{от} = \frac{v_0^2}{v_5^2}$  – коэффициент отскока бойка от рабочего инструмента.

Процесс энергопреобразования рассмотрен для случая полной синхронизированной работы электрической, магнитной и механической подсистем ударного узла электромагнитной машины. Согласованность в работе указанных подсистем определяется тем, что при выходе бойка из положения магнитного равновесия относительно полюсной системы катушки ток должен быть равен нулю.

На диаграмме (рис. 2) это момент времени  $t_2$  при обратном ходе и момент времени  $t_5$  при рабочем ходе. В противном случае возникает электромагнитное торможение бойка, приводящее к снижению коэффициента полезного действия устройства.

Так как питание электромагнитная машина получает от источника напряжения промышленной частоты по однополупериодной схеме выпрямления, то избежать процесса электромагнитного торможения бойка на интервалах времени рабочего цикла  $t_1-t_2$  и  $t_4-t_5$  только за счет подстройки механической подсистемы ударного узла оказывается не всегда возможным. Прежде всего, это связано с непостоянством начального запаса кинетической энергии бойка при отскоке его от инструмента, которая может меняться от цикла к циклу и зависеть от твердости поверхности обрабатываемого материала.

Одним из наиболее простых вариантов устранения электромагнитного торможения бойка в зависимости от начального запаса кинетической энергии, обеспечивающего только частичное повышение КПД энергопреобразования в рабочем цикле, может являться искусственное сокращение времени протекания тока в катушке, а обусловленное данным сокращением уменьшение энергии удара может быть скомпенсировано за счет увеличения амплитуды тока.

Вторым наиболее затратным вариантом увеличения КПД является использование рабочего цикла с регулируемыми параметрами, в котором согласование электрической и механической подсистем осуществляется за счет изменения длительности тока процесса управления, который осуществляется датчиками положения или скорости движения бойка.

Альтернативным вариантом, уменьшающим зависимость КПД энергопреобразования от начальной скорости бойка при отскоке от инструмента и одновременно решающим проблему снижения амплитуды тока и влияния работы устройства на питающую сеть, может являться разработанный на основе рассматриваемого рабочего цикла новый рабочий цикл со свободным выбегом бойка и реализованный на его основе способ управления двухкатушечной синхронной электромагнитной машиной ударного действия [20].

Результаты анализа процесса энергопреобразования за полный рабочий цикл показывают, что использование пружинного буферного устройства в качестве промежуточного звена для преобразования кинетической энергии ударной массы в потенциальную энергию при обратном ходе с последую-

щим преобразованием в кинетическую энергию при рабочем ходе позволяет получать ударную мощность, превосходящую мощность источника питания, и тем самым позволяет снизить амплитуду тока и влияние работы электропривода на питающую сеть.

#### Выводы

1. Реализация рабочих циклов со свободным выбегом бойка обеспечивает снижение амплитуды тока за счет разгона ударной массы электромагнитными силами при обратном и рабочем ходе за два импульса напряжения, что уменьшает влияние работы электропривода на питающую сеть.
2. Возможность достижения высоких удельных показателей и КПД передачи энергии ударом рабочих циклов со свободным выбегом бойка следует из совершенства самих циклов, обеспечивающих эффективное преобразование электрической энергии в полезную механическую работу, которое заключается в полном или частичном устранении электромагнитного торможения бойка при синхронизации частоты его механических колебаний с частотой питающей сети.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ряшенцев Н.П., Тимошенко Е.М., Фролов А.В. Теория, расчет и конструирование электромагнитных машин ударного действия. – Новосибирск: Наука, Сиб. отд-ние, 1970. – 260 с.
2. Угаров Г.Г., Нейман В.Ю. Тенденция развития и применения ручных ударных машин с электромеханическим преобразованием энергии // Известия вузов. Электромеханика. – 2002. – № 2. – С. 37–43.
3. Нейман В.Ю., Нейман Л.А., Скотников А.А. Структурный анализ синхронных электромагнитных машин ударного действия // Автоматизированные электромеханические системы: сб. науч. тр. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2011. – С. 106–121.
4. Нейман В.Ю. Интегрированные линейные электромагнитные двигатели для импульсных технологий // Электротехника. – 2003. – № 9. – С. 25–30.
5. Neyman V.Yu., Smirnova G.N. New principles and increase of energy efficiency of electromagnetic machines // IFOST 2006: Proceedings of the 1<sup>st</sup> International Forum on Strategic Technology. – Ulsan, Korea, Oct, 18–20, 2006. – P. 314–315.
6. Neyman V.Yu., Neyman L.A., Petrova A.A. Comparison of geometrically similar electromagnet systems by means of the constancy condition of heat criterion // Russian Electrical Engineering. – 2011. – V. 82. – Iss. 12. – P. 651–652.
7. Neyman V.Yu., Neyman L.A., Petrova A.A., Skotnikov A.A., Rogova O.V. On the question of taking into account the main dimensions when selecting type of electromagnet according to value of constructive factor // Russian Electrical Engineering. – 2011. – V. 82. – Iss. 6. – P. 328–331.
8. Мошкин В.И., Нейман В.Ю., Угаров Г.Г. Линейные импульсные электромагнитные двигатели. – Курган: Изд-во КГУ, 2010. – 250 с.
9. Кадышев А.И., Симонов Б.Ф., Нейман В.Ю. К вопросу расчета статических параметров электромагнитных машин ударного действия с большим воздушным зазором и распределенной н.с. // Автоматизированные электромеханические системы: сб. науч. тр. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2010. – С. 20–26.
10. Нейман В.Ю., Нейман Л.А., Скотников А.А. Тенденции в развитии конструкций синхронных двухкатушечных электромагнитных машин для импульсных технологий // Актуальные проблемы энергетики АПК: Матер. II Междунар. научно-практ. конф. – Саратов: Изд-во СГАУ, 2011. – С. 271–277.
11. Ряшенцев Н.П., Угаров Г.Г., Львицын А.В. Электромагнитные прессы. – Новосибирск: Наука, Сиб. отд-ние, 1989. – 216 с.
12. Нейман В.Ю. Анализ процессов энергопреобразования линейных электромагнитных машин с аккумулярованием магнитной энергии в динамических процессах // Электротехника. – 2003. – № 2. – С. 30–36.
13. Линейный электромагнитный двигатель: патент РФ № 2405237; заявл. 27.05.09; опубл. 27.11.10, Бюл. № 33. – 1 с.
14. Malinin L.I., Neyman V. Yu. Calculation of energy conversion and electromagnetic forces in electromechanical systems // IFOST 2006: Proceedings of the 1<sup>st</sup> International Forum on Strategic Technology. – Ulsan, Korea, Oct. 18–20, 2006. – P. 320–321.
15. Малинин Л.И., Нейман В.Ю. Энергетические показатели электромагнитного двигателя постоянного тока // Энергетика, экология, энергосбережение, транспорт: Труды II Междунар. научно-техн. конф. – Тобольск, 2004. – Ч. 1. – С. 353–360.
16. Малинин Л.И., Нейман В.Ю. Предельные силовые характеристики электромагнитных двигателей постоянного тока // Электротехника. – 2009. – № 12. – С. 61–66.
17. Malinin L.I., Neyman V. Yu. Limiting power characteristics of direct-current electromagnetic motors // Russian Electrical Engineering. – 2009. – V. 80. – Iss. 12. – P. 701–706.
18. Нейман В.Ю. К вопросу о рационализации рабочих процессов и выбора конструктивных схем электромагнитных ударных машин // Автоматизированные электромеханические системы: Коллективная монография / под ред. В.Н. Аносова. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2004. – С. 155–170.
19. Нейман В.Ю., Евреинов Д.М., Нейман Л.А., Скотников А.А., Смирнова Ю.Б. Способы повышения энергетических показателей однообмоточных импульсных устройств с электромагнитным возбуждением // Транспорт: Наука, техника, управление: Научный информационный сборник. – М.: Изд-во ВИНТИ, 2010. – № 8. – С. 29–31.
20. Способ управления двухкатушечным электромагнитным двигателем возвратно-поступательного движения: патент № 2486656 Рос. Федерация; заявл. 20.02.12; опубл. 27.06.13, Бюл. № 18. – 6 с.

Поступила 06.06.2013 г.

## ANALYSIS OF ENERGY CONVERSION IN A SINGLE-WINDING SYNCHRONOUS ELECTROMAGNETIC MACHINE WITH TWO-SIDE HEAD RUNNING-OUT

L.A. Neyman

Novosibirsk State Technical University

The relevance of the paper is caused by the necessity of developing impact machines with the increased energy of a unit impact at simultaneous decrease of the electric drive operation influence on a power grid.

**The purpose** is to analyze energy conversion processes in a single-winding synchronous electromagnetic machine with head two-side free running-out. The machine operates in a cyclic mode and has high specific parameters and reduced impact frequency.

**Research methods:** The conversion process for the total operating cycle analysis is based on the energy balance of the electromechanical system of the synchronous single-winding impact electromagnetic machine with head two-side free running-out.

**Results:** the head free running-out operating cycles provide current amplitude decrease by impact mass acceleration with electromagnetic forces at the direct and reverse travel during two voltage pulses. Therefore, the electric drive effect on the power grid is reduced. High specific parameters and energy transmission efficiency during the operating cycles with head free running-out is provided by the effective electric energy transformation to useful mechanical work when the head electromagnetic braking is partially or completely eliminated at mechanical oscillations frequency synchronized with power frequency.

### Key words:

Synchronous electromagnetic machine, electric drive, machine operating cycle, electromechanical system energy balance, impact energy, head two-side running-out.

### REFERENCES

- Ryashentsev N.P., Timoshenko E.M., Frolov A.V. *Teoriya, raschet i konstruirovaniye elektromagnitnykh mashin udarnogo deystviya* (Theory, calculation and design of electromagnetic impact machines). Novosibirsk, Nauka, 1970. 260 p.
- Ugarov G.G., Neyman V.Yu. *Izvestiya vuzov. Elektromekhanika*, 2002. 2, pp. 37–43.
- Neyman V.Yu., Neyman L.A., Skotnikov A.A. Strukturny analiz sinkhronnykh elektromagnitnykh mashin udarnogo deystviya (Structural analysis of synchronous electromagnetic impact machines). *Avtomatizirovannyye elektromekhanicheskiye sistemy. Sbornik nauchnykh trudov* (Proc. Automated electromechanical systems). Novosibirsk, NGTU Publ., 2011. pp. 106–121.
- Neyman V.Yu. *Elektrotehnika*, 2003. 9, pp. 25–30.
- Neyman V.Yu., Smirnova G.N. New principles and increase of energy efficiency of electromagnetic machines. *IHOST 2006: Proceedings of the 1<sup>st</sup> International Forum on Strategic Technology*. Ulsan, Korea, Oct, 18–20, 2006. pp. 314–315.
- Neyman V.Yu., Neyman L.A., Petrova A.A. Comparison of geometrically similar electromagnet systems by means of the constancy condition of heat criterion. *Russian Electrical Engineering*, 2011. 82, 12, pp. 651–652.
- Neyman V.Yu., Neyman L.A., Petrova A.A., Skotnikov A.A., Rogova O.V. On the question of taking into account the main dimensions when selecting type of electromagnet according to value of constructive factor. *Russian Electrical Engineering*, 2011. 82, 6, pp. 328–331.
- Neyman V.Yu., Moshkin V.I., Ugarov G.G. *Lineynyye impulsnyye elektromagnitnyye dvigateli* (Linear pulsed motors). Kurgan, KGU Publ., 2010. 250 p.
- Kadyshev A.I., Simonov B.F., Neyman V.Yu. K voprosu rascheta staticheskikh parametrov elektromagnitnykh mashin udarnogo deystviya s bol'shim vozdushnym zazorom i raspredelennoy n.s. (On the issue of calculation of statistic parameters for electromagnetic impact machines with large air space and magnetizing force) *Avtomatizirovannyye elektromekhanicheskiye sistemy: sbornik nauchnykh trudov* (Proc. Automated electromechanical systems). Novosibirsk, NGTU Publ., 2010. pp. 20–26.
- Neyman V.Yu., Neyman L.A., Skotnikov A.A. Tendentsii v razvitiy konstruktsiy sinkhronnykh dvukhobmotochnykh elektromagnitnykh mashin dlya impulsnykh tehnologiy (Tendencies in developing synchronous double-winding machines for pulse technologies). *Aktualnyye problemy energetiki APK: Materialy II Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii* (Current problems of power engineering. The II International research and training conference). Saratov, SGAU Publ., 2011. pp. 271–277.
- Ryashentsev N.P., Ugarov G.G., Lvitsyn A.V. *Elektromagnitnyye pressy* (Electromagnetic machines). Novosibirsk, Nauka Sibirskoe otделение, 1989. 216 p.
- Neyman V.Yu. *Elektrotehnika*, 2003. 2, pp. 30–36.
- Evreinov D.M., Neyman V.Yu., Petrova A.A., Smirnova Yu.B. *Lineynyy elektromagnitnyy dvigatel* (Linear electromagnetic motor). Patent RF no. 2405237, 2010.
- Malinin L.I., Neyman V.Yu. Calculation of energy conversion and electromagnetic forces in electromechanical systems. *IHOST 2006. Proc. of the 1<sup>st</sup> International Forum on Strategic Technology*. Ulsan, Korea, Oct, 18–20, 2006. pp. 320–321.
- Malinin L.I., Neyman V.Yu. Energeticheskiye pokazateli elektromagnitnogo dvigatelya postoyannogo toka (Energy indicators of electromagnetic direct current motor). *Energetika, ekologiya, energosberezhenie, transport* (Power engineering, ecology, power consumption, transport). *Trudy II Mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii* (Proc. II international scientific and technical conference). Tobolsk, 2004. 1, pp. 353–360.
- Malinin L.I., Neyman V.Yu. *Elektrotehnika*, 2009. 12, pp. 61–66.
- Malinin L.I., Neyman V.Yu. Limiting power characteristics of direct-current electromagnetic motors. *Russian Electrical Engineering*, 2009. 80, 12, pp. 701–706.
- Neyman V.Yu. K voprosu o ratsionalizatsii rabochikh prorsessov i vybora konstruktivnykh skhem elektromagnitnykh udarnykh mashin (On the issue of simplification of procedure and selection of structural schemes of electromagnetic impact machines). *Avtomatizirovannyye elektromekhanicheskiye sistemy* (Automated electromechanical systems). Novosibirsk, NGTU Publ., 2004. pp.155–170.
- Neyman V.Yu., Evreinov D.M., Neyman L.A., Skotnikov A.A., Smirnova Yu.B. Sposoby povysheniya energeticheskikh pokazateley odnoobmotochnykh impulsnykh ustroystv s elektromagnitnym vzbuzhdeniem (Methods of increasing energy indicators of single-winding impulse devices with electromagnetic excitation). *Transport: nauka, tekhnika, upravlenie: Nauchnyy informatsionnyy sbornik* (Transport: science, technique, control). Moscow, VINITI Publ., 2010. 8, pp. 29–31.
- Nayman V.Yu., Neyman L.A. *Sposob upravleniya dvukhkatushechnym elektromagnitnym dvigatelem vozvratno-postupatel'nogo dvizheniya* (Method of controlling two-coil electromagnetic reciprocating movement motor). Patent RF no. 2486656, 2013.

УДК 621.311.016.361

## МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ КОМПЕНСИРУЮЩИХ УСТРОЙСТВ УПРАВЛЯЕМЫХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ СВЕРХВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ С ПРОМЕЖУТОЧНЫМИ СИСТЕМАМИ

В.И. Готман, А.В. Глазачев

Томский политехнический университет

E-mail: alexg@tpu.ru

Актуальность работы обусловлена необходимостью увеличения пропускной способности магистральных электропередач сверхвысокого напряжения по условиям статической устойчивости.

**Цель работы:** обоснование и разработка методики выбора параметров компенсирующих устройств управляемых электропередач сверхвысокого напряжения с промежуточными системами для повышения пропускной способности по условиям статической устойчивости.

**Методы исследования.** Промежуточные энергосистемы, подключенные к дальним электропередачам сверхвысокого напряжения, представляются их обобщенными статическими характеристиками реактивной мощности по напряжению. Состояние энергосистемы описывается уравнениями установившегося режима, которые дополнены практическим критерием статической устойчивости.

**Результаты:** получено аналитическое решение задачи для выбора параметров компенсирующих устройств дальних электропередач с двумя промежуточными системами; приведены числовые примеры с иллюстрациями.

### Ключевые слова:

Дальние электропередачи, промежуточные системы, компенсирующие устройства, натуральная мощность, статическая устойчивость, пропускная способность.

### Введение и постановка задачи

Пропускной способности электропередач высокого и сверхвысокого напряжения 500...1150 кВ и возможностям её повышения по условиям статической устойчивости всегда уделялось большое внимание на стадии проектирования и эксплуатации электропередач. Решение этой задачи базируется как на использовании технических устройств, так и режимных мероприятий. Масштабное внедрение в энергосистемы технологий и быстродействующих устройств FACTS [1] на основе силовой полупроводниковой электроники существенно изменяет свойства электрических сетей и энергосистем и расширяет возможности их применения для более гибкого управления режимами и повышения пропускной способности указанных электропередач.

Наличие промежуточных систем (ПС), подключенных к дальним линиям электропередачи (ДЛЭП) сверхвысокого напряжения, вносит определенные особенности и ряд дополнительных требований. Прежде всего, необходимо учесть взаимное влияние дальних электропередач и ПС как на нормальные режимы, так и на устойчивость энергообъединения. Промежуточные системы вследствие естественного положительного регулирующего эффекта статических характеристик реактивной мощности оказывают стабилизирующее влияние на напряжение в узле присоединения к электропередаче и тем самым способствуют повышению устойчивости и увеличению пропускной способности энергообъединения. В работах [2, 3] показано, что для анализа установившихся режимов и оценки статической устойчивости электрические подсистемы могут быть представлены обобщенными статическими характеристиками актив-

ной и реактивной мощности по напряжению относительно узла их примыкания  $i$ :  $P_i = P(U_i)$ ,  $Q_i = Q(U_i)$ .

Основная трудность в аналитическом решении задачи повышения пропускной способности ДЛЭП с ПС заключается в формировании условия граничного состояния по статической устойчивости. В [2] получена взаимосвязь между практическим критерием  $d\Delta Q/dU$  и коэффициентами крутизны статических характеристик автономных подсистем ( $\alpha_i = \partial P_i / \partial U_i$ ,  $\beta_i = \partial Q_i / \partial U_i$ ), имеющих общую связь в узле  $i$ . Для выбора параметров компенсирующих устройств ДЛЭП вполне приемлемо пользоваться уравнениями без потерь. При этом допущении в качестве условия предельных по статической устойчивости режимов можно принять соотношение [4]:

$$d\Delta Q / dU \approx \sum_{i=1}^m \beta_i = 0, \quad (1)$$

где  $m$  – число автономных подсистем, примыкающих к узлу  $i$ .

Целью настоящей работы является исследование вопросов обеспечения требуемой пропускной способности ДЛЭП сверхвысокого напряжения с двумя промежуточными системами посредством применения управляемых компенсирующих устройств (рис. 1).

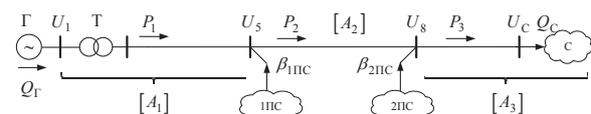


Рис. 1. Учет конечных устройств ДЛЭП

В работе [4] был обоснован учет параметров передающей станции и приемной системы при реше-

нии аналогичной задачи активными эквивалентными четырехполюсниками (рис. 1). В дальнейшем считаем, что реактансы концевых устройств введены со стороны генераторного конца в обобщенные постоянные первого четырехполюсника  $[A_1]$  и со стороны приемного конца в четырехполюсник  $[A_3]$ . Этот подход не связан с какими-либо дополнительными допущениями и позволяет в последующем считать напряжения передающего и приемного концов электропередачи (рис. 1, 2) неизменными  $U_1, U_2 = \text{const}$ .

**Расчет параметров промежуточных систем**

Для использования благоприятного влияния ПС на статическую устойчивость энергосистемы необходимо резерв реактивной мощности в промежуточных системах возлагать на ближайшие к узлу замыкания генераторы. С уменьшением сопротивления связи между генераторами ПС и узлом её присоединения увеличивается коэффициент крутизны статических характеристик ( $\beta_{ПС}$ ) и стабилизирующее действие ПС на напряжение в общем узле с ДЛЭП. Коэффициент крутизны является лишь условием реализации реактивной мощности присоединения и его влияние на предельные режимы электропередачи следует рассматривать во взаимосвязи с резервом реактивной мощности. Значительные сопротивления связи между генераторами ПС и узлом её присоединения с одной стороны приводит к существенному снижению  $\beta_{ПС}$ , с другой, – к «запиранию» реактивной мощности ПС. Эти недостатки позволяют устранить регулируемые источники реактивной мощности (ИРМ), которые могут подключаться как непосредственно в узле замыкания ПС, так и на стороне обмоток среднего или низкого напряжения трансформатора связи. Управляемые ИРМ позволяют статическим характеристикам ПС по реактивной мощности  $Q_i = Q(U_i)$  искусственным путем придать желаемый закон; при этом крутизна статических характеристик ( $\beta_{ПС}$ ) практически может быть доведена до требуемой величины. Увеличение параметров  $\beta_{ПС}$  в идеале позволяет приблизить пропускную способность электропередачи к пропускной способности её наиболее протяженного участка. Рассмотрим выбор параметров управляемых ИРМ по условиям пропускной способности ДЛЭП с двумя промежуточными системами. Эту задачу можно условно разбить на два этапа, из которых первый сводится к нахождению необходимых значений  $\beta_{ПС}$  из условия (1). Эти расчетные значения  $\beta_{ПС}$  следует сопоставить с фактическими и обеспечить с помощью ИРМ необходимую коррекцию.

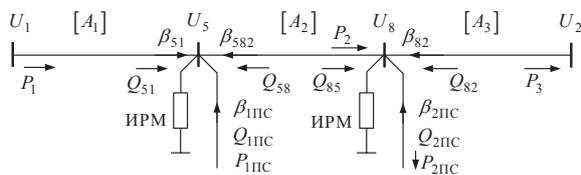


Рис. 2. Схема ДЛЭП с поперечными ИРМ в узле замыкания ПС

Для схемы (рис. 2) условию предельного по статической устойчивости режима соответствует уравнение, представленное относительно узла замыкания первой ПС,

$$\beta'_{51} + \beta'_{582} + \beta_{1ПС} = 0$$

или в развернутой форме:

$$\beta_{1ПС}\beta_{2ПС} + a_1\beta_{1ПС} + a_2\beta_{2ПС} + a_3 = 0. \tag{2}$$

Выражение  $\beta'_{51}$  для четырехполюсника  $[A_1]$  находится прямым дифференцированием функционала

$$Q'_{51} = -\frac{U_5^2 A_{1Э}}{B_{1Э}} + \sqrt{\left(\frac{U_1 U_5}{B_{1Э}}\right)^2 - P_1'^2}$$

по напряжению  $U_5$  при  $U_1 = \text{const}$ , т. е.  $\beta'_{51} = \partial Q'_{51} / \partial U_5$ , где  $P_1' = P_1(1 + K_3)$ ,  $K_3$  – коэффициент запаса передаваемой мощности  $P_1$  по условиям статической устойчивости. Выражение  $\beta'_{582}$  является коэффициентом крутизны обобщенной статической характеристики реактивной мощности относительно узла  $U_5$  для схемы, представленной четырехполюсниками  $[A_2]$ ,  $[A_3]$  и второй ПС. Выражение  $\beta'_{582}$  является достаточно громоздким; метод его расчета подробно описан в [2].

Из (2) следует, что предельный режим энергосистемы может быть обеспечен многообразием сочетаний  $\beta_{1ПС}$  и  $\beta_{2ПС}$ . Для однозначности условий необходимо задаться соотношением значений  $\beta_{1ПС}$  и  $\beta_{2ПС}$ , которое примем в форме  $\beta_{2ПС} = K_\beta \beta_{1ПС}$ . С учетом принятой связи уравнение (2) принимает вид квадратного уравнения относительно искомой переменной  $\beta_{1ПС}$ :

$$\beta_{1ПС}^2 + \beta_{1ПС}(a_1 + a_2 K_\beta) / K_\beta + a_3 / K_\beta = 0, \tag{3}$$

где

$$\begin{aligned} a_1 &= a_4 + a_5 + a_6, \quad a_2 = a_7 + a_8 + a_9, \\ a_3 &= a_1 a_9 + a_5 a_7 + (a_7 + a_8)(a_4 + a_6), \\ a_4 &= -\frac{2U_8 A_2}{B_2}, \quad a_5 = \frac{U_8 U_5^2}{B_2^2} \left[ \left( \frac{U_5 U_8}{B_2} \right)^2 - P_2'^2 \right]^{-0.5}, \\ a_6 &= -\frac{2U_8 D_3}{B_3} + \frac{U_8 U_2^2}{B_3^2} \left[ \left( \frac{U_8 U_2}{B_3} \right)^2 - P_3'^2 \right]^{-0.5}, \\ a_7 &= -\frac{2U_5 D_2}{B_2}, \quad a_8 = \frac{U_5 U_8^2}{B_2^2} \left[ \left( \frac{U_5 U_8}{B_2} \right)^2 - P_2'^2 \right]^{-0.5}, \\ a_9 &= -\frac{2U_5 A_1}{B_1} + \frac{U_5 U_1^2}{B_1^2} \left[ \left( \frac{U_1 U_5}{B_1} \right)^2 - P_1'^2 \right]^{-0.5}, \end{aligned}$$

$P_i' = P_i(1 + K_3)$ ,  $K_3$  – коэффициент запаса передаваемой мощности  $P_i$  участков по условиям статической устойчивости;  $A, B, D$  – обобщенные постоянные соответствующих четырехполюсников  $[A_i]$ .

Интересуемый параметр  $\beta_{1ПС}$  находится посредством решения уравнения (3), а  $\beta_{2ПС} = K_\beta \beta_{1ПС}$ . Условие (2) может быть обеспечено воздействием на коэффициент крутизны только одной из ПС ( $\beta_{1ПС}$ ), при этом для другой ПС величина ( $\beta_{2ПС}$ ) остается

неизменной и принимается согласно её схемы и значений режимных параметров.

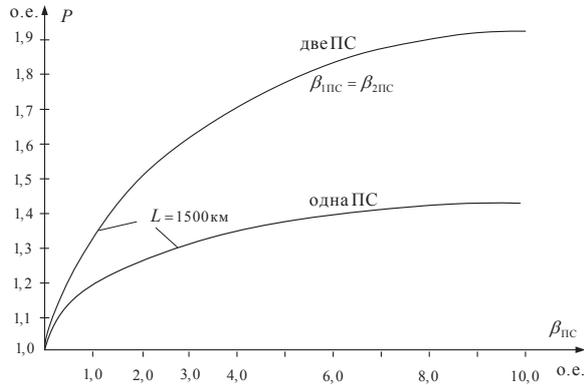


Рис. 3. Зависимость предела передаваемой мощности ДЛЭП от параметров ПС

На рис. 3 приведены результаты расчетов  $P_{\text{пр}}=F(\beta_{\text{ПС}})$  согласно уравнению (3) для электропередачи протяженностью 1500 км с двумя промежуточными системами, расположенными с интервалом 500 км. Результаты представлены в относительных единицах на базе натуральной мощности и номинального напряжения ДЛЭП при условиях:  $\beta_{2\text{ПС}}=\beta_{1\text{ПС}}$ ,  $U_1=U_5=U_8=U_2=1$  и сбалансированных по активной мощности ПС, т. е.  $P=P_1=P_2=P_3$ . Для сравнения на рис. 3 представлена аналогичная зависимость для электропередачи 1500 км с одной ПС. Наибольшее возрастание предельных значений передаваемой мощности  $P_{\text{пр}}=F(\beta_{\text{пр(расч)}})$  достигается в интервале  $\beta_{\text{пр(расч)}}=0...4$ ; увеличение передаваемой мощности на интервале  $\beta_{\text{пр(расч)}}=4...∞$  существенно ниже. Так, при двух ПС приращение мощности  $P$  на первом и втором интервалах расчетных значений  $\beta_{\text{пр(расч)}}=0...4/4...∞$  находятся в соотношении 70/30 % и для одной ПС – 82/18 %. Естественные значения  $\beta_{\text{ПС}}$  могут не обеспечивать требуемой пропускной способности. В этих условиях возможна их коррекция на величину  $\Delta\beta_{\text{ПС}}=\beta_{\text{пр(расч)}}-\beta_{\text{ПС}}$ , которая может быть обеспечена установкой управляемым ИРМ.

Воздействуя на параметры ПС, пропускную способность электропередачи можно приблизить к пределу наиболее протяженного участка ДЛЭП, что практически достигается для  $\beta_{\text{ПС}}=4...7$ ; эти значения обеспечивают условия, близкие к  $U_{\text{ПС}}=\text{const}$ . В настоящее время при существующих устройствах FACTS [1] обеспечение условия  $U_{\text{ПС}}=\text{const}$  является задачей не столько технического характера, сколько экономического плана.

#### Расчет параметров установок продольно-поперечной компенсации

Последующее увеличение передаваемой мощности по условиям статической устойчивости можно достичь делением участков электропередачи установками продольной компенсации [4, 5]. Применение этих средств позволяет практически передавать любые мощности на расстояния в несколько тысяч километров, но это связано со значительными затратами.

Задачу компенсации волновой длины и ограничения уровней напряжений необходимо решать одновременно. Режим электропередач является динамичным, что предопределяет наличие регулируемых компенсирующих устройств (КУ), позволяющих обеспечить равномерное распределение напряжения во всех режимах. В электропередачах с установками продольной компенсации (УПК) поперечные КУ выбираются по условиям ограничения напряжения на обкладках конденсаторов УПК в максимальном режиме.

Ниже рассматривается алгоритм выбора параметров УПК для ДЛЭП с двумя промежуточными системами на заданную пропускную способность по условиям статической устойчивости.

#### Схема 1

Для схемы (рис. 4) КУ установлены на трех участках. Для решения задачи необходимо иметь девять независимых уравнений (каждая УПК в общем случае содержит по три искомым параметра). В целях упрощения задача решается в два этапа.

На первом этапе система уравнений записывается не относительно искомым переменных  $[A_{\text{КУ}}]$ , а в функции эквивалентных обобщенных постоянных четырехполюсников  $[A_{13}]$ ,  $[A_{23}]$  и  $[A_{33}]$  участков электропередачи. Для рассматриваемой схемы имеем следующую систему уравнений:

- выражения реактивной мощности для трех участков электропередачи; в частности для первого участка имеем:

$$Q_{15} = \frac{U_1^2 D_{13}}{B_{13}} - \sqrt{\left(\frac{U_1 U_5}{B_{13}}\right)^2 - P_1^2},$$

$$Q_{51} = -\frac{U_5^2 A_{13}}{B_{13}} + \sqrt{\left(\frac{U_1 U_5}{B_{13}}\right)^2 - P_1^2}, \quad (4)$$

для второго и третьего участков  $Q_{58}$ ,  $Q_{85}$ ,  $Q_{82}$ ,  $Q_{28}$  имеют аналогичную структуру;

- условие предельного по статической устойчивости режима, которое запишем относительно узла примыкания к ДЛЭП первой ПС (рис. 2)

$$\beta_{51} + \beta_{582} + \beta_{1\text{ПС}} = 0; \quad (5)$$

- взаимосвязь параметров УПК первого, второго и третьего участков схемы

$$P_1 U_8 B_{13} = P_2 U_1 B_{23}, \quad P_1 U_2 U_8 B_{13} = P_3 U_1 U_5 B_{33}. \quad (6)$$

Выражение  $\beta_{51}$  в (5) находится прямым дифференцированием выше представленного функционала  $Q_{51}=F_{51}(U_5)$  по напряжению  $U_5$  при  $U_1=\text{const}$ , т. е.  $\beta_{51}=\partial Q_{51}/\partial U_5$ .

Естественным образом можно написать только семь первых уравнений. Задача, как видно, является неопределенной, поскольку условию (5) соответствует многообразие сочетаний параметров первой, второй и третьей УПК. Для однозначности решения необходима взаимосвязь параметров указанных УПК, в качестве которой принято условие равенства сдвига фаз векторов напряжений  $\vec{U}_1$  и  $\vec{U}_5$ ,

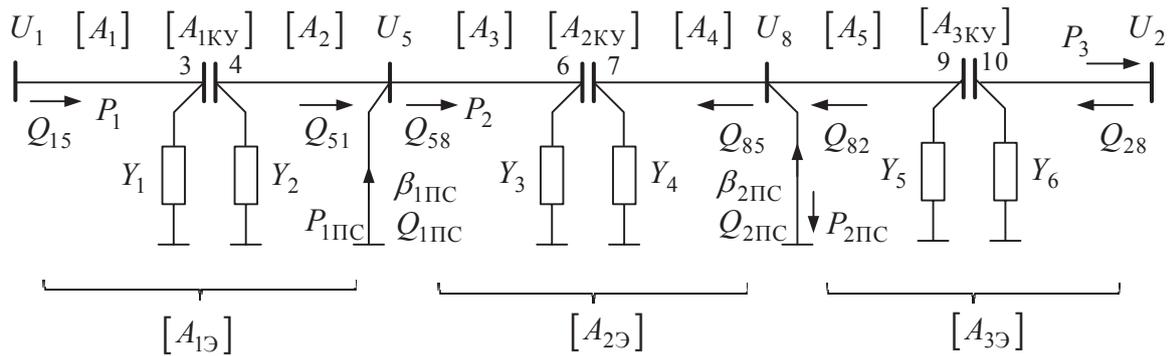


Рис. 4. Схема ДЛЭП с продольно-поперечными компенсирующими устройствами

$\dot{U}_5$  и  $\dot{U}_8$ ,  $\dot{U}_8$  и  $\dot{U}_2$ , т. е.  $\delta_{15} = \delta_{58} = \delta_{82}$ , представленное в форме (6). Благодаря принятой связи схема с заведомо несимметричными плечами относительно узла подключения ПС после компенсации становится симметричной, при этом учитывается не только схемная, но и режимная несимметрия [4, 6]. Известно, что симметричные схемы имеют значительные преимущества перед несимметричными. Во-первых, имеет место более равномерное распределение напряжения, такие схемы проще в эксплуатации и имеют меньшие потери. Во-вторых, расположение ПС в электрическом центре создает условия, при которых с наибольшей эффективностью проявляется её благоприятное воздействие на режим электропередачи в целом.

Совместное решение ранее сформированной системы уравнений позволяет найти эквивалентные обобщенные постоянные четырехполюсников всех частей электропередачи, в частности для первой части ДЛЭП:

$$B_{1Э} = \frac{U_1 U_5}{\sqrt{2P_1(1+K_3)}} \sqrt{1 + \sqrt{\frac{a_0^2}{a_0^2 + 4P_1^2}}}, \quad (7)$$

$$A_{1Э} = \left[ \sqrt{\left(\frac{U_1 U_5}{B_{1Э}}\right)^2 - P_1^2 - Q_{51}} \right] \frac{B_{1Э}}{U_5^2},$$

$$D_{1Э} = \left[ \sqrt{\left(\frac{U_1 U_5}{B_{1Э}}\right)^2 - P_1^2 + Q_{15}} \right] \frac{B_{1Э}}{U_1^2} \quad (8)$$

при

$$a_0 = -U_5 \beta_{51} + 2Q_{51}, \quad \beta_{51} = -p + \sqrt{p^2 - q}, \quad (9)$$

где

$$p = b_1 [b_2 + b_3 K_{31P} + K_{21P} (b_5 - K_{31P} Q_{51})],$$

$$q = -4b_1 \left[ \frac{b_2 Q_{58} + K_{31P} Q_{51} (b_3 + Q_{51})}{-b_4 + K_{21P} Q_{51} (b_5 + Q_{51})} \right] / U_5,$$

$$b_1 = 1 / (K_{21P} + K_{31P} + K_{21P} K_{31P}) U_{51},$$

$$b_2 = Q_{82} - Q_{85} + 0,5 U_8 \beta_{2ПС},$$

$$b_3 = -Q_{58} - Q_{51} + 0,5 U_5 \beta_{1ПС},$$

$$b_4 = 0,5 U_5 \beta_{1ПС} b_2 - P_2^2, \quad b_5 = b_2 + b_3 - K_{31P} Q_{51},$$

$$K_{21P} = P_2 / P_1, \quad K_{31P} = P_3 / P_1.$$

Параметры  $B_{2Э}$  и  $B_{3Э}$  определяются из (6), коэффициенты четырехполюсников  $A_{2Э}$ ,  $D_{2Э}$  и  $A_{3Э}$ ,  $D_{3Э}$  по виду аналогичны  $A_{1Э}$  и  $D_{1Э}$  и находятся из выражений реактивной мощности, записанных для второй и третьей частей ДЛЭП  $Q_{58}$ ,  $Q_{85}$  и  $Q_{82}$ ,  $Q_{28}$ .

Значения реактивных мощностей в уравнениях (4), (8) определяются из условия ограничения напряжений на обкладках конденсаторов УПК балансирующими реактивными мощностями участков 1-3, 4-5, 5-6, 7-8, 8-9, 10-2, в частности для участка 4-5, ограниченного узлами 4 и 5, имеем:

$$Q_{51} = -\frac{U_5^2 A_2}{B_2} + \sqrt{\left(\frac{U_4 U_5}{B_2}\right)^2 - P_1^2}. \quad (10)$$

Наилучшее использование УПК достигается при равных напряжениях на обеих сторонах батареи. Это дает возможность получить от УПК наибольший фазоповоротный эффект ( $\delta_{УПК}$ ). При расчетах по формулам типа (10) напряжения  $U_3$ ,  $U_4$ ,  $U_6$ ,  $U_7$ ,  $U_9$ ,  $U_{10}$  следует принимать равными  $(1...1,05)U_{НОМ}$ .

Следующий этап состоит в расчете параметров собственно УПК. Для обобщенных постоянных первой части электропередачи справедливо следующее матричное соотношение:

$$[\dot{A}_{1Э}] = [\dot{A}_1][\dot{A}_{1КУ}][\dot{A}_2],$$

из которого после соответствующих преобразований с учетом того, что для линии без потерь и УПК постоянные четырехполюсников являются величинами чисто вещественными или мнимыми, получаем систему трех алгебраических уравнений с вещественными коэффициентами относительно искомых переменных  $A_{1КУ}$ ,  $B_{1КУ}$ ,  $D_{1КУ}$  [4]:

$$A_2 A_{1КУ} - C_2 B_{1КУ} = A_{1Э} D_1 + C_{1Э} B_1,$$

$$B_2 A_2 A_{1КУ} + M_0 B_{1КУ} + B_1 D_1 D_{1КУ} = B_{1Э} D_1 A_2 + C_{1Э} B_1 B_2,$$

$$-C_1 B_{1КУ} + D_1 D_{1КУ} = D_{1Э} A_2 + C_{1Э} B_2,$$

где  $M_0 = A_1 D_1 - B_2 C_2$ ,  $C_{1Э} = (1 - A_{1Э} D_{1Э}) / B_{1Э}$ .

Расчет параметров УПК для второй и третьей частей электропередачи производится по аналогичным уравнениям.

УПК имеют собственный предел передаваемой мощности, который достигается для  $\delta_{КУ} = 90^\circ$ . При значительной степени компенсации следует осу-

шестнадцать проверку  $B_{кв} \leq B_1, B_2$ , чтобы значение  $B_{кв}$  каждой УПК не превосходило соответствующих параметров участков ДЛЭП.

**Схема 2**

В этой схеме (рис. 2) УПК установлены в первой и третьей частях электропередачи. Как и раньше, в качестве условия связи параметров УПК принято  $\delta_{15} = \delta_{82}$ . Полученные для схемы 1 расчетные выражения  $B_{19}, A_{19}, D_{19}$  согласно (7), (8) остаются в силе. Основное отличие состоит в расчете коэффициентов  $p$  и  $q$  выражения (9), которые записываются так:

$$p = \frac{a_{11}K_{31P}U_5 + a_{12}}{2U_5K_{31P}}, \quad q = \frac{a_{11}a_{12} - a_5a_8U_8}{U_5K_{31P}},$$

где

$$a_{10} = 2(Q_{82} - K_{31P}Q_{51}), \quad a_{11} = (a_7 + a_8 + \beta_{1ПС}),$$

$$a_{12} = U_8(a_4 + a_5 + \beta_{2ПС}) + a_{10}, \quad a_4, a_5, a_7, a_8$$

остаются теми же, что и в (3).

Для третьего участка из (6) имеем:

$$B_{3Э} = \frac{U_2U_8B_{19}}{U_1U_5K_{31P}};$$

обобщенные постоянные  $A_{3Э}, D_{3Э}$  рассчитываются по тем же выражениям, что и для схемы 1.

**Схема 3**

В этой схеме УПК установлены только на средней части электропередачи (рис. 2), для которой имеем:

$$B_{2Э} = \frac{U_5U_8}{\sqrt{2P_2(1 + K_3)}} \sqrt{1 + \sqrt{\frac{a_0^2}{a_0^2 + 4P_2^2}}},$$

где

$$a_0 = \frac{c_3 + c_4 + 4P_2^2}{c_1 + c_2 - 2(Q_{58} + Q_{85})}, \quad c_1 = U_5\beta_5, \quad c_2 = U_8\beta_8,$$

$$c_3 = 2Q_{58}(c_2 - Q_{85}), \quad c_4 = 2Q_{85}(c_1 - Q_{58}),$$

$$\beta_5 = \beta'_{51} + \beta_{ПС} = a_9 + \beta_{1ПС}, \quad \beta_8 = \beta'_{82} + \beta_{2ПС} = a_6 + \beta_{2ПС}.$$

На рис. 5 приведены результаты расчетов УПК для электропередачи протяженностью 1500 км с двумя промежуточными системами, делящими ДЛЭП на три участка протяженностью 500 км.

За основу принята схема 1 (рис. 4), в которой ПС считается сбалансированной по активной мощности. Определяющими параметрами в расчетах являются продольное емкостное сопротивление  $X_{кв}$  и поперечная проводимость  $Y$  УПК. В силу симметрии схемы параметры всех УПК одинаковы. Результаты  $X_{кв}, Y = F(P_{пр})$  представлены в относительных единицах на базе натуральной мощности и номинального напряжения ДЛЭП при условиях  $\beta_{2ПС} = \beta_{1ПС}, U_1 = U_5 = U_8 = U_2 = 1$  для различных значений коэффициентов крутизны  $\beta_{ПС}$  промежуточных систем. При увеличении параметра  $\beta_{ПС}$ ,

отражающего «жесткость» поддержания напряжения в узле подключения ПС, естественно, требуется меньшая степень продольной компенсации для обеспечения одного и того же значения  $P_{пр}$ . Для рассматриваемых условий поперечные элементы на УПК носят емкостный характер на всем интервале возможной пропускной способности ДЛЭП, которая при  $\beta_{ПС} \approx 5$  достигает  $P_{пр} = 3,86P_{нат}$ . Поперечные емкостные установки поднимают напряжение на УПК, доводя его до принятого расчетного уровня  $U=1$ . Поэтому целесообразно отказаться от поперечных емкостных КУ; при этом для достижения желаемой пропускной способности потребуются некоторое увеличение степени продольной компенсации. Для этого необходимо провести дополнительный расчет параметров продольной компенсации [4].

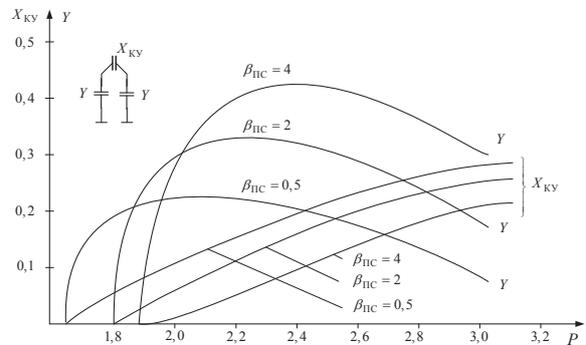


Рис. 5. Зависимости параметров УПК электропередачи 1500 км с двумя ПС

**Выводы**

Предложена методика расчета параметров компенсирующих устройств высоковольтной электропередачи с двумя промежуточными системами для повышения пропускной способности по условиям статической устойчивости. Благодаря эквивалентному представлению промежуточных систем удалось существенно сократить размерность математической системы уравнений и получить аналитическое решение поставленной задачи.

Промежуточные системы повышают пропускную способность электропередач и обеспечивают устойчивую параллельную работу энергосистем, связанных линиями с волновой длиной более  $90^\circ$ . Две промежуточные системы, расположенные симметрично, могут обеспечить пропускную способность в пределах натуральной мощности при длинах 1800...2400 км.

Наиболее интенсивное возрастание предельной мощности по условиям статической устойчивости имеет место при увеличении коэффициента крутизны промежуточных систем в интервале 0,5...4,0; при  $\beta_{ПС} = 4,0$  пропускная способность электропередачи достигает 75...80 % пропускной способности участков.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Методика оценки технико-экономической эффективности применения устройства FACTS в ЕНЭС России // Прил. 1 к распоряжению от 22.01.2009 № 22р. – М.: ОАО «ФСК ЕЭС», 2009. – 31 с.
2. Готман В.И., Маркман Г.З. Обобщенные статические характеристики электроэнергетических подсистем и их коэффициенты крутизны // Известия Томского политехнического университета. – 2007. – Т. 311. – № 4. – С. 131–134.
3. Готман В.И., Глазачев А.В. Эквивалентирование энергосистем для оценки статической устойчивости // Известия Томского политехнического университета. – 2010. – Т. 316. – № 4. – С. 152–155.
4. Готман В.И., Глазачев А.В., Бацева Н.Л. Продольная компенсация дальних электропередач с промежуточными системами // Известия Томского политехнического университета. – 2011. – Т. 319. – № 4. – С. 68–75.
5. Готман В.И. Единый алгоритм оценки статической устойчивости и расчета установившихся режимов энергосистем // Известия Томского политехнического университета. – 2007. – Т. 311. – № 4. – С. 134–138.
6. Жданов П.С. Вопросы устойчивости электрических систем. – М.: Энергия, 1979. – 455 с.

Поступила 25.05.2013 г.

UDC 621.311.016.361

## CALCULATION OF PARAMETERS OF COMPENSATING DEVICES OF CONTROLLED ULTRAHIGH VOLTAGE POWER LINES WITH INTERMEDIATE SYSTEMS

V.I. Gotman, A.V. Glazachev

Tomsk Polytechnic University

*The relevance of the study is caused by the necessity to enlarge transfer capacity of the main ultrahigh voltage power transmission under static stability terms.*

**The aim of the study:** to substantiate and to develop the procedure for selecting the compensating device parameters of controlled ultrahigh voltage power transmissions with the intermediate systems to increase the transfer capacity under static stability terms.

**The methods of the study is** The intermediate energy systems connected to the distant ultrahigh voltage transmission are represented by their voltage generalized static characteristics of reactive power. The power system condition is described by the steady state equations which are complemented by practical criteria of static stability.

**Results:** the analytic solution of the problem for selecting the options of the compensating devices of distant electric power with two intermediate systems were obtained; the numerical examples were shown and illustrated.

#### Key words:

Long-distance power line, intermediate systems, compensating units, line natural load, steady-state stability, transfer capacity.

#### REFERENCES

1. *Metodika otsenki tekhniko-ekonomicheskoy effektivnosti primeneniya ustroystva FACTS v ENES Rossii* (The technique for estimating technical-and-economic efficiency of applying FACTS in UNPG of Russia). Application № 1, 22.01.2009, № 22r. Moscow, FSK EES, 2009. 31 p.
2. Gotman V.I., Markman G.Z. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2007. 311, 4, pp. 131–134.
3. Gotman V.I., Glazachev A.V. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2010. 316, 4, pp. 152–155.
4. Gotman V.I., Glazachev A.V., Batseva N.L. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2011. 319, 4, pp. 68–75.
5. Gotman V.I. *Bulletin of the Tomsk polytechnic University*, 2007. 311, 4, pp. 134–138.
6. Zhdanov P.S. *Voprosy ustoichivosti elektricheskikh sistem* (The issues of electric system stability). Moscow, Energiya, 1979. 455 p.

УДК 621.37

## ИССЛЕДОВАНИЕ ОТКАЗОВ ПАССАЖИРСКИХ ЛИФТОВ ПО ДАННЫМ ЭКСПЛУАТАЦИИ

Н.А. Шпет, О.П. Муравлёв

Томский политехнический университет  
E-mail: Shpet\_Nataly@sibmail.com

Статья посвящена исследованию надежности пассажирских лифтов в процессе эксплуатации и получению количественных данных по отказам, необходимых для совершенствования системы технического обслуживания и ремонта. Рассмотрена конструкция лифта, и приведены основные его части. При помощи системного анализа упорядочены все элементы лифта, установлены взаимосвязи и соподчиненность между ними, построена структурная модель и представлена в виде дерева целей, имеющего иерархическую структуру и определяющего порядок расчета надежности. С использованием выборочного наблюдения сформирована цензурированная интервалом выборка, учитывающая наличие отказавших и работающих лифтов. Изучены материалы эксплуатационных наблюдений, зафиксированные в журналах диспетчерского пункта. Проведен анализ полученной статистической информации, и представлено распределение отказов элементов лифтов на всех уровнях дерева целей.

### Ключевые слова:

Пассажирский лифт, лебедка, асинхронный двигатель, эксплуатационная надежность, отказ, системный анализ, цензурированная выборка.

Лифт является неотъемлемой частью инженерного оборудования жилых административных зданий и сооружений. Он становится одним из наиболее важных и массовых средств пассажирского транспорта в городах. Роль его непрерывно возрастает в связи с объективной тенденцией повышения этажности строительства. В современном ритме жизни очень важно, чтобы окружающие нас средства передвижения были надежными, комфортабельными и технически совершенными [1].

Актуальность темы заключается в исследовании надежности пассажирских лифтов в процессе эксплуатации.

Цель работы – получить количественные данные по отказам пассажирских лифтов при эксплуатации, которые необходимы для совершенствования системы технического обслуживания и ремонта асинхронных двигателей.

Основные составные части пассажирского лифта показаны на рис. 1. Транспортирование пассажиров производится в кабине, которая перемещается по вертикальному направляющему и приводится в движение лебедкой, установленной в машинном помещении, с помощью тяговых канатов подвески. Для входа в кабину и выхода из нее шахта по остановкам имеет ряд проемов, закрытых дверями. Противовес размещен в шахте лифта, а дополнительное оборудование – в нижней части шахты, на кабине лифта и в машинном помещении.

Как видно из представленного выше общего вида пассажирского лифта, его конструкция состоит из довольно большого числа элементов, которые должны обеспечить надежную работу при эксплуатации. Для нахождения направления совершенствования лифта применен системный анализ, позволяющий разработать структурную модель [2]. Одна из главных задач этого метода состоит в том, чтобы установить полный набор элементов на каждом уровне и определить взаимосвязи и соподчиненность между ними. Для этого лифт рассмотрен как система, имеющая следующие свойства: зада-

ны связи, существующие между элементами; каждый элемент внутри системы считается неделимым; с окружающей средой система взаимодействует как единое целое.

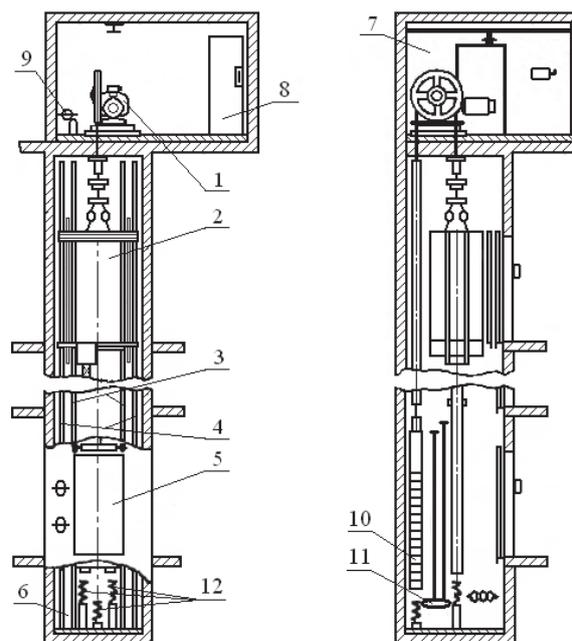


Рис. 1. Общий вид пассажирского лифта: 1 – лебедка; 2 – кабина; 3 – направляющие противовеса; 4 – направляющие кабины; 5 – двери шахты; 6 – приямок; 7 – машинное помещение; 8 – станция управления; 9 – ограничитель скорости; 10 – противовес; 11 – натяжное устройство каната ограничителя скорости; 12 – буферы кабины и противовеса

На рис. 2 структурная модель пассажирского лифта представлена в виде дерева целей, имеющего иерархическую структуру и определяющего порядок расчета надежности: надежность элементов каждого предыдущего иерархического уровня является основой для надежности элементов последующего уровня.

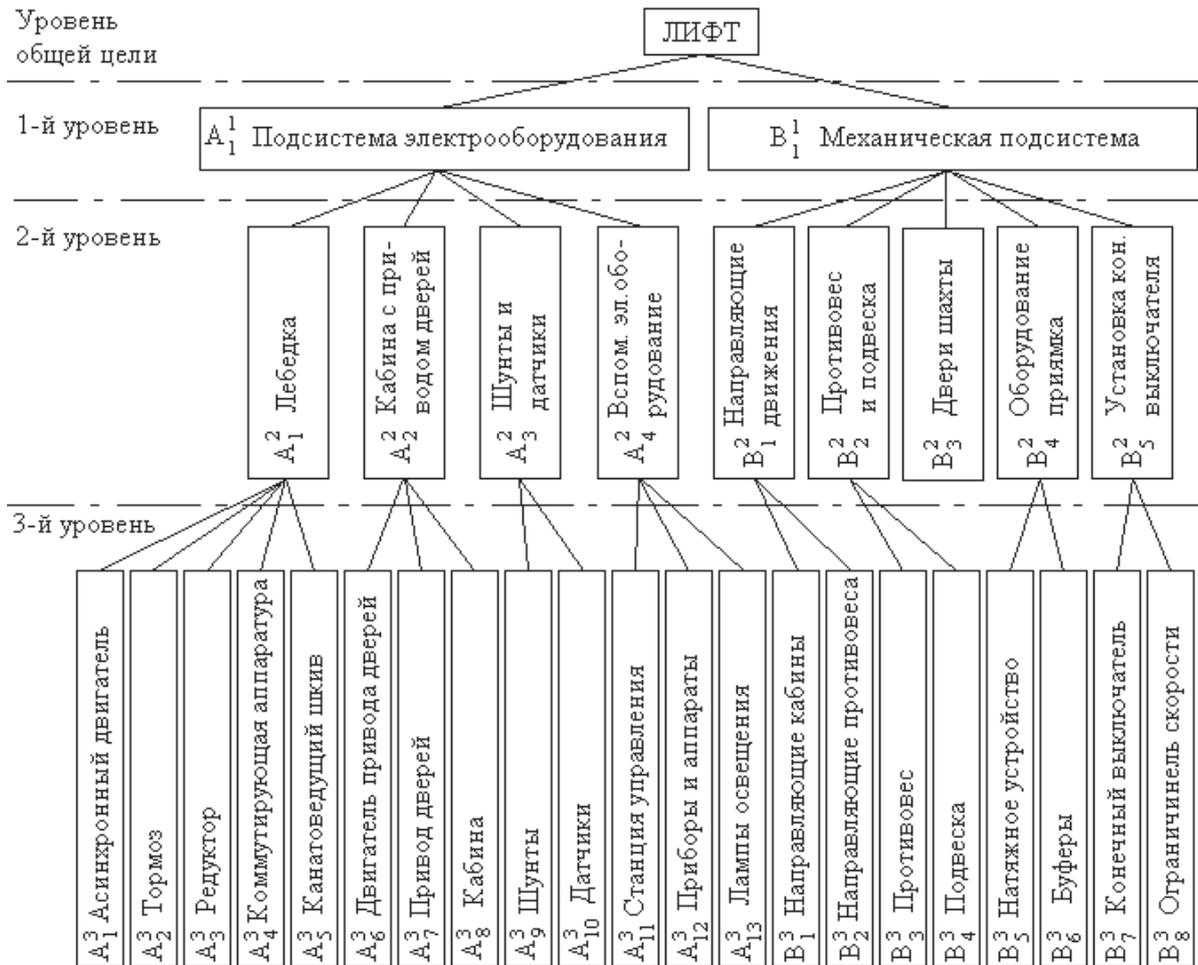


Рис. 2. Структурная модель пассажирского лифта

На первом уровне произведено разделение лифта на две подсистемы:  $A_1^1$  – подсистема электрооборудования;  $B_1^1$  – механическая подсистема.

На втором уровне показаны основные составные части пассажирского лифта (9 элементов) так, как они указываются в руководстве по эксплуатации [3].

На третьем уровне приводится перечень элементов (21 элемент), из которых состоят основные части лифта [3].

Для исследования отказов пассажирских лифтов применены выборочные наблюдения, заключающиеся в обследовании определенного числа единиц совокупности [4]. Анализируемые объекты при этом идентичны по устройству, назначению и эксплуатируются примерно в одинаковых условиях [3]:

- предельные значения температуры воздуха в машинном помещении от +40 до +5 °С;
- предельные значения температуры воздуха в шахте от +40 до +1 °С;
- верхнее значение относительной влажности не более 80 % при температуре +25 °С;
- высота над уровнем моря не более 2000 м;
- число включений в час не более 120–150;

- относительная продолжительность включения не более 50...60 %.

Выборочный метод дает достаточно точные результаты, позволяет провести исследование более тщательно и квалифицированно. Для этого использованы материалы эксплуатационных наблюдений, зафиксированные в журналах диспетчерского пункта ООО «Томской лифтовой компании», г. Томск.

Сформированная в ходе эксплуатации выборка лифтов по надежности имеет цензурирование интервалом (период наблюдения определен календарным сроком: декабрь 2010 – май 2012 гг.), которая учитывает наличие как отказавших, так и работающих лифтов в момент проведения выборки [4]. Она состоит из 633 лифтов, установленных в период с 1986 по 2011 гг. в жилых домах этажностью от 5 до 17 этажей:

- 1986–1990 – 120;
- 1990–1995 – 89;
- 1995–2000 – 55;
- 2000–2005 – 50;
- 2005–2011 – 319.

Обработка существующего массива статистической информации позволила выявить распределе-



UDC 621.37

## INVESTIGATION OF PASSENGER LIFT FAILURE BY THE OPERATION DATA

N.A. Shpet, O.P. Muravlev

Tomsk Polytechnic University

*The article is devoted to investigation of reliability of passenger lifts during operational process and obtaining quantitative failure data required to repair and improve the technical service system. The paper considers lift construction and its main elements. All elements of a passenger lift were ordered with the help of the system analysis, their subordination and relationships were determined; the structural model was built and presented as a tree of goals with hierarchical structure which determines the order of reliability calculation. Using sampling inquiry the interval censored sample considering the availability of failed and working lifts was formed. The authors studied the operational observation materials recorded in control station journals. The obtained statistical information was analyzed and distribution of failures of lift elements was introduced at all levels of the tree of goals.*

### Key words:

*Passenger lift, hoist, asynchronous motor, operating reliability, failure, systems analysis, censored samples.*

### REFERENCES

1. Volkov D.P. *Lifty (Lifts)*. Moscow, ASV Publ., 1999. 480 p.
2. Peregodov F.I., Tarasenko F.P. *Osnovy sistemnogo analiza (Fundamentals of system analysis)*. Tomsk, NTL Publ., 2001. 396 p.
3. *Lift passazhirskiy (Passenger lift). Rukovodstvo po ekspluatatsii 0601.00.00.000 RE (Operation manual 0601.00.00.000 RE)*. Moscow, Shcherbinskiy liftostroitelnyy zavod, 2010. 176 p.
4. Skripnik V.M., Nazin A.E., Prikhodko Yu.G., Blagoveshchenskiy Yu.N. *Analiz nadezhnosti tekhnicheskikh sistem po tsenzurovannym vyborkam (Analysis of reliability of technical systems censored samples)*. Moscow, Radio i svyaz, 1988. 184 p.

УДК 621.311

## СИСТЕМЫ ЭЛЕКТРОПИТАНИЯ КОСМИЧЕСКИХ АППАРАТОВ НА ОСНОВЕ РЕГУЛИРУЕМЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ С ПРОМЕЖУТОЧНЫМ ЗВЕНОМ ПОВЫШЕННОЙ ЧАСТОТЫ

А.В. Осипов, Ю.А. Шиняков, А.И. Отто, М.М. Черная

Томский университет систем управления и радиоэлектроники

E-mail: ossan@mail.ru

*Рассмотрены способы суммирования энергии солнечной и аккумуляторной батарей с помощью инверторно-трансформаторных преобразователей с промежуточным звеном повышенной частоты, позволяющих согласовывать существенно отличающиеся уровни напряжений источников с нагрузкой. Показано, что структура с суммированием выходных напряжений инверторов в общем контуре позволяет регулировать напряжение солнечной батареи в диапазоне, достаточном для реализации режима максимального отбора мощности. Получены регулировочные характеристики преобразователя при заданной вольт-амперной характеристике солнечной батареи и различных значениях нагрузки. Определены условия наиболее энергетически выгодного распределения мощностей источников, соответствующего минимальной мощности аккумуляторной батареи и максимальной мощности солнечной батареи. Показано, что в таких системах положение рабочей точки вольт-амперной характеристики солнечной батареи зависит от сопротивления нагрузки. Сделаны выводы, обсуждены полученные результаты.*

### Ключевые слова:

*Система электропитания космического аппарата, звено повышенной частоты, солнечная батарея, аккумуляторная батарея, экстремальное регулирование мощности.*

### Введение

Энергетическая эффективность систем электропитания (СЭП) космических аппаратов (КА) во многом зависит от согласования уровней напряжения нагрузки с напряжениями аккумуляторной (АБ) и солнечной батареи (СБ), имеющей нелинейную вольт-ваттную характеристику (ВВХ) с ярко выраженным максимумом мощности. Применяемые в настоящее время СЭП КА построены на осно-

ве нескольких импульсных преобразователей постоянного напряжения, соединяющих СБ и АБ с нагрузкой по последовательной, параллельной (шунтовой) или последовательно-параллельной схеме, получившей наибольшее распространение [1]. В таких системах применяется экстремальное регулирование мощности (ЭРМ), заключающееся в регулировании напряжения на СБ по условию максимальной снимаемой с нее мощности. При

этом диапазон регулирования напряжения СБ привязан к напряжению нагрузки, поэтому при изменении последнего требуется индивидуальный подбор СБ с напряжением, отвечающим диапазону регулирования преобразователя. Происходящий в настоящее время в СЭП КА переход с выходного напряжения 27 В на напряжение 100 В подтверждает актуальность обозначенной проблемы [2, 3].

Одним из путей решения является применение широкодиапазонных преобразователей постоянного напряжения, способных как уменьшать, так и увеличивать выходное напряжение [4], однако при согласовании многократно отличающихся напряжений это приводит к существенному ухудшению энергетических показателей. Радикальным решением проблемы согласования напряжений первичных источников является введение в преобразователь «электронного» трансформатора на основе звена повышенной частоты [5, 6]. В этом случае уровни напряжения источников произвольно согласовываются коэффициентами трансформации, что позволяет применять первичные источники питания СБ и АБ с любыми напряжениями. При этом важным преимуществом таких инверторно-трансформаторных схем является возможность сравнительно простого суммирования энергии нескольких первичных источников, имеющих разные уровни напряжения.

Созданию инверторно-трансформаторных преобразователей энергии солнечных батарей посвящены работы [2, 3], не позволяющие произвести всесторонний анализ возможных вариантов реализации с позиций энергетической эффективности и дать четкие практические рекомендации. Настоящая работа посвящена исследованию характеристик и режимов работы инверторно-трансформаторных преобразователей при суммировании энергии источников с различающимися параметрами и выходными характеристиками.

### 1. Топологии инверторно-трансформаторных схем суммирования энергии первичных источников

Основной задачей, которую необходимо решить при создании СЭП КА со звеном повышенной частоты является суммирование энергий СБ и АБ. При этом по типу суммирования выходных параметров практически все инверторно-трансформаторные преобразователи можно отнести к одной из двух основных групп: преобразователи с суммированием токов в общем узле (рис. 1, а) и преобразователи с суммированием напряжений в общем контуре (рис. 1, б).

Принцип суммирования токов реализуется схемой (рис. 1, а), имеющей параллельное включение вторичных обмоток трансформаторов и позволяющей суммировать выходные токи первичных источников. Исходя из топологии схемы, первичные источники целесообразно преобразовывать в источники тока и, соответственно, применять инверторы тока, имеющие ключи с односторонней проводимостью и двусторонней блокировкой, при

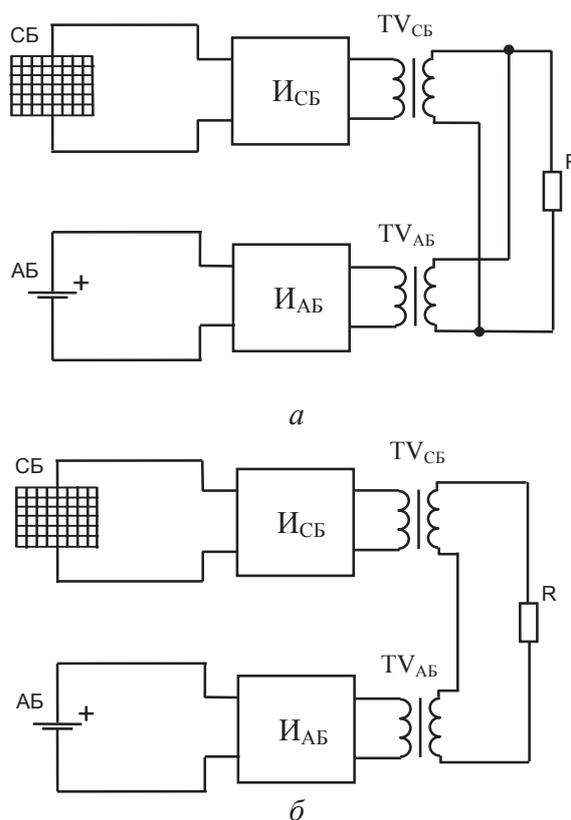


Рис. 1. Инверторно-трансформаторные преобразователи, суммирующие энергию первичных источников

этом режим выхода тока инвертора из узла суммирования реализуется исключением обмотки трансформатора из узла суммирования. Ввиду сложности и громоздкости преобразования источника напряжения в источник тока, и учитывая гибкость вольт-амперной характеристики (ВАХ) солнечной батареи, предлагаются варианты реализации этой схемы на инверторах напряжения на одном многообмоточном трансформаторе [3], такая схема позволяет стабилизировать напряжение на нагрузке, однако имеет узкий диапазон регулирования напряжения СБ из-за ее параллельного включения с АБ через трансформатор, что не позволяет реализовать ЭРМ. При применении преобразователей (рис. 1, б) этой проблемы не существует из-за последовательного включения источников через трансформатор, при этом суммируемыми параметрами выступают напряжения. Значение выходного напряжения преобразователя определяется суммой выходных напряжений инверторов, регулируемых фазовым способом, путем сдвига управляющих импульсов транзисторов, образующих стойки инверторов, на определенный угол [7]. При угле регулирования равном  $180^\circ$  выходное напряжение инвертора полностью исключается из контура суммирования и первичная обмотка соответствующего согласующего трансформатора закорачивается транзисторами инвертора. Именно применение топологии суммирования напряжений представляется авторам наиболее эффективным для реализа-

ции СЭП КА, так как позволяет регулировать напряжение СБ и реализовать экстремальное регулирование ее мощности.

### 2. Анализ характеристик инверторно-трансформаторного преобразователя с суммированием напряжений СБ и АБ

При питании потребителей постоянным напряжением, что требуется для СЭП КА, на выход включается выпрямитель и структура (рис. 1, б) принимает вид (рис. 2).

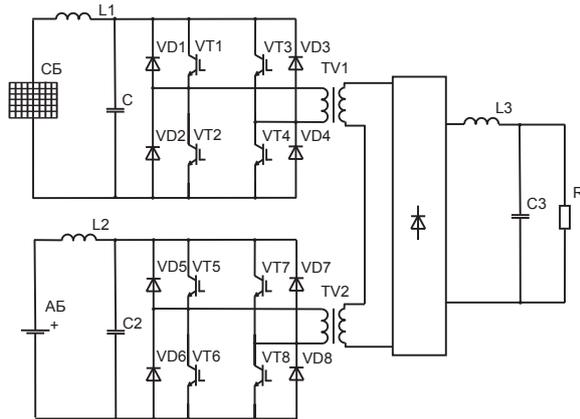


Рис. 2. СЭП на основе инверторно-трансформаторных преобразователей с суммированием напряжений в общем контуре

Выходные параметры преобразователя с суммированием напряжений связаны с входными параметрами источников выражениями

$$I_H = K_{тр\_СБ} \frac{I_{СБ}}{\gamma_{СБ}} = K_{тр\_АБ} \frac{I_{АБ}}{\gamma_{АБ}},$$

$$U_H = U_{СБ} \frac{\gamma_{СБ}}{K_{тр\_СБ}} + U_{АБ} \frac{\gamma_{АБ}}{K_{тр\_АБ}}, \quad (1)$$

где  $I_H, U_H$  – ток и напряжение нагрузки,  $I_{СБ}, U_{СБ}, I_{АБ}, U_{АБ}$  – токи и напряжения источников.

Исходя из выражений (1) питание нагрузки заданным напряжением в преобразователе, построенном по этой структуре, может быть реализовано при различных соотношениях мощностей, потребляемых от первичных источников СБ и АБ. Так, при фазовом сдвиге управляющих импульсов инвертора  $I_{СБ}$  на угол  $\alpha_{СБ} \approx \pi$  длительность импульсов его выходного напряжения  $\gamma_{СБ} \rightarrow 0$ , поэтому нагрузку полностью питает АБ, напряжение инвертора СБ исключено из контура суммирования, поэтому  $U_{СБ} \rightarrow U_{XX}$ . По мере увеличения длительности импульсов напряжения  $\gamma_{СБ}$  инвертор  $I_{СБ}$  начинает генерировать напряжение в контур суммирования, что компенсируется уменьшением напряжения генерируемого инвертором  $I_{АБ}$  путем уменьшения  $\gamma_{СБ}$ , баланс мощности смещается в сторону потребления энергии от СБ. Напряжение на СБ уменьшается, но не достигает точки с максимальной мощностью  $U_{XX} > U_{СБ} > U_{опт}$ , т. е. СБ по-прежнему недоиспользуется. Максимальное использование

СБ достигается при некотором значении  $\gamma_{СБ, опт}$ , при котором напряжение на СБ уменьшается до  $U_{опт}$ , в результате чего СБ передает в нагрузку максимальное значение мощности, что приводит к максимальному уменьшению мощности, потребляемой от АБ, и, соответственно, к максимальному уменьшению  $\gamma_{АБ}$ . Такой режим энергетически наиболее эффективен. Поэтому в представленной структуре предполагается следующий режим работы. Инвертор  $I_{СБ}$  регулирует напряжение на СБ и соответственно положение рабочей точки ее ВАХ таким образом, чтобы получить максимальную мощность, т. е. работает в режиме экстремального регулирования мощности СБ по алгоритму, аналогичному [8], а инвертор  $I_{АБ}$  осуществляет стабилизацию напряжения на нагрузке, обеспечивая необходимую «вольтодобавку» к напряжению, генерируемому инвертором  $I_{СБ}$ .

Коэффициенты трансформации в такой структуре можно рассчитать исходя из того, что каждый из первичных источников должен питать нагрузку автономно

$$K_{тр\_СБ} = \frac{U_{СБ}}{U_H},$$

$$K_{тр\_АБ} = \frac{U_{АБ}}{U_H}. \quad (2)$$

Для определения регулировочных характеристик схемы суммирования напряжений необходима математическая модель СБ, приемлемую точность обеспечивает следующее выражение, описывающее ВАХ СБ [9]

$$I_{СБ} = I_{КЗ} \left( 1 - \left( 1 - \frac{I_{опт}}{I_{КЗ}} \right) \frac{U_{XX} - U_{СБ}}{U_{XX} - U_{опт}} \right), \quad (3)$$

на основе которого для солнечной панели КСМ-160 с параметрами  $U_{XX} = 52,46$  В,  $I_{КЗ} = 4,78$  А,  $U_{опт} = 43,1$  В,  $I_{опт} = 4,3$  А при  $-30^\circ\text{C}$  получены ВАХ и ВВХ, представленные на рис. 3.

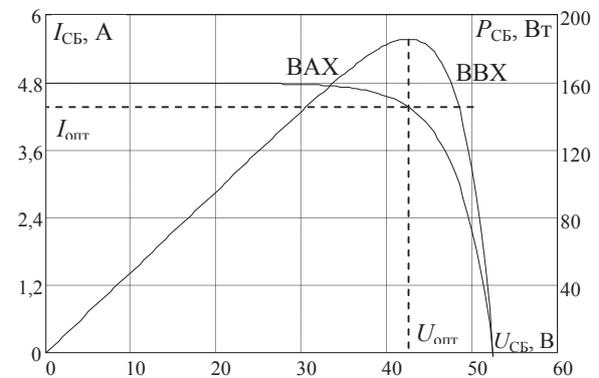
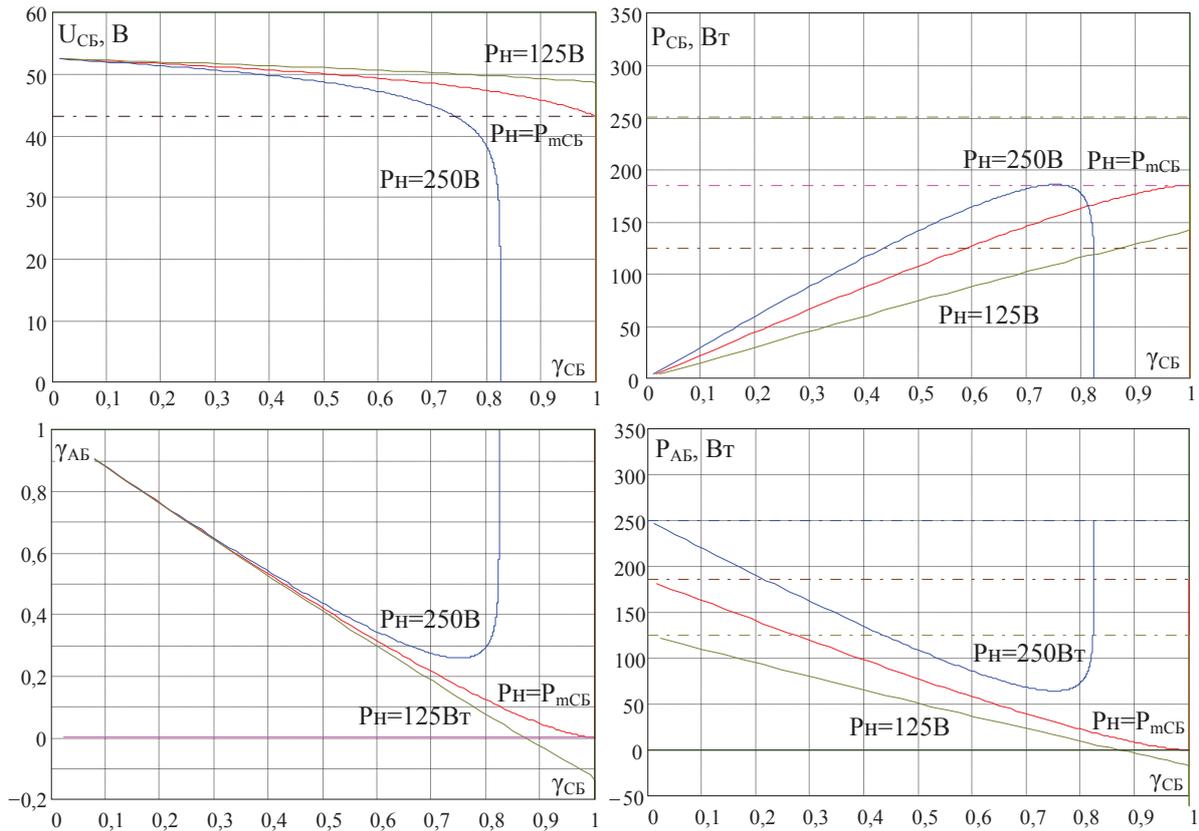


Рис. 3. Характеристики фотоэлектрических панелей КСМ-160 при  $-30^\circ\text{C}$

Путем решения в MathCad уравнений (1)–(3) для солнечной панели КСМ-160 с ВАХ (рис. 3) по-



**Рис. 4.** Характеристики инверторно-трансформаторного преобразователя с суммированием напряжений при  $U_H=100В$ ,  $U_{AB}=24В$ , на панели КСМ-160 при  $-30\text{ }^{\circ}С$  с коэффициентами трансформации, обеспечивающими питание нагрузки заданным напряжением  $K_{тр,cb}=0,431$ ,  $K_{тр,ab}=0,24$

лучены регулировочные характеристики при стабилизации напряжения  $U_H=100В$ , напряжении АБ  $U_{AB}=24В$ , коэффициенты трансформации выбраны по условию (2), т. е.  $K_{тр,cb}=0,431$ ,  $K_{тр,ab}=0,24$ . Характеристики представлены на рис. 4 при различных мощностях нагрузки и показывают, что при рабочих точках ВАХ СБ, близких к оптимальным, наблюдается максимальное потребление энергии от СБ и минимальное от АБ.

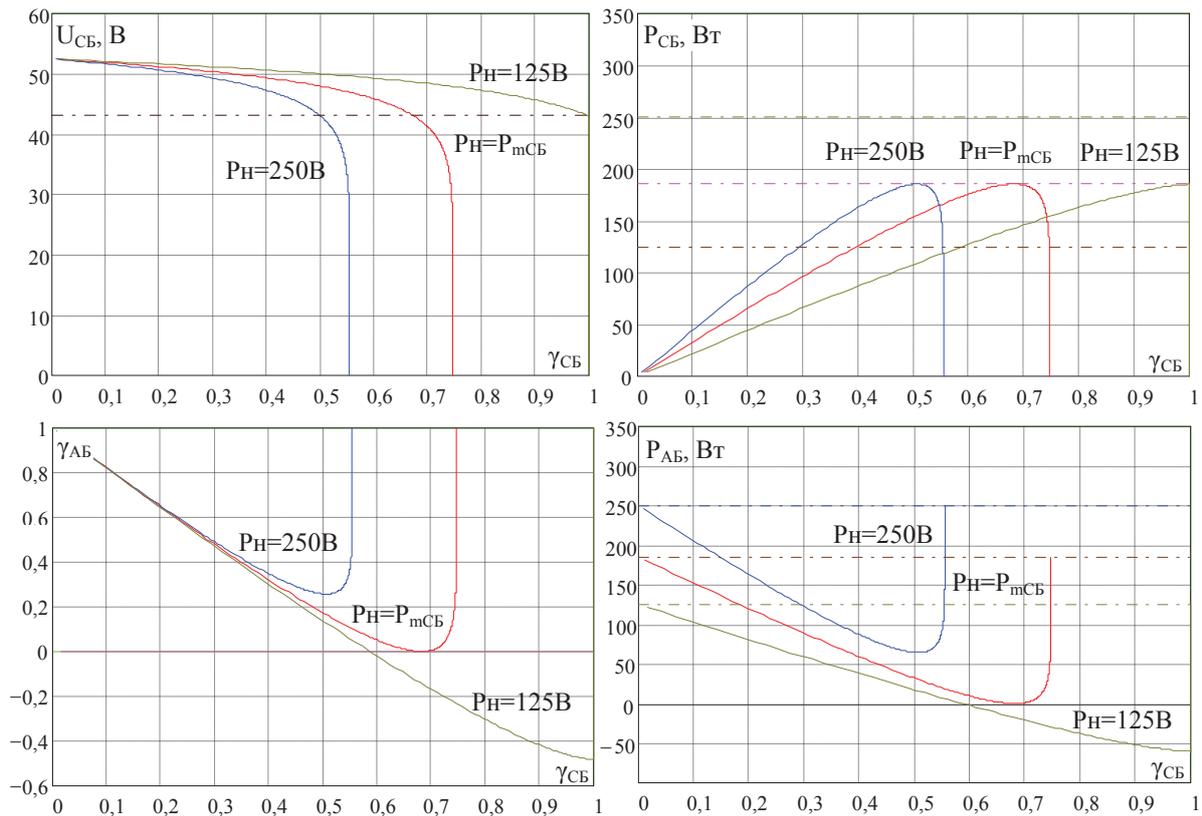
При этом точка  $\gamma_{CB, опт}$  может быть достигнута только при  $P_H > P_{mCB}$  и существенно зависит от мощности нагрузки, что объясняется прямой связью между током СБ и током нагрузки  $\gamma_{CB, опт} = K_{тр,cb} \cdot I_{CB, опт} / I_H$ . Показано, что при мощностях нагрузки менее максимальной мощности СБ, т. е. при  $P_H < P_{mCB}$ , в системе наблюдается избыток мощности и она не может работать в точке ВАХ СБ с максимальной мощностью. При этом на характеристиках присутствует участок с отрицательным значением мощности АБ, соответствующий отрицательным значениям  $\gamma_{AB}$ , что говорит о заряде АБ избыточной мощностью через обратные диоды инвертора  $I_{AB}$ . Следует заметить, что реализовать режим рекуперации энергии, т. е. заряд АБ приведенным током нагрузки можно только при условии  $U_{CB} / K_{тр,cb} > U_{AB} / K_{тр,ab}$ . При (2) это условие будет выполняться, так как в этом режиме всегда  $U_{CB} > U_{opt}$ . Характеристики показывают, что заряд АБ в этом случае осуществля-

ется не максимальной мощностью СБ. Для обеспечения максимальной мощностью заряда, т. е. обеспечения работы СБ в точке ВАХ с максимальной мощностью необходимо уменьшение коэффициента трансформации  $K_{тр,cb}$  пропорционально уменьшению сопротивления нагрузки. Так, согласно (1) работа в точке с максимальной мощностью СБ возможна только при условии

$$I_H > K_{тр,cb} I_{opt} \tag{4}$$

Поэтому для иллюстрации режима заряда АБ максимальной мощностью коэффициент трансформации инвертора  $I_{CB}$  уменьшен до значения  $K_{тр,cb}=0,29$ , обеспечивающего этот режим при заданной минимальной нагрузке  $R_H=80\text{ Ом}$ . Соответствующие характеристики приведены на рис. 5. На характеристиках показано, что максимальное значение мощности СБ получено при параметрах  $\gamma_{CB}=1$ ,  $\gamma_{AB}=-0,47$ , при этом максимальная мощность СБ, равная 184 Вт, распределится следующим образом  $P_H=125\text{ Вт}$ ,  $P_{AB}=-59\text{ Вт}$ .

Однако следует заметить, что уменьшение коэффициента трансформации  $I_{CB}$  инвертора привело к сокращению интервала потребления энергии от СБ и, как следствие, превышению установленной мощности транзисторов  $I_{CB}$  инвертора. В предельном случае на холостом ходу заряд АБ в схеме (рис. 2) будет практически невозможен. Поэтому



**Рис. 5.** Характеристики инверторно-трансформаторного преобразователя с суммированием напряжений при  $U_H=100$  В,  $U_{AB}=24$  В на панели КСМ-160 при  $-30$  °С с коэффициентами трансформации, обеспечивающими заряд АБ при максимальной мощности СБ

для систем, у которых мощность нагрузки может быть многократно меньше мощности СБ, рациональнее использовать инверторно-трансформаторные преобразователи с дополнительным каналом передачи энергии от СБ к АБ через преобразователь постоянного напряжения или звено повышенной частоты. Принципы работы таких преобразователей будут аналогичны описанным, а коэффициенты трансформации при этом могут быть рассчитаны по (2) и смогут обеспечивать приемлемую габаритную мощность транзисторов.

Для верификации аналитически полученных результатов проведено моделирование в среде OrCad9.2 при питании нагрузки через LC фильтр с параметрами  $L=500$  мкГн  $C=100$  мкФ и напряжениях  $U_H=100$  В,  $U_{AB}=24$  В, использовалась модель КСМ-160 с ВАХ рис. 3. Рассмотрено два случая  $P_H > P_{mCB}$  при  $R_H=40$  Ом,  $P_H=250$  Вт и  $P_H < P_{mCB}$  при  $R_H=80$  Ом,  $P_H=125$  Вт. На рис. 6, а, б приведены параметры при расчете согласно условию (2) на рис. 6, в, г при  $K_{тр.СБ}=0,29$ .

Результаты моделирования сведены в таблицу и подтверждают выводы, полученные аналитическим путем, незначительные расхождения значений (таблица) со значениями зависимостей (рис. 4, 5) объясняются потерями мощности элементами, заданными при моделировании, и точностью вычисления ВАХ СБ.

**Таблица.** Параметры инверторно-трансформаторного преобразователя в точке с максимальной мощностью ВАХ СБ (в числителе – результаты моделирования, в знаменателе – данные аналитического расчета)

$K_{тр.СБ}$	$P_H$ , Вт	$\gamma_{СБ}$	$\gamma_{АБ}$	$P_{СБ}$ , Вт	$P_{АБ}$ , Вт	$U_{СБ}$ , В
0,43	250	0,71/0,75	0,3/0,26	180,5/184	71,6/66	42,7/43,1
	125	1 / 1	-0,12/-0,12	142/141,8	-15/-16,8	48,3/48,6
0,29	250	0,48/0,51	0,3/0,26	179,1/184	72,2/66	43,3/43,1
	125	0,97/1,00	-0,41/-0,47	181,2/184	-49,8/59	43,7/43,1

**Заключение**

Применение в системах электропитания космических аппаратов инверторно-трансформаторных преобразователей с суммированием напряжений общим контуром позволяет согласовывать многократно отличающиеся уровни напряжений нагрузки и источников и регулировать напряжение СБ от холостого хода до значения, ограниченного током нагрузки. Получены регулировочные характеристики мощностей источников, показывающие возможность реализации ЭРМ СБ.

Структура преобразователя с суммированием напряжений позволяет реализовать заряд АБ путем рекуперации приведенного тока нагрузки через обратные диоды. При этом для обеспечения заряда АБ при максимальной мощности СБ необхо-

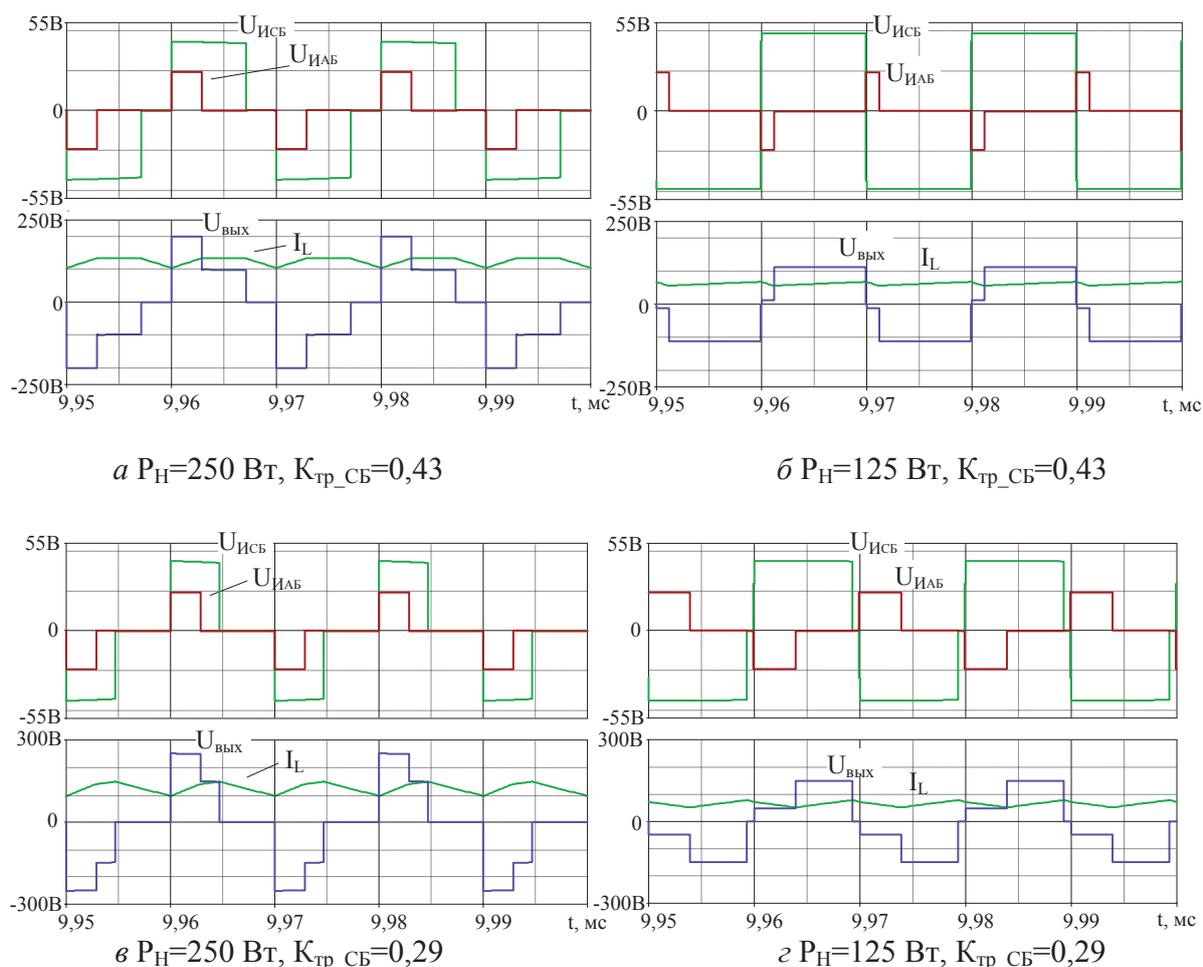


Рис. 6. Результаты моделирования инверторно-трансформаторного преобразователя с суммированием напряжений источников энергии

димо проектировать трансформатор  $I_{СБ}$  по условию (4), ограничивающему минимальный ток нагрузки.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Соустин Б.П., Иванчура В.И., Чернышев А.И., Исляев Ш.Н. Системы электропитания космических аппаратов. – Новосибирск: ВО «Наука». Сибирская издательская фирма, 1994. – 318 с.
2. Поляков С.А., Чернышев А.И., Эльман В.О., Кудряшов В.С. Структурная схема и схемотехнические решения комплексов автоматики и стабилизации СЭП негерметичного геостационарного КА с гальванической развязкой бортовой аппаратуры от солнечных и аккумуляторных батарей // Электронные и электромеханические системы и устройства: сб. трудов НПП «Полус». – Томск, 2001. – С. 42–48.
3. Система электропитания космического аппарата: пат. 2396666 Рос. Федерация № 2009124704/09, заявл. 29.06.2009, опубл. 10.08.10, Бюл. № 22. – 8 с.
4. Осипов А.В., Шурыгин Ю.А., Шиняков Ю.А., Отто А.И., Черная М.М. Сопоставительный анализ энергетической эффективности преобразования энергии солнечной батареи преобразователями постоянного напряжения // Доклады Томского государственного университета систем управления и радиоэлектроники. – 2013. – № 1 (27). – Ч. 1. – С. 14–20.

Работа выполнена при поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации, соглашения № 14.В37.21.0162, 14.В37.21.0420 и 14.В37.21.1493

5. Кобзев А.В. Многозонная импульсная модуляция. Теория и применение в системах преобразования параметров электрической энергии. – Новосибирск: Наука, 1979. – 304 с.
6. Розанов Ю.К. Полупроводниковые преобразователи со звеном повышенной частоты. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 184 с.
7. Регулятор напряжения с промежуточным высокочастотным преобразованием: пат. 754635 Рос. Федерация № 2480779/24–07; заявл. 26.04.77; опубл. 07.08.80, Бюл. № 29. – 8 с.
8. Шиняков Ю.А., Шурыгин Ю.А., Осипов А.В., Аржанов В.В., Теуцаков О.А. Автономная фотоэлектрическая энергетическая установка // Известия Томского политехнического университета. – 2012. – Т. 320. – № 4. – С. 133–138.
9. Шиняков Ю.А., Шурыгин Ю.А., Аркатова О.Е. Повышение энергетической эффективности автономных фотоэлектрических энергетических установок // Доклады Томского государственного университета систем управления и радиоэлектроники. – 2010. – № 2 (22). – Ч. 2. – С. 102–107.

Поступила 24.09.2013 г.

UDC 621.311

## POWER SUPPLY SYSTEMS OF SPACECRAFTS BASED ON CONTROLLED CONVERTERS WITH INTERMEDIATE HIGH FREQUENCY LINK

A.V. Osipov, Yu.A. Shinyakov, A.I. Otto, M.M. Chernaya

Tomsk State University of Control Systems and Radioelectronics

The authors have considered the methods of summing the energy of solar cell and rechargeable battery by invert-transformer converters with intermediate high frequency link which allow matching sufficiently different the levels of source voltages with load. It was shown that the structure with addition of inverter output voltages in general loop allows controlling solar cell voltage in the range sufficient to implement the mode of maximum power take-off. The adjustment characteristics of the converter at specified voltage-current relationship of solar cell and different load values were obtained. The authors determined the conditions of the most energetically favorable source power distribution which corresponds to minimum power of rechargeable battery and peak power of solar cell. It was shown that in such systems the position of a set point of solar cell voltage-current relationship depends on load resistance. The authors made the conclusion and discussed the results.

### Key words:

Power supply system of a spacecraft, high frequency link, solar cell, rechargeable battery, extreme power control.

### REFERENCES

1. Soustin B.P., Ivanchura V.I., Chernyshev A.I., Islyayev Sh.N. *Sistemy elektropitaniya kosmicheskikh apparatov* (Spacecraft power supply system). Novosibirsk, Nauka, 1994. 318 p.
2. Polyakov S.A., Chernyshev A.I., Elman V.O., Kudryashov V.S. *Strukturnaya skhema i skhemotekhnicheskie resheniya kompleksov avtomatiki i stabilizatsii SEP nehermetichnogo geostatsionarnogo KA s galvanicheskoy razvyazkoy bortovoy apparatury ot solnechnykh i akkumulyatornykh batarey* (The block diagram and schematic solution of complex automation and stabilization of the power supply of the leaky geostationary spacecraft with electrically isolated from the on-board equipment and solar batteries). *Elektronnye i elektromekhanicheskie sistemy i ustroystva. Sbornik trudov* (Electron and electromechanical systems and devices). Tomsk, Polyus, 2001. pp. 42–48.
3. Kudryashov V.S., Elman V.O., Nesterishin M.V., Gordeev K.G., Gladushchenko V.N., Khartov V.V., Kochura S.G., Soldatenko V.G., Melnikov N.V., Kozlov R.V. *Sistema elektropitaniya kosmicheskogo apparata* (Electric power supply system of space vehicle). Patent RF, no. 2009124704/09, 2010.
4. Osipov A.V., Shurygin Yu.A., Shinyakov Yu.A., Otto A.I., Chernaya M.M. *Sopostavitelnyy analiz energeticheskoy effektivnosti preobrazovaniya energii solnechnoy batarei preobrazovatelyami postoyannogo napryazheniya* (The comparative analysis of the energy conversion efficiency of solar energy by DC converters). *Doklady Tomskogo gosudarstvennogo universiteta sistem upravleniya i radioelektroniki* (Reports of Tomsk State University of control systems and radioelectronics), 2013. 1 (27), pp. 14–20.
5. Kobzev A.V. *Mnogozonnaya impulsnaya modulyatsiya. Teoriya i primeneniye v sistemakh preobrazovaniya parametrov elektricheskoy energii* (Theory and application systems convert electric energy parameters). Novosibirsk, Nauka, 1979. 304 p.
6. Rozanov Yu.K. *Poluprovodnikovye preobrazovateli so zvenom povyshennoy chastoty* (Semiconductor converters with link of the increased frequency). Moscow, Energoatomizdat, 1987. 184 p.
7. Zeman S.K., Kobzev A.V., Shak Yu.M. *Regulyator napryazheniya s promezhutochnym vysokochastotnym preobrazovaniem* (The voltage controller with the intermediate high-frequency conversion). Patent RF, no. 754635, 1980.
8. Shinyakov Yu.A., Shurygin Yu.A., Osipov A.V., Arzhanov V.V., Teushchakov O.A. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University*, 2012. 320, 4, pp. 133–138.
9. Shinyakov Yu.A., Shurygin Yu.A., Arkatova O.E. *Povysheniye energeticheskoy effektivnosti avtonomnykh fotoelektricheskikh energeticheskikh ustanovok* (Increase the energy efficiency of autonomous photovoltaic power systems). *Doklady Tomskogo gosudarstvennogo universiteta sistem upravleniya i radioelektroniki* (Reports of Tomsk State University of control systems and radioelectronics), 2010. 2 (22), pp. 102–107.

## МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ В НЕПОЛНОФАЗНОМ РЕЖИМЕ РАБОТЫ

Г.И. Однокопылов, А.Д. Брагин

Томский политехнический университет

E-mail: OGIz@yandex.ru

*Рассмотрен процесс формирования математической модели асинхронного двигателя в составе электроприводов опасных производственных объектов в неполнофазном аварийном режиме работы с учетом полей прямой и обратной последовательности, что позволяет учитывать влияние эллиптического поля в неполнофазных аварийных режимах работы. Процесс переключения в аварийный двухфазный режим работы выполнен с использованием матрицы отказов двигателя. Приведены результаты моделирования переходных процессов при обрыве фазы статора двигателя. Выполнено сравнение временных диаграмм, полученных экспериментально, по частоте вращения и току при помощи автоматизированного испытательного стенда и при помощи имитационной модели в среде Matlab Simulink. Показана адекватность предложенной математической модели, позволяющей исследовать асинхронный электродвигатель в аварийном двухфазном режиме работы трехфазного электродвигателя.*

### Ключевые слова:

*Математическая модель асинхронного двигателя, неполнофазный режим работы, поле прямой и обратной последовательности, матрица отказов двигателя, обрыв фазы двигателя.*

Исследование аварийных состояний асинхронного двигателя в составе исполнительных электроприводов опасных производственных объектов предполагает рассмотрение работы двигателя в неполнофазных режимах работы. Обеспечение отказоустойчивого управления со свойством живучести асинхронного электропривода предполагает разработку алгоритмов восстановления работоспособности с полным или частичным восстановлением работоспособности с круговым вращающимся полем.

При рассмотрении двухфазного режима работы трехфазного асинхронного двигателя можно выделить два различных режима:

- работа в аварийном режиме с эллиптическим полем в нерегулируемом электроприводе;
- работа в аварийном режиме с алгоритмическим формированием кругового вращающегося поля в частотно-регулируемом электроприводе [1].

Целью настоящей статьи является формирование математической модели асинхронного двигателя, учитывающей влияние эллиптического поля в неполнофазных режимах работы.

При рассмотрении аварийного двухфазного режима работы двигателя с эллиптическим полем в воздушном зазоре его можно разложить на поля прямой и обратной последовательности, используя метод симметричных составляющих. Обобщенная модель электрической машины учитывает лишь поле прямой последовательности. Существует два варианта представления модели асинхронного двигателя, работающего с эллиптическим полем – модель обобщенной электрической машины с двумя статорами и двумя роторами, модель обобщенной электрической машины с двумя статорами и одним ротором [2]. Первая модель – более проста в описании, однако дает не точные результаты моделирования переходных процессов, вторая же модель имеет более сложные выражения для результирующего электромагнитного момента, но дает

более точные результаты расчетов в динамических режимах работы.

В связи с вышеперечисленными особенностями математического описания обобщенной электрической машины с эллиптическим полем для формирования математической модели выбрана модель с двумя статорами и двумя роторами (рис. 1).

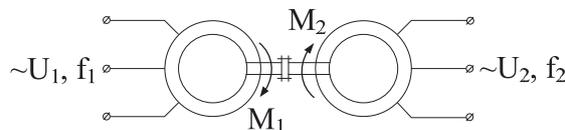


Рис. 1. Схема электрической машины с двумя статорами и двумя роторами

При исследовании несимметричных машин с учетом пространственных гармоник или при наличии несинусоидальных питающих напряжений приводит машину к двухфазной неправомерно, так как поля в зазоре двухфазной и многофазной машин в этих условиях отличаются друг от друга [2]. Так как асинхронный двигатель при обрыве одной из фаз питающей сети является несимметричным – в качестве математической модели может быть принята обобщенная электрическая машина в трехфазной системе координат.

При составлении уравнений и рассмотрении переходных процессов асинхронных машин использованы общепринятые допущения и ограничения, связанные с понятием «идеализированная машина»: машина не насыщена, потерями в стали пренебрегаем; фазные обмотки симметричны и сдвинуты на угол 120 электрических градусов; намагничивающие силы обмоток и магнитные поля распределены синусоидально, вдоль окружности воздушного зазора; воздушный зазор равномерен; ротор симметричен. Реальная распределенная обмотка заменяется сосредоточенной, оси фаз которой сдвинуты на фазный угол, а намагничивающая сила ее равна намагничивающей силе реальной обмотки.

В качестве основы были взяты уравнения модели асинхронного двигателя в заторможенной системе координат [1]. Для упрощения расчетов уравнения для полей прямой и обратной последовательности представлены отдельными системами.

При определении напряжений, подаваемых на обмотки машин, отвечающих за поля прямой и обратной последовательности, учитывалось, что при постоянном питающем напряжении  $U_1=U_A=U_B=U_C=\text{const}$  напряжения прямой и обратной последовательности зависят от скольжения [3].

Уравнения обобщенной электрической машины имеющей два статора и один ротор для поля прямой последовательности имеют вид:

$$\begin{aligned} U_{1A} &= R_s i_{1A} + \frac{d\Psi_{1A}}{dt}; \\ U_{1B} &= R_s i_{1B} + \frac{d\Psi_{1B}}{dt}; \\ U_{1C} &= R_s i_{1C} + \frac{d\Psi_{1C}}{dt}; \\ 0 &= R_r i_{1a} + \frac{d\Psi_{1a}}{dt} + (\Psi_{1b} - \Psi_{1c})\omega / \sqrt{3}; \\ 0 &= R_r i_{1b} + \frac{d\Psi_{1b}}{dt} + (\Psi_{1c} - \Psi_{1a})\omega / \sqrt{3}; \\ 0 &= R_r i_{1c} + \frac{d\Psi_{1c}}{dt} + (\Psi_{1a} - \Psi_{1b})\omega / \sqrt{3}. \end{aligned}$$

Потокосцепления для всех фаз:

$$\begin{aligned} \Psi_{1A} &= L_S i_{1A} - \frac{1}{2} L_m i_{1B} - \frac{1}{2} L_m i_{1C} + \\ &+ L_m i_{1a} - \frac{1}{2} L_m i_{1b} - \frac{1}{2} L_m i_{1c}; \\ \Psi_{1B} &= -\frac{1}{2} L_m i_{1A} + L_S i_{1B} - \frac{1}{2} L_m i_{1C} - \\ &-\frac{1}{2} L_m i_{1a} + L_m i_{1b} - \frac{1}{2} L_m i_{1c}; \\ \Psi_{1C} &= -\frac{1}{2} L_m i_{1A} - \frac{1}{2} L_m i_{1B} + L_S i_{1C} - \\ &-\frac{1}{2} L_m i_{1a} - \frac{1}{2} L_m i_{1b} + L_m i_{1c}; \\ \Psi_{1a} &= L_m i_{1A} - \frac{1}{2} L_m i_{1B} - \frac{1}{2} L_m i_{1C} + \\ &+ L_R i_{1a} - \frac{1}{2} L_m i_{1b} - \frac{1}{2} L_m i_{1c}; \\ \Psi_{1b} &= -\frac{1}{2} L_m i_{1A} + L_m i_{1B} - \frac{1}{2} L_m i_{1C} - \\ &-\frac{1}{2} L_m i_{1a} + L_R i_{1b} - \frac{1}{2} L_m i_{1c}; \\ \Psi_{1c} &= -\frac{1}{2} L_m i_{1A} - \frac{1}{2} L_m i_{1B} + L_m i_{1C} - \\ &-\frac{1}{2} L_m i_{1a} - \frac{1}{2} L_m i_{1b} + L_R i_{1c}. \end{aligned}$$

Уравнения для обратной последовательности:

$$\begin{aligned} U_{2A} &= R_s i_{2A} + \frac{d\Psi_{2A}}{dt}; \\ U_{2B} &= R_s i_{2B} + \frac{d\Psi_{2B}}{dt}; \\ U_{2C} &= R_s i_{2C} + \frac{d\Psi_{2C}}{dt}; \\ 0 &= R_r i_{2a} + \frac{d\Psi_{2a}}{dt} + (\Psi_{2b} - \Psi_{2c})\omega / \sqrt{3}; \\ 0 &= R_r i_{2b} + \frac{d\Psi_{2b}}{dt} + (\Psi_{2c} - \Psi_{2a})\omega / \sqrt{3}; \\ 0 &= R_r i_{2c} + \frac{d\Psi_{2c}}{dt} + (\Psi_{2a} - \Psi_{2b})\omega / \sqrt{3}. \end{aligned}$$

Потокосцепления для всех фаз:

$$\begin{aligned} \Psi_{2A} &= L_S i_{2A} - \frac{1}{2} L_m i_{2B} - \frac{1}{2} L_m i_{2C} + \\ &+ L_m i_{2a} - \frac{1}{2} L_m i_{2b} - \frac{1}{2} L_m i_{2c}; \\ \Psi_{2B} &= -\frac{1}{2} L_m i_{2A} + L_S i_{2B} - \frac{1}{2} L_m i_{2C} - \\ &-\frac{1}{2} L_m i_{2a} + L_m i_{2b} - \frac{1}{2} L_m i_{2c}; \\ \Psi_{2C} &= -\frac{1}{2} L_m i_{2A} - \frac{1}{2} L_m i_{2B} + L_S i_{2C} - \\ &+\frac{1}{2} L_m i_{2a} - \frac{1}{2} L_m i_{2b} + L_m i_{2c}; \\ \Psi_{2a} &= L_m i_{2A} - \frac{1}{2} L_m i_{2B} - \frac{1}{2} L_m i_{2C} + \\ &+ L_R i_{2a} - \frac{1}{2} L_m i_{2b} - \frac{1}{2} L_m i_{2c}; \\ \Psi_{2b} &= -\frac{1}{2} L_m i_{2A} + L_m i_{2B} - \frac{1}{2} L_m i_{2C} - \\ &-\frac{1}{2} L_m i_{2a} + L_R i_{2b} - \frac{1}{2} L_m i_{2c}; \\ \Psi_{2c} &= -\frac{1}{2} L_m i_{2A} - \frac{1}{2} L_m i_{2B} + L_m i_{2C} - \\ &-\frac{1}{2} L_m i_{2a} - \frac{1}{2} L_m i_{2b} + L_R i_{2c}. \end{aligned}$$

Электромагнитные моменты  $M_1$  и  $M_2$ , создаваемые полями прямой и обратной последовательности, определяются по следующим выражениям:

$$\begin{aligned} M_1 &= p \frac{\sqrt{3}}{2} L_m \left[ (i_{1A} i_{1c} + i_{1B} i_{1a} + i_{1C} i_{1b}) - \right. \\ &\left. - (i_{1A} i_{1b} + i_{1B} i_{1c} + i_{1C} i_{1a}) \right]; \\ M_2 &= p \frac{\sqrt{3}}{2} L_m \left[ (i_{2A} i_{2c} + i_{2B} i_{2a} + i_{2C} i_{2b}) - \right. \\ &\left. - (i_{2A} i_{2b} + i_{2B} i_{2c} + i_{2C} i_{2a}) \right]. \end{aligned}$$

Уравнение движения электропривода, учитывающее моменты прямой и обратной последовательности:

$$M_1 + M_2 - M_c = \frac{J_\Sigma}{p} \frac{d\omega}{dt}.$$

Итоговые выражения для уравнений поля прямой последовательности:

$$\frac{d[i_1]}{dt} = [L_1]^{-1} \left\{ [U_1] - \left( [R] + [L_2] \frac{\omega}{\sqrt{3}} \right) [i_1] \right\},$$

для поля обратной последовательности:

$$\frac{d[i_2]}{dt} = [L_1]^{-1} \left\{ [U_2] - \left( [R] + [L_2] \frac{\omega}{\sqrt{3}} \right) [i_2] \right\},$$

где  $[i_1]$ ,  $[i_2]$  – матрица неизвестных (токи статора и ротора прямой и обратной последовательностей);  $[U_1]$ ,  $[U_2]$  – матрица напряжений прямой и обратной последовательностей;  $[R]$  – матрица сопротивлений;  $[L_1]$ ,  $[L_2]$  – матрицы индуктивностей;  $[L_1]^{-1}$  – обратная матрица индуктивностей статора:

$$[i_1] = \begin{bmatrix} i_{1A} \\ i_{1B} \\ i_{1C} \\ i_{1a} \\ i_{1b} \\ i_{1c} \end{bmatrix}; [U_1] = \begin{bmatrix} U_{1A} \\ U_{1B} \\ U_{1C} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}; [i_2] = \begin{bmatrix} i_{2A} \\ i_{2B} \\ i_{2C} \\ i_{2a} \\ i_{2b} \\ i_{2c} \end{bmatrix};$$

$$[U_2] = \begin{bmatrix} U_{2A} \\ U_{2B} \\ U_{2C} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}; [R] = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & R_s & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_r & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & R_r \end{bmatrix};$$

$$[L_1] = \begin{bmatrix} L_s & -L_m/2 & -L_m/2 & L_m & -L_m/2 & -L_m/2 \\ -L_m/2 & L_s & -L_m/2 & -L_m/2 & L_m & -L_m/2 \\ -L_m/2 & -L_m/2 & L_s & -L_m/2 & -L_m/2 & L_m \\ L_m & -L_m/2 & -L_m/2 & L_r & -L_m/2 & -L_m/2 \\ -L_m/2 & L_m & -L_m/2 & -L_m/2 & L_r & -L_m/2 \\ -L_m/2 & -L_m/2 & L_m & -L_m/2 & -L_m/2 & L_r \end{bmatrix};$$

$$[L_2] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & a & -a & 0 & b & -b \\ -a & 0 & a & -b & 0 & b \\ a & -a & 0 & b & -b & 0 \end{bmatrix},$$

$$a = \frac{3}{2} L_m, \quad b = \left( L_r + \frac{1}{2} L_m \right).$$

При работе в трехфазном режиме поля обратной последовательности в воздушном зазоре отсутствуют и соответствующие уравнения в расчетах не участвуют.

Для имитации обрыва фазы статора необходимо в исходные выражения для уравнений поля прямой и обратной последовательности ввести ма-

трицу отказов, позволяющую переходить в аварийный двухфазный режим работы:

$$[M] = \begin{bmatrix} M_A \\ M_B \\ M_C \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}.$$

При этом нулевому состоянию переменных  $M_A$ ,  $M_B$ ,  $M_C$  будет соответствовать номинальный трехфазный режим работы, а единичному – обрыв соответствующей фазы обмотки статора. Тогда итоговое выражение для матрицы активных сопротивлений примет следующий вид:

$$[R_M] = (1 + k_{обр} [M]) [R],$$

где  $k_{обр}$  – коэффициент, имитирующий введение высокоомного сопротивления в цепь статора АД.

Окончательные выражения для уравнений полей прямой и обратной последовательности примут следующий вид соответственно:

$$\frac{d[i_1]}{dt} = [L_1]^{-1} \left\{ [U_1] - \left( [R_M] + [L_2] \frac{\omega}{\sqrt{3}} \right) [i_1] \right\},$$

$$\frac{d[i_2]}{dt} = [L_1]^{-1} \left\{ [U_2] - \left( [R_M] + [L_2] \frac{\omega}{\sqrt{3}} \right) [i_2] \right\}.$$

Имитация обрыва фазы статора осуществляется путем приравнивания коэффициента  $M_A$ ,  $M_B$  или  $M_C$ , соответствующего отказавшей фазе, нулю. При этом на выводы обмотки машины, отвечающей за поля обратной последовательности, подается напряжение, зависящее от текущего значения скольжения, и она подключается встречно с машиной прямой последовательности.

Расчет модели проводился в среде Matlab Simulink. Адекватность предложенной математической модели была проверена путем сравнения расчетных и экспериментальных данных, полученных при помощи автоматизированного испытательного стенда (рис. 2). Результаты сравнения переходных процессов, рассчитанных на модели и полученных экспериментально, приведены на рис. 3, 4.

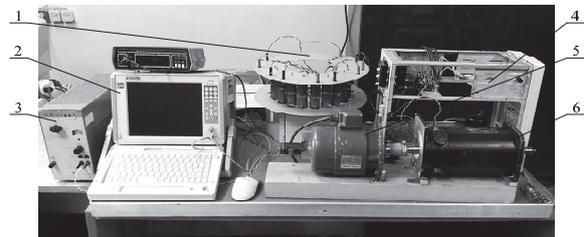
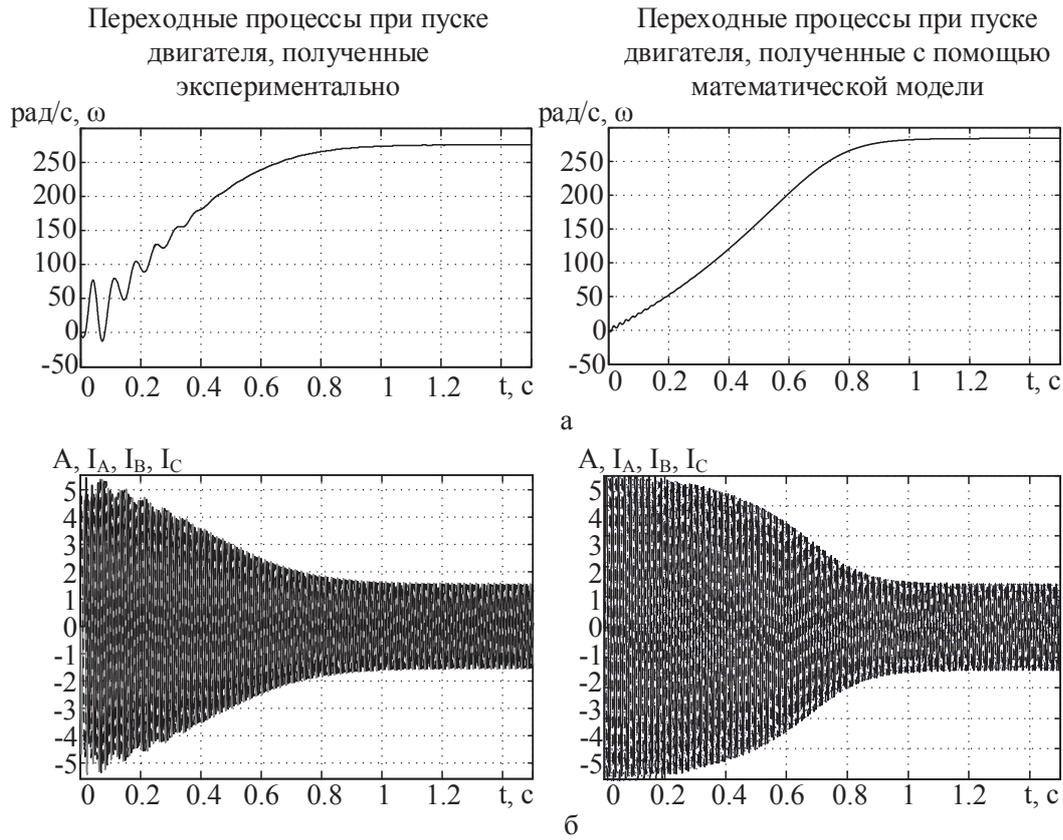
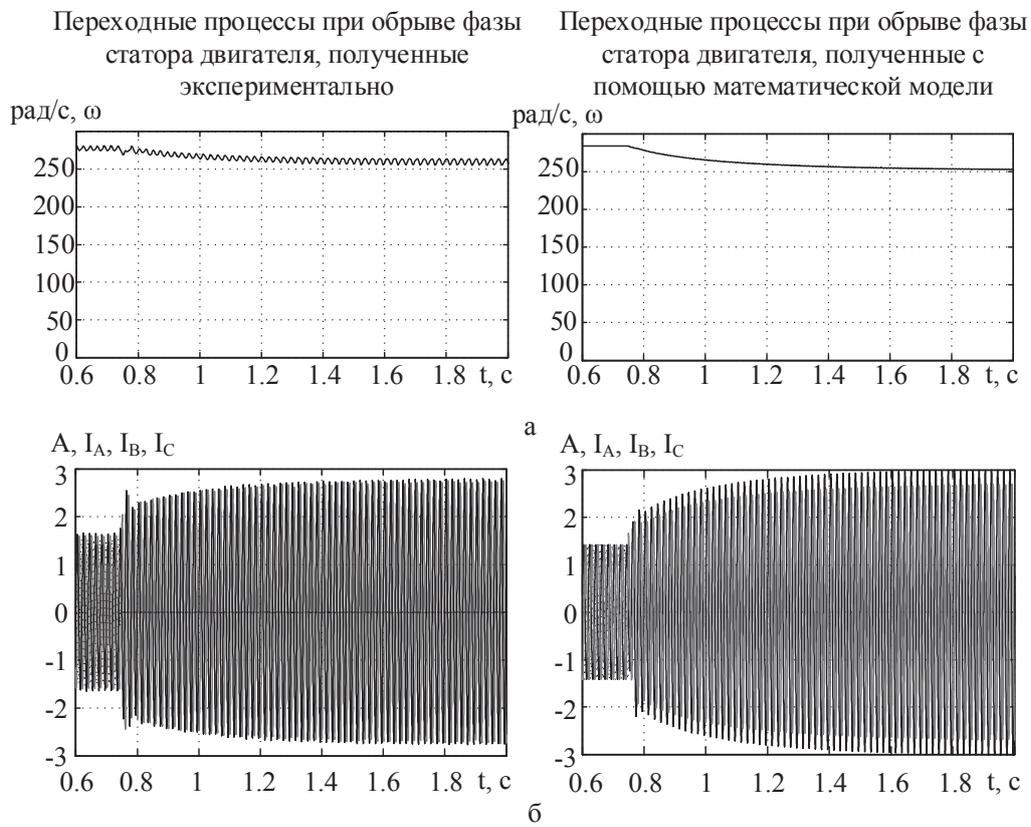


Рис. 2. Автоматизированный испытательный стенд для исследования аварийных и неполнофазных режимов работы асинхронного двигателя: 1 – резистивная нагрузка; 2 – компьютерная измерительная система МИС-300; 3 – источник питания; 4 – блок формирования аварийных режимов работы; 5 – асинхронный двигатель АИР63А2; 6 – машина постоянного тока серии ППИ 12.11



**Рис. 3.** Переходные процессы при пуске двигателя, полученные экспериментально и при помощи математической модели: а) по скорости; б) по току



**Рис. 4.** Переходные процессы при обрыве фазы статора двигателя, полученные экспериментально и при помощи математической модели: а) по скорости; б) по току

Разница между частотой вращения двигателя и амплитудой тока, полученных экспериментально и на математической модели, в трехфазном установленном режиме работы составляет 2,8 и 9,6 % соответственно. В аварийном двухфазном режиме работы эта разница составляет 2,3 % для частоты вращения и 2,5 % для тока для установившихся значений. Отклонения в переходных режимах работы вызваны принятыми в ходе составления математической модели допущениями, а также несимметрией питающей сети при проведении эксперимента.

Таким образом, разработанная математическая модель позволяет исследовать асинхронный электродвигатель в аварийном двухфазном режиме работы с учетом поля обратной последовательности, а также в двухфазном режиме работы с алгоритмическим поддержанием кругового вращающегося поля, когда поле обратной последовательности в воздушном зазоре отсутствует.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Одинокопылов Г.И., Одинокопылов И.Г. Обеспечение живучести электродвигателей переменного тока: монография. – Томск: Изд-во ТПУ, 2005. – 187 с.

#### Выводы

1. Разработана математическая модель асинхронного двигателя для исследования неполнофазного аварийного режима работы с учетом полей прямой и обратной последовательности с использованием матрицы отказов двигателя.
2. На основе разработанной имитационной модели в среде Matlab Simulink и проведенных подтверждающих экспериментов для случая обрыва фазы статора асинхронного двигателя при эллиптическом вращающемся поле расхождение результатов по току составило 2,3 %, по частоте вращения – 2,5 % в установленном режиме работы расхождение результатов по току составило 2,8 %, по частоте вращения, 6 %, что подтверждает адекватность разработанной математической модели.

2. Копылов И.П. Математическое моделирование электрических машин. – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Высшая школа, 2001. – 327 с.
3. Иванов-Смоленский А.В. Электрические машины: в 2-х т. Т. 1. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Изд-во МЭИ, 2004. – 652 с.

Поступила 20.05.2013 г.

UDC 62-83-523

## MATHEMATICAL MODEL OF INDUCTION MOTOR IN PHASE FAILURE MODE

G.I. Odnokopylov, A.D. Bragin

Tomsk Polytechnic University

*The paper considers the formation process of mathematical model of induction motor in electric drives of hazardous production facilities in phase failure emergency mode considering direct and reverse sequence fields that allows considering the impact of the elliptic field in phase failure emergency modes. The switching process into emergency two-phase operation was made using motor failure matrix. The paper introduces the results of transient modeling at loss of motor stator phase. The timing charts of speed and current obtained experimentally were compared using an automated test bench and a simulation model in the Matlab Simulink. Adequacy of the proposed mathematical model which allows investigating the induction motor in emergency two-phase operation of three-phase motor is proved.*

#### Key words:

*Mathematical model of induction motor, phase failure mode, field of direct and negative sequence, the matrix of motor failures, loss of motor phase.*

#### REFERENCES

1. Odnokopylov G.I., Odnokopylov I.G. *Obespechenie zhivuchesti elektrodvigateley peremennogo toka* (AC motor survivability support). Tomsk, TPU Publ., 2005. 187 p.

2. Kopylov I.P. *Matematicheskoe modelirovanie elektricheskikh mashin* (Mathematical modeling of electrical machines). Moscow, Vysshaya shkola, 2001. 2<sup>nd</sup> Iss., 327 p.
3. Ivanov-Smolenskiy A.V. *Elektricheskie mashiny* (Electrical machines). Moscow, MEI Publ., 2004. 2<sup>nd</sup> Iss., 1, 652 p.

УДК 62-932.2

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЕНТИЛЬНО-ИНДУКТОРНОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА В АВАРИЙНЫХ РЕЖИМАХ РАБОТЫ

Г.И. Однокопылов, И.А. Розаев

Томский политехнический университет  
E-mail: RozayevIA@gmail.com

Рассмотрена имитационная модель в среде MatLab Simulink для одно- и двухсекционного вентильно-индукторного электропривода в составе электроприводов опасных производственных объектов, позволяющая исследовать его работу в нормальных, аварийных и неполнофазных режимах работы. Приведен алгоритм отказоустойчивого управления, позволяющий обеспечивать восстановление работоспособности вентильно-индукторного электропривода на основе непрерывного мониторинга фазных токов и активизации алгоритма восстановления работоспособности. Приведены результаты имитационного моделирования переходных процессов при обрыве одной фазы статора односекционного и двухсекционного двигателей. Выполнено сравнение временных диаграмм по частоте вращения односекционного и двухсекционного вентильно-индукторного электропривода. Приведены зависимости провала частоты вращения от времени переключения структуры электропривода и величины нагрузки. Показана адекватность предложенной математической модели, позволяющей исследовать вентильно-индукторный электропривод.

### Ключевые слова:

Имитационная модель вентильно-индукторного электропривода, двухсекционный вентильно-индукторный электропривод, обрыв фазы электродвигателя, алгоритм отказоустойчивого управления, время переключения структуры электропривода.

В последние годы наблюдается увеличение количества работ зарубежных и отечественных авторов в области создания простых по конструкции и надежных электрических машин для электроприводов, где технологичность, простота, низкая цена и отказоустойчивость исполнительного двигателя, выполненного на основе вентильно-индукторного двигателя (ВИД), имеют решающее значение, а требуемые показатели качества достигаются за счет применения высокоинтеллектуальных преобразователей частоты. Эти исследования могут быть применены для электроприводов (ЭП) в составе промышленного оборудования опасных производственных объектов: ядерных, военных, химических, строительных, металлургических и транспортных, то есть там, где существует необходимость организации отказоустойчивого управления исполнительными электроприводами с обеспечением свойства живучести.

Обеспечение необходимого уровня живучести возможно за счет секционирования вентильно-индукторной машины, входящей в состав электропривода. Конструктивно двигатель, входящий в состав электропривода, обеспечивает полную независимость статорных обмоток друг от друга, что дает возможность ЭП продолжить работу на исправных фазах двигателя при таких аварийных ситуациях, как отказ ключа преобразователя частоты (ПЧ) или обрыв фазы двигателя. Для обеспечения работы ЭП при таких отказах без существенных провалов по частоте вращения и моменту можно применить двухсекционный или многосекционный вентильно-индукторный электропривод (ВИП), имеющий независимое управление статорными обмотками [1].

Для исследования ВИП в аварийных режимах работы и разработки алгоритмов отказоустойчивого управления необходимо разработать имитационную модель многосекционного ВИП. В статье

рассматривается имитационная модель двухсекционного ВИП в среде MatLab Simulink, а также способ обеспечения свойства живучести многофазного ВИП за счет микроконтроллерного управления электроприводом с реализацией алгоритма восстановления работоспособности.

При разработке модели двухсекционного ВИП за основу взята модель односекционного ВИП [2, 3]. Параметры односекционного 3-х фазного вентильно-индукторного электропривода с 6 полюсами на статоре и 4 на роторе приведены в таблице.

**Таблица.** Параметры модели односекционного вентильно-индукторного электропривода

Параметр	Величина
Сопротивление обмотки статора, Ом	0,05
Момент инерции, кг·м <sup>2</sup>	0,05
Момент сил трения, Н·м	0,02
Начальная скорость $\omega_0$ , рад/с	0
Начальное положение ротора $\Theta_0$ , рад	0
Индуктивность при рассогласованном положении, Гн	$0,67 \cdot 10^{-3}$
Индуктивность в согласованном положении, Гн	$23,6 \cdot 10^{-3}$
Индуктивность насыщения согласованного положения, Гн	$0,15 \cdot 10^{-3}$
Максимальный ток, А	450
Максимальное потокоцепление, В·с	0,486
Напряжение питания, В	230

При моделировании использовалась преобразовательная ячейка (ПЯ), выполненная по схеме однофазного инвертора напряжения, изображенная на рис. 1, а [2], с расчетными временными диаграммами потокоцепления, тока статорных обмоток и вращающего момента, рис. 1, б.

Полученные в разработанной модели диаграммы (рис. 1, б) полностью совпадают с диаграммами, приведенными в работе [2], рассчитанными

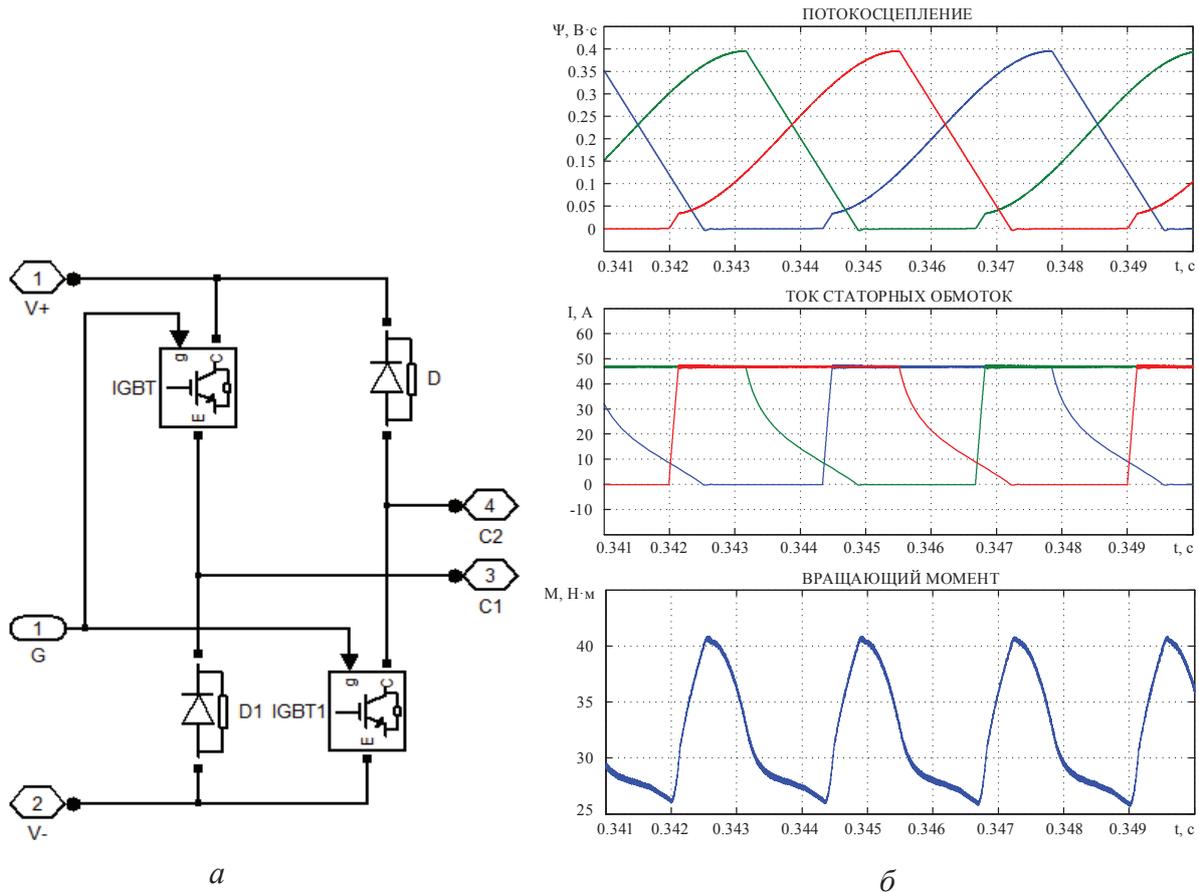


Рис. 1. Схема инвертора (а) и временные диаграммы (б) потокосцепления, тока и вращающего момента

для двигателя с параметрами, приведенными в таблице, что позволяет судить оадекватности разработанной имитационной модели односекционного ВИП.

После подтверждения работоспособности односекционной модели ВИП на её основе была реализована  $n$ -секционная модель ВИП (рис. 2) с  $m$ -фазным преобразователем частоты ВИП, выполненным на основе однофазного инвертора (рис.1), с микроконтроллерной системой управления (МК) и датчиком положения (ДП) позиционной обратной связи.



Рис. 2. Функциональная схема многосекционного вентильно-индукторного электропривода

В многосекционном ЭП каждая секция может рассматриваться как независимая обмотка, что является особенностью данного типа электродвигателя. Работа ЭП осуществляется за счет сигналов, поступающих с ДП в СУ, в которой МК на основе сигналов с соответствующих датчиков тока каждой фазы формирует текущее задание на ток для ПЧ. ПЧ осуществляет коммутацию транзисторов

ПЧ, обеспечивая поочередное питание фаз каждой секции электродвигателя. Каждая секция  $m$ -фазного ПЧ в общем случае содержит  $m$  защитных элементов [4].

ЭП с отказоустойчивым управлением, выполненный по предложенному способу, на примере 2-секционного ВИП с  $m$ -фазным преобразователем, позволяет обеспечить эффективные алгоритмы формирования токов в фазных обмотках с целью минимизации пульсаций магнитодвижущей силы. Для обеспечения функционирования отказоустойчивого алгоритма требуется, чтобы каждая  $m$ -фазная обмотка двухсекционного вентильно-индукторного двигателя поочередно запитывалась однополярным импульсом тока. Для этого измеряется период сигнала фазы датчика положения ротора, вычисляются временные интервалы, определяющие начало и окончание зон импульсов управления силовыми ключами инвертора напряжения и по результатам измерений и вычислений формируется последовательность импульсов управления силовыми ключами каждой фазы. Формируются биты отказов отдельно для каждой секции  $m$ -фазного двухсекционного ВИП:  $i=1...m$ , по результатам анализа мгновенных значений амплитуды фазных токов первой секции электродвигателя:

- если  $|I_{1zi} - I_{1oci}| \geq \delta$ , то выявляют отказ  $i$ -фазы первой секции:  $a_{1i}=1, \bar{a}_{1i}=0$ ,

второй секции электродвигателя:

- если  $|I_{2zi} - I_{2oci}| \geq \delta$ , то выявляют отказ  $i$ -фазы второй секции:  $a_{2i}=1, \bar{a}_{2i}=0$ ,

где  $I_{1zi}$  – заданные значения мгновенной амплитуды формируемых фазных токов для  $i$ -фазы первой секции, А;  $I_{2zi}$  – заданные значения мгновенной амплитуды формируемых фазных токов для  $i$ -фазы второй секции, А;  $\delta$  – допустимая ошибка работы регулятора тока. При наличии отказа в одной из фаз электродвигателя происходит блокирование соответствующим инверсным битом отказа  $\bar{a}_{1i}, \bar{a}_{2i}$  соответствующей преобразовательной ячейки первой секции ПЯ<sub>1i</sub> или второй секции ПЯ<sub>2i</sub> от цепей питания, после чего формируется увеличенное задание амплитуды фазного тока для соответствующей исправной преобразовательной ячейки другой секции, для первой секции по выражению (1):

$$I_{1zi} = I_{\omega} \bar{a}_{1i} (1 + \bar{a}_{2i}) \frac{1}{2} [1 + \text{sign}(\alpha(\Theta_k, i) - \alpha(t))]; \quad (1)$$

для второй секции по выражению (2):

$$I_{2zi} = I_{\omega} \bar{a}_{2i} (1 + \bar{a}_{1i}) \frac{1}{2} [1 + \text{sign}(\alpha(\Theta_k, i) - \alpha(t))]; \quad (2)$$

где  $I_{\omega}$  – значение амплитуды формируемых фазных токов, А;  $\alpha(\Theta_k, i)$  – значения формируемого угла, рад;  $\alpha(t)$  – мгновенное значение датчика положения ротора, рад.

Проверка предложенного алгоритма отказоустойчивого управления была осуществлена на имитационной модели двухсекционного ВИП в среде MatLab Simulink рис. 3.

На основании модели ВИП рис. 3 были проведены исследования аварийных ситуаций, возникающих в ВИП. Зависимости частоты вращения от времени при отказе в одной из фаз ПЧ приведены

на рис. 4 для односекционного и на рис. 5 для двухсекционного двигателя, бит отказа изображен сигналом логического уровня напряжения +5 В.

Как следует из диаграммы, представленной на рис. 4, в случае аварийного отключения одной из фаз односекционного трехфазного вентильно-индукторного электропривода происходит 33 % снижение частоты вращения от номинального значения при номинальной нагрузке с сохранением частичной работоспособности электропривода.

На рис. 5 показан процесс обрыва одной фазы одной секции с дальнейшим восстановлением работоспособности за счет удвоения тока одноименной фазы второй секции в двухсекционном электроприводе. Восстановление работоспособности происходит практически без потери качества работы ЭП. Как видно из рисунка, такой алгоритм позволяет полностью восстановить работоспособность электропривода за время восстановления  $T_{\text{В}}$ . Время провала  $T_{\text{П}}$  и время восстановления  $T_{\text{В}}$  вместе составляют время переключения структуры электропривода  $T_{\text{ЭП}}$ , величина которого определяет качество процесса восстановления работоспособности ВИП. За время  $T_{\text{ЭП}}$  частота вращения изменится на величину  $\Delta\omega$ :

$$\Delta\omega = (\omega_{\text{ном}} - \omega_{\text{п.мах}}) \cdot 100 \%, \quad (3)$$

где  $\omega_{\text{ном}}$  – номинальное значение частоты вращения,  $\omega_{\text{п.мах}}$  – максимальное значение провала частоты вращения при отказе фазы одной секции.

На рис. 6 приведен 3-х мерный график зависимости  $\Delta\omega$  от величины нагрузки  $M_c$ , представленной в относительных единицах от величины номинальной нагрузки, и времени переключения структуры электропривода  $T_{\text{ЭП}}$ .

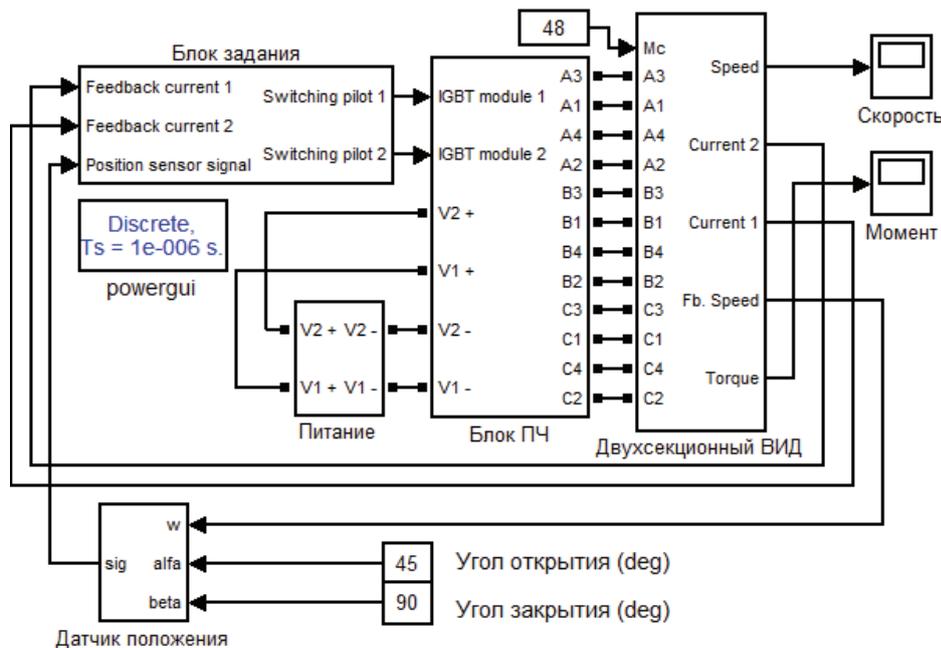


Рис. 3. Имитационная модель двухсекционного вентильно-индукторного электропривода в среде моделирования MatLab Simulink

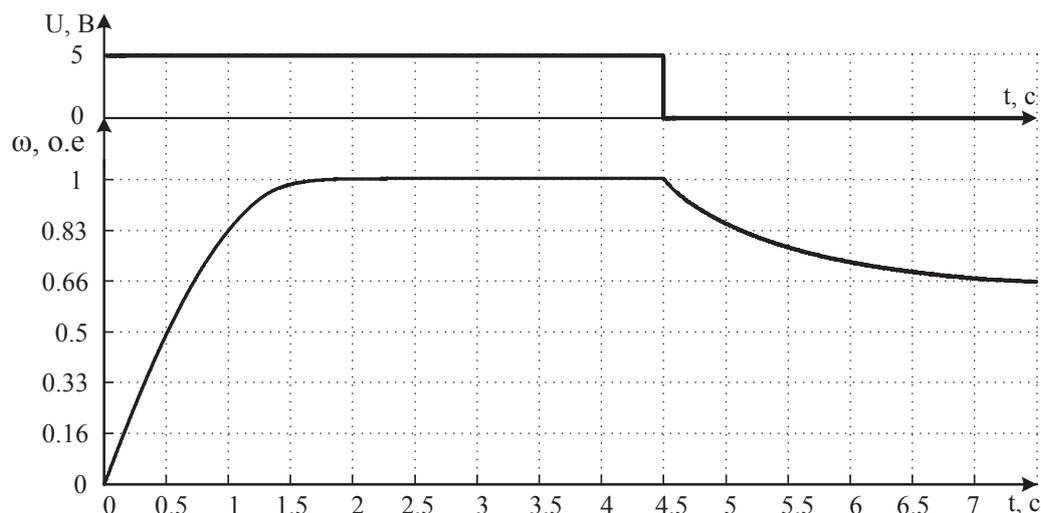


Рис. 4. Временная диаграмма односекционного ВИП при обрыве фазы

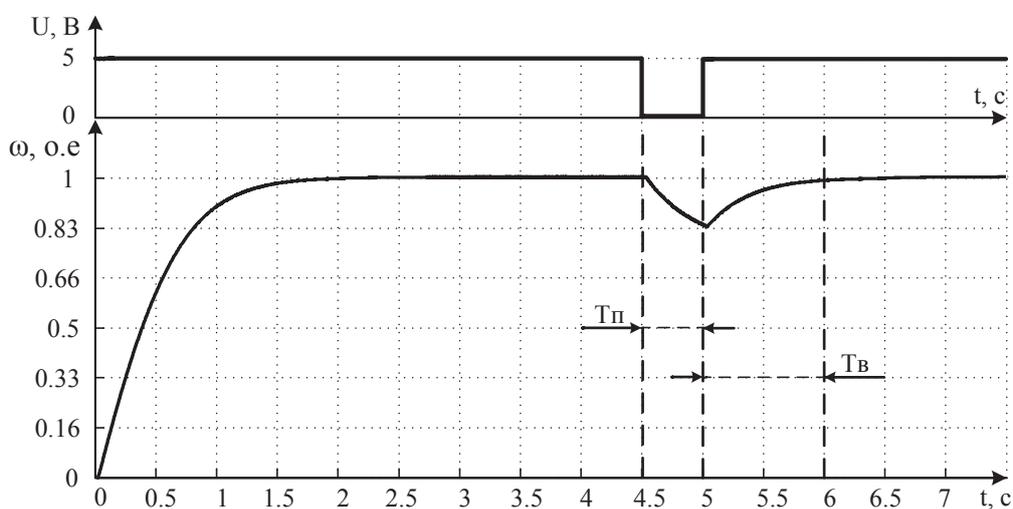


Рис. 5. Временная диаграмма двухсекционного ВИП при обрыве фазы с активизацией алгоритма отказоустойчивого управления

Как следует из рис. 6, максимальное значение провал частоты вращения  $\Delta\omega=5,7\%$  достигает при полной номинальной нагрузке с временем переключения структуры электропривода  $T_{эл}=0,1$  с, что во много раз превышает частоту дискретизации ШИМ. Следовательно, для значений времени  $T_{эл}$ , равных или меньших времени дискретизации ШИМ, возможно восстановление работоспособности ЭП с  $\Delta\omega\leq 1\%$ . Использование алгоритма отказоустойчивого управления на основе анализа фазных токов позволяет полностью восстанавливать работоспособность ВИП с минимальными провалами по частоте вращения за время переключения структуры электропривода.

**Выводы**

1. В среде MatLab Simulink разработана имитационная модель позволяющая исследовать рабочие и аварийные режимы работы одно- и двухсекционного вентильно-индукторного электропривода.

2. В случае аварийного отключения одной из фаз односекционного трехфазного вентильно-индукторного электропривода происходит 33% снижение частоты вращения от номинального значения при номинальной нагрузке с сохранением частичной работоспособности электропривода.
3. Применение в двухсекционном вентильно-индукторном электроприводе предложенного алгоритма отказоустойчивого управления позволяет обеспечить полное восстановление работоспособности в случае отказа одной или нескольких фаз электродвигателя или преобразователя частоты.
4. В случае аварийного отключения одной из фаз в двухсекционном вентильно-индукторном электроприводе, работающем с номинальной нагрузкой за время восстановления работоспособности с переключением структуры электропривода 0,1 с, падение частоты вращения составило 5,7% от номинальной частоты вращения.

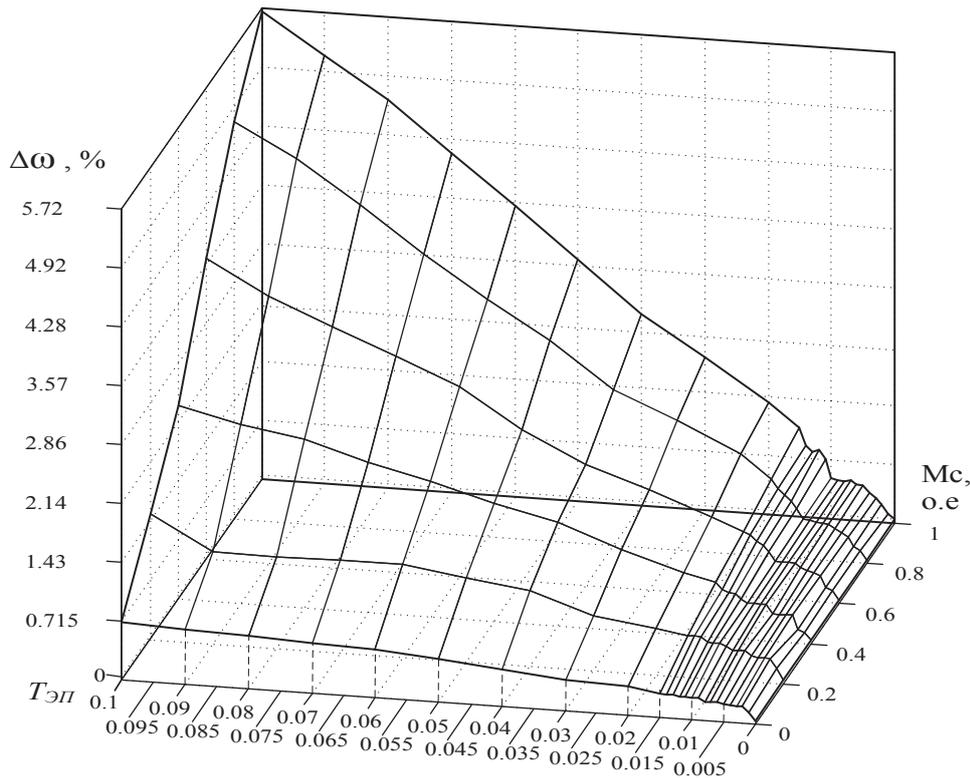


Рис. 6. График зависимости  $\Delta\omega$  от величины нагрузки  $M_c$ , времени переключения структуры электропривода  $T_{эл}$  в двухсекционном ВИП

#### СПИСОКЛИТЕРАТУРЫ

1. Кузнецов В.А., Кузьмичев В.А. Вентильно-индукторные двигатели. – М.: Изд-во МЭИ, 2003. – 70 с.
2. Irimia N.D., Simon A., Livadaru L., Vlasceanu S., Dabija O., Mihai A.M. Study of a 3 phase (6/4) switched reluctance motor control. – Buletinul AGIR. – 2001. – P.129–134.
3. Krishnan R. Switched reluctance motor drives: modeling, simulation, analysis, design, and applications. – Boca Raton: CRC Press, 2001. – 432 p.
4. Вентильно-индукторный электропривод со свойством живучести: пат. РФ № 128409, МПК, H02H 7/09, H02H 7/12, H02P 6/12, H02P 6/16, № 2012153519/07; заявл. 11.12.2012; опубл. 20.05.2013, Бюл. № 14. – 13 с.

Поступила 03.10.2013 г.

UDC 62–932.2

## MODELING OF SWITCHED-RELUCTANCE DRIVE IN EMERGENCY OPERATION

G.I. Odnokopylov, I.A. Rozayev

Tomsk Polytechnic University

The authors have considered in MatLab Simulink the simulation model of one- and two-section switched reluctance drive operating in hazardous industrial mechanisms. The model allows investigating the work of switched-reluctance drive in usual, emergency and low-phases modes. The paper introduces a free-failure control algorithm which gives the possibility to provide the operation recovery of switched-reluctance drive based on continuous monitoring of phase currents and stirring up the operation recovery algorithm. The data of transient simulation at one motor phase loss in one- and two-section switched reluctance motors are given. The time charts are compared in rotation frequency of one- and two-section motor drives. The dependences of speed failure on drive structure switching time and load level are introduced. The paper introduces the adequacy of the proposed mathematical model which allows investigating the switched-reluctance drive.

#### Key words:

Simulation model of a switched reluctance drive, two-section switched reluctance drive, loss of motor phase, free-failure control algorithm, drive structure switching time.

## REFERENCES

1. Kuznetsov V.A., Kuzmichev V.A. *Ventilno-induktornye dvigateli* (Switched reluctance motors). Moscow, MEI Publ., 2003. 70 p.
2. Irimia N.D., Simon A., Livadaru L., Vlasceanu S., Dabija O., Mihai A.M. Study of a 3 phase (6/4) switched reluctance motor control. *Buletinul AGIR*, 2001. pp.129–134.
3. Krishnan R. *Switched reluctance motor drives: modeling, simulation, analysis, design, and applications*. Boca Raton, CRC Press, 2001. 432 p.
4. Odnokopylov G.I., Rozaev I.A., Bukreev V.G. *Ventilno-induktorny elektropriwod so svoystvom zhivuchesti* (switched reluctance drive with survivability property). Patent RF, no. 2012153519/07, 2013.

УДК 621.33, 629.423.1

## ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА БУКСОВАНИЯ КОЛЁСНОЙ ПАРЫ РУДНИЧНОГО ЭЛЕКТРОВОЗА В ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ

А.Д. Вильнин\*, С.Н. Кладиев, Б.И. Пякилля

Томский политехнический университет

\*Томский государственный архитектурно-строительный университет

E-mail: va771@mail.ru; kladiev@tpu.ru; pakillaboris@gmail.com

*Описан косвенный метод получения информации об эффекте буксования колесной пары рудничного электровоза на основе использования особой фильтрационной схемы, которая производит фильтрацию измеренного момента сопротивления колесной пары тягового электровоза и выделяет сигнал, величина которого пропорциональна величине буксования. Также в работе представлены результаты имитационного моделирования. Далее выполнен анализ результатов моделирования на основе сравнения графиков линейных скоростей колесной пары тягового рудничного электровоза и корпуса электровоза при использовании алгоритма компенсации эффекта буксования и при его отсутствии. Метод обнаружения эффекта буксования колесной пары и основанный на нем алгоритм управления тяговым электроприводом колесной пары электровоза позволяют повысить энергоэффективность процессов разгона и торможения подвижного состава с тяговым рудничным электровозом.*

### Ключевые слова:

*Рудничный электровоз, система управления движением, частотно-регулируемый электропривод, люфт, буксование, много-массовая модель подвижного состава.*

### Введение

Рудничный электротранспорт в угольных шахтах и шахтах по добыче металлических руд работает в сложных условиях эксплуатации, какими являются: наличие абразивной пыли, влаги на рельсах и т. п., что снижает коэффициент сцепления колёс с рельсами. Эти факторы приводят к буксованию колёсной пары относительно рельсов и как следствие существенно снижают производительность тягового электрооборудования и безопасность движения состава [1]. Наибольшую интенсивность буксование имеет в динамических режимах работы, а именно в процессах разгона и торможения подвижного состава. Все это значительно снижает эффективность работы тяговых электровозов, которым приходится тратить большое количество энергии для преодоления эффекта буксования, что отрицательно сказывается на энергоэффективности электрооборудования [2].

Известен способ обнаружения начала процесса буксования транспортного средства, заключающийся в том, что явление буксования определяют по разности линейной скорости движения подвижного состава относительно неподвижной системы координат и линейной скорости движения оси колесной пары относительно подвижной системы координат, которая определяется как произведение

угловой частоты вращения колеса на его радиус. Использование такого способа обнаружения буксования предполагает наличие двух датчиков измерения линейной скорости движения. Один датчик связан с корпусом и измеряет линейную скорость состава относительно неподвижной системы координат, а именно рельсового пути, и является датчиком оптического или электромагнитного действия. Второй является датчиком угловой частоты вращения колеса относительно оси, который связан с приводным тяговым двигателем [2]. Данный способ не может быть реализован в подземном транспортном средстве, поскольку датчик линейной скорости состава не подходит для использования в условиях горных выработок.

В [2] приведено описание способа определения буксования колес относительно рельс, основанного на выявлении пульсаций тока электродвигателя с частотой упругих фрикционных автоколебаний, возникающих в этих режимах. Практическая реализация данного устройства в аналоговом исполнении оказалась сопряжена с серьезными сложностями, вызванными, в частности, пульсациями, которые зависят от наличия эксцентриситета колес, неровностей путей, пульсациями от зубчатой передачи, упругих колебаний, возникающих при изменении упругих и возмущающих воздействий.

В [3] был предложен способ и устройство обнаружения буксования и юза колес рельсового транспортного средства, содержащее датчик колебаний механической части привода колесной пары и два канала обнаружения буксования. Основным недостатком этого способа и устройства является то, что изменение характера колебаний механической системы происходит в момент начала буксования или юза колесной пары, т. е. является возмущением для системы автоматического управления частотой вращения тягового двигателя. Также устройство имеет недостаток в виде использования в его структуре тензодатчика, выходом которого является аналоговый сигнал малой мощности, подверженный воздействию помех и шума.

Все вышеуказанные способы имеют те или иные существенные недостатки, связанные либо с неточностью обнаружения факта проскальзывания, либо со сложностью измерения линейной скорости электровоза, либо с недостаточной надежностью устройств измерения этой скорости.

#### Постановка задачи

В настоящей работе исследована возможность повышения точности, надежности устройства обнаружения буксования и юза, который на нем реализован.

Способ и устройство для его реализации могут применяться только совместно, так как при этом используются возможности цифровой системы управления частотно-регулируемого тягового электропривода и внешние блоки устройства, программно реализованные на внешнем микроконтроллере.

Научная новизна работы заключается в использовании математической модели тягового электровоза как объекта для обнаружения эффекта буксования колесной пары в динамических режимах работы, а также в использовании свойств полосового фильтра и фильтра низких частот для определения степени буксования. Предмет исследования – методика анализа колебаний электромагнитного момента частотно-регулируемого привода колесной пары при обработке аддитивной гармонической составляющей в сигнале задания электромагнитного момента электропривода.

#### Математические основы метода

Используем математическую модель тягового электровоза, представленную в работах [4, 5]. На основании второго закона Ньютона для вращательного движения [6] выразим момент сопротивления одной из колесных пар (КП) через задающий момент и момент инерции КП, умноженный на ее угловое ускорение:

$$M_1(t) = M_3(t) - J_1 \varepsilon(t),$$

где  $M_3(t)$  – задающий момент;  $J_1$  – момент инерции КП;  $\varepsilon(t)$  – угловое ускорение колеса.

Эта величина и будет нами использоваться в дальнейшем для определения эффекта буксования.

В основе предложенного метода определения буксования используются два вида фильтров: полосовой фильтр (ПФ) и фильтр низких частот (ФНЧ), каждый из которых выполняет функцию «наблюдателя» избыточной скорости скольжения [7]. Эти фильтры отсекают всю ненужную информацию и формируют необходимый сигнал события. Математически метод можно описать следующим образом: пусть при  $M_3 \neq 0$  генератором колебаний формируется некоторый гармонический сигнал  $f(t)$  с частотой  $\omega$ , который аддитивно добавляется к задающему моменту:

$$f(t) = A \sin(\omega t),$$

где амплитуду  $A$  можно принять равной единице. После этого функция скорости скольжения  $U_1(t)$  для первой колесной пары будет иметь вид (1)

$$U_1(t) = \left( \int_0^t M_3(\tau) + A \sin(\omega \tau) - \right) \frac{R}{J_1} - V_{et}(t), \quad (1)$$

$$-M_1(\tau) d\tau$$

где  $R$  – радиус колеса;  $V_{et}(t)$  – линейная скорость электровоза.

Момент же первой КП, записанный в зависимости от скольжения [2], имеет вид (2)

$$M_1(t) = M_3(t) - J_1 \varepsilon(t) = \left( \Phi_0 \left( 1 - \exp\left(\frac{-2U_1(t)}{U_0}\right) \right) \right) \frac{mR}{k_n}, \quad (2)$$

где  $\Phi_0$  – коэффициент сцепления;  $m$  – масса электровоза;  $k_n$  – передаточный коэффициент механической передачи (редуктора).

Данная величина является входным сигналом для полосового фильтра, имеющего передаточную функцию (3)

$$W_{\text{нф}}(p) = \frac{kp}{p^2 + ap + b}, \quad (3)$$

где  $p$  – комплексная переменная.

На основе (1)–(3) реакция фильтра приближенно будет описываться функцией вида

$$h(t) = \int_0^t M_1(t - \tau) w(\tau) d\tau = \int_0^t \left( \frac{2\Phi_0 mR}{kU_0} \frac{dU_1(t - \tau)}{dt} \exp\left(\frac{-2U_1(t - \tau)}{U_0}\right) \right) = \int_0^t \left( \frac{k \exp(-p_1 \tau)}{2p_1 + a} + \frac{k \exp(-p_2 \tau)}{2p_2 + a} \right) d\tau, \quad (4)$$

где  $p_1, p_2$  – корни характеристического полинома ПФ;  $a, b$  – параметры фильтра.

Выражение (4) показывает явную зависимость между выходом фильтра и величиной скольжения, при повышении скольжения значение выходного сигнала стремится к нулю, в противном случае выходной сигнал увеличивается. Так как полосовой фильтр пропускает сигналы определенной частоты, а нам необходимо выделение собственно частоты,

ты испытательного сигнала  $f(t)$ , для выявления лучшей качественной картины мы использовали ФНЧ. Его передаточная функция имеет вид (5):

$$W_{\text{фнч}}(p) = \frac{1}{\frac{1}{\omega_c} p + 1}, \quad (5)$$

где  $\omega_c$  – частота среза фильтра.

**Результаты моделирования**

Основным доказательством работы метода, если аналитические зависимости в явном виде получить невозможно или достаточно тяжело, является анализ результатов моделирования процесса, которые представлены в графической форме. Для моделирования использовался программный пакет *MATLAB Simulink* фирмы *Mathworks*.

На рис. 1 представлен график косвенно измеренного момента сопротивления первой колесной пары  $M_1(t)$ :

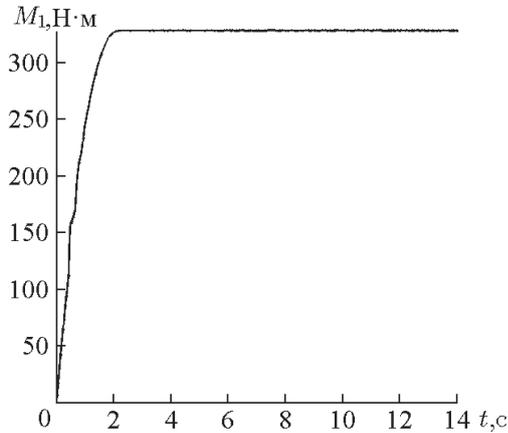


Рис. 1. Зависимость момента сопротивления  $M_1(t)$  от времени

Колебания относительно среднего значения момента обусловлены процедурой дифференцирования. Изображения зависимостей линейных скоростей колесной пары  $V_1(t)$  и электровоза  $V_{et}(t)$  в функции времени представлены на рис. 2.

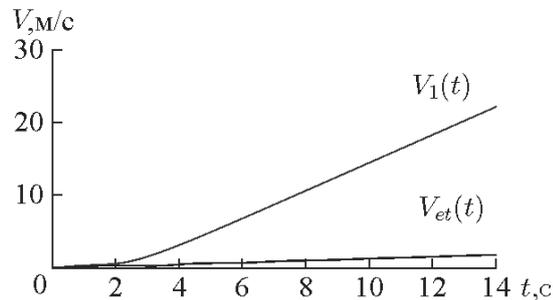


Рис. 2. Графики линейных скоростей  $V_1(t)$  и  $V_{et}(t)$  при наличии буксования колесной пары

Как видно из графиков, существует расхождение в значениях линейных скорости обода колесной пары относительно ее оси вращения и скорости оси колесной пары относительно неподвижной системы координат (рельсового пути), обусловленное эффектом буксования. Эффект буксования опреде-

ляется величиной скорости скольжения  $U_1(t)$ , которая получается на основе выражения (6):

$$U_1(t) = V_1(t) - V_{et}(t). \quad (6)$$

Величина (6) растет, а одновременно с нею растет количество энергии, которое тратится вхолостую. Эту проблему можно решить, используя некоторый тип наблюдателей, позволяющий определить качественное поведение величины скольжения, и уже на основе этой информации необходимо провести синтез закона управления на регулируемый электропривод для устранения буксования.

Для этого используется алгоритм наблюдения, основанный на применении особой схемы фильтрации, состоящей из полосового фильтра и фильтра низких частот. Далее происходит уменьшение буксования при помощи ограничения задающего момента. На рис. 3 представлены графики линейных скоростей, а также график скорости скольжения  $U_1(t)$  на рис. 4 при использовании управляющего алгоритма, на котором пунктирной линией показана максимальная величина скольжения, которая считается приемлемой.

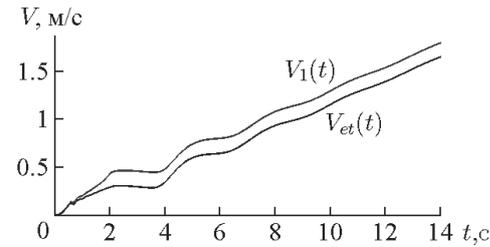


Рис. 3. Линейные скорости  $V_1(t)$  и  $V_{et}(t)$  при использовании алгоритма компенсации буксования

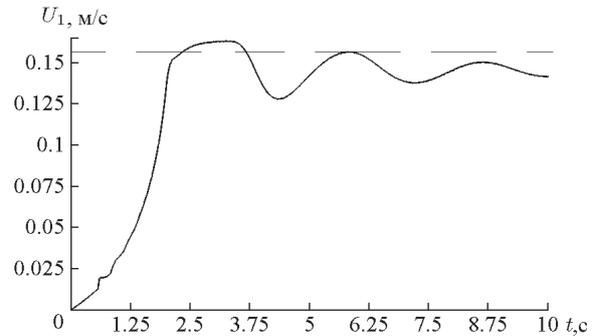


Рис. 4. Зависимость скорости скольжения от времени  $U_1(t)$

Анализ изменения скорости скольжения от времени (рис. 4) показывает, что данный метод позволяет эффективно компенсировать явление буксования колесной пары путем управления ее разгона и торможения с помощью регулируемого электропривода. Величина скорости скольжения ограничена и поддерживается на минимально допустимом уровне ( $U_1(t) \approx 0,15$  м/с), когда коэффициент сцепления обода колеса с рельсом практически не меняется. Время работы алгоритма компенсации буксования в имитационной модели ( $t_p \approx 2$  с) соотносится со временем переходного процесса разгона или торможения колесной пары подвижного состава рудничного электровоза которое на порядок больше.

В дальнейшем планируется исследовать взаимовлияние тяговых электроприводов первой и второй колесных пар электровоза при их совместном управлении в переходных режимах движения состава по рельсовым путям сложного профиля при различной загрузке вагонов сырьем.

#### Выводы

1. По результатам имитационного моделирования доказана работоспособность метода определения эффекта буксования колесной пары в переходных режимах разгона и торможения.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Тимошенко А.В. Динамика автоматизированного электропривода рудничного электровоза с цифровым устройством распознавания буксования // *Електротехнічні та комп'ютерні системи*. – 2011. – Вып. 03 (79). – С. 153–154.
2. Кутовой Ю.Н. Повышение тяговых свойств рудничного электровоза средствами электропривода: дис. ... канд. техн. наук. – Харьков, 1984. – 186 с.
3. Устройство обнаружения буксования и юза колес рельсового средства: пат. 2071197 Российская Федерация, МПК В 60 L 3/10. № 94044536/11; заявл. 14.12.1994; опубл. 27.12.1996, Бюл. № 11. – 1 с.
4. Кладиев С.Н., Вильнин А.Д., Пякилля Б.И. Модель электро-механической системы подвижного состава рудничного элек-

2. Метод позволяет сформировать закон управления тяговым электроприводом колесной пары, который работает в режиме регулирования момента с ограничениями на рывок, ускорение частоты вращения колесной пары и исключает явление буксования. Это позволяет добиться снижения потерь энергии при разгонах и торможениях состава.
3. Появляется возможность увеличить ресурс работы колесной пары за счет уменьшения износа обода колеса о рельс при трении из-за предотвращения режима буксования в переходных режимах.

*Работа выполнена в рамках Госзаказа «Наука» № 7.2826.2011.*

тровоза // *Современные технологии. Системный анализ. Моделирование*. – 2013. – Вып. 1 (37). – С. 65–68.

5. Вильнин А.Д., Кладиев С.Н. Структура тягового электропривода рудничного электровоза // *Современные проблемы и пути их решения в науке, транспорте, производстве и образовании: сб. науч. тр.* – Одесса: Черноморье, 2011. – Т. 2. – С. 80–85.
6. Бутенин Н.В., Лунц Я.Л., Меркин Д.Р. Курс теоретической механики. В 2-х т. Т. II: Динамика. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1979. – 544 с.
7. Оппенгейм А., Шафер Р. Цифровая обработка сигналов. – М.: Техносфера, 2006. – 856 с.

*Поступила 10.10.2013 г.*

UDC 621.33, 629.423.1

## INVESTIGATION OF WHEEL PAIR SKIDDING IN MINE ELECTRIC LOCOMOTIVE IN TRANSIENT CONDITION

A.D. Vilnin\*, S.N. Kladiev, B.I. Pyakillya

Tomsk Polytechnic University

\*Tomsk State University of Architecture and Building

*The paper describes the indirect method of obtaining the information on wheel pair skidding. The method is based on using a special filtration scheme which filters the estimated resistive torque and highlights the signal which is proportional to wheel pair skidding. The work introduces as well the imitation modeling results. The modeling results were analyzed by comparing the linear velocities of wheel pair and electric locomotive in different modes. The method helps to increase energy efficiency of acceleration and braking processes of mobile composition with mine electric locomotive.*

#### Key words:

*Mine electric locomotive, motion control system, variable frequency drive, backlash, skidding, multimass model of mobile composition.*

#### REFERENCES

1. Timoshchenko A.V. *Elektrotehnikni ta kompyuterni sistemi*, 2011. 03 (79), pp. 153–154.
2. Kutovoy Yu.N. *Povyshenie tyagovykh svoystv rudnichnogo elektrovoza sredstvami elektroprivoda*. Diss. kand. tekhn. nauk (Increase of haulage capacity of mine electric locomotive by means of electric drive. Cand. techn. sci. diss.). Harkov, 1984. 186 p.
3. Pavlenko A.P., Pavlenko A.A., Klepikov V.B., Kutovoy Yu.N. *Ustroystvo obnaruzheniya buksovaniya i yuza kolel relsovoogo sredstva* (The device for determining skidding and slipping of rail vehicle wheels). Patent RF, no. 94044536/11, 1996.
4. Kladiev S.N., Vilnin A.D., Pyakillya B.I. *Sovremennye tekhnolo-*

*gii. Sistemnyj analiz. Modelirovanie*, 2013. 1 (37), pp. 65–68.

5. Vilnin A.D., Kladiev S.N. *Struktura tyagovogo elektroprivoda rudnichnogo elektrovoza. Sovremennye problemy i puti ikh resheniya v nauke, transporte, proizvodstve i obrazovanii*. Sbornik nauchnykh trudov (Structure of traction drive of a mine locomotive. Proc. Current problems and the ways of the solution in science, transport, industry and education). Odessa, Chernomorye, 2011. 2, pp. 80–85.
6. Butenin N.V., Lunts Ya.L., Merkin D.R. *Kurs teoreticheskoy mekhaniki. T. II: Dinamika* (The course of theoretical mechanics. Dynamics). 2<sup>nd</sup> Iss. Moscow, Nauka, 1979. 2, 544 p.
7. Oppengeym A., Shafer R. *Tsifrovaya obrabotka signalov* (Signal digital processing). Moscow, Tekhnosfera, 2006. 856 p.

УДК 62-83: 621.3.07

## РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ КОСВЕННОГО ИЗМЕРЕНИЯ УГЛОВОГО УСКОРЕНИЯ И ОШИБКИ РЕГУЛИРОВАНИЯ ПО УГЛОВОЙ СКОРОСТИ СИНХРОННО-СИНФАЗНОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА

А.В. Бубнов, А.Н. Чудинов, М.В. Гокова

Омский государственный технический университет

E-mail: chudinov\_al@mail.ru

Разработаны методы косвенного измерения ошибки по угловой скорости и углового ускорения синхронно-синфазного электропривода, основанные на анализе взаимного порядка следования импульсов опорной частоты и импульсов обратной связи в режимах насыщения логического устройства сравнения. Для определения ошибки по угловой скорости предлагается два метода: в первом используется подсчет количества повторяющихся во времени совпадений импульсов опорной частоты и импульсов в канале обратной связи на интервале между двумя соседними моментами времени, соответствующими приходу двух импульсов одной из сравниваемых частот между двумя соседними импульсами другой частоты, а во втором – подсчет количества импульсов частоты опорного высокочастотного генератора на том же временном интервале. При косвенном измерении углового ускорения используется подсчет количества импульсов частоты опорного высокочастотного генератора на двух соседних временных интервалах измерения ошибки по угловой скорости.

### Ключевые слова:

Синхронно-синфазный электропривод, логическое устройство сравнения, косвенное измерение угловой скорости, косвенное измерение углового ускорения, фазирование, синхронизация.

Синхронно-синфазные электроприводы (ССЭ) находят широкое применение в обзорно-поисковых и сканирующих системах, в системах технического зрения современных робототехнических комплексов, системах автоматического визуального контроля продукции, установках фототелеграфной и видеозаписывающей аппаратуры, копировальных установках, что обусловлено их высокими точностными показателями, широким диапазоном регулирования угловой скорости и высоким быстродействием [1]. Синхронно-синфазный электропривод строится на основе двухконтурной схемы (рис. 1).

Астатизм по частоте вращения и высокая точность регулирования электропривода по углу обеспечивается внутренним контуром синхронизации, построенным на основе принципа фазовой автоподстройки частоты [2]. Контур фазовой автоподстройки частоты вращения (ФАПЧВ) электропривода включает в себя логическое устройство сравнения (ЛУС), корректирующее устройство (КУ), электродвигатель (ЭД) и импульсный датчик частоты (ИДЧ).

Логическое устройство сравнения обеспечивает три режима работы электропривода: разгон с максимальным ускорением  $\varepsilon_m$  (при  $f_{оп} > f_{ос}$ ), пропорциональный (синхронный,  $f_{оп} \approx f_{ос}$ ) и торможение с максимальным ускорением (при  $f_{оп} < f_{ос}$ ). В качестве логического устройства сравнения двух импульсных последовательностей обычно используется импульсный частотно-фазовый дискриминатор (ИЧФД) [1]. Чаще всего используется алгоритм работы ИЧФД, при котором изменение режима работы происходит в случае прохождения двух или более импульсов одной из сравниваемых частот между двумя соседними импульсами другой частоты.

Внешний контур фазирования служит для начальной установки углового положения вала электродвигателя, что вызвано необходимостью установки положения призмы узла оптико-механической развертки (ОМР), соответствующего началу строки развертки сканируемого изображения в момент прихода импульса  $F_{оп}$ . Контур фазирования включает в себя блок определения углового рассогласования (БОУР), блок регулирования угловой ошибки (БР), контур ФАПЧВ и датчик положения ДП.

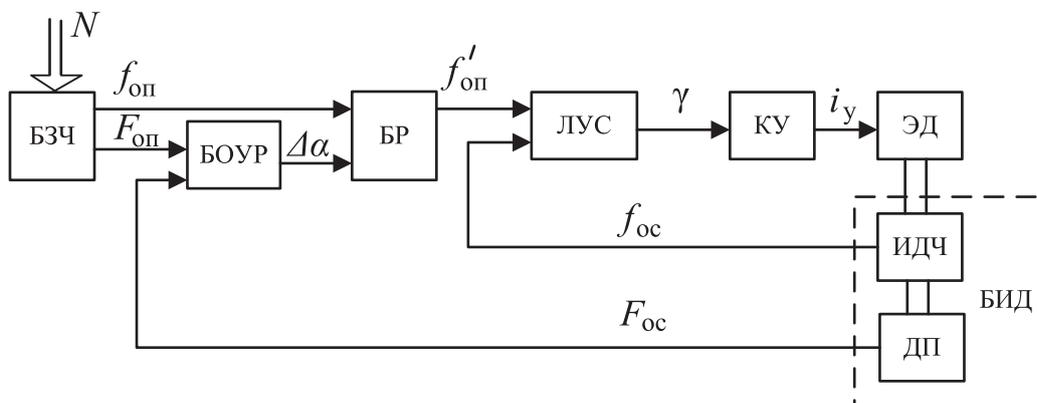


Рис. 1. Обобщенная функциональная схема синхронно-синфазного электропривода

Управление внешним и внутренним контурами осуществляется от блока задания частоты (БЗЧ), формирующего импульсные сигналы  $f_{оп}$  и  $F_{оп}$ . Опорная частота  $f_{оп}$  задает частоту вращения электропривода и определяется кодом задания  $N$ . Частота импульсов угловой привязки  $F_{оп}$  связана с опорной частотой  $f_{оп}$  через коэффициент деления цифрового делителя частоты, входящего в состав БЗЧ, и определяется как

$$F_{оп} = \frac{m}{z} f_{оп},$$

где  $m$  – количество граней призмы узла ОМР,  $z$  – количество радиальных меток ИДЧ.

Организация управления ССЭ осуществляется в соответствии с принципом разделения во времени процессов синхронизации и фазирования [3], который не позволяет получить высокое быстродействие ЭП и приводит к значительным потерям информации в сканирующей системе.

Для разработки и реализации высокоэффективных с точки зрения улучшения динамики электропривода способов управления [4] необходимо процесс фазирования начинать до момента фазовой синхронизации, а для этого необходимо с высокой точностью определять ошибку по угловой скорости и угловое ускорение ССЭ. Известные методы определения ошибки по угловой скорости и углового ускорения либо сложны в реализации (различные способы интерполяции импульсных сигналов датчика частоты вращения, алгоритмы определения оптимальной с точки зрения точности и быстродействия дискретизации этих датчиков и т. п.), либо имеют значительные ограничения по диапазону измеряемой величины.

Целью работы является разработка методов косвенного измерения ошибки по угловой скорости и углового ускорения ССЭ, основанных на анализе взаимного порядка следования импульсов опорной частоты и импульсов обратной связи в режимах насыщения логического устройства сравнения.

Для определения ошибки по угловой скорости  $\Delta\omega$  в режимах насыщения ЛУС предлагается [5, 6] использовать методы вычисления  $\Delta\omega$ , основанные на измерении временного интервала  $\Delta t$ , за который угловое рассогласование  $\Delta\alpha$  электропривода изменится на известную заранее величину, путем логической обработки последовательности импульсов сравниваемых ЛУС частот  $-f_{оп}$  с  $f_{ос}$ .

Для нахождения зависимости  $\Delta\omega_k = f(\Delta t, \Delta\alpha)$  проведем анализ работы ЛУС в режиме насыщения при приближении значения частоты обратной связи  $f_{ос}$  к опорной частоте  $f_{оп}$ . На рис. 2 представлен фазовый портрет работы электропривода с фазовой синхронизацией в режиме разгона [2].

Время  $\Delta t$  соответствует интервалу времени между начальным моментом времени  $t_n$  и конечным  $t_k$ , за который угловая скорость изменится от значения  $\Delta\omega_n$  до значения  $\Delta\omega_k$ , а ошибка по углу  $\Delta\alpha$  изменится на величину, равную  $\Delta\alpha_0$ .

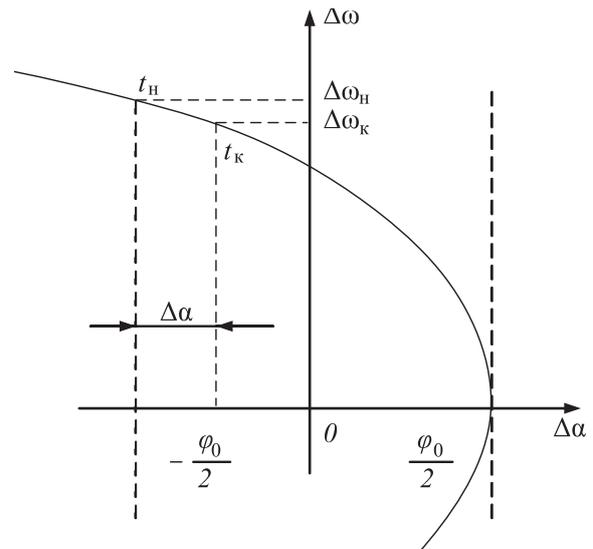


Рис. 2. Фазовый портрет работы электропривода с фазовой синхронизацией

Запишем систему уравнений для фазовых траекторий в координатах  $\Delta\alpha$  и  $\Delta\omega$  фазовой плоскости:

$$\begin{cases} \Delta\alpha = \alpha_3 - \alpha = \int \omega_3 dt - \int \omega dt = \int \Delta\omega dt; \\ \Delta\omega = \omega_3 - \omega = \omega_3 - \int \varepsilon_m dt, \end{cases}$$

где  $\alpha_3$  и  $\alpha$  – заданное и фактическое угловое положение вала электродвигателя,  $\omega_3$  и  $\omega$  – заданная и фактическая угловая скорость ЭП.

В режиме разгона электродвигателя с максимальным ускорением  $\varepsilon_m$  угловая скорость  $\omega$  с момента времени  $t_n$  изменяется по закону:

$$\omega = \omega_n + \varepsilon_m(t - t_n).$$

Ошибка по угловой скорости электропривода может быть записана в виде:

$$\Delta\omega = \omega_3 - \omega_n - \varepsilon_m(t - t_n).$$

С учетом того, что

$$\omega_3 - \omega_n = \Delta\omega_n,$$

получаем

$$\Delta\omega = \Delta\omega_n - \varepsilon_m(t - t_n). \quad (1)$$

Подставляя в данное выражение  $t=t_k$ , получаем для промежутка времени  $\Delta t=t_k-t_n$

$$\Delta\omega_k = \Delta\omega_n - \varepsilon_m \Delta t$$

или

$$\Delta\omega_n = \Delta\omega_k + \varepsilon_m \Delta t. \quad (2)$$

Величина изменения угловой ошибки электропривода на интервале времени  $t_n-t$  определяется из выражения:

$$\Delta\alpha = \int_{t_n}^t \Delta\omega dt.$$

С учетом того, что на интервале времени  $t_n-t_k$  величина угловой ошибки изменяется на  $\Delta\alpha_0$ , получаем:

$$\Delta\alpha_0 = \int_{t_n}^{t_k} \Delta\omega dt$$

или с учетом выражения (1):

$$\Delta\alpha_0 = \Delta\omega_n \Delta t - \frac{\varepsilon_m \Delta t^2}{2}.$$

Проведя замену  $\Delta\omega_n$  на  $\Delta\omega_k$  в соответствии с выражением (2), после преобразований получим:

$$\Delta\alpha_0 = \Delta\omega_k \Delta t + \frac{\varepsilon_m \Delta t^2}{2}.$$

Выразив из полученного уравнения  $\Delta\omega_k$ , получим:

$$\Delta\omega_k = \frac{2\Delta\alpha_0 - \varepsilon_m \Delta t^2}{2\Delta t}. \quad (3)$$

Таким образом, для косвенного определения ошибки по угловой скорости достаточно определить время, за которое угловое рассогласование  $\Delta\alpha$  электропривода изменится на величину равную  $\Delta\alpha_0$ . Для определения величин, необходимых для расчета ошибки по угловой скорости, предлагается два метода.

Первый метод [2, 5, 6] основан на подсчете количества повторяющихся во времени совпадений импульсов опорной частоты  $f_{оп}$  длительностью  $\tau_{оп}$  и частоты обратной связи  $f_{ос}$  длительностью  $\tau_{ос}$  (рис. 3) на интервале  $\Delta t = t_k - t_n$ , где  $t_n$  – время начала подсчета совпадающих импульсов, а  $t_k$  – время окончания подсчета совпадающих импульсов, т. е. время первого несовпадения  $f_{оп}$  с  $f_{ос}$ .

За время  $\Delta t$  значение  $\Delta\alpha$  изменяется при разгоне на величину, рассчитываемую заранее и равную:

$$\Delta\alpha_0 = \pm \varphi_0 \left( \frac{\tau_{оп} + \tau_{ос}}{T_{оп}} \right) = \pm \varphi_0 \sigma.$$

Введем обозначение  $N$  для количества повторяющихся во времени ситуаций совпадений им-

пульсов частот  $f_{оп}$  и  $f_{ос}$  на интервале  $\Delta t$ , и  $D\Delta\omega_k$  и  $\Delta\omega_n$  – для ошибок по угловой скорости в моменты времени  $t_k$  и  $t_n$ .

С учетом зависимости интервала времени  $\Delta t$  от количества  $N$  импульсов частоты  $f_{оп}$

$$\Delta t = NT_{оп} \quad (4)$$

можно определить значение  $\Delta\omega_k$  при разгоне ЭП

$$\Delta\omega_k = \frac{2\varphi_0 \sigma - \varepsilon_m N^2 T_{оп}^2}{2NT_{оп}}. \quad (5)$$

С учетом режима торможения выражение (5) можно записать в виде:

$$|\Delta\omega_k| = \left| \frac{2\varphi_0 \sigma - \varepsilon_m N^2 T_{оп}^2}{2NT_{оп}} \right|.$$

Для получения удобной для практического применения зависимости  $\Delta\omega_k = f(N)$  целесообразно значение выражения  $\sigma = (\tau_{оп} + \tau_{ос}) / T_{оп}$  поддерживать постоянным во всем диапазоне рабочих частот вращения электропривода, что приводит к усложнению его структуры.

Второй метод [2, 5, 7] определения величин, необходимых для расчета ошибки по угловой скорости, лишен указанного недостатка и обладает большей точностью расчета  $\Delta\omega_k$ . Метод основан на подсчете количества импульсов  $N$  опорной частоты  $f_{оп}$  на интервале между двумя соседними моментами времени  $t_n$  и  $t_k$ , соответствующими приходу двух импульсов одной из сравниваемых частот между двумя соседними импульсами другой частоты.

Зависимость текущего значения ошибки по угловой скорости от количества импульсов  $N$  можно получить из выражения (4), с учетом того, что за время значения  $\Delta\alpha$  изменяется на  $\varphi_0$ , таким образом:

$$\Delta\alpha_0 = \varphi_0.$$

Время  $\Delta t$  определяется согласно выражению (4) так же, как и в первом методе, в этом случае

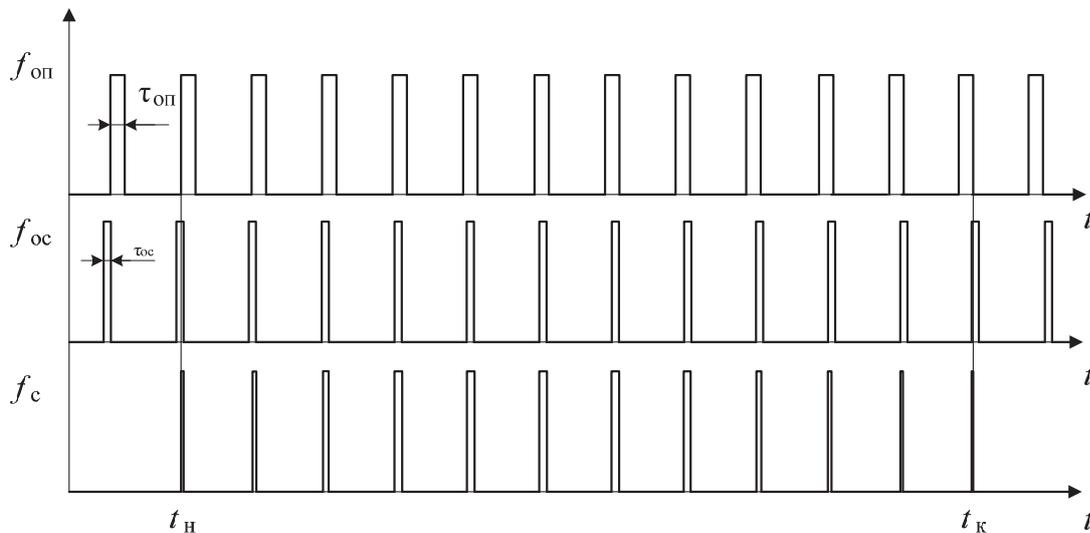


Рис. 3. Временные диаграммы импульсов  $f_{оп}$ ,  $f_{ос}$  и  $f_c$

$$|\Delta\omega_{\kappa}| = \left| \frac{2\varphi_0 - \varepsilon_m N^2 T_{\text{оп}}^2}{2NT_{\text{оп}}} \right|. \quad (6)$$

В последнем из предложенных выше методов косвенного определения ошибки по угловой скорости для вычисления этой величины использовался подсчет импульсов опорной частоты, которые формируются путем деления частоты импульсов, поступающих с высокочастотного кварцевого генератора. Для обеспечения максимальной точности косвенного определения ошибки по угловой скорости при определении временного интервала, за который угловое рассогласование  $\Delta\alpha$  электропривода изменится на величину равную  $\varphi_0$ , целесообразно подсчитывать непосредственно импульсы с выхода высокочастотного кварцевого генератора [2].

При частоте кварцевого генератора  $f_{\Gamma}$  уравнение (6), с учетом того, что  $\Delta t = T_{\Gamma} N$ , примет следующий вид:

$$|\Delta\omega_{\kappa}| = \left| \frac{2\varphi_0 - \varepsilon_m N^2 T_{\Gamma}^2}{2NT_{\Gamma}} \right|. \quad (7)$$

Использование высокочастотного кварцевого генератора для определения временного интервала  $\Delta t$  позволяет с высокой точностью определить значения ошибки по угловой скорости  $\Delta\omega_{\kappa}$  и устранить зависимость определяемой величины от заданной угловой скорости.

В выражения (5)–(7) входит величина максимального углового ускорения  $\varepsilon_m$  электропривода, поэтому для повышения точности косвенных методов определения ошибки по угловой скорости целесообразно вычислять реальное ускорение электродвигателя [8] в режимах разгона и торможения электропривода.

На рис. 4 представлен участок фазового портрета работы электропривода, изображающий две последовательных обработки угловой ошибки  $\Delta\alpha = \varphi_0$  – участки АВ и ВС. Оба участка изображающая точка проходит с ускорением  $\varepsilon_p$  за промежутки времени  $\Delta t_1$  и  $\Delta t_2$ , соответственно,  $\Delta\omega_{\kappa 1}$  и  $\Delta\omega_{\kappa 2}$  – начальные значения ошибки по угловой скорости для каждого участка, а  $\Delta\omega_{\kappa 1}$  и  $\Delta\omega_{\kappa 2}$  – конечные. При этом  $\Delta\omega_{\kappa 1} = \omega_{\kappa 2}$ .

Считая ускорение на участке АС постоянным, можно определить ускорение на участке ВС:

$$\varepsilon_p = \frac{\Delta\omega_{\kappa 1} - \Delta\omega_{\kappa 2}}{\Delta t_2}.$$

Используя выражение (3), получим:

$$\varepsilon_p = \frac{\frac{2\varphi_0 - \varepsilon_p \Delta t_1^2}{2t_1} - \frac{2\varphi_0 - \varepsilon_p \Delta t_2^2}{2t_2}}{\Delta t_2}. \quad (8)$$

В результате математических преобразований уравнения (8) получаем следующее выражение

$$\varepsilon_p = \frac{2\varphi_0(\Delta t_2 - \Delta t_1)}{\Delta t_1 \Delta t_2 (\Delta t_2 + \Delta t_1)},$$

с учетом того, что  $\Delta t = T_{\Gamma} N$

$$\varepsilon_p = \frac{2\varphi_0(N_2 - N_1)}{T_{\Gamma}^2 N_1 N_2 (N_2 + N_1)}.$$

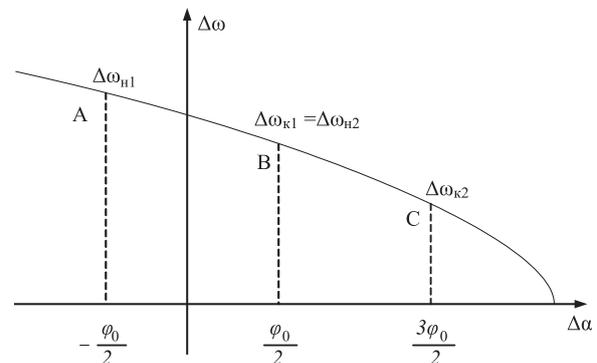


Рис. 4. Фазовый портрет работы электропривода

Проводя аналогичные вычисления для режима торможения электродвигателя с ускорением  $\varepsilon_r$ , получим выражение, отличающееся от случая разгона ЭП только наличием знака минус. Тогда в общем виде можем записать, что угловое ускорение движения электродвигателя будет находиться по формулам:

$$|\varepsilon_p| = \left| \frac{2\varphi_0(\Delta t_2 - \Delta t_1)}{\Delta t_1 \Delta t_2 (\Delta t_2 + \Delta t_1)} \right|$$

или

$$|\varepsilon_p| = \left| \frac{2\varphi_0(N_2 - N_1)}{T_{\Gamma}^2 N_1 N_2 (N_2 + N_1)} \right|.$$

#### Выводы

Предложены методы косвенного измерения ошибки по угловой скорости и углового ускорения синхронно-синфазного электропривода, основанные на анализе взаимного порядка следования импульсов опорной частоты и импульсов обратной связи в режимах насыщения логического устройства сравнения, которые могут быть использованы при проектировании синхронно-синфазных электроприводов, реализующих высокоэффективные алгоритмы управления в режимах синхронизации и фазирования.

**СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Бубнов А.В., Бубнова Т.А., Федоров В.Л. Современное состояние и перспективы развития теории синхронно-синфазного электропривода: монография. – Омск: ОмГТУ, 2010. – 104 с.
2. Бубнов А.В., Чудинов А.Н. Улучшение показателей качества регулирования электропривода сканирующих систем: монография. – Омск: ОмГТУ, 2012. – 92 с.
3. Бубнов А.В., Бубнова Т.А. Способы фазирования электропривода с фазовой синхронизацией // *Электротехника*. – 2010. – № 5. – С. 2–8.
4. Бубнов А.В., Бубнова Т.А., Чудинов А.Н., Емашов В.А. Новые принципы и способы организации управления синхронно-синфазным электроприводом сканирующих систем // *Омский научный вестник*. – 2012. – № 1. – С. 192–197.
5. Бубнов А.В., Чудинов А.Н., Емашов В.А. Эффективный способ регулирования электропривода с фазовой синхронизацией // *Известия вузов. Электромеханика*. – 2011. – № 5. – С. 46–49.
6. Стабилизированный электропривод: пат. 2462809 Рос. Федерация № 2011120657/07; заявл. 20.05.11; опубл. 27.09.12, Бюл. № 27. – 12 с.
7. Бубнов А.В., Емашов В.А., Чудинов А.Н. Способ косвенного определения ошибки по частоте вращения в электроприводе с фазовой синхронизацией в режиме насыщения логического устройства сравнения // *Омский научный вестник*. – 2011. – № 1. – С. 99–103.
8. Бубнов А.В., Емашов В.А., Харченко Е.Ф. Способ определения углового ускорения синхронно-синфазного электропривода // *Динамика систем, механизмов и машин: Матер. VIII Междунар. науч.-техн. конф.* – Омск, 2012. – Кн. 1. – С. 99–102.

*Поступила 16.05.2013 г.*

UDC 62–83: 621.3.07

**THE DEVELOPMENT OF METHODS OF ANGULAR ACCELERATION INDIRECT MEASUREMENT AND CONTROL ERROR FOR ANGULAR SPEED OF SYNCHRONOUSLY-INPHASE ELECTRIC DRIVE**

A.V. Bubnov, A.N. Chudinov, M.V. Gokova

Omsk State Technical University

*The authors have developed the methods of indirect measurement of angular speed error and angular acceleration of synchronously-inphase electric drive based on the analysis of cross sequence order of base frequency and closed loop pulses under saturated conditions of logic comparison device. Two methods are proposed to determine the angular speed error. The first one uses the calculation of a number of repetitive at the time pulse coincidences in base frequency and pulses in closed loop channel between two neighboring time moments corresponding to arrival of two pulses of one of the frequencies compared between two neighboring pulses of another frequency. The second method is based on calculation of a number of frequency pulses in reference high-frequency oscillator in the same time interval. At indirect measurement of angular acceleration the authors used the calculation of a number of frequency pulses in reference high-frequency oscillator at two neighboring time intervals of measuring angular speed error.*

**Key words:**

*Synchronously-inphase electric drive, logical comparator, indirect measurement of angular speed, indirect measurement of angular acceleration, phasing, synchronization.*

**REFERENCES**

1. Bubnov A.V., Bubnova T.A., Fedorov V.L. *Sovremennoe sostoyaniye i perspektivy razvitiya teorii sinkhronno-sinfaznogo elektroprivoda* (Current state and prospects of development of the theory synchronously-inphase electric drive). Omsk, OmGTU, 2010. 104 p.
2. Bubnov A.V., Chudinov A.N. *Uluchsheniye pokazateley kachestva regulirovaniya elektroprivoda skaniruyushchikh sistem* (The improvement in the quality control electric drive scanning systems). Omsk, OmGTU, 2012. 92 p.
3. Bubnov A.V., Bubnova T.A. *Elektrotekhnika*, 2010. 5, pp. 2–8.
4. Bubnov A.V., Bubnova T.A., Chudinov A.N., Emashov V.A. *Omskiy nauchnyy vestnik*, 2012. 1, pp. 192–197.
5. Bubnov A.V., Chudinov A.N., Emashov V.A. *Izvestiya vuzov. Elektromekhanika*, 2011. 5, pp. 46–49.
6. Bubnov A.V., Chudinov A.N., Emashov V.A. *Stabilizirovannyy elektroprivod* (The stabilized electric drive). Patent RF, no. 2462809, 2012.
7. Bubnov A.V., Emashov V.A., Chudinov A.N. *Omskiy nauchnyy vestnik*, 2011. 1, pp. 99–103.
8. Bubnov A.V., Emashov V.A., Kharchenko E.F. *Sposob opredeleniya ugloвого uskoreniya sinkhronno-sinfaznogo elektroprivoda* (The method for determining the angular acceleration synchronously-inphase electric drive). *Dinamika sistem, mekhanizmov i mashin. Materialy VIII Mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii* (Proc. 8<sup>th</sup> Int. Scientific and Technical Conference. The dynamics of systems, tools and machines). Omsk, 2012. 1, pp. 99–102.

УДК 621.791.46/.48:621.791.16

## СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ УЛЬТРАЗВУКОВОЙ СВАРКИ И СОЗДАНИЕ АППАРАТОВ ДЛЯ ЕЁ РЕАЛИЗАЦИИ

В.Н. Хмелёв, А.Н. Сливин, А.Д. Абрамов

Бийский технологический институт (филиал) АлтГТУ им. И.И. Ползунова  
E-mail: vnh@bti.secna.ru

Представлены результаты исследований процессов, происходящих при введении ультразвуковых колебаний в свариваемые изделия с учётом особенностей реализации прессовой и непрерывной сварки при формировании точечных, линейных, кольцевых и протяжённых непрерывных сварных швов. Выявленные зависимости необходимой для ультразвуковой сварки энергии от свойств соединяемых материалов, скорости сварки (скорости перемещения свариваемых материалов), формы прижимного ролика, трения при сварке тонких плёнок позволили установить оптимальные режимы ультразвукового воздействия для сварки различных по форме сварных швов заклёпочного типа, швов линейной формы и кольцевой формы или швов по сложному замкнутому контуру. Разработанные и представленные сварочные аппараты позволяют обеспечить качественную сварку производимых промышленностью и вновь создаваемых изделий из полимерных термопластичных материалов.

### Ключевые слова:

Ультразвуковая сварка, термопласты, технология, аппараты.

Ультразвуковая (УЗ) сварка получает самое широкое распространение в различных отраслях промышленности, обеспечивая герметизацию упаковок с жидкими и сыпучими материалами, формируя надежное и качественное соединение при изготовлении изделий различной формы и назначения (рис. 1) из отдельных составляющих.

Возможность и эффективность применения УЗ сварки для соединения изделий из термопластичных материалов обусловлена ее несомненными достоинствами, к числу которых следует отнести [1]:

- возможность создания сварного соединения с прочностью не менее 75 % от прочности основного материала;
- отсутствие влияния на качество сварки пылеобразных или жидких загрязнений на свариваемых поверхностях;
- возможность упаковки горючих и взрывоопасных веществ;
- простота механизации и возможность автоматизации процесса.

Перечисленные достоинства ультразвуковой сварки могут быть реализованы с максимальной эффективностью только при создании оптималь-

ных режимов и условий, определяемых способом подведения энергии к свариваемым изделиям (способом формирования контакта сварочного инструмента и способом перемещения его по поверхности свариваемого материала). На практике распространена технология подведения энергии в процессе прессовой сварки, с вертикальной подачей и прижимом рабочего инструмента к свариваемым поверхностям с определенным усилием.

Аналогичным образом осуществляется подвод энергии в случае непрерывной протяжённой сварки скользящим по поверхности материалов инструментом. Прижим и перемещение инструмента при этом осуществляется с определенным усилием, но без вертикальной подачи. Таким образом, необходимость выполнения шва определенного размера, формы или длины определяет выбор способа подведения энергии.

Важнейшим условием сварки, также связанным с подведением энергии, является выбор формы и размеров излучающей поверхности сварочных инструментов, которые определяются требованиями формирования необходимого по форме и размерам шва (прямоугольного, с замкнутым контуром, непрерывного и т. п.).

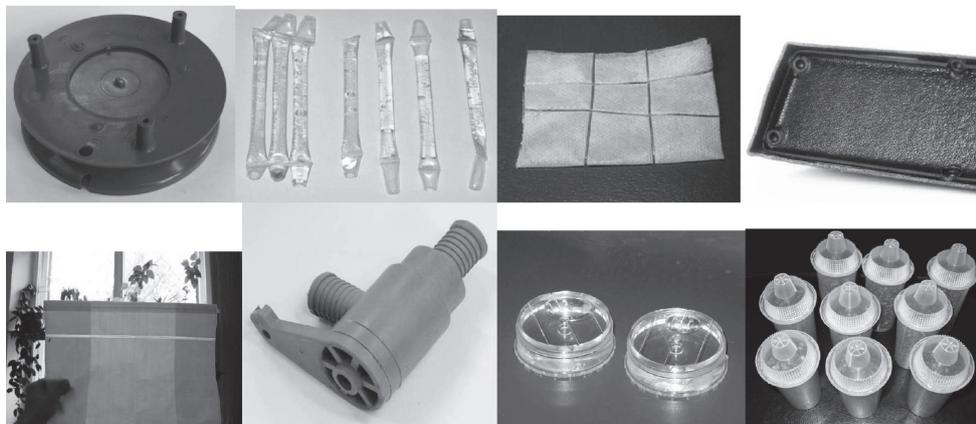


Рис. 1. Изделия из полимеров, изготовленные с применением УЗ сварки

Величина вводимой в свариваемые материалы энергии зависит еще и от вспомогательных элементов, таких как опора, дополнительные подложки и т. п. Выполнение опор в виде массивной неподвижной пластины, что необходимо при реализации прессовой сварки или вращающегося ролика, облегчающего процесс непрерывной сварки, существенно меняют условия сварки.

Условия сварки, определяемые способом подведения энергии ультразвуковых колебаний к свариваемым поверхностям, обуславливают необходимость обеспечения для реализации процесса сварки определенных режимов ультразвукового воздействия. При этом режимы ультразвукового воздействия определяются такими параметрами, как частота и амплитуда колебаний излучающей поверхности сварочного инструмента. К параметрам сварки следует отнести также время ультразвукового воздействия в процессе прессовой сварки и скорость протяжки свариваемых материалов при непрерывной сварке.

Таким образом, необходимость обеспечения оптимальных условий и режимов процесса сварки требует выбора способа подведения УЗ энергии и выработки общих требований к создаваемому специализированному оборудованию, обеспечивающему реализацию режимов воздействия для формирования качественного (по прочности и герметичности) сварного соединения в изделиях из различных материалов.

Поэтому при создании оборудования для обеспечения оптимальных условий реализации процесса сварки различных изделий и материалов необходимо последовательно решить ряд задач:

1. Выбрать условия реализации процесса сварки, обеспечив оптимальные условия подвода энергии и перемещения сварочного инструмента к свариваемым материалам или скорость перемещения сварочного инструмента вдоль их поверхности.
2. Разработать и реализовать рабочий инструмент, который должен обеспечивать выполнение сварочного шва необходимой формы и размера при производстве конкретного изделия.
3. Теоретически или на основании имеющегося опыта установить необходимые и достаточные параметры ультразвукового воздействия (по частоте, амплитуде колебаний и скорости реализации процесса) для сварки различных изделий и материалов в выбранных условиях реализации процесса.
4. Для обеспечения энергетического воздействия на изготавливаемое изделие разработать пьезоэлектрическую колебательную систему, способную обеспечить, на выбранной частоте, необходимую для сварки и достаточную для реализации заданной производительности процесса амплитуду ультразвуковых колебаний излучающей поверхности рабочего инструмента.
5. Разработать и реализовать сварочные аппараты, способные обеспечить выбранные условия и

требуемые режимы сварки. Практически установить оптимальные режимы сварки и реализовать технологии сварки различных изделий. Исследовать функциональные возможности и подтвердить эффективность созданных сварочных УЗ аппаратов.

Решение перечисленных задач [2] в каждом отдельном случае обеспечивает развитие технологий ультразвуковой сварки и создание специализированного оборудования.

Так, например, развитие направления прессовой сварки связано с формированием точечных сварных швов различной формы, линейных сварных швов максимальной длины и ширины, а также швов по замкнутому контуру максимального периметра. При этом наиболее часто используемые для соединения листовых материалов точечные сварные швы могут быть различной формы. Наиболее типичными являются швы дисковой или прямоугольной формы, а также в виде заклёпок.

Линейные швы определенной длины, формируемые без горизонтального перемещения инструмента, могут быть не только сплошными. Они могут выполняться в виде двух параллельно идущих сварных швов или чередующихся вдоль длины формируемого шва участков сварки какой-либо формы (дисковой, прямоугольной, диагональные и косые площадки и т. п.).

Швы по замкнутому контуру могут быть круглыми кольцевыми, прямоугольными или иметь сложную замкнутую или прерывающуюся поверхность.

Форма и размеры сварочных инструментов для формирования протяжённых непрерывных сварных швов определяют ширину формируемого соединения. Обычно при формировании протяжённых швов перемещением инструмента размеры рабочей поверхности инструмента превышают ширину шва, а ширина и вид такого непрерывного шва определяется шириной и формой внешней поверхности (накаткой на поверхности или наличием площадок) прижимного ролика.

При реализации прессовой или непрерывной сварки, для введения энергии УЗ колебаний с максимальной эффективностью, необходимо осуществлять максимальный по площади акустический контакт излучающей поверхности со свариваемыми материалами изделия, что обеспечивается подводом сварочного инструмента по нормали к свариваемым поверхностям и достаточным усилием прижима.

При реализации непрерывной сварки технология подвода и прижима сварочного инструмента практически такая же. Однако отличие заключается в протягивании свариваемых плёночных или листовых материалов под поверхность сварочного инструмента или в обеспечении скольжения инструмента по поверхностям свариваемых изделий.

Для определения необходимых и достаточных значений энергетического воздействия, диапазонов необходимой перестройки энергетических па-

раметров ультразвуковых аппаратов в процессе сварки проведены теоретические исследования процессов формирования и ввода УЗ колебаний в свариваемые материалы, при реализации прессовой и непрерывной сварки, схематично показанных на рис. 2 [2, 3].

Проведенные исследования позволили представить зависимость времени формирования сварного соединения от энергии ультразвуковых колебаний, выделяющейся в слоях различных по свойствам материалов в следующем виде

$$t = \frac{\rho_1 V_1 \int_{T_n}^{T_{пл}} C dT + \lambda \rho_1 V_2 + Q_3}{2\pi^2 f^2 A_0^2 S \rho_0 c_0 (1 - \eta_1) \times [1 - e^{-4\alpha x} + \eta_2 e^{-4\alpha x} - \eta_2 e^{-8\alpha x}]}, \quad (1)$$

где  $f$  – частота;  $A_0$  – амплитуда;  $S$  – площадь инструмента;  $\rho_0 c_0$  – акустический импеданс сварочного инструмента;  $\rho_1 c_1$  – акустический импеданс материала ролика;  $\rho_2 c_2$  – акустический импеданс материала ролика;  $\rho_3 c_3$  – импеданс воздушной среды;  $\eta_1$  – коэффициент отражения волны на границе сварочный инструмент – материал;  $\eta_2$  – коэффициент отражения волны на границе материал–опора;  $\alpha$  – коэффициент затухания волны;  $x$  – толщина материала;  $C$  – теплоемкость материала;  $\Delta T$  – разность между температурой плавления материала и начальной температурой;  $V_1$  – объем зоны сварки;  $V_2$  – объем расплавляемой зоны;  $\lambda$  – удельная теплота плавления материала;  $T_n$  – температура начальная;  $T_{пл}$  – температура плавления материала,  $Q_3$  – потери энергии.

Схематично показанный на рис. 2, а общий вид процесса сварки позволил выявить особенности формирования различных сварных соединений.

При этом было установлено, что при формировании швов по замкнутому контуру или швов кольцевой формы происходит сложение продольных основных и наведенных (сдвиговых) колебаний рабочего инструмента [4].

Установленная зависимость времени сварки от амплитуды ультразвуковых колебаний (2), свойств материалов и скорости ультразвука в них, частоты колебаний, диаметра и ширины формируемого кольцевого сварного соединения имеет следующий вид

$$t = \frac{\pi h (dr d_2 - dr^2) (C \Delta T + \gamma)}{2\pi^2 f^2 A^2 c_n}, \quad (2)$$

где  $c_n$  – скорости колебаний в полимере и сварочном инструменте;  $h$  – высота плавления;  $dr$  – ширина кольцевого шва;  $d_2$  – диаметр кольцевого шва;  $\gamma$  – удельная теплота плавления полимера;  $\Delta T$  – изменение температуры в процессе сварки до температуры плавления полимера.

На основании общей энергетической зависимости (1) были установлены параметры сварки – скорости протяжки свариваемых изделий при реализации схемы непрерывной протяжённой сварки с опорой в виде вращающегося ролика (рис. 2, б) [5].

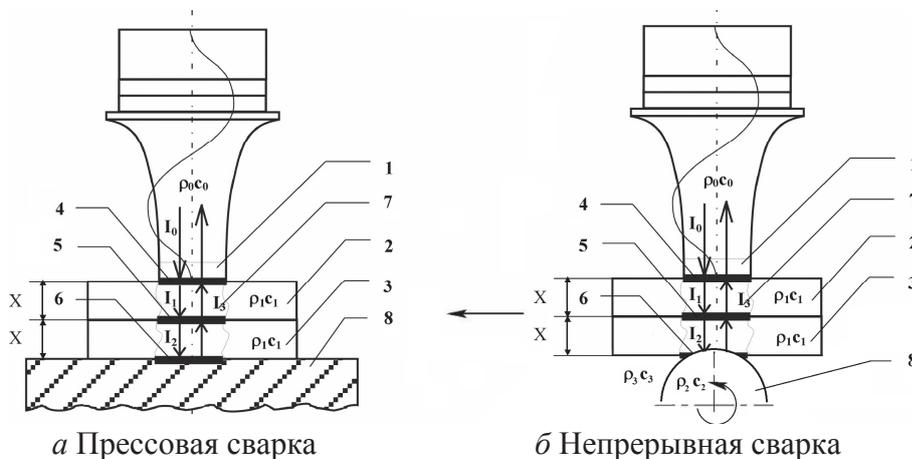
Установлены основные зависимости выделяемой в зоне сварки энергии от влияющих факторов, таких как скорость вращения ролика, ширина формируемого шва, свойства и толщина материалов, параметры ультразвука (3), (4).

$$W = I_1 \begin{pmatrix} 1 - e^{-2\alpha x} S - e^{-4\alpha x} S + \eta_2 e^{-4\alpha x} s - \\ - \eta_2 e^{-8\alpha x} s + \eta_3 e^{-4\alpha x} (S - s) - \\ - \eta_3 e^{-8\alpha x} (S - s) \end{pmatrix}, \quad (3)$$

где  $\eta_3$  – коэффициент отражения на границе материал–воздух.

$$V_{пр} = \frac{Wl}{\rho_1 V_1 \int_{T_n}^{T_{пл}} C dT + \lambda \rho_1 V_2 + Q_3}. \quad (4)$$

Таким образом, были получены зависимости энергетических параметров УЗ воздействия (выделяемой в зоне сварки энергии) от скорости вращения ролика, от термодинамических и акустиче-



**Рис. 2.** Схемы введения ультразвуковых колебаний в свариваемые материалы: 1 – сварочный инструмент; 2, 3 – свариваемые материалы; 4–6 – границы раздела сред материалов, инструмента и опоры; 7 – зона сварки; 8 – опора (ролик);  $I_{0-3}$  – интенсивности ультразвуковых колебаний

ских свойств, толщины свариваемых листовых материалов.

При этом удалось установить, что при сварке тонких плёнок на фиксированной опоре [5] существенное влияние на процесс оказывает энергия трения (5) между слоями свариваемых материалов.

$$W_{\text{тр}} = 8\mu\rho_1cSA^2f^2. \quad (5)$$

Таким образом, была установлена зависимость скорости протяжки тонких плёнок от основных энергетических параметров, с учётом особенностей процесса и влияния энергии трения (6).

$$V_{\text{пр}} = \frac{(W_{\text{тр}} + W)l}{T_{\text{пл}} \rho_1 V_1 \int_{T_{\text{н}}} CdT + \lambda \rho_1 V_2}, \quad (6)$$

где  $W_{\text{тр}}$  – энергия внешнего трения;  $W$  – скорость диссипации УЗ энергии;  $l$  – длина мгновенной зоны сварки;  $\rho_1$  – плотность среды;  $V_1$  – объем нагреваемого материала;  $T_{\text{пл}}$  – температура плавления полимера;  $T_{\text{н}}$  – начальная температура;  $\lambda$  – удельная теплота плавления свариваемых материалов;  $V_2$  – объем расплавляемого материала;  $\mu$  – коэффициент трения;  $c$  – скорость звука в материале;  $S$  – площадь зоны сварки;  $V_{\text{пр}}$  – скорость протяжки материалов.

Расчет энергетических параметров ультразвукового воздействия при различных условиях реализации процесса сварки позволил установить диапазоны необходимой перестройки УЗ сварочных аппаратов (по амплитуде и скорости протяжки материалов) при формировании непрерывных сварных швов. Установленные при этом зависимости скорости протяжки свариваемых материалов от ширины опоры-ролика (4), толщины и свойств свариваемых материалов позволили сформулировать требования к сварочным аппаратам, времени или скорости сварки при заданной частоте и амплитуде

колебаний, определенных свойствах и толщине материалов, размерах формируемого сварного соединения, определяемого формой и площадью излучающей поверхности сварочного инструмента.

При решении двух последних из поставленных задач, для реализации сварки различных изделий и материалов, предложены и разработаны специализированные сварочные аппараты (рис. 3) для прессовой сварки различных по форме сварных швов заклёпочного типа, швов линейной формы и кольцевой формы или швов по сложному замкнутому контуру.

Для формирования швов значительного размера (до 350 мм при ширине до 12 мм) предложены и разработаны ультразвуковые аппараты для прессовой сварки серии «Гиминей-Ш» мощностью от 1 до 3 кВт, обеспечивающие формирования линейных продольных сварных швов с площадью от 250 до 1800 мм<sup>2</sup> [6] (рис. 4).

Развитие технологии сварки линейных сварных швов позволило обеспечить высокоскоростное (менее 1 с) формирование герметичных сварных швов длиной до 360 мм и шириной до 12 мм, с возможностью формирования сдвоенных сварных швов для выполнения операции обрезки на автоматизированных упаковочных производствах.

На рис. 5 представлены УЗ сварочные аппараты серии «Гиминей-К», разработанные для формирования кольцевых сварных швов. Применение сварочных аппаратов этой серии позволило решать технологические задачи формирования сварных соединений кольцевой формы диаметром от 15 до 100 мм с шириной сварного шва до 10 мм [6].

Учет особенностей сварки тонких пленок и отработка технологии их соединения позволили создать ультразвуковые сварочные аппараты для формирования протяжённых сварных швов в тонких плёнках (рис. 6).

Необходимость реализации процесса сварки тонких пленок с высокой скоростью (до 3 м/с) по-



Рис. 3. Сварочные аппараты для прессовой сварки сварных швов заклёпочного типа



Рис. 4. Сварочные аппараты для прессовой сварки линейных швов



Рис. 5. Сварочные аппараты для прессовой сварки кольцевых швов



Рис. 6. Аппараты для сварки протяжённых непрерывных швов

требовала создания ультразвуковых аппаратов повышенной мощности, обеспечивающих амплитуду колебаний сварочного инструмента не менее 80 мкм. Применение УЗ оборудования серии «Гимней-ультра» с различными по форме сварочными инструментами позволило не только формировать протяженные сварные швы, но и производить резку с возможностью одновременного оплавления кромок полимерных термопластичных и синтетических материалов.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сливин А.Н., Хмельёв В.Н., Абрамов А.Д. Развитие технологий и создание ультразвуковых аппаратов для сварки изделий из полимерных термопластичных материалов // Проведение научных исследований в области машиностроения: матер. Всеросс. научно-техн. конф. В 3-х ч. Ч. 1. – Тольятти, 27–28 ноября 2009. – Тольятти: ТГУ, 2009. – С. 35–41.
2. Сливин А.Н. Создание ультразвуковых аппаратов с оптимизацией энергетического воздействия для повышения эффективности сварки: дис. ... канд. техн. наук. – Бийск, 2008. – С. 77–95.
3. Lehr A.V., Khmelev V.N., Slivin A.N., Abramov A.D. Theoretical Investigations of Continuous Ultrasonic Seam Welding of Thermoplastic Polymers and Fabrics International Conference and Seminar on Micro // Nanotechnologies and Electron Devices. EDM'2010: Conference Proc. – Novosibirsk: NSTU, 2010. P. 341–344.

#### Выводы

Таким образом, необходимость совершенствования технологии сварки привела к выработке общих подходов к реализации процессов сварки разнообразных деталей и материалов в различных условиях, позволяющих выбрать необходимые режимы ультразвукового воздействия для обеспечения качественной сварки и реализовать их на практике, используя созданные ультразвуковые сварочные аппараты.

4. Abramov A.D., Khmelev V.N., Slivin A.N. Researches of Ultrasonic Welding of Polymer Ring-Shaped Materials International Conference and Seminar on Micro // Nanotechnologies and Electron Devices. EDM'2010: Conference Proc. – Novosibirsk: NSTU, 2010. P. 345–349.
5. Slivin A.N., Khmelev V.N., Nesterov V.A., Lehr A.V., Abramov A.D. The Development of ultrasonic welder for the formation of continuous welding seams // Nanotechnologies and Electron Devices EDM: XIII International Conference and Seminar of Young Specialists on Micro. – Novosibirsk, NSTU, 2012. P. 148–156.
6. Zariadenia na ultrazvukové zváranie s automatickou optimalizáciou ultrazvukového pôsobenia / Chmelev V.N., Barsukov R.V., Slivin A.N., Cyganok S.N., Abramov A.D. // ZVÁRAČ. – Slovenská Republika, Bratislava, 2008. – Ročník. V. 3. P. 13–16.

Поступила 18.04.2013 г.

## IMPROVEMENT OF ULTRASONIC WELDING AND DEVELOPMENT OF DEVICES FOR ITS IMPLEMENTATION

V.N. Khmelev, A.N. Slivin, A.D. Abramov

Biysk Technological Institute (branch) of I.I. Polzunov Altai State Technical University

*The paper introduces the results of investigation of processes occurring at introduction of ultrasonic oscillations into weld items considering the features of implementing press cold and continuous welding when forming spot, line, circular and extended continuous welds. The identified dependences of energy required for ultrasonic welding on properties of weld materials, welding speed (speed of weld materials tracking), forms of pressure roller, frictions when welding thin films made it possible to define optimal modes of ultrasonic exposure for welding rivet, line and circular weld of different forms and welds of complex closed loop. The developed welding units allow supporting quality of welding items of polymeric thermoplastic materials.*

### Key words:

*Ultrasonic welding, thermoplastic materials, technology, devices.*

### REFERENCES

1. Slivin A.N., Khmelev V.N., Abramov A.D. Razvitie tekhnologii i sozдание ultrazvukovykh apparatov dlya svarki izdeliy iz polimernikh termoplastichnykh materialov (Development of technology and ultrasonic devices for welding thermoplastic polymeric materials). *Provedenie nauchnikh issledovaniy v oblasti mashinostroeniya. Vserossiyskaya naucho-tekhnicheskaya konferentsiya* (Proc. All-Russian scientific and technical conference Carrying out the research in the field of mechanical engineering). Tolyatti, TGU Publ., 2009. 1, pp. 35–41.
2. Slivin A.N. *Sozдание ultrazvukovykh apparatov s optimizatsiey energeticheskogo vozdeystviya dlya povysheniya effektivnosti svarki*. Diss. kand. tekhn. nauk (Creation of ultrasonic devices with optimized power influence to improve the efficiency of welding. Cand. tech. sci. diss). Biysk, 2008. 77–95 p.
3. Lehr A.V., Khmelev V.N., Slivin A.N., Abramov A.D. *Theoretical Investigations of Continuous Ultrasonic Seam Welding of Thermoplastic Polymers and Fabrics International Conference and Seminar on Micro Nanotechnologies and Electron Devices. EDM'2010: Conference Proc.* Novosibirsk: NSTU, 2010. pp. 341–344.
4. Abramov A.D., Khmelev V.N., Slivin A.N. Researches of Ultrasonic Welding of Polymer Ring-Shaped Materials. *International Conference and Seminar on Micro Nanotechnologies and Electron Devices. EDM'2010: Conference Proc.* Novosibirsk: NSTU, 2010. pp. 345–349.
5. Slivin A.N., Khmelev V.N., Nesterov V.A., Lehr A.V., Abramov A.D. The Development of ultrasonic welder for the formation of continuous welding seams. *Nanotechnologies and Electron Devices EDM: XIII International Conference and Seminar of Young Specialists on Micro.* Novosibirsk, NSTU, 2012. pp. 148–156.
6. Khmelev V.N., Barsukov R.V., Slivin A.N., Tsyganok S.N., Abramov A.D. *Zariadenia na ultrazvukové zváranie s automatickou optimalizáciou ultrazvukového pôsobenia* (Apparatus for ultrasonic welding with automatic optimization of the ultrasonic influence). Slovak Republic, Bratislava, 2008. 3, pp. 13–16.

УДК 621.548.4

## ТЕХНОЛОГИЯ ПОВЫШЕНИЯ РЕГУЛИРОВОЧНОЙ СПОСОБНОСТИ ПОДЪЁМНОЙ СИЛЫ В РЕЖИМЕ ОГРАНИЧЕНИЯ МОЩНОСТИ ВЕТРОВОЙ ТУРБИНЫ СРЕДСТВАМИ ПЛАЗМЕННОЙ ТЕХНОЛОГИИ

С.Н. Удалов, В.З. Манусов, А.А. Ачитаев

Новосибирский государственный технический университет  
E-mail: ac-an-alec@mail.ru

Необходимость повышения запаса регулировочной способности в режиме ограничения мощности ветроэнергетической установки позволяет создать благоприятные условия эксплуатационной надёжности. Существует два традиционных метода контроля скорости ветроколеса и выходной мощности генератора: контроль скорости с помощью управления углом атаки лопастей и обеспечение регулирования скорости с помощью профиля лопастей со срывом воздушного потока. В настоящее время развиваются иные средства эффективного управления турбиной ветроэнергетической установки, такие как плазменные приводы. В связи с этим использование плазменной технологии для расширения диапазона регулирования ветроэнергетической установки с применением технологии создания поверхностного коронного разряда постоянного тока на лопасти имеет адекватный интерес. С учётом этого необходимо провести математическое моделирование, которое даст представление о величине диапазона регулирования в рассматриваемой модели.

### Ключевые слова:

Ветроэнергетическая установка, плазменный привод, подъёмная сила, моделирование лопасти, метод конечных элементов.

Ветроэнергетика является одной из наиболее динамично развивающихся отраслей современной энергетики. Разработка новых технических средств и решений в области повышения регулировочной способности ветроэнергетических установок (ВЭУ) имеет широкий интерес. В работе, представленной ранее Лукутиным Б.В., Муравлевым А.И., Шандаровой Е.Б., рассмотрен вопрос перехода ветротурбины в режим ограничения мощности посредством изменения коэффициента использования энергии ветра  $C$  и числа модулей ветродвигателя  $Z$  [1]. Это связано с повышением требований, предъявляемых к установкам. Важно отметить, что необходимость повышения регулировочной способности ВЭУ определяет её эксплуатационную надёжность. На рис. 1 изображён график, иллюстрирующий поведение подъёмной силы в условиях изменения аэродинамических свойств лопасти ВЭУ. На рис. 2 приведена зависимость, при которой наблюдается отличие в запасе по регулировочной способности ВЭУ при изменении угла атаки лопасти в сравнении основного режима с режимом повышения запаса регулирования.

Одним из технических направлений, которое имеет экспериментальное подтверждение возможности повышения регулировочной способности турбины ВЭУ, является технология плазменного привода, основанная на применении ионизации воздуха на поверхности лопасти. Поверхностные нетермические плазменные приводы создают электрическое поле между двумя электродами, анодом и катодом. При подаче большой разницы напряжений между электродами формируется электрическое поле и индуцируется электрический ветер или ионический ветер близко к поверхности. Электрический ветер формируется столкновением между дрейфующими ионами и нейтральными частица-

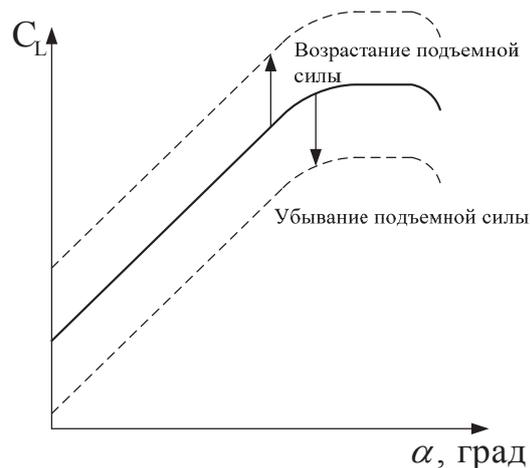


Рис. 1. График зависимости коэффициента подъемной силы от угла атаки в условиях изменения структуры аэродинамики лопасти

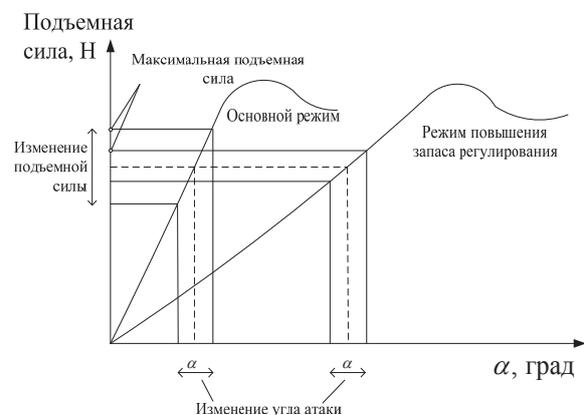


Рис. 2. График зависимости подъемной силы от угла атаки в условиях повышения регулировочной способности



$$\Delta p = RT \left( \frac{\rho_1}{\mu_1} - \frac{\rho_2}{\mu_2} \right), \quad (2)$$

где  $R$  – универсальная газовая постоянная, равная 8,31 Дж/(моль·К);  $\mu_1, \mu_2$  – молярные массы воздуха и озона соответственно;  $T$  – температура воздуха, К;  $\rho_1, \rho_2$  – плотности воздуха и озона соответственно, кг/м<sup>3</sup>.

Расчёт механических деформаций проведён в пакете ElCut. На рис. 6 представлен результат пологого расчёта механических деформаций, оказывающих влияние на лопасть при взаимодействии с ветропотокком.

На рис. 7 изображены результаты расчётов зависимости подъёмной силы лопасти от угла атаки,

где проиллюстрирован эффект повышения регулировочной способности подъёмной силы лопасти ВЭУ при использовании поверхностного коронного разряда постоянного тока по его поверхности.

### Выводы

Была создана математическая модель коронного разряда по выявлению влияния на подъёмную силу лопасти, имеющая экспериментальные подтверждения, проведённые в США. На основании математической модели применение поверхностного коронного разряда постоянного тока на лопасти ВЭУ позволит увеличить по сравнению с обычным вариантом запас регулирования по изменению угла атаки, что обеспечивает надёжность

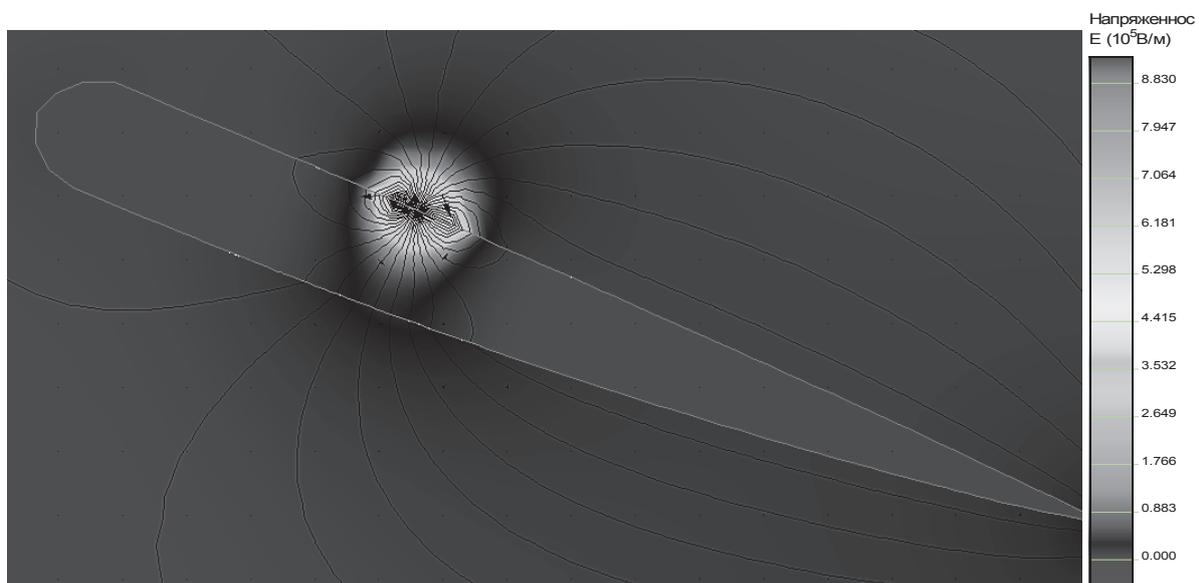


Рис. 5. Результат расчёта распределения напряжённости электрического поля по поверхности лопасти при действии поверхностного коронного разряда постоянного тока

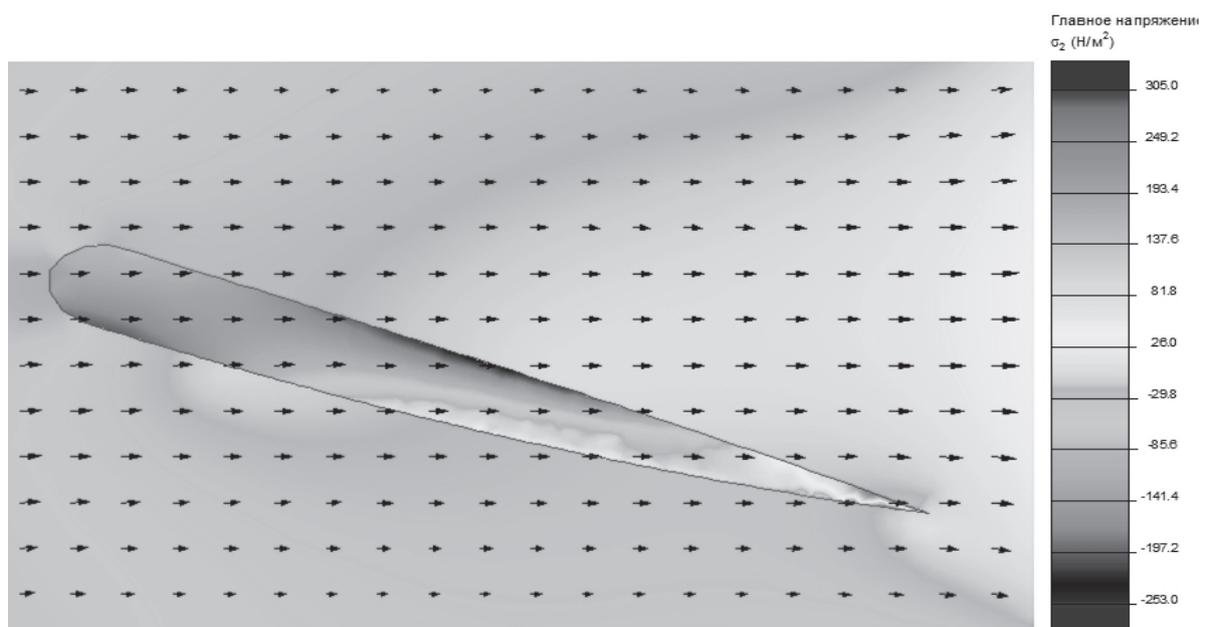


Рис. 6. Результат расчёта распределения механической напряжённости

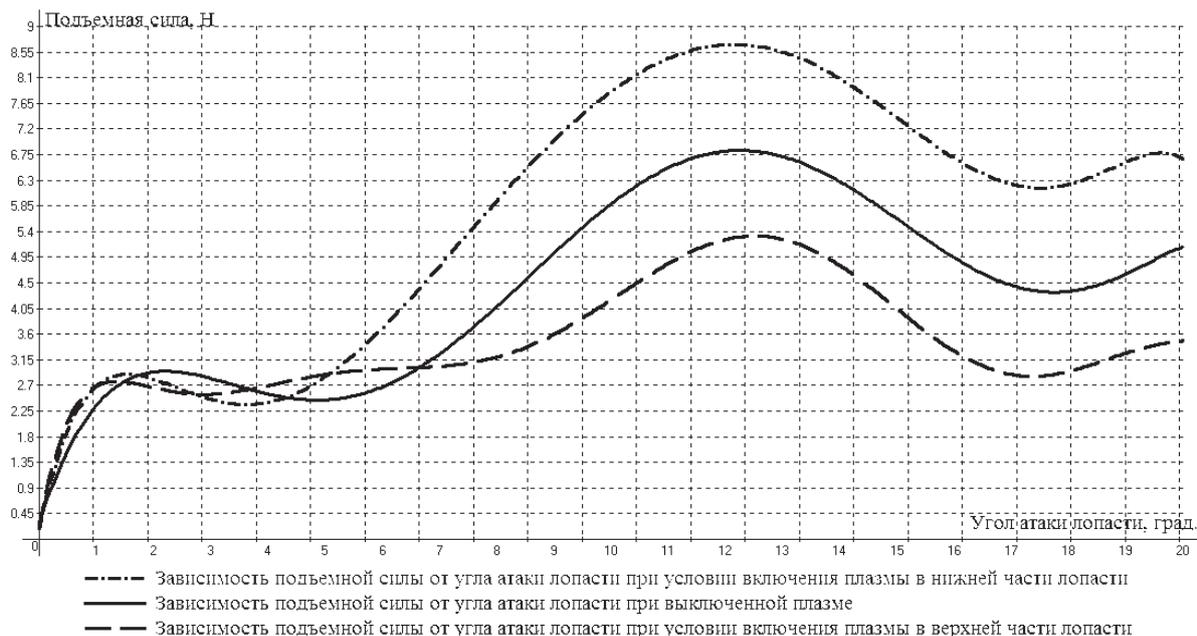


Рис. 7. Сравнительная характеристика зависимости подъемной силы лопасти ВЭУ от угла атаки

функционирования ветроэнергетической установки в условиях повышенных ветровых нагрузок. При работе ВЭУ в режиме ограничения мощности наличие плазменного привода позволит добиться

неизменности угла атаки. В режиме набора мощности технология коронного разряда позволит обеспечить выход на номинальную мощность ВЭУ за меньшее время.

**СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Лукутин Б.В., Муравлев А.И., Шандарова Е.Б. Энергоэффективные управляемые генераторы для ветроэлектростанций // Известия Томского политехнического университета. – 2008. – Т. 312. – № 4. – С. 128–130.
2. Scott J. Johnson, C.P. van Dam, D.E. Berg. Active Load Control Techniques for Wind Turbines // Sandia Corporation, a Lockheed Martin Company, report SAND2008–4809, 2008. – P. 125–140.

3. Альдо В. да Роза. Возобновляемые источники энергии физико-технические основы. – М.: Изд. дом «Интеллект», МЭИ, 2010. – 704 с.
4. Официальный сайт программы ElCut. URL: <http://www.el-cut.ru> (дата обращения: 05.01.2013).

Поступила 16.01.2013 г.

UDC 621.548.4

**THE TECHNIQUE FOR INCREASING LIFT FORCE CONTROL CAPACITANCE UNDER WIND TURBINE POWER LIMITING CONDITIONS BY PLASMA TECHNOLOGY**

S.N. Udalov, V.Z. Manusov, A.A. Achitaev

Novosibirsk State Technical University

*The need to increase the control capacitance margin under wind turbine power limiting conditions allows developing favorable conditions of operational reliability. There are two traditional methods of controlling windwheel and generator output capacity: speed control by adjusting blade angle of attack and by blade profile with airflow breakdown. Currently such means of efficient control of wind turbine as plasma drives are developed. The use of plasma technology for extending the range of controlling the wind turbine applying the technique of developing surface dc corona discharge on a blade is of appropriate interest. Taking into account this fact it is necessary to carry out the mathematical modeling which gives an idea of the controlling range value of the studied model.*

**Key words:**

Wind turbine, plasma drive, lift force, blade simulation, finite elements method.

## REFERENCES

1. Lukutin B.V., Muravlev A.I., Shandarova E.B. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic university*, 2008. 312, 4, pp. 128–130.
5. Scott J. Johnson, C.P. van Dam, D.E. Berg. Active Load Control Techniques for Wind Turbines. *Sandia Corporation, a Lockheed Martin Company, report SAND2008-4809*, 2008. pp. 125–140.
6. Aldo V. da Roza. *Vozobnovlyayemye istochniki energii. Fiziko-tekhnicheskie osnovy* (Renewable energy sources. Physicotechnical bases). Moscow, Intellect, 2010. 704 p.
7. *ElCut*. Available at: <http://www.elcut.ru> (accessed 05 January 2013).

УДК 621.31:658.58

## ОЦЕНКА ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ СИЛОВОГО МАСЛОНАПОЛНЕННОГО ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ В РАЗЛИЧНЫХ РЕЖИМАХ ЕГО РАБОТЫ

Н.И. Хорошев

Пермский национальный исследовательский политехнический университет  
E-mail: horoshev@msa.pstu.ru

*От надёжности работы оборудования и сетей в целом зависит бесперебойность и качество обеспечения потребителей электрической энергией, безопасность производственных процессов и их эффективность. Одними из наиболее ответственных узлов систем электроснабжения являются силовые маслонаполненные трансформаторы средней мощности. По этой причине в статье рассмотрены аспекты оценки технического состояния силового маслонаполненного электротехнического оборудования без его отключения на основе формализации ключевых диагностических параметров (признаков), характеризующих работу оборудования. Показана необходимость учета параметра, отражающего динамику термического износа изоляции трансформаторов на основе интегральной математической функции. Предложены механизм оценки технического состояния силовых маслонаполненных трансформаторов средней мощности и модель поддержки принятия решений, которые положены в основу построения стратегии эффективного обслуживания оборудования по фактическому техническому состоянию. Установлено, что применение предложенного в статье подхода позволяет повысить эффективность принимаемых в производстве решений.*

**Ключевые слова:**

*Электротехническое оборудование, техническое состояние, диагностическая функция, поддержка принятия решений.*

Высоковольтное силовое электротехническое оборудование (ЭО) представляет собой ответственные звенья систем электроснабжения, от надёжности работы которых зависит бесперебойность электроснабжения потребителей, безопасность производственных процессов и их энергетическая эффективность. При этом важным аспектом является необходимость оценки технического состояния (ТС) оборудования без его отключения от питающей сети и формирования перечня профилактических работ согласно складывающейся ситуации, обеспечивающих снижение денежных, трудовых и материальных затрат предприятия [1–3].

Основными характерными свойствами процессов эксплуатации ЭО, которые необходимо учитывать при выработке обоснованных управляющих воздействий как со стороны автоматизации, так и со стороны человека (человеко-машинных систем), является их разнородность, взаимозависимость, многопараметричность, иерархичность, а также территориальная распределённость.

Следует отметить, что одним из значимых направлений при формировании стратегии обслуживания ЭО по фактическому техническому состоянию [2] является задача проработки механизма параметрической оценки его ТС с учётом основных свойств процессов эксплуатации и накопленной базы знаний, позволяющей учесть опыт человека

на уровне принятия решений. Рассматриваемая задача обуславливает необходимость построения системы поддержки принятия оперативных управленческих решений (СППР), которая позволит определять моменты времени проведения диагностики, технического обслуживания (ТО) или ремонтов оборудования на основе непрерывно поступающей или дискретной информации о его ТС при различных режимах работы [4].

В качестве объекта исследования в статье рассматривались процессы эксплуатации высоковольтных силовых маслонаполненных трансформаторов (СМТ) класса напряжения 35/6 кВ. При этом методы исследований базировались на использовании положений теории надёжности, теории оптимизации, а также методов математического моделирования.

Трансформатор высокого напряжения с масло-содержащей изоляцией состоит из большого числа конструктивных элементов, основными из которых являются: магнитная система (магнитопровод), обмотки, выводы обмоток, изоляция, бак, охлаждающее устройство, механизм регулирования напряжения, различные защитные и измерительные устройства. Каждый трансформатор в зависимости от его исполнения комплектуется необходимыми устройствами контроля, защиты и охлаждения [5–7], техническое состояние которых необходимо

**Таблица 1.** Ключевые диагностические параметры СМТ средней мощности с естественным масляным охлаждением

Наименование параметра (обозначение)	Нормативное значение	Метод контроля
Температура окружающего воздуха ( $p_1$ )	Нормируется согласно эксплуатационной документации	Термометр
Уровень масла в основном баке ( $p_2$ )	Соответствие температуры верхних слоев, но не более +95 °С	Маслоуказатель
Уровень масла в баке устройства регулирования под нагрузкой (РПН) ( $p_3$ )	Соответствие температуры верхних слоев, но не более +95 °С	Маслоуказатель
Температура верхних слоев масла в основном баке ( $p_4$ )	Макс. +95 °С при номинальной нагрузке, превышение над температурой окружающего воздуха не более 65 °С	Термометрический сигнализатор
Температура масла в баке устройства РПН ( $p_5$ )	При -25 °С прерывается цепь управления устройством РПН	Датчик-реле температуры
Рабочая нагрузка СМТ ( $I_{\text{наг.}}$ ), уровень напряжения ( $p_6$ )	Не более $0,7I_{\text{max}}$ , отклонение не более $\pm 10\%$ от $U_{\text{ном}}$ .	Измерительные приборы
Состояние газового реле Бухгольца ( $p_7$ )	Отсутствие срабатывания на сигнал или отключение	Смотровое окошко, датчик
Состояние защитного струйного реле устройства РПН ( $p_8$ )	Отсутствие срабатывания на сигнал или на отключение	Смотровое окошко, датчик
Предельное состояние контактов устройства РПН ( $p_{9,1}$ ) Число переключений устройства РПН ( $p_{9,2}$ )	Не более 500 тыс. переключений. Замена масла через 50 тыс. переключений, отбор проб масла через 5 тыс. переключений	Счетчик числа переключений
Нагрев контактных токоведущих частей вводов/выводов, а также др. элементов СМТ [5] ( $p_{10}$ )	Одинаковый нагрев всех фаз одной цепи. Макс. +90 °С, превышение над температурой окружающего воздуха не более 50 °С	Пирометр, тепловизор
Шум, вибрация ( $p_{11}$ )	Ровный шум без потрескиваний	Аудиально, акустические датчики
Утечки масла ( $p_{12}$ )	Отсутствие утечек	Визуально
Состояние индикаторного силикагеля и уровень масла в воздушном фильтре ( $p_{13}$ )	Равномерная голубая окраска зерен, срединный уровень (ориентация по стеклу)	
Состояние мембраны выхлопной трубы ( $p_{14}$ )	Без повреждений	
Состояние изоляторов ( $p_{15}$ )	Отсутствие сколов, трещин и загрязнений	
Состояние контрольных кабелей ( $p_{16}$ )	Отсутствие трещин, коррозии, наличие маркировки	
Состояние элементов заземления ( $p_{17}$ )	Отсутствие трещин, коррозии, обрывов, надежный контакт	

контролировать в процессе эксплуатации, осуществляя мониторинг определенных параметров.

В соответствии с наработанным практическим опытом и нормативно-технической базой в области эксплуатации ЭО [5] сформирован список наиболее информативных диагностических параметров (признаков), характеризующих ТС исследуемых трансформаторов в различных режимах их эксплуатации (табл. 1).

При составлении таблицы учитывались оперативность получения информации, её значимость и достоверность, наименьшая трудоёмкость в процессе съёма параметров, а также основные принципы концепции функциональной диагностики, разработанные группой специалистов международного совета по большим энергетическим системам высокого напряжения (англ. CIGRE) [8].

Поскольку информация, содержащаяся в табл. 1, представляет собой основу для принятия решений, то осуществим приведение всех параметров к количественному выражению, используя приоритеты значимости для каждого из них, определённые на основе базы знаний в рассматриваемой предметной области.

Все параметры были разделены на две группы количественного и качественного содержания

(подмножества  $A$  и  $B$ , табл. 2):  $A=\{p_i\}, i=1..10$  и  $B=\{p_i\}, i=11..17$ . Каждый параметр формализуется в двоичном представлении:  $p_i=\{«1»$  – наличие признака, «0» – отсутствие признака}.

Поскольку признаки, определяющие ТС оборудования, априори неравнозначны, то каждому параметру или нескольким параметрам, одновременно записанным через операцию дизъюнкции, присваивается значимость  $k_i$  внутри своей группы (табл. 2).

Согласно обозначенным признакам введена булева диагностическая функция  $F_i$  [9], которая в случае выхода показателя за допустимые нормативные границы [5] принимает значение «1», в противном случае – «0». При этом содержание параметра  $p_{10}$  следующее:  $p_{10,1}$  – тепловое состояние контактов токоведущих частей;  $p_{10,2}$  – тепловое состояние бака СМТ и системы охлаждения (рис. 1);  $p_{10,3}$  – тепловое состояние устройств регенерации масла;  $p_{10,4}$  – состояние расширительного бака;  $p_{10,5}$  – температура контактора устройства РПН;  $p_{10,6}$  – состояние болтов нижнего разъема колокола бака.

Не все параметры, принадлежащие множествам  $A$  и  $B$ , являются равнозначными, поэтому для их сопоставления и формирования агрегированного оценочного показателя произведём перерасчёт

коэффициентов значимости с учётом приоритетности. Для множества  $A$  приоритетность задана равной 0,8 (количественные признаки) и для множества  $B - 0,2$ . Тогда получим:

$$K_i = 0,8k_i, i=1..4 \text{ и } K_i = 0,2k_i, i=5..7. \quad (1)$$

На основе (1) запишем вектор-строку, содержащую коэффициенты значимости  $K_i$ : [0,208; 0,408; 0,128; 0,056; 0,102; 0,068; 0,03].

**Таблица 2.** Агрегирование ключевых диагностических параметров и определение их значимости

Множество параметров			
количественные (A)		качественные (B)	
Булева функция, $F_i$	Значимость, $k_i$	Булева функция, $F_i$	Значимость, $k_i$
$\rho_1, \rho_6$ (составляющие параметра относительного термического износа изоляции - L)	-	$\rho_{11} \cup \rho_{12} \cup \rho_{14}$ (шум, утечки масла, состояние мембраны - $S_1$ )	$k_5=0,51$
$\rho_2 \cup \rho_3 \cup \rho_{10.1} \cup \rho_{10.2} \cup \rho_{10.5} \cup \rho_{10.1}$ (тепловое состояние - TC)	$k_1=0,26$	$\rho_{13}$ (состояние индикатора силикагеля - $S_2$ )	$k_6=0,34$
$\rho_4 \cup \rho_5 \cup \rho_{10.4}$ (проверка согласия с параметрами $\rho_2$ и $\rho_3$ )	-	$\rho_{15} \cup \rho_{16} \cup \rho_{17}$ (остальные параметры - $S_3$ )	$k_7=0,15$
$\rho_7 \cup \rho_8$ (состояние газовой защиты - СГЗ)	$k_2=0,51$	-	-
$\rho_{10.3}$ (состояние системы регенерации масла - СРМ)	$k_3=0,16$	-	-
$\rho_{12}$ (состояние устройства РПН - СР)	$k_4=0,07$	-	-

Итоговая диагностическая функция ( $DF$ ), входящая в оценку ТС СМТ, запишется следующим образом:

$$DF = \sum_{i=1}^7 K_i F_i, \quad (2)$$

где  $F_i$  - булева функция;  $AP_i = K_i F_i$  -  $i$ -й агрегированный параметр,  $i=1..7$ .

Если несколько рассматриваемых альтернатив (СМТ) согласно (2) являются равнозначными, то для выявления наиболее значимой предполагается осуществлять сравнения отклонений ( $\Delta$ ) сопоставимых параметров от их нормированных значений [5]. При этом целевая функция в общем случае запишется:

$$DF \rightarrow \max, \quad (3)$$

то есть чем ближе альтернатива к максимальному значению, равному единице, тем более худшим ТС обладает СМТ по сравнению с остальными рассматриваемыми вариантами.

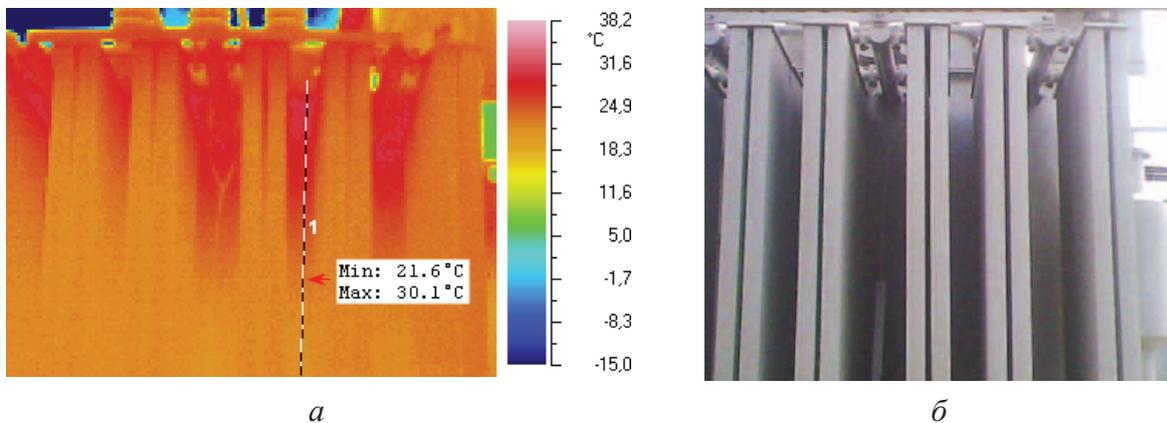
Следует отметить, что потенциальные области неисправностей СМТ («допустимая», «предельно допустимая», «критическая») могут быть формализованы на основе диагностической функции (3) с использованием механизма распознавания ТС трансформаторного оборудования (альтернативы  $x$ ) в пространстве агрегированных признаков ( $AP_i$ , табл. 2). При этом для более точного распознавания объекта  $x$ , имеющего по результатам мониторинга свой набор диагностических признаков (агрегированных параметров), используем квадрат расстояния по Хемингу (4) при  $v=1$ .

$$l_{(v)}^2(x, a_i) = \left( \sum_{j=1}^N |x_j - a_{ij}| \right)^{\frac{2}{v}}, v=1, i=1..n, \quad (4)$$

где  $n$  - число эталонов диагноза ( $n=3$ ).

Данное расстояние равно числу несовпадающих разрядов в двоичном коде, что соответствует использованию изотропного, однородного пространства признаков [9].

С учётом агрегированных признаков, рассмотренных в табл. 2, следует отметить, что изоляция представляет собой также ответственную часть трансформатора, поскольку надёжность его работы и эксплуатационный ресурс во многом определяются надёжностью изоляции [4-7]. Основной изоляцией в нашем случае является масло в сочетании с твердыми диэлектриками (преимущественно бумагой, электрокартоном). При этом задача оценки ресурса СМТ может быть решена по-



**Рис. 1.** Пример оценки теплового состояния поверхности бака трансформатора со стороны высшего напряжения с использованием тепловизора Thermo shot F-30: а) термограмма; б) изображение бака трансформатора

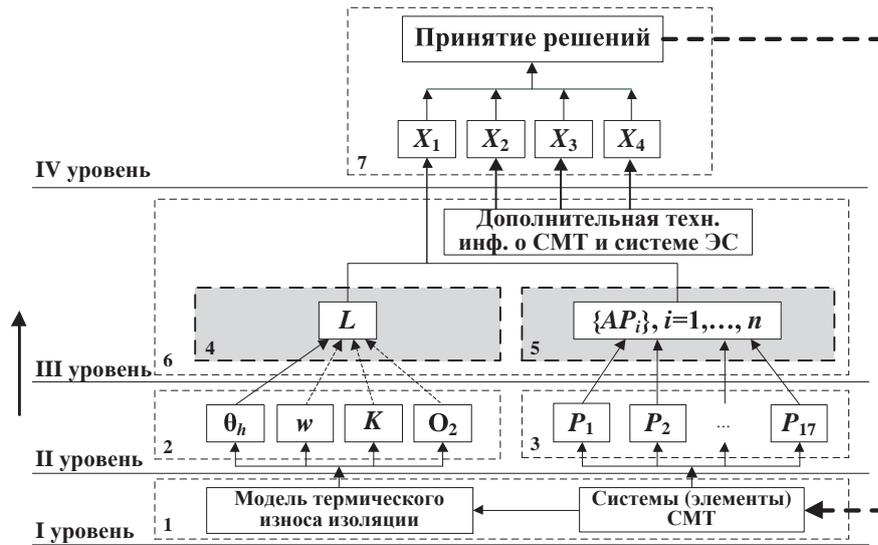


Рис. 2. Концептуальная модель СППР для эксплуатации СМТ

средством использования расчётных методов и математических моделей, использующих широко известное понятие температуры наиболее нагретой точки (ТННТ) [4] и учитывающих ряд других важных факторов [10] (5).

$$L=f(\theta_h, w, K, O_2), \quad (5)$$

где  $L$  – относительный термический износ изоляции (ТИ);  $\theta_h$  – ТННТ, °С;  $w$  – содержание влаги в изоляции, %;  $K$  – кислотное число масла, мг КОН/г;  $O_2$  – содержание кислорода в масле, % об.

При этом динамика теплового износа изоляции на интервале времени  $(t_0; t_0+T)$  с учётом обозначенных факторов (5) может быть записана:

$$L(t_0; t_0+T) = \frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} V_{O_2}(t) V_K(t) V_w(t) 2^{(\theta_h-98)/\Delta} dt, \quad (6)$$

где  $V_{O_2}$ ,  $V_K$ ,  $V_w$  – относительные скорости ТИ с учётом влияния факторов (5);  $\theta_h-98$  – разность между текущей ТННТ и температурой, равной 98 °С, при которой величина  $L$  считается равной 1;  $\Delta$  принимается равной 6 °С [4].

Выражение (6) с учётом режимов работы СМТ (графика нагрузки) может быть также представлено в виде сумм, заменяющих интеграл и разбивающих рассматриваемый интервал времени  $(t_0; t_0+T)$  на равные отрезки времени.

В этом случае целевая функция  $L \rightarrow \min$  определяют нормальное протекание процессов старения изоляции в СМТ.

Исследования специалистов CIGRE [8] показывают, что деградация изоляции СМТ представляет собой комплексный процесс, связанный с окислением трансформаторного масла и разложением целлюлозы. Согласно (5) важным аспектом является контроль данных явлений, заключающийся в отборе и последующем анализе проб трансформаторного масла [5, 6].

Учет параметров  $w$ ,  $K$  и  $O_2$  в выражении (5), являющемся интегральной функцией (6), осуществляется путем умножения подынтегрального выражения, содержащего параметр  $\theta_h$ , на соответствующую составляющую, влияние которой необходимо учесть. При этом связь скорости старения изоляции с факторами  $w$ ,  $K$  и  $O_2$  может быть установлена на основе использования общеизвестных зависимостей, полученных специалистами CIGRE (например, функции Фабра и Пичона (Fabre–Pichon) для равновесного состояния влаги в системе воздух–масло–бумага [11] и др.). Оценить или скорректировать степень влияния рассматриваемых факторов (5) на параметр  $L$  также возможно при использовании накопленной за достаточно длительный период времени статистической информации об эксплуатации маслонаполненного силового оборудования.

С учётом рассмотренного ранее механизма параметрической оценки ЭО предложена структура концептуальной модели СППР для эксплуатации СМТ (рис. 2), входящих в состав определённой системы электроснабжения (ЭС).

Описание основных составляющих концептуальной модели представлено в табл. 1 и 2, а также детально, включая обоснование и формализацию аппарата принятия решений, рассмотрено в [12]. При этом использовались следующие критерии принятия решений:  $X_1$  – техническое состояние СМТ;  $X_2$  – устойчивость системы к внешним возмущающим воздействиям (способность резервирования элементов системы ЭС);  $X_3$  – передаваемая мощность как продукт производственной деятельности;  $X_4$  – время восстановления СМТ.

Заключительным этапом явилась разработка алгоритма принятия решений (рис. 3), отражающего последовательность действий при формировании стратегии эксплуатации СМТ по фактическому техническому состоянию.

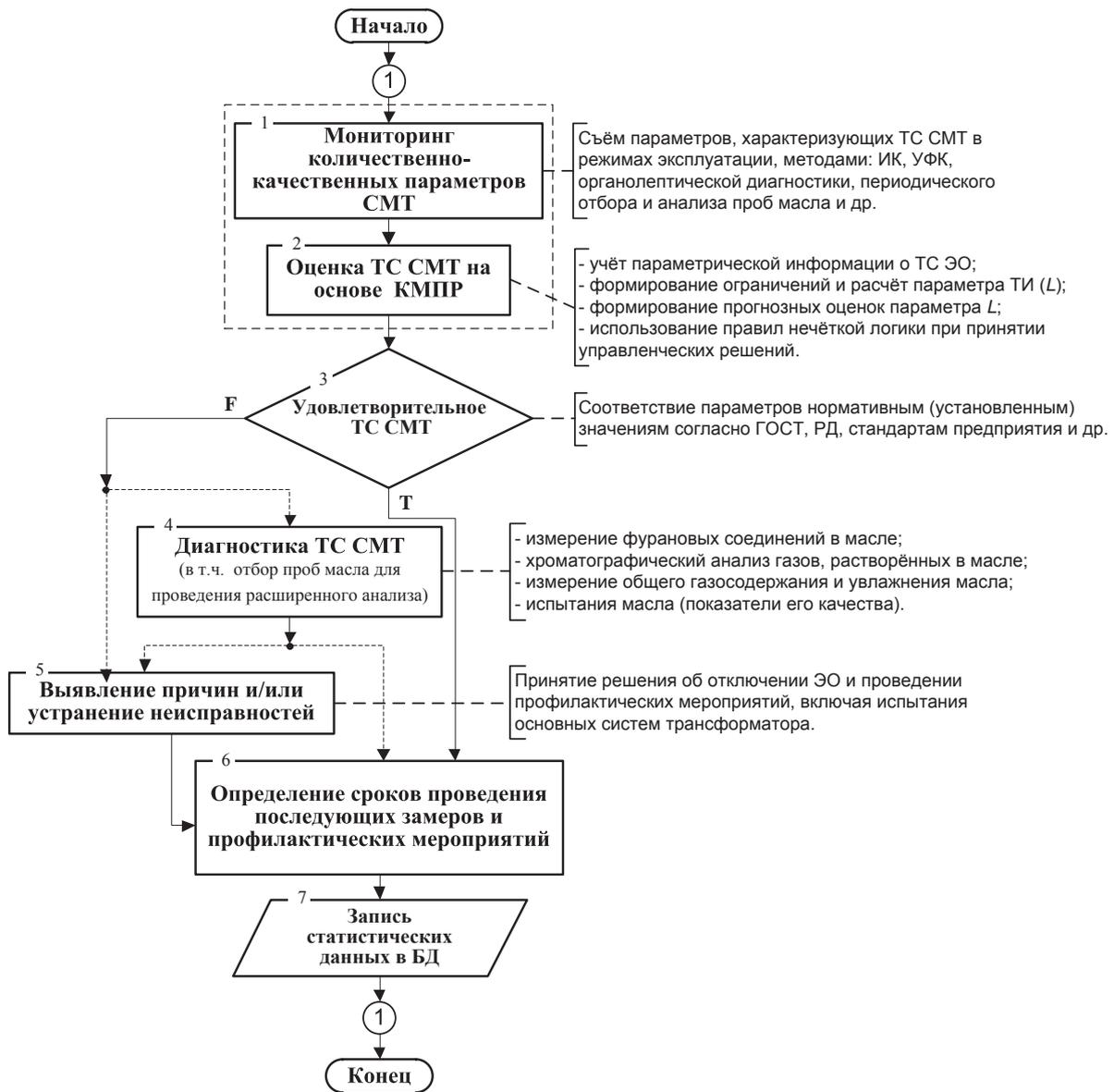


Рис. 3. Алгоритм принятия решений при управлении фактическим техническим состоянием СМТ: ИК, УФК – инфракрасный, ультрафиолетовый контроль; КМПП – концептуальная модель СППР; БД – база данных

### Выводы

По результатам проведенных исследований можно заключить, что формализован объект исследования на основе ключевых количественно-качественных диагностических параметров (признаков), характеризующих работу оборудования без его отключения. Предложены механизм оценки технического состояния СМТ средней мощности и концептуальная модель СППР, которые положены в основу построения стратегии эффектив-

ного обслуживания ЭО по фактическому техническому состоянию.

Предложенные подходы позволяют обнаружить на ранней стадии развивающиеся дефекты и сократить аварийные простои ответственного оборудования в среднем на 10 % за счёт более достоверной оценки моментов времени, в которые необходимо проводить профилактические мероприятия.

Работа выполнена при финансовой поддержке гранта Президента № МК-2773.2011.8.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Смирнов Н.Н., Ицкович А.А. Обслуживание и ремонт авиационной техники по состоянию. – М.: Транспорт, 1987. – 272 с.
- Барзилович Е.Ю. Модели технического обслуживания сложных систем. – М.: Высшая школа, 1982. – 231 с.
- Петроченков А.Б. Об управлении жизненным циклом электротехнических комплексов в нефтедобыче // Электротехника. – 2012. – № 11. – С. 40а–48.
- Руководство по нагрузке силовых масляных трансформаторов: ГОСТ 14209-97. – Введ. 2002–01–01. – М.: Изд-во стандартов, 2002. – 82 с.
- Объем и нормы испытаний электрооборудования: РД 34.45-51.300-97. – М.: Атомиздат, 2001. – 154 с.
- Кудрин Б.И., Минеев А.Р. Электрооборудование промышленности. – М.: Изд. центр «Академия», 2008. – 432 с.
- Сергеенков Б.Н., Кисилев В.М., Акимова Н.А. Электрические машины: Трансформаторы / под ред. И.П. Копылова. – М.: Высшая школа, 1989. – 352 с.
- IEEE Guide for diagnostic field testing of electric power apparatus: IEEE Std 62–1995. – NY: IEEE, 1995. – 64 с.
- Биргер И.А. Техническая диагностика. – М.: Машиностроение, 1978. – 240 с.
- Алексеев Б.А. Системы непрерывного контроля состояния крупных силовых трансформаторов // Электрические станции. – 2000. – № 8. – С. 62–71.
- A review of moisture equilibrium in transformer paper-oil systems / Y. Du, M. Zahn, B.C. Lesieutre, A.V. Maminshev, S.R. Lindgren // IEEE Electrical Insulation Magazine. – 1999. – V. 15. – № 1. – P. 11–20.
- Хорошев Н.И., Казанцев В.П. Применение правил нечеткой логики при эксплуатации электротехнического оборудования // Электротехника. – 2011. – № 11. – С. 59–64.

Поступила 08.10.2013 г.

UDC 621.31:658.58

## ASSESSMENT OF TECHNICAL CONDITION OF POWER OIL-FILLED ENGINEERING EQUIPMENT IN DIFFERENT OPERATION MODES

N.I. Khoroshev

Perm National Research Polytechnic University

*Uninterrupted operation and quality of providing consumers with electric energy, safety of productions and their efficiency depend on reliability of equipment and networks functioning. One of the most responsible nodes of power supply systems are power oil-filled electro-engineering equipment of average power. Therefore the paper considers the aspects of assessing technical state of power oil-filled electro-engineering equipment without shutdown on the basis of formalization of keyword diagnostic parameters, characterizing equipment operation. The need of controlling the parameter characterizing the dynamics of thermal wear of transformer isolation on the basis of mathematical integrated function is shown. The authors proposed the assessment mechanism of technical condition of power oil-filled transformers and decision-making support model which are taken as the base for developing the effective service strategy on the current technical state. It was ascertained that application of the approach proposed allows increasing the efficiency of the decisions made in production.*

### Key words:

*Electro engineering equipment, technical state, diagnostic function, decision support.*

## REFERENCES

- Smirnov N.N., Itskovich A.A. *Obsluzhivanie i remont aviatsonnoy tekhniki po sostoyaniyu* (Predictive maintenance and repair of aircraft engineering). Moscow, Transport, 1987. 272 p.
- Barzilovich E.Yu. *Modeli tekhnicheskogo obsluzhivaniya slozhnykh system* (Models compound system maintenance). Moscow, Vysshaya shkola, 1982. 231 p.
- Petrochenkov A.B. *Elektrotekhnika*, 2012. 11, pp. 40a–48.
- GOST 14209–97. Rukovodstvo po nagruzke silovykh maslyanykh transformatorov* (State Standard 14209–97. Power oil transformer burden manual). Moscow, Standard Publ., 2002. 82 p.
- RD 34.45–51.300–97. Obem i normy ispytaniy elektrooborudovaniya* (Ruling documents 34.45–51.300–97. Volume and standards of testing electric equipment). Moscow, Atomizdat, 2001. 154 p.
- Kudrin B.I., A.R. Mineev. *Elektrooborudovanie promyshlennosti* (Industrial electric equipment). Moscow, Akademiya, 2008. 432 p.
- Sergeenkov B.N., Kisilev V.M., Akimova N.A. *Elektricheskie mashiny: Transformatory* (Electric engines: transformers). Moscow, Vysshaya shkola, 1989. 352 p.
- IEEE Guide for diagnostic field testing of electric power apparatus: IEEE Std 62–1995*. NY, IEEE, 1995. 64 p.
- Birger I.A. *Tekhnicheskaya diagnostika* (Engineering diagnostics). Moscow, Mashinostroenie, 1978. 240 p.
- Alekseev B.A. *Elektricheskie stantsii*, 2000. 8, pp. 62–71.
- Du Y., Zahn M., Lesieutre B.C., Maminshev A.V., Lindgren S.R. A review of moisture equilibrium in transformer paper-oil systems. *IEEE Electrical Insulation Magazine*, 1999. 15, 1, P. 11–20.
- Khoroshev N.I., Kazantsev V.P. *Elektrotekhnika*, 2011. 11, pp. 59–64.

УДК 621.316.729

## АЛГОРИТМЫ ЭТАЛОННЫХ МОДЕЛЕЙ ДЛЯ ПОСТРОЕНИЯ УСТРОЙСТВ АДАПТИВНОЙ СИНХРОНИЗАЦИИ ГЕНЕРАТОРОВ И ЧАСТЕЙ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ

Ю.В. Хрущев, Н.А. Беляев

Томский политехнический университет

E-mail: B.N.A.tsk@gmail.com

*Для создания адаптивных устройств синхронизации генераторов и частей электроэнергетических систем с улучшенными эксплуатационными характеристиками предлагается использовать технологию построения систем автоматического управления с эталонной моделью. При этом в качестве эталонных моделей рассматриваются программные траектории движения для параметров относительного движения векторов напряжения генераторов и частей электроэнергетических систем, формируемые на интервале управления процессом синхронизации. Представлена обобщённая структурно-функциональная схема устройства адаптивной синхронизации, и приведены два перспективных алгоритма работы эталонной модели, каждый из которых без перерегулирования доставляет нулевые значения кинетической и потенциальной энергий относительного движения синхронизируемых объектов в конце интервала управления. Проведена апробация указанных алгоритмов путем моделирования процесса синхронизации частей энергосистемы в программном комплексе Mustang.*

### Ключевые слова:

*Электроэнергетическая система, синхронный генератор, синхронизация, устройство синхронизации, структурно-функциональная схема, эталонная модель, алгоритм.*

### Введение

При синхронизации генератора с электрической сетью, как и при синхронизации частей электроэнергетических систем (ЭЭС), на контактах объединяющего выключателя (ОВ) к моменту его включения должны быть обеспечены следующие условия [1]:

- идентичность чередования фаз напряжений;
- равенство напряжений по абсолютному значению;
- совпадение по фазе векторов напряжений;
- равенство частот напряжений.

Идентичность чередования фаз напряжений на контактах ОВ обычно обеспечивается на этапе предпусковых испытаний, и поэтому какие-либо дополнительные управляющие воздействия в процессе синхронизации в этом направлении не требуются.

Следствием несовпадения векторов напряжений по модулю и фазе является возникновение уравнительного и ударного токов включения, обусловленных геометрической разностью между этими векторами и, соответственно, между эквивалентными электродвижущими силами синхронизируемых частей ЭЭС. При этом вследствие изменения параметров угловых характеристик на валах электрических машин образуются небалансы между механическими и электромагнитными моментами, что приводит к синхронным качаниям и, в тяжёлых случаях, к потере динамической устойчивости ЭЭС.

С позиции энергетической трактовки происходящих явлений можно констатировать, что при несовпадении векторов напряжений в момент включения ОВ в синхронизируемых частях ЭЭС образуется некоторая величина распределенной между электрическими машинами потенциальной энергии относительного движения, являющейся исходной причиной последующих синхронных качаний.

В случае, когда включение ОВ производится при неравенстве частот, вращающиеся части электрических машин синхронизируемых частей изначально имеют кинетическую энергию относительного движения, что также приводит к последующим синхронным качаниям и может закончиться потерей динамической устойчивости ЭЭС.

По существу перечисленные условия синхронизации, за исключением первого, сводятся к тому, что к моменту включения ОВ в синхронизируемых частях должны быть обеспечены нулевые значения потенциальной и кинетической энергий относительного движения вращающихся частей электрических машин.

Следует отметить, что геометрическое равенство векторов напряжения на контактах ОВ не является гарантией начального отсутствия потенциальной энергии относительного движения электрических машин в составе синхронизируемых частей ЭЭС. Нулевые значения угла между векторами напряжения на контактах ОВ и скорости его изменения могут быть получены при ненулевом значении относительного ускорения, что послужит причиной последующих синхронных качаний.

Как следует из уравнения движения вращающейся части электрической машины, величина её относительного ускорения пропорциональна небалансу моментов на валу, ненулевое значение которого свидетельствует о наличии потенциальной энергии относительного движения. Соответственно и ненулевое значение относительного ускорения между векторами напряжения на контактах ОВ в момент его включения проявится в виде ненулевого начального значения потенциальной энергии.

Из приведённых соображений следует, что для полного исключения синхронных качаний в ЭЭС в дополнение к известному перечню условий син-

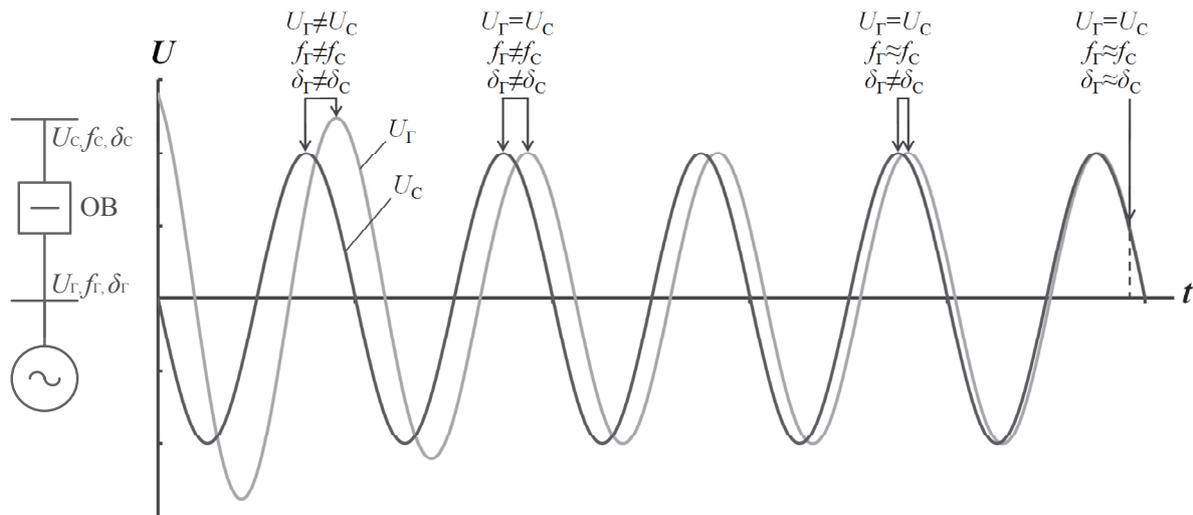


Рис. 1. Процесс работы современного устройства точной автоматической синхронизации по алгоритму подгонки и ожидания для случая синхронизации генератора с сетью

хронизации необходимо обеспечить равенство первых производных частоты напряжений на контактах ОБ.

Необходимость выполнения этого условия в технической литературе не обсуждается и в нормативных документах не отражается. Соответственно, это условие отсутствует в законах управления устройств синхронизации. Алгоритмы современных устройств точной синхронизации заключаются в подгонке частот напряжений синхронизируемых частей ЭЭС и ожидании момента, когда угол между векторами этих напряжений окажется в предусмотренной нормативами допустимой зоне.

Общим недостатком существующих устройств синхронизации, в том числе и наиболее совершенных [2, 3], является отсутствие формализованной процедуры перевода используемых в процессе синхронизации параметров состояния к необходимым для точной синхронизации значениям. Подгонка и ожидание, составляющие основу алгоритмов их работы (рис. 1), по существу вносят неопределённость в задачу повышения точности и уменьшения длительности достижения конечных значений используемых для точной синхронизации режимных параметров. При этом, как отмечено, не предусматривается достижение равенства первых производных частоты напряжения синхронизируемых частей ЭЭС.

Более эффективным для решения этой задачи представляется подход, развиваемый в Энергетическом институте Томского политехнического университета [4, 5]. Суть этого подхода заключается в приложении методов автоматического управления с эталонной моделью и методов управления программным движением объектов [6] к задаче управления динамическими переходами энергосистем [7], в том числе к задаче синтеза устройств адаптивной синхронизации повышенного качества. При этом эталонная модель вводится для решения конкретной задачи – сформировать расчет-

ную траекторию, доставляющую нулевые значения угла, скорости и ускорения относительного вращательного движения векторов напряжения на контактах объединяющего выключателя. В теории автоматического управления траектории такого типа называются программными траекториями движения (ПТД), а движение объекта по ПТД – программным [6].

ПТД, предназначенные для решения задачи точной синхронизации, в первом варианте построены в [8]. Недостатком этих ПТД является ступенчатость и знакопеременный характер функции изменения относительного ускорения, что в общем случае усложняет процесс формирования управляющих воздействий. Во избежание этих осложнений разработаны и представлены далее ПТД, лишённые отмеченного недостатка.

#### Алгоритмы работы эталонной модели

Основу синтезируемого устройства синхронизации составляет типовая структурно-функциональная схема систем автоматического управления с эталонной моделью, адаптированная к условиям работы в составе ЭЭС (рис. 2). Эталонная модель в этой схеме формируется в ходе процесса в виде программной траектории движения (ПТД), представляющей собой рассчитанное (желаемое) движение векторов напряжения генератора и сети или синхронизируемых частей ЭЭС. Принимая во внимание, что равенство напряжений по абсолютному значению достигается воздействием на автоматический регулятор возбуждения генератора, что не представляет существенных трудностей [9], основным целевым условием построения ПТД является достижение нулевых значений управляемых параметров: относительного угла ( $\delta = \delta_2 - \delta_1 = 0$ ), относительной скорости (разности частот) ( $\nu = \omega_2 - \omega_1 = 0$ ) и относительного ускорения ( $\alpha = \alpha_2 - \alpha_1 = 0$ ) векторов напряжения синхронизируемых объектов в конечной точке интервала управления.

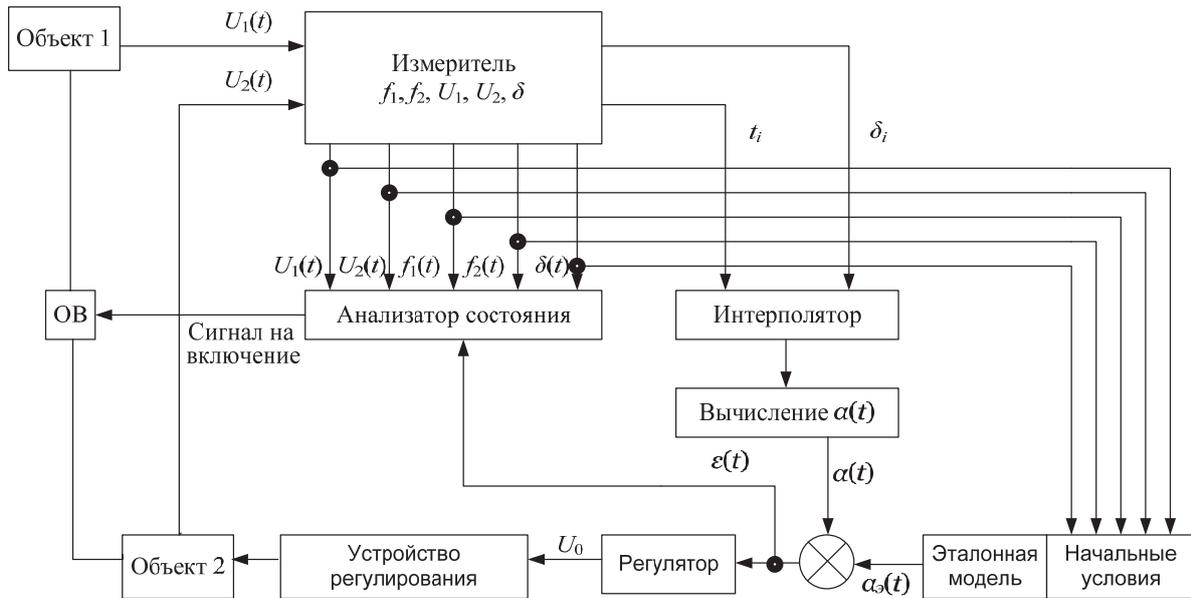


Рис. 2. Структурно-функциональная схема устройства синхронизации объектов 1 и 2 (генератор–сеть или две части ЭЭС) с эталонной моделью

Взаимосвязь между параметрами относительно движения векторов напряжения на контактах ОВ выражается дифференциальным соотношением:

$$\alpha = \frac{dv}{dt} = \frac{d^2\delta}{dt^2}. \quad (1)$$

В алгоритмах ПТД, доставляющих нулевые значения относительного угла и его производных, может предусматриваться, на интервале управления, наличие или отсутствие перерегулирования процесса. В алгоритмах первой группы (с перерегулированием [4, 8]) формируются положительные и отрицательные значения функции относительного ускорения, что приводит к необходимости использования знакопеременных управляющих воздействий. В алгоритмах второй группы формируется относительное ускорение одного знака [5], для реализации которого требуются знакопостоянные управляющие воздействия. Для аппаратной реализации законов управления более удобны, очевидно, алгоритмы второй группы.

В алгоритмах второй группы интервал управления ПТД охватывает несколько периодов разности частот, предшествующих моменту включения ОВ. Вид функции относительного ускорения на этом интервале может быть различным, однако ее численное содержание должно быть знакопостоянным и к концу интервала управления доставлять нулевые значения управляемых параметров.

Наиболее простыми функциями, удовлетворяющими этим условиям, являются постоянное ускорение и ускорение с постоянной производной. Движение, соответствующее постоянному ускорению, в технической литературе называется равноускоренным. Для движения, соответствующего ускорению с постоянной производной, общеприня-

тое название отсутствует. Далее оно названо равномерно ускоренным движением.

В общем случае, согласно (1), ПТД для алгоритма равноускоренного движения имеют вид:

$$\begin{aligned} \alpha_p &= \text{const}, \\ v_p &= v_{p0} + \alpha_p t, \\ \delta_p &= \delta_{p0} + v_{p0} t + 0,5 \alpha_p t^2, \end{aligned} \quad (2)$$

где  $\delta_{p0}$ ,  $v_{p0}$  – начальные значения (в момент  $t=t_0$ ) относительного угла и относительной скорости. Индексом  $p$  обозначены расчетные (программные) значения параметров.

Согласно принятым конечным условиям в конце интервала управления (момент  $t=t_T$  на рис. 3) значения параметров относительного движения векторов напряжения синхронизируемых объектов становятся равными нулю:  $\delta_{pT}=0$ ,  $v_{pT}=0$ ,  $\alpha_{pT}=0$ . Задача заключается в том, чтобы была определена ПТД, переводящая синхронизируемый объект из произвольного начального состояния  $t_0$ ,  $\delta_{p0}$ ,  $v_{p0}$ ,  $\alpha_{p0}$  в конечное состояние  $t=t_T$ ,  $\delta_{pT}=0$ ,  $v_{pT}=0$ ,  $\alpha_{pT}=0$  за время  $T=t_T-t_0$  при постоянном ускорении.

Требование сохранения знакопостоянного (в данном случае постоянного) ускорения может быть выполнено лишь в том случае, когда на интервале управления  $[t_0, t_T]$  будет осуществляться некоторое количество  $n_p$  полных оборотов векторов напряжений на контактах ОВ друг относительно друга. Заранее это количество неизвестно. Оно определяется при формировании ПТД в зависимости от принимаемого значения относительного ускорения  $\alpha_p$  на интервале управления.

Количество  $n_p$  определим на основании выражения (2) для относительной скорости в момент времени  $t_T$

$$v_{pT} = v_{p0} + \alpha_p T = 0. \quad (3)$$

Выражая из (3)  $\alpha_p$ , получим

$$\alpha_p = -\frac{v_{p0}}{T}. \quad (4)$$

С учетом (4) уравнение для относительного угла принимает вид:

$$\delta_{pT} = \delta_{p0} + v_{p0}T - 0,5\frac{v_{p0}}{T}T^2 = \delta_{p0} + 0,5v_{p0}T. \quad (5)$$

С учетом  $n_p$  количества оборотов векторов напряжений на контактах ОВ друг относительно друга и конечных условий из уравнения (5) следует:

$$\delta_{pT} = \delta_{p0} + 0,5v_{p0}T + 2\pi n_p = 0. \quad (6)$$

Решение уравнения (6) относительно длительности  $T$  интервала управления  $[t_0, t_T]$  приводит к результату:

$$T = \frac{-2\pi n_p - \delta_{p0}}{0,5v_{p0}} = -2\frac{(2\pi n_p + \delta_{p0})}{v_{p0}}. \quad (7)$$

Соответственно, выражение (4) с учетом (7) принимает вид:

$$\alpha_p = \frac{v_{p0}^2}{2(2\pi n_p + \delta_{p0})}. \quad (8)$$

Основанием для выбора  $n_p$  может служить сложившееся к моменту  $t_0$  реальное относительное ускорение  $\alpha_0$ . Подставив в уравнение (8) значение  $\alpha_0$  вместо  $\alpha_{p0}$ , получим выражение для определения оценочного значения  $n'_p$  количества оборотов:

$$n'_p = \frac{-2\alpha_0\delta_{p0} + v_{p0}^2}{4\alpha_0\pi}. \quad (9)$$

В общем случае  $n'_p$ , полученное на основании (9), будет иметь дробное значение, подлежащее округлению. При этом в качестве расчетного числа оборотов  $n_p$  следует принимать ближайшее большее значение, поскольку в дальнейшем на интервале управления могут потребоваться пересчеты, последующие результаты которых не должны значительно отличаться от предыдущих.

В случаях, когда реальное ускорение  $\alpha_0$  не позволяет определить приемлемое количество полных оборотов, следует задать начальное ускорение, исходя из конкретных требований к процессу синхронизации.

Согласно принятому правилу округления при вычислении  $n_p$  в общем случае будет получаться  $\alpha_{p0} \approx \alpha_0$ . В частном случае, когда  $\alpha_{p0} = \alpha_0$ , дополнительных управляющих воздействий в момент  $t_0$  не требуется. В случае, когда  $\alpha_{p0} \neq \alpha_0$ , выполняются управляющие воздействия, приводящие к равенству  $\alpha_{p0} = \alpha_0$ . При мгновенном (теоретическом) изменении относительного ускорения до значения  $\alpha_{p0}$  в момент  $t=t_0$  дальнейшее протекание процесса будет таким же, как и в частном случае при  $\alpha_{p0} = \alpha_0$ .

К недостаткам алгоритма программной траектории равноускоренного движения следует отнести необходимость резкого снятия управляющих воздействий посредством скачкообразного подведе-

дения относительного ускорения к нулевому значению (рис. 3), что может затруднить реализацию закона на конечной стадии интервала управления. Более совершенным в этом отношении является алгоритм программной траектории равномерно ускоренного движения.

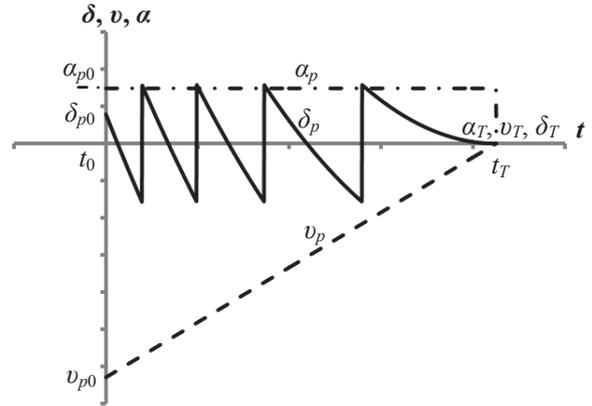


Рис. 3. Пример построения ПТД на основе алгоритма равноускоренного движения

Основу программной траектории равноускоренного движения (рис. 4) составляет линейная функция относительного ускорения на всем интервале управления, что обеспечивает плавное подведение параметров относительного движения векторов напряжений к нулевым значениям в ходе процесса синхронизации.

В общем виде аналитические выражения для расчета параметров ПТД в случае равноускоренного движения могут быть представлены в виде системы уравнений:

$$\begin{aligned} \alpha_p &= 2d_2 + 6d_3t, \\ v_p &= d_1 + 2d_2t + 3d_3t^2, \\ \delta_p &= d_0 + d_1t + d_2t^2 + d_3t^3, \end{aligned} \quad (10)$$

где коэффициенты  $d_0, d_1, d_2$  определяются исходя из начальных условий ( $t=t_0$ ):

$$\begin{aligned} d_2 &= \frac{\alpha_{p0}}{2}, \\ d_1 &= v_{p0}, \\ d_0 &= \delta_{p0}. \end{aligned} \quad (11)$$

Неизвестными при постановке задачи являются расчетное начальное значение относительного ускорения  $\alpha_{p0}$ , обеспечивающее одновременность выполнения конечных условий и соответствующее этим условиям значение коэффициента  $d_3$ .

Принимая во внимание, что в момент времени  $t=t_T$  значение относительного ускорения будет равно нулю, на основании первого уравнения группы (10) получим

$$d_3 = -\frac{2d_2}{6T} = -\frac{\alpha_{p0}}{6T}. \quad (12)$$

С учетом (11, 12), а также принимая, что в процессе управления векторы напряжений на контак-

тах ОВ совершат  $n_p$  полных оборотов друг относительно друга, уравнения для относительной скорости и относительного угла в момент времени  $t_T$  принимают вид:

$$\begin{aligned} v_{pT} &= v_{p0} + \alpha_{p0}T - \frac{\alpha_{p0}^2}{2}T^2 = v_0 + \frac{\alpha_{p0}^2}{2}T^2 = 0, \\ \delta_{pT} &= \delta_{p0} + v_{p0}T + \frac{\alpha_{p0}T^2}{2} - \frac{\alpha_{p0}^3}{6}T^3 + 2\pi n_p = \\ &= \delta_{p0} + v_{p0}T + \frac{\alpha_{p0}^2}{3}T^2 + 2\pi n_p = 0. \end{aligned} \quad (13)$$

На основании первого уравнения системы (13) получим желаемое (программное) значение относительного ускорения  $\alpha_{p0}$  в начальный момент времени

$$\alpha_{p0} = -\frac{2v_{p0}}{T}. \quad (14)$$

С учетом (14) второе уравнение системы (13) принимает вид:

$$\begin{aligned} \delta_{p0} + v_{p0}T - \frac{2v_{p0}^2}{3} + 2\pi n_p &= \\ = \delta_{p0} + \frac{v_{p0}^2}{3} + 2\pi n_p &= 0. \end{aligned} \quad (15)$$

Преобразовав (15), получим выражение для определения времени управления  $T$ :

$$T = -3 \frac{\delta_{p0} + 2\pi n_p}{v_{p0}}. \quad (16)$$

Исключив в (14) время  $T$  с помощью (16), получим

$$\alpha_{p0} = \frac{2v_{p0}^2}{3(\delta_{p0} + 2\pi n_p)}. \quad (17)$$

Оценочное значение  $n'_p$  определяется по выражению (17) подстановкой реального  $\alpha_0$  вместо его программного  $\alpha_{p0}$  значения:

$$n'_p = \frac{-1,5\alpha_0\delta_{p0} + v_{p0}^2}{3\alpha_0\pi}. \quad (18)$$

Целое количество относительных оборотов определяется на основании  $n'_p$ , полученного из (18), путем его округления до большего значения.

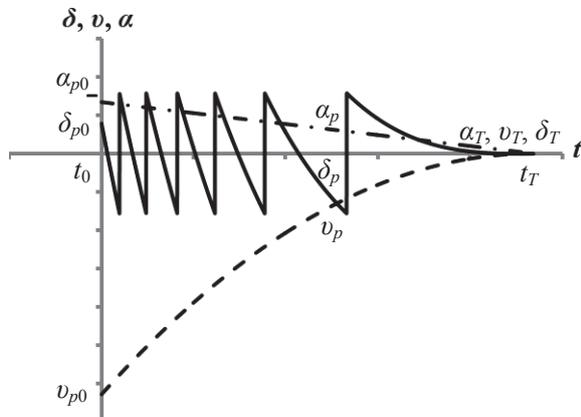


Рис. 4. Пример построения ПТД на основе алгоритма равномерно ускоренного движения

Изменение параметров относительного движения векторов напряжения синхронизируемых объектов осуществляется путем воздействия на устройство регулирования (рис. 2), для которого на основании построенных ПТД определяется величина и форма управляющих воздействий. Для задачи синхронизации генератора с сетью в качестве устройства регулирования выступает регулятор скорости генератора, а управляющие воздействия осуществляются путем изменения небаланса мощности на валу генератора  $\Delta P$ . С учетом требуемого значения относительного ускорения значение  $\Delta P$  может быть вычислено на основании упрощенного уравнения движения ротора генератора:

$$\Delta P = P_T - P = \frac{\alpha T_j}{\omega_r}, \quad (19)$$

где  $T_j$  – постоянная инерции вращающейся части энергоагрегата (с);  $\omega_r$  – угловая скорость (рад/с);  $P_T$  – мощность турбины (о.е.);  $P$  – электрическая мощность генератора (о.е.).

Для задачи синхронизации частей энергосистемы в качестве управляющих устройств могут выступать как регуляторы скорости генераторов электростанций, так и любые другие устройства, способные обеспечить изменение параметров относительного движения векторов напряжения синхронизируемых частей по построенным для них траекториям.

Апробация изложенных алгоритмов построения ПТД была осуществлена посредством моделирования процесса включения на параллельную работу частей энергосистемы в программном комплексе Mustang (рис. 5). При этом воспроизводилась следующая схемно-режимная ситуация: энергосистема состоит из двух частей (1 и 2 на рис. 5), связанных между собой воздушной линией (ВЛ), управление процессом синхронизации осуществляется посредством воздействия на регулятор скорости генератора марки ТВФ-63-2УЗ первой части, вторая часть энергосистемы представлена шиной бесконечной мощности. Величина управляющих воздействий определялась на основании выражения (19). Параметры, использованные для моделирования генератора ТВФ-63-2УЗ, представлены в [10]. В момент времени  $t_T$  подается команда на включение объединяющего выключателя. На основании заданных начальных параметров были рассчитаны законы изменения небаланса мощности генератора, соответствующие изложенным алгоритмам. Полученные законы были выполнены на указанной модели. Инерционность исполнительных органов не учитывалась.

Полученные результаты моделирования представлены на рис. 6. В силу особенностей моделирующего комплекса зависимость относительного угла от времени представлена в виде убывающей кривой, приобретающей к моменту снятия управляющих воздействий и включения генератора на параллельную работу с сетью значение, кратное  $360^\circ$ .

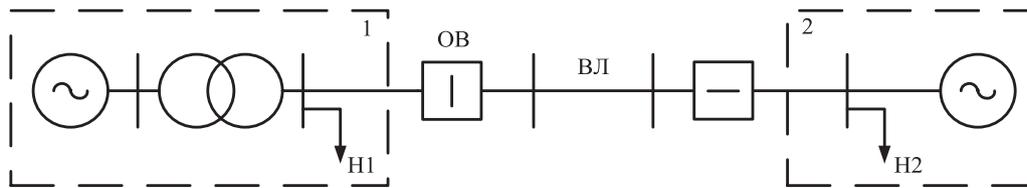


Рис. 5. Схема моделируемой энергосистемы

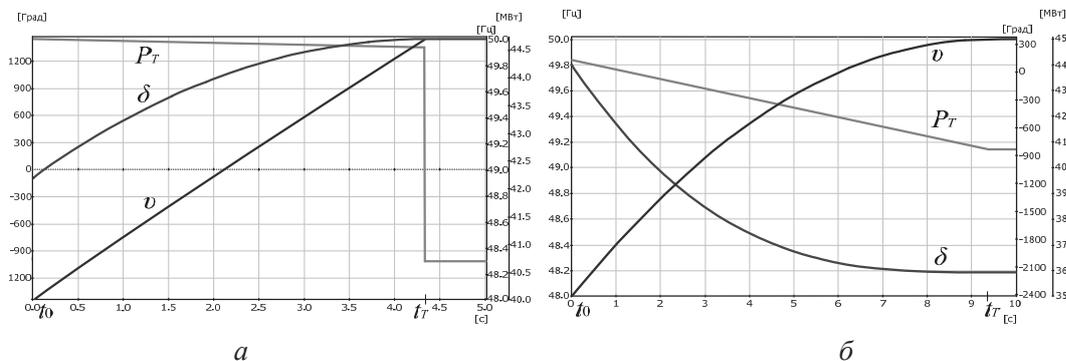


Рис. 6. Результаты моделирования процесса синхронизации по алгоритмам ПТД: а) равноускоренного движения; б) равномерно ускоренного движения

Из рис. 6 видно, что в идеализированных условиях моделирования изложенные выше алгоритмы построения ПТД (рис. 3, 4) и реальные траектории движения ротора генератора совпадают. В реальных условиях обеспечить идеальное движение по построенным траекториям невозможно из-за наличия случайных внешних возмущений, несовершенства измерительных устройств, инерционности систем регулирования и других факторов. Одной из задач дальнейших исследований является разработка алгоритмов коррекции отклонений параметров реальных процессов синхронизации от параметров ПТД. Успешное решение этой задачи является неперенным условием перехода к этапу опытно-конструкторской разработки устройств синхронизации с эталонной моделью.

### Выводы

Для получения минимальных (в идеальном случае нулевых) значений кинетической и потенциальной энергий относительного движения син-

хронных электрических машин в момент включения на параллельную работу синхронизируемых частей ЭЭС необходимо, чтобы к этому моменту были обнулены угол, скорость и ускорение относительного движения векторов напряжения на контактах объединяющего выключателя. Эта задача может быть решена с помощью устройств синхронизации, действующих по принципу устройств автоматического управления с эталонной моделью. При этом в качестве эталонных моделей могут быть приняты программные траектории движения, представляющие нулевые значения параметрам относительного движения к концу интервала управления. Рациональным вариантом являются ПТД, построенные на основе знакопостоянных функций относительного ускорения, таких, например, как программные траектории равноускоренного и равномерно ускоренного движения. В этом варианте упрощается задача формирования управляющих воздействий, обеспечивающих движение по ПТД.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Веников В.А. Переходные электромеханические процессы в электроэнергетических системах. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Высш. шк., 1985. – 536 с.
2. Агачичев Е.С., Лукоянов В.Ю., Панфилов Н.И. Автоматический микропроцессорный синхронизатор «Спринт» мощного синхронного генератора // Электрические станции. – 1999. – № 8. – С. 48–51.
3. SYNCHROTACT. Synchronizing and paralleling devices and systems // Data sheet. – ABB, Switzerland, 2007.
4. Способ синхронизации возбужденной синхронной машины с сетью: пат. 2359384 Рос. Федерация. № 2008106520/09; заявл. 19.02.2008; опубл. 20.06.2009, Бюл. № 17. – 13 с.
5. Способ синхронизации возбужденной синхронной машины с сетью: пат. 2457597 Рос. Федерация. № 2011120883/07; заявл. 24.05.2011; опубл. 27.07.2012, Бюл. № 21.
6. Тимофеев А.В. Построение адаптивных систем управления программным движением. – Л.: Энергия, Ленингр. отделение, 1980. – 88 с.

7. Хрущёв Ю.В. Управление движением генераторов в динамических переходах энергосистем. – Томск: STT, 2001. – 310 с.
8. Абеуов Р.Б., Заподовников К.И., Хрущёв Ю.В. О возможности автоматического управления процессом точной синхронизации генераторов мини-ТЭС по программным траекториям движения // Известия вузов. Проблемы энергетики. – 2008. – № 7–8/1. – С. 43–47.
9. Овчаренко Н.И. Автоматика электрических станций и электроэнергетических систем / под ред. А.Ф. Дьякова. – М.: Изд-во НЦ ЭНАС, 2000. – 504 с.
10. Неклепаев Б.Н., Крючков И.П. Электрическая часть электростанций и подстанций: справочные материалы для курсового и дипломного проектирования. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 608 с.

Поступила 19.04.2013 г.

UDC 621.316.729

## ALGORITHMS OF MASTER MODELS FOR DESIGNING GENERATORS AND POWER SYSTEM PARTS SYNCHRONIZER

Yu.V. Khrushchev, N.A. Belyaev

Tomsk Polytechnic University

The technique for designing the automated control systems with a master model is proposed to be used for developing the adaptive devices for synchronizing generators and power system parts with high performance. The program motion trajectories for relative movement parameters of generator stress vectors and the parts of power systems formed on a control interval by synchronization are considered as the master models. The paper introduces the generalized structural-functional scheme of adaptive synchronization device and two advanced algorithms of master model operation. Each algorithm without overshoot delivers zero kinetic and potential energy values of synchronized object relative motion at the end of control interval. The authors tested the algorithms modeling synchronization of power system parts in Mustang.

### Key words:

Power system, synchronous generator, synchronization, synchronizer, structural-functional scheme, master model, algorithm.

### REFERENCES

1. Venikov V.A. *Perekhodnye elektromekhanicheskie protsessy v elektroenergeticheskikh sistemakh* (transient electromechanical processes in electromechanical systems). Moscow, Vysshaya shkola, 1985. Iss. 4, 536 p.
2. Aganichev E.S., Lukoyanov V.Yu., Panfilov N.I. *Elektricheskie stantsii*, 1999. 8, pp. 48–51.
3. *SYNCHROТАCT. Synchronizing and paralleling devices and systems*. Data sheet. ABB, Switzerland, 2007.
4. Abeuov R.B., Dzhumik D.V. *Sposob sinkhronizatsii vzbuzhdennoy sinkhronnoy mashiny s setyu* (The way to synchronize exited synchronous machine with a power grid). Patent 2359384 RF, no. 2008106520/09, 2009.
5. Belyaev N.A., Khrushchev Yu.V. *Sposob sinkhronizatsii vzbuzhdennoy sinkhronnoy mashiny s setyu* (The way to synchronize exited synchronous machine with a power grid). Patent 2457597 RF, no. 2011120883/07, 2012.
6. Timofeev A.V. *Postroenie adaptivnykh sistem upravleniya programmym dvizheniem* (The design of adaptive systems of controlling program motion). Leningrad, Energiya, 1980. 88 p.
7. Khrushchev Yu.V. *Upravlenie dvizheniem generatorov v dinamicheskikh perekhodakh energosistem* (Control of generator motion in dynamic transitions of electric power systems). Tomsk, STT, 2001. 310 p.
8. Abeuov R.B., Zapodovnikov K.I., Hrushchev Yu.V. *Izvestiya vuzov. Problemy energetiki*, 2008. 7–8/1, pp. 43–47.
9. Ovcharenko N.I. *Avtomatika elektricheskikh stantsiy i elektroenergeticheskikh sistem* (Automation of electric power plant and electric power systems). Moscow, NTs ENAS Publ., 2000. 504 p.
10. Neklepaev B.N., Kryuchkov I.P. *Elektricheskaya chast elektrostantsiy i podstantsiy: spravochnye materialy dlya kursovogo i diplomnogo proektirovaniya* (Electrical part of electric power plants and substations: reference materials for course and diploma design). Moscow, Energoatomizdat, 1989. 4 Iss., 608 p.

## БЫСТРОДЕЙСТВУЮЩАЯ ЗАЩИТА ШИН И ОТХОДЯЩИХ ПРИСОЕДИНЕНИЙ НАПРЯЖЕНИЕМ 6–10 кВ

М.Я. Клецель, Н.М. Кабдуалиев\*, Б.Е. Машрапов\*

Томский политехнический университет

\*Павлодарский государственный университет им. С. Торайгырова

E-mail: bokamashrapov@mail.ru

**Актуальность:** защиты, обычно применяемые в сетях напряжением 6–10 кВ, отключают без выдержки времени дуговые замыкания только в отсеке сборных шин ячейки комплектного распределительного устройства, а короткие замыкания в отсеке трансформаторов тока и кабельной разделки либо отключают с выдержкой времени, либо не выявляются по принципу действия.

**Цель работы:** создать защиту, способную выявлять дуговые замыкания на шинах и в любых отсеках комплектных распределительных устройств на основе контроля электрических параметров.

**Результаты:** предложена защита, контролирующая токи подпитки от электродвигателей, способная селективно отключать без выдержки времени междуфазные короткие замыкания на шинах, в ячейках комплектных распределительных устройств и в отходящих присоединениях. Даны алгоритм функционирования и оценка чувствительности. Показано, как область использования зависит от длины кабеля и мощности нагрузки.

### Ключевые слова:

Защита, дуговые замыкания, токи подпитки от электродвигателей, кабель, нагрузка.

**Введение.** В качестве защиты элементов сетей 6...10 кВ от междуфазных коротких замыканий обычно применяется максимальная токовая защита (МТЗ) [1]. Она обладает малым быстродействием при коротких замыканиях на шинах, от которых питаются присоединения 6...10 кВ, и не обеспечивает своевременного отключения дуговых коротких замыканий в ячейках комплектных распределительных устройств (КРУ). В результате почти каждое дуговое замыкание сопровождается значительными повреждениями. Имеются многочисленные предложения по построению защит от дуговых замыканий с помощью неэлектрических датчиков, не получивших распространение из-за тех или иных недостатков, среди которых не последнюю роль играют сложность обслуживания и стоимость оборудования. В настоящее время дуговые замыкания на шинах могут быть отключены логической защитой шин, которая выпускается известной в России фирмой «Механотроника», и широко внедряется. Она построена на основе устройства по [2] и отключает ввод питания без выдержки времени, если запустилась МТЗ ввода и не запустились МТЗ отходящих присоединений. Однако «логическая», как и дифференциальная, защита шин по принципу действия не выявляет дуговые замыкания в отсеках кабельной разделки, где эти замыкания наиболее вероятны.

**Идея работы.** Определение поврежденного из присоединений, подключенных к шинам, по соотношениям токов в них и на вводе питания.

**Обоснование возможности построения защит на основе контроля токов  $I_{\text{подп}}$  подпитки от электродвигателей.** Известно, что при близком внешнем коротком замыкании (КЗ) электродвигатели переменного тока (ЭД) переходят в режим генератора, подпитывая точку КЗ, если остаточное на-

пряжение на шинах  $U_{\text{ост}} \leq 0,5U_{\text{н}}$ , где  $U_{\text{н}}$  – номинальное напряжение на шинах, от которых они питаются. Для построения защит важно знать величины  $I_{\text{подп}}$ , углы сдвига фаз между ними и между каждым из них и системой, а также, как все эти величины изменяются во времени. Расчеты [3, 4] и эксперименты [5–8] показали:

1. Ток подпитки от высоковольтных ЭД мощностью 200 кВт и более через 0,01 с после начала двухфазного КЗ составляет не менее  $0,8I_{\text{н}}$  [5], а трехфазного –  $0,9I_{\text{н}}$  [4, 6, 7], через 0,04 с он превышает номинальный. Если место КЗ подпитывается асинхронными и синхронными ЭД, то токи от асинхронных через 0,02 с могут уменьшиться до номинальных [5].
2. Сдвиг фаз токов в безаварийных режимах для асинхронного ЭД может достигать  $70...85^\circ$ , синхронных –  $150...170^\circ$ . В момент возникновения КЗ, когда ЭД начинает подпитывать точку КЗ, фазы его токов резко меняются (почти на  $180^\circ$ ), а угол сдвига фаз между током от системы и от ЭД через 0,01 с после КЗ меняется не более чем на  $15^\circ$ , через 0,02 – на  $30...50^\circ$ , но уже через 0,05 с – на  $90...120^\circ$  [3]. Максимальное расхождение фаз токов отдельных ЭД через 0,01 с не превышает  $5^\circ$ , а через 0,12 с –  $22^\circ$  [8].

Из изложенного следует, что при КЗ на шинах и вблизи них токи от ввода питания и  $I_{\text{подп}}$  совпадают по фазе в течение 0,01...0,02 с. Причем, величина  $I_{\text{подп}}$  более чем достаточна для их фиксации за это время. Поскольку при формулировке условия срабатывания защиты используется закон Кирхгофа, применяемый к абсолютным значениям токов, то она должна выявлять КЗ в течение 0,01...0,02 с, что при современных возможностях реализации не представляет трудностей.

**Принцип построения защиты.** Согласно первому закону Кирхгофа в безаварийных режимах:

$$I_B = \sum_{i=1}^n I_i + \sum_{j=1}^m I_{Wj}, \quad (1)$$

где  $I_B$  – ток на вводе;  $I_i$  – ток в  $i$ -м электродвигателе;  $I_{Wj}$  – ток в  $j$ -й линии, отходящей от общих шин;  $n$  – количество электродвигателей;  $m$  – количество линий.

При КЗ на  $k$ -м ЭД или  $s$ -й линии, отходящих от общих шин, учитывая, что фазы токов ЭД и ввода совпадают, а неповрежденные линии могут продолжать нести нагрузку, можно записать следующие соотношения:

$$I_k^{K3} = \sum_{i=1}^{n, i \neq k} I_i^{K3} - \sum_{j=1}^m I_{Wj}^{K3} + I_B^{K3}, \quad (2)$$

$$I_{W_s}^{K3} = \sum_{i=1}^n I_i^{K3} - \sum_{j=1}^{m, j \neq s} I_{Wj}^{K3} + I_B^{K3}, \quad (3)$$

где  $I_k^{K3} (I_{W_s}^{K3})$  – модуль тока в поврежденном  $k$ -м двигателе ( $s$ -й линии);  $I_i^{K3} (I_{Wj}^{K3})$  – модуль тока в неповрежденном  $i$ -м двигателе ( $j$ -й линии);  $I_B^{K3}$  – модуль тока на вводе.

В равенствах (2) и (3) использованы абсолютные значения токов, поскольку они выполняются только при КЗ.

Если короткое замыкание происходит на шинах, равенства (1)–(3) не выполняются ни для тока на вводе, ни для тока в каком-либо присоединении, и  $I_B > I_{XX}$ , где  $I_{XX}$  – ток холостого хода на вводе (со стороны низшего напряжения питающего трансформатора, когда все присоединения отключены).

При наличии двух секций шин, соединенных секционным выключателем, рассматривается питание их потребителей от одного ввода. Тогда при коротких замыканиях на ЭД или какой-либо из линий в выражения (2) и (3) вводятся дополнительные слагаемые, соответствующие токам в присоединениях второй секции шин.

Для срабатывания защиты на отключение  $k$ -го ЭД или  $s$ -й линии вторичные токи, полученные от преобразователей их токов, должны равняться сумме вторичных токов на остальных присоединениях, то есть:

$$I_{iB}^{K3} = \frac{I_k^{K3}}{n_{nk}} = \sum_{i=1}^{n, i \neq k} \frac{I_i^{K3}}{n_{ni}} - \sum_{j=1}^m \frac{I_{Wj}^{K3}}{n_{nj}} + \frac{I_B^{K3}}{n_{nB}} = \sum_{i=1}^{n, i \neq k} I_{iB}^{K3} - \sum_{j=1}^m I_{WjB}^{K3} + I_{BB}^{K3} = A_1; \quad (4)$$

$$I_{W_sB}^{K3} = \frac{I_{W_s}^{K3}}{n_{nS}} = \sum_{i=1}^n \frac{I_i^{K3}}{n_{ni}} - \sum_{j=1}^{m, j \neq s} \frac{I_{Wj}^{K3}}{n_{nj}} + \frac{I_B^{K3}}{n_{nB}} = \sum_{i=1}^n I_{iB}^{K3} - \sum_{j=1}^{m, j \neq s} I_{WjB}^{K3} + I_{BB}^{K3} = A_2, \quad (5)$$

где  $n_{nk}$  и  $n_{nS}$  – коэффициенты преобразования тока (для электромагнитных трансформаторов тока это коэффициенты трансформации) преобразователей  $k$ -го ЭД и  $s$ -й линии;  $n_{ni} (n_{nj})$  – коэффициент преобразования тока  $i$ -го ( $j$ -го) преобразователя;  $n_{nB}$  – коэф-

фициент преобразования тока преобразователя ввода.

Но из-за погрешностей преобразователей и реализующих защиту устройств, измеряемый ток  $I_{iB}^{K3}$  может оказаться больше или меньше указанной суммы. При погрешностях преобразователя  $\varepsilon_1$  и устройства  $\varepsilon_2$  коэффициенты  $q_1$  и  $q_2$ , соответствующие суммарным максимальным погрешностям, действующим в сторону уменьшения и увеличения (погрешностями расчетов пренебрегаем):

$$\left. \begin{aligned} q_1 &= \frac{100\% - e_1 - e_2}{100\%}, \\ q_2 &= \frac{100\% + e_1 + e_2}{100\%}. \end{aligned} \right\}$$

Очевидно, что для срабатывания устройства в наихудших вариантах влияния погрешностей должны выполняться следующие равенства:

$$\left. \begin{aligned} I_k^{K3} \frac{1}{n_{nk}} &= q_2 A_1, \\ q_2 \frac{I_k^{K3}}{n_{nk}} &= q_1 A_1. \end{aligned} \right\}$$

Из этих равенств видно, что крайние значения  $I_{iB}^{K3}$  равны  $\frac{q_2}{q_1} A_1$  и  $\frac{q_1}{q_2} A_1$ . Откуда следует, что защита должна срабатывать на отключение  $k$ -го ЭД, если измеренный ток  $I_{iB}^{K3}$  попадает в диапазон:

$$\frac{q_1}{q_2} A_1 \leq I_{iB}^{K3} \leq \frac{q_2}{q_1} A_1. \quad (6)$$

Рассуждая аналогично, получаем диапазон значений токов  $I_{W_sB}^{K3}$ , при котором защита должна срабатывать на отключение  $s$ -й линии:

$$\frac{q_1}{q_2} A_2 \leq I_{W_sB}^{K3} \leq \frac{q_2}{q_1} A_2. \quad (7)$$

**Программная реализация.** Структурная схема алгоритма функционирования защиты при КЗ на присоединениях представлена на рис. 1. Из токов  $I_1, \dots, I_n, I_{W1}, \dots, I_{Wm}, I_B$  и напряжения  $U$ , подводимых к измерительным преобразователям, после обработки в блоке Ф получают абсолютные значения токов  $I_{1B}, \dots, I_{nB}, I_{W1B}, \dots, I_{WmB}, I_{BB}$  и напряжения на шинах  $U_{ш}$ . Вычисляются значения переменных  $I_{1B}^{K3}, \dots, I_{nB}^{K3}$  и  $I_{W1B}^{K3}, \dots, I_{WmB}^{K3}$  по (4) и (5). Контролируется выполнение неравенства  $U_{ш} \leq 0,45U_n$ . Если «да», то проверяется неравенство (6) для тока в каждом ЭД. Тот ЭД, для которого оно выполняется, отключается. При невыполнении (6) ни для одного из ЭД проверяется неравенство (7) для тока в каждой линии. Та линия, для которой оно выполняется, отключается. Если (7) не выполняется ни для одной из линий, указанные операции повторяются заново.

**Чувствительность и область использования защиты.** Покажем, что защита всегда чувствительна к междуфазным дуговым КЗ на шинах и в ячейках КРУ, а также и в кабеле, если токи КЗ в его конце

достаточны для понижения напряжения на шинах до  $U_{ост}=0,45U_n$  (принято с запасом 10%), позволяющего ЭД перейти в режим генератора. Длина  $l$  защищаемой части кабеля для нагрузки с номинальной мощностью  $S_n$ , подключенной к нему, определяется из следующих соображений. В соответствии с законом Ома и предельно допустимой величиной  $U_{ост}=0,45U_n$  можно записать

$$0,45U_n = \sqrt{3}I_{кз}^{(3)}R_k; \quad (8)$$

$$I_{кз}^{(3)} = \frac{U_n}{\sqrt{3}(\sqrt{X_\Sigma^2 + R_k^2})}; R_k = \frac{\rho l}{s_k}, \quad (9)$$

где  $I_{кз}^{(3)}$  – ток трехфазного короткого замыкания при КЗ в конце защищаемой части кабеля;  $R_k$  – активное сопротивление кабеля (индуктивным пренебрегаем);  $X_\Sigma$  – суммарное сопротивление элементов системы до шин, от которых отходит поврежденное присоединение;  $s_k$  – сечение кабеля;  $\rho$  – удельное сопротивление материала жилы;  $l$  – длина кабеля.

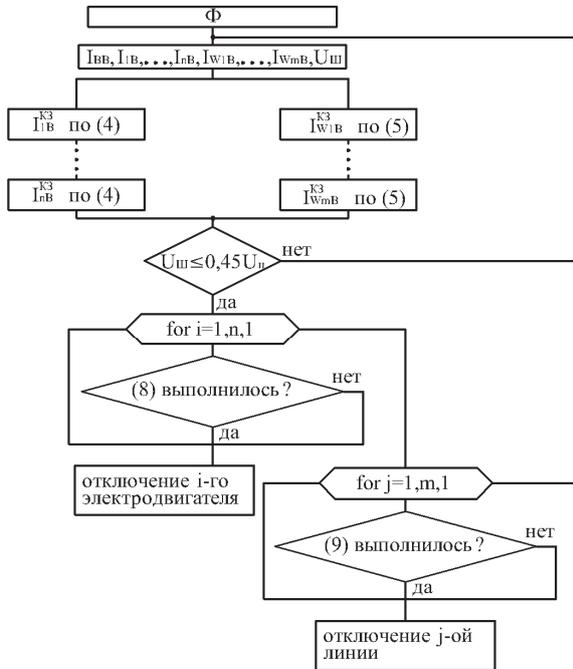


Рис. 1. Структурная схема алгоритма функционирования защиты

Выбор сечения кабеля  $s_k$  для заданной мощности  $S_n$  проводим в соответствии с существующими требованиями [4]. Площадь  $s_k$  сечения выбирается по экономической плотности. Выражая номинальный ток  $I_n$  нагрузки через  $S_n$ , имеем:

$$s_k = \frac{S_n}{\sqrt{3}JU_n}, \quad (10)$$

где  $J$  – нормированное значение экономической плотности тока.

Из (9), используя (8) и (10), получаем:

$$l = \frac{S_n X_\Sigma}{3,43\rho U_n J}.$$

По этой формуле строятся зависимости  $l$  от  $S_n$ . Для примера на рис. 2 они приведены для потребителей, питающихся от трансформаторов 25, 32, 40, 63 МВА собственных нужд электрических станций энергоблоков 200, 300, 500, 800 МВт, соответственно (зависимости начинаются с  $S_n=200$  кВА, так как это минимальная мощность двигателя, который может быть подключен к шинам 6 кВ). При этом принималось  $J=1,2$  А/мм<sup>2</sup> и кабель не проверялся на термическую стойкость или невозгорание. Если проверка на термическую стойкость или невозгорание показала, что необходим кабель с другим стандартным сечением, то из (10) находится соответствующая ему мощность нагрузки, а затем по рис. 2 – длина. Из рис. 2 видно, что при нагрузке свыше 1 МВА в зону защиты будет входить весь кабель. Расчеты показывают, что весь кабель часто защищается и при меньших мощностях.

Отметим, что при междуфазных КЗ в ячейках комплектных распределительных устройств и на шинах 6...10 кВ  $R_k=0$ , но появляется дуга, сопротивление  $R_d$  которой должно быть учтено при определении остаточного напряжения и тока КЗ. Известно [9, 10], что  $R_d$  уменьшает ток  $I_{кз}^{(3)}$  не более чем на 12%, а напряжение на ней не превышает 1000 В. Поэтому на действие защиты при указанных КЗ  $R_d$  влияния не оказывает.

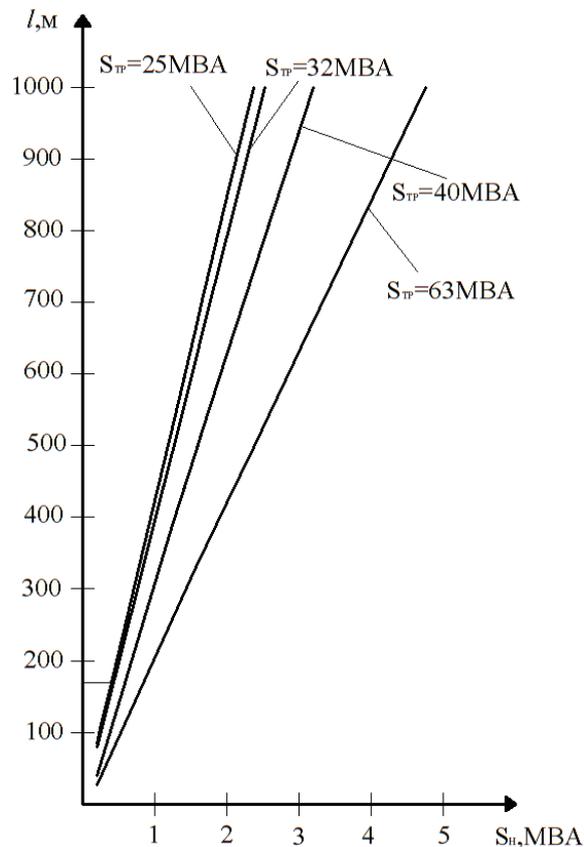


Рис. 2. Зависимость длины защищаемой части кабеля от его нагрузки и мощности питающего трансформатора.

**Выводы**

Разработанная общая защита ячеек комплектных распределительных устройств и шин от междофазных дуговых замыканий обладает достаточным быстродействием и чувствительностью. Она отключает без выдержки времени и КЗ в кабеле.

**СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Андреев В.А. Релейная защита и автоматика систем электропитания. – М.: Высш. Шк., 2008. – 639 с.: ил.
2. Устройство для централизованной токовой защиты сети: а.с. 1644287 СССР, заявл. 30.12.87; опубл. 23.04.91, Бюл. № 15. – 3 с.
3. Ульянов С.А. Электромагнитные переходные процессы. – М.: Энергия, 1970. – 520 с.
4. Электротехнический справочник: в 4 т. Т. 3. Производство, передача и распределение электрической энергии / под общ. ред. Профессоров МЭИ В.Г. Герасимова и др. (гл. ред. А.И. Попов). – 9-е изд., стер. – М.: Изд-во МЭИ, 2004. – 964 с.
5. Жуков В.В. Неклепаев Б.Н. Токи короткого замыкания узлов двигательной нагрузки // Изв. высш. учебн. заведений. Электромеханика. – 1967. – № 9. – С. 954–960.

При этом длина той части кабеля, которая защищается, зависит от мощности присоединенной к нему нагрузки и мощности питающего трансформатора (часто это весь кабель). Для реализации полученных алгоритмов функционирования защиты необходима микропроцессорная элементная база.

6. Ливанов О.В. и др. Влияние асинхронных двигателей на токи КЗ в системе собственных нужд // Электрические станции. – 1965. – № 11. – С. 48–54.
7. Ойрех Я.А., Сивокобыленко В.Ф. Режимы самозапуска асинхронных электродвигателей. – М.: Энергия, 1974. – 180 с.
8. Линдорф Л.С. и др. Влияние синхронных двигателей на токи короткого замыкания // Электрические станции. – 1967. – № 7. – С. 44–51.
9. Нагай В.И. Релейная защита ответственных подстанций электрических сетей. – М.: Энергоатомиздат, 2002. – 312 с.
10. Нагай В.И., Нагай И.В., Украинцев А.В., Киреев П.С., Сарры С.В. Коррекция сигналов резервных защит при наличии переходного сопротивления электрической дуги // Современные направления развития систем релейной защиты и автоматизации энергосистем: сб. докладов Междунар. науч.-техн. конф. – Екатеринбург, 2013.

Поступила 17.06.2013 г.

UDC 621.316

## FAST-OPERATING PROTECTION OF BUSBARS AND OUTGOING CONNECTIONS WITH VOLTAGE OF 6–10 kV

M.Ya. Kletsel, N.M. Kabdualiyev\*, B.E. Mashrapov\*

Tomsk Polytechnic University

\* S. Toraygyrov Pavlodar State University

**Relevance:** protections usually used in networks with voltage range from 6 to 10 kV switch off arc circuits only if they occur in compartment of assembled busbars of switchgear assembly without time delay; short circuits occurred in compartment of current transformers and cabling place either with time delay or they are not detected by operating principle.

**Aim:** to build the protection able to detect arc circuits on busbars and in any compartments of switchgear assembly based on control of electric parameters.

**Results:** the authors proposed the protection controlling adjunction currents from electric motors and able to selective switch-off without time delay of interphase short circuits on busbars, in cells of switchgear assemblies and on outgoing connections. The operation algorithm and sensitivity estimation are given. The field of use dependence on cable length and load power is shown.

**Key words:**

Protection, arcing fault, seed current of electric motors, cable, load.

**REFERENCES**

1. Andreev V.A. *Releynaya zashchita i avtomatika system elektro-snabzheniya* (Relay protection and automatics of electrical supply systems). Moscow, Vysshaya Shkola Publ., 2008. 639 p.
2. Bolgartsev G.E., Kletsel M.Ya., Nikitin K.I., Shatokhin V.M. *Ustroystvo dlya tsentralizovannoy tokovoy zashchity seti* (The device for centralized current protection of network). a.s. 1644287 USSR, 1991.
3. Ulyanov S.A. *Elektromagnitnye perekhodnye protsessy* (Electromagnetic transients). Moscow, Energiya Publ., 1970. 520 p.
4. Gerasimov V.G. *Elektrotekhnicheskii spravochnik*. *Proizvodstvo, peredacha i raspredelenie elektricheskoy energii* (Electrical Engineering Handbook. Generation, transmission and distribution of electrical energy). Moscow, MEI Publ., 2004. 4, 964 p.
5. Zhukov V.V. Neklepaev B.N. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Elektromekhanika*, 1967. 9, pp. 954–960.

6. Livanov O.V. *Elektricheskie stantsii*, 1965. 11, pp. 48–54.
7. Oyrehk Ya.A., Sivokobylenko V.F. *Rezhimy samozapuska asinkhronnykh elektrodvigatelay* (Modes of induction motor self-running). Moscow, Energiya Publ., 1974. 180 p.
8. Lindorf L.S. *Elektricheskie stantsii*, 1967. 7, pp. 44–51.
9. Nagay V.I. *Releynaya zashchita otvetvitelnykh podstantsiy elektricheskikh setey* (Relay protection of the derived substations of electric networks). Moscow, Energoatomizdat Publ., 2002. 312 p.
10. Nagay V.I., Nagay I.V., Ukraintsev A.V., Kireev C.V., Sarry S.V. *Korreksiya signalov rezervnykh zashchit pri nalichii perekhodnogo soprotivleniya elektricheskoy dugi* (Correction of signals of back-up protections with electric arc transient resistance). *Sbornik dokladov Mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii* (Proc. of the International Scientific and Technical Conference). Ekaterinburg, 2013.

# Альтернативная энергетика

УДК 504.062.2:330.15

## КОЛИЧЕСТВЕННАЯ ОЦЕНКА БИОЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ПОТЕНЦИАЛА ТОМСКОЙ ОБЛАСТИ

К.А. Семенова

Институт мониторинга климатических и экологических систем СО РАН, г. Томск  
E-mail: ksenia\_ska@mail.ru

Актуальность исследования обусловлена необходимостью совершенствования методов количественной оценки биоэнергетического потенциала территории для определения его значимости в диверсификации современной структуры энергопотребления предприятий региона.

**Цель работы:** провести оценку возможности использования местных возобновляемых видов топлива и показать пространственное распределение биоэнергетического потенциала по территории региона.

**Методы исследования:** использованы сравнительно-географический, расчетно-статистический и картографический (программный продукт ArcGis) методы.

**Результаты:** выявлены и количественно охарактеризованы потенциальные биоэнергетические источники Томской области общим объемом 1287 млн кВт·ч/год, оценена плотность их распределения по территории – от 46 до 7515 кВт·ч/км<sup>2</sup>; проанализирован биоэнергетический потенциал Томской области с позиции возможности ресурсосбережения, производства и преобразования энергии на органическом топливе для повышения энергоэффективности Томской области; выявлена возможность ежегодной экономии 160 тыс. т каменного угля, или 110 тыс. т дизельного топлива.

### Ключевые слова:

Биоэнергия, получение биогаза, природно-ресурсный потенциал, рациональное природопользование, ГИС-технологии, энергоэффективность, диверсификация структуры энергопотребления.

Неминуемо перед человечеством встает вопрос, как отсрочить полное исчерпание невозобновляемых ресурсов или найти им равноценную замену. К сожалению, технологий по получению искусственной энергии, эквивалентной по содержанию той, что содержится в природных ресурсах, до сих пор нет. В научной среде осознана необходимость изучения энергетической эффективности функционирования природных, естественным образом развивающихся систем, сравнения их с социально-экономическими, с тем чтобы, с одной стороны, найти пути неистощительного природопользования, а с другой – определить возможности энергетического самообеспечения производства.

Во всех видах производства образуются отходы, не включающиеся в дальнейшую переработку. Они содержат в себе определенную потенциальную энергию, не учитываемую при эколого-экономических оценках. Одним из путей решения проблемы получения альтернативной энергии учеными и практиками предлагается внедрение в структуру предприятий технологий переработки производи-

мых отходов, использование которых приведет к энерго- и ресурсосбережению, их утилизации и значительному сокращению выбросов парниковых газов в атмосферу. Количество энергии, которое теоретически возможно получить из производимых отходов, составляет  $54 \cdot 10^{18}$  Дж в развивающихся странах и  $42 \cdot 10^{18}$  Дж в развитых [1].

Так, использование биомассы осуществляется при термохимической конверсии дров и древесных отходов, торфа (прямое сжигание, газификация, пиролиз и пр.) и биотехнической конверсии отходов сельского хозяйства, осадков канализационных очистных систем, полигонов ТБО (биогаз) [2]. Во многих странах мира эксплуатируются биотопливные установки, позволяющие в некоторых случаях получать полную энергетическую самообеспеченность животноводческих комплексов. Только благодаря выработке и использованию биогаза потребности западноевропейского животноводства в тепловой энергии за последние 10 лет сократились более чем на треть [3]. Ежегодно в Томской области образуется около 1,6 млн т органиче-

ских отходов – это существенный потенциал для использования нетрадиционных (альтернативных) источников энергии на основе переработки сельскохозяйственных отходов.

Использование биотопливных технологий может обеспечить повышение энергетической независимости и экономической стабильности территории области, а также снизить негативное влияние на окружающую среду. Анализ баланса биоэнергии дает возможность выносить оптимальные решения в рациональном, неистощимом природопользовании и позволяет в максимальной степени реализовывать конкурентные преимущества Томской области.

Идея энергетической оценки природных объектов появилась еще в конце XIX в., но широкое развитие она получила с середины XX в. в европейских и американских научных кругах. Впервые в области геоэкологии Б. Костанца и Р. Хэннон [4] сделали попытку оценить первичные массовые и энергетические потоки в биосфере. Работа Г. Одума «Ecological Accounting» [5] явилась методологической основой проведения исследований по оценке энергетической эффективности функционирования геосистем во многих странах, включая Россию.

В нашей стране научное направление, базирующееся на энергетическом подходе, разрабатывается сравнительно недавно и в настоящее время находится в стадии становления и развития. Известны работы Е.А. Денисенко [6], О.В. Фельдмана, Д.О. Логофета [7], А.С. Миндринина [8] по энергетическому анализу эффективности агросистем; Г.А. Булаткина [9, 10], с энергетических позиций оценивающего почвенно-агрохимические, экологические и технологические условия устойчивого функционирования агроэкосистем. Также следует отметить работы И.И. Брювера, Е. Флеминга [11], Л.Г. Прищепа [12], И.Р. Рагулиной [2] и др. На региональном уровне были сделаны расчеты природно-ресурсного потенциала по основным энергетическим характеристикам области томскими учеными, такими как Лукутин Б.В., Севостьянов В.В., Задде О.Г, Инишева Л.И., Данченко А.М и др. В результате анализа оценены сезонные и региональные особенности энергопотенциала и выделены районы его перспективного использования [13]. Труды и идеи перечисленных выше авторов положили начало энергетическому подходу для оценки функционирования природных объектов и выявлению возможностей получения энергии из возобновляемых ресурсов.

По данной проблеме с 1995 г. ведутся исследования в лаборатории самоорганизации геосистем Института мониторинга климатических и экологических систем [14–18]. В частности, разработан алгоритм проведения исследований по энергетической оценке хозяйственной деятельности агроэкосистем, разработана перспективная модель функционирования агроэкосистемы с внедрением биогазовых технологий; проводятся исследования по

оценке энергетического бюджета Томской области.

Методологической основой достижения цели выбран системный подход; разработана методика эколого-энергетической оценки природно-ресурсного потенциала, позволяющая районировать территорию Томской области по степени обеспеченности ее биоэнергетическим потенциалом; обозначить перспективы развития, расширить диапазон и эффективность использования вовлекаемых в оборот возобновляемых, малоиспользуемых и неиспользуемых природных энергоресурсов, а также оценить целесообразность внедрения альтернативных источников в структуру энергопотребления Томской области. Оценка плотности пространственного распределения биоэнергетических источников по территории Томской области проведена на основе анализа статистических данных, использования картографических материалов, с учетом их экономической рентабельности и доли участия в диверсификации энергопотребления в народном хозяйстве Томской области.

В Томской области функционируют более 100 сельскохозяйственных организаций, 125 тыс. личных подсобных хозяйств, 770 крестьянских (фермерских) хозяйств и 1600 индивидуальных предпринимателей. На юге Томской области концентрация животноводства и растениеводства довольно высока, что позволяет получать значительные объемы органических отходов, при переработке которых появляются дополнительные источники энергии в виде биогаза, особенно необходимые удаленным населенным пунктам (около 80), так как более 50 % территории Томской области, на которой проживает 30 тыс. человек, не охвачены сетями централизованного электроснабжения. Низкая плотность населения северных районов и их слабая производственная освоенность делают подключение этих территорий в централизованную систему энергообеспечения с экономической точки зрения нецелесообразным, а эксплуатация локальных дизельных электростанций убыточна из-за высоких расходов на транспортировку топлива.

Имеющиеся в современном арсенале технологии при их рациональном использовании позволяют получать дополнительную энергию из отходов животноводства (ОЖВ), в результате утилизации твердых бытовых отходов (ТБО) и переработки осадка сточных вод (ОСВ), решить ряд экологических проблем. Для оценки потенциальных возможностей получения дополнительной энергии из отходов использованы следующие методологические подходы.

Так, биоэнергия, получаемая из отходов животноводства, рассчитывалась по формуле:

$$E_{\phi} = T\delta \cdot N\delta + T\beta \cdot N\beta,$$

где  $E_{\phi}$  – получение энергии биогаза из ОЖВ, млн кВт·ч/год;  $T\delta$  – средняя норма получения энергии биогаза с 1 головы крупного рогатого скота,

кВт·ч/гол.;  $N\delta$  – количество голов КРС, гол.;  $T\beta$  – средняя норма получения энергии биогаза с 1 свињи, кВт·ч/гол.;  $N\beta$  – количество голов свињей, гол. При этом средняя норма получения энергии (сжигание биогаза) от 1 головы КРС принята 3400 кВт·ч/год, а от 1 свињи – 970 кВт·ч/год [1].

Большая часть муниципальных отходов (ТБО) представляет собой биологические материалы, а их размещение на полигонах создает пригодные условия для анаэробного сбраживания. Расчет получения биоэнергии из твердых бытовых отходов произведен по нормам накопления (количество отходов, образующихся на расчетную единицу в единицу времени) ТБО:

$$E_{\tau} = (T\gamma \cdot N\gamma + T\varepsilon \cdot N\varepsilon)k\tau,$$

где  $E_{\tau}$  – получение биоэнергии из ТБО, млн кВт·ч/год;  $T\gamma$  – средняя норма накопления отходов городскими жителями, т/год;  $N\gamma$  – количество городских жителей, чел.;  $T\varepsilon$  – средняя норма накопления отходов сельскими жителями, т/год;  $N\varepsilon$  – количество сельских жителей, чел.;  $k\tau$  – теплота сгорания ТБО.

Средняя норма накопления ТБО по России на городского жителя составляет 1,2 кг/чел/сутки (438 кг/чел/год), на сельского – 0,52 кг/чел/сутки (190 кг/чел/год с условием кормления домашних животных пищевыми отходами). Низшая теплота сгорания на рабочую массу принята 5,8 ГДж/т, или 1,61 МВт·ч [19]. В расчете не учитывался уже накопленный объем ТБО.

Биоэнергия, получаемая из осадка сточных вод, оценена по формуле:

$$E_{\mu} = T_{\mu} \cdot N_{\mu} \cdot k_{\mu},$$

где  $E_{\mu}$  – получение биоэнергии из ОСВ, млн кВт·ч/год;  $T_{\mu}$  – средняя норма накопления ОСВ жителями, т/год;  $N_{\mu}$  – количество жителей, чел.;  $k_{\mu}$  – теплота сгорания ОСВ.

Расчет произведен по средней норме накопления ОСВ по России, 0,26 кг/чел/сутки (0,0949 т/чел/год), и низшей теплоте сгорания, равной 2000 ккал/кг, или 2,33 МВт·ч/т [19], с использованием статистических данных Росстата [20].

Результаты оценки биоэнергетического потенциала области представлены в табл. 1.

С учетом минимального КПД биогазовых установок (70 %) потенциальная биоэнергия на выходе будет составлять 0,7 Е от теоретически рассчитанной, из них 65 % в виде теплоэнергии, а 35 % – электроэнергии (табл. 2), но на сегодняшний день существуют установки и с более высоким КПД.

Разработанная методика позволила районировать территорию Томской области по степени обеспеченности ее биоэнергетическим потенциалом с помощью ГИС-технологий (рис. 1).

**Таблица 1.** Оценка биоэнергетического потенциала ОЖВ, ОСВ и ТБО по административным районам Томской области

Административные районы	Биоэнергия ОЖВ, млн кВт·ч/год	Биоэнергия ТБО, млн кВт·ч/год	Биоэнергия ОСВ, млн кВт·ч/год	Потенциальная биоэнергия (Е), млн кВт·ч/год
Александровский	2,34	2,99	2,17	7,50
Асиновский	31,15	22,65	8,56	62,36
Бакчарский	22,20	4,28	3,10	29,58
Верхнекетский	4,01	8,93	4,00	16,94
Зырянский	35,54	4,55	3,29	43,39
Каргасокский	6,32	6,94	5,02	18,28
Кожевниковский	65,57	6,78	4,91	77,26
Колпашевский	8,61	23,37	9,55	41,53
Кривошеинский	23,95	4,64	3,36	31,96
Молчановский	7,42	4,34	3,14	14,90
Парабельский	8,61	3,73	2,70	15,03
Первомайский	20,37	6,14	4,44	30,96
Тегульдетский	4,77	2,41	1,75	8,93
Томский	231,81	20,41	14,77	266,99
Чаинский	21,07	3,94	2,85	27,86
Шегарский	23,28	6,36	4,61	34,25
гор. округ «г. Томск»	6,06	359,90	115,33	481,29
г. Кедровый	0,80	2,47	1,04	4,31
г. Стрежевой	4,04	31,52	9,88	45,45
ИТОГО:	531,15	526,37	229,63	1287,16

**Таблица 2.** Оценка потенциальных возможностей производства электроэнергии и тепловой энергии при эксплуатации биогазовых установок

Административные районы	Электроэнергия, млн кВт·ч	Тепловая энергия, млн кВт·ч
Александровский	1,84	3,41
Асиновский	15,28	28,37
Бакчарский	7,25	13,46
Верхнекетский	4,15	7,71
Зырянский	10,63	19,74
Каргасокский	4,48	8,32
Кожевниковский	18,93	35,15
Колпашевский	10,18	18,90
Кривошеинский	7,83	14,54
Молчановский	3,65	6,78
Парабельский	3,68	6,84
Первомайский	7,58	14,09
Тегульдетский	2,19	4,06
Томский	65,41	121,48
Чаинский	6,83	12,68
Шегарский	8,39	15,58
гор. округ «г. Томск»	117,92	218,99
г. Кедровый	1,06	1,96
г. Стрежевой	11,13	20,68
ИТОГО	315,35	585,66

## Энергетический потенциал ТБО, ОСВ и отходов животноводства



Рис. 1. Потенциальные возможности производства электроэнергии при эксплуатации биогазовых установок по административным районам Томской области

На основании интегральной оценки биоэнергетического потенциала в Томской области выделены 5 типов территории: с относительно высоким биоэнергетическим потенциалом – 69–236 ТДж, средним – 39–68 ТДж, низким – 17–38 ТДж, наиболее низким – 9–16 ТДж и незначительным – 7–8 ТДж (рис. 1). Карта потенциальных возможностей производства электроэнергии показывает, что южные районы области, с развитым сельским хозяйством и густой населенностью, обладают вы-

соким биоэнергетическим потенциалом (от 39 до 236 ТДж в год), что подтверждается плотностью распределения биоэнергетических источников в Томском, Кожевниковском, Зырянском, Асиновском, Шегарском, Чаинском районах Томской области (рис. 2).

На территории области можно выделить две основные группы: районы-доноры и районы-потребители (рис. 3). Районы-доноры имеют потенциальные биоэнергетические ресурсы для удовле-

### Плотность распределения потенциальных биоэнергетических источников по территории, кВт\*час/км<sup>2</sup>



Рис. 2. Диаграмма плотности распределения потенциальных биоэнергетических источников по территории Томской области

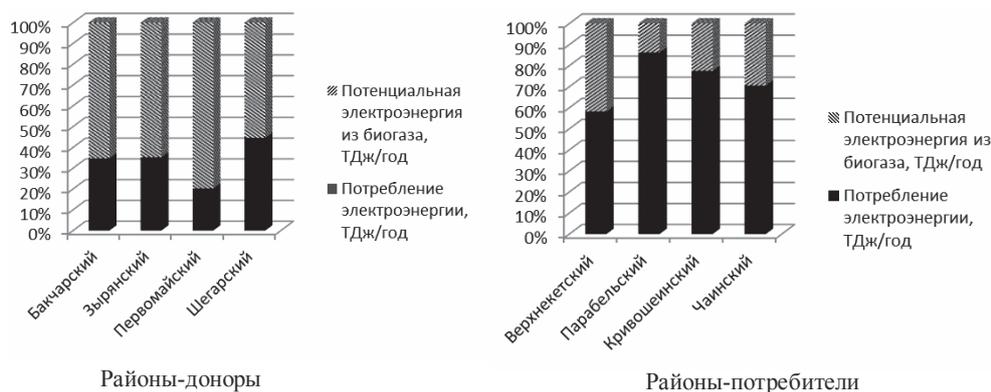


Рис. 3. Долевое соотношение потребляемой Томской областью электроэнергии к потенциально производимой из биогаза

творения собственных потребностей в электроэнергии, а также для передачи части энергии в соседние районы-потребители.

Дополнительный источник электроэнергии в виде биогаза позволит повысить энергетическую независимость и стабильность районов-доноров (Бакачарский, Зырянский, Первомайский и Шегарский районы), а также покрыть большую часть энергорасходов районов-потребителей (Верхнекетский, Парабельский, Кривошеинский и Чаинский районы).

#### Выводы

В целом, по нашим расчетам, в Томской области ежегодный энергетический потенциал горючей части ТБО, т. е. без учета пластмассы, стекла, металла, строительных отходов и т. п., составляет 1896 ТДж, что эквивалентно 3,9 % потребляемой областью тепловой энергии (по данным Росстата, отпуск тепловой энергии в 2009 г. составил 11659,1 тыс. Гкал). С учетом того, что электропотребление в Томской области в 2009 г. оценивалось в 9642,6 млн кВт·ч, использование биогазовых технологий позволит сэкономить 3,3 % электроэнергии от общего объема электропотребления.

Так как в России уже имеется определенный опыт по проектированию и строительству биоэнергетических комплексов для животноводческих ферм и птицефабрик (ЗАО Центр «ЭкоРос», г. Москва; ООО «Фактор Лтд», г. Москва; ООО «СИ-

ПРИС», г. Омск; Всероссийский НИИ электрификации сельского хозяйства (ВИЭСХ), г. Москва; НТЦ «Агроферммашпроект», г. Москва), а также разработаны проекты автономных мини-ТЭЦ, работающих на биогазе (ЗАО «Автономный Энерго-Сервис», г. Москва; ЗАО «Энергетический комплекс», г. Волгоград) [3], рекомендуется возвести аналогичные сооружения и в выявленных районах-донорах. Биогазовые установки целесообразно сооружать на крупных животноводческих комплексах, а также принимать меры по развитию низкоуглеродной и альтернативной энергетики, по расширению использования возобновляемых источников энергии, а также по разработке и внедрению инновационных технологий во всех отраслях энергетического сектора Томской области.

Таким образом, выявлены и количественно охарактеризованы потенциальные биоэнергетические источники Томской области общим объемом 1287 млн кВт·ч/год, оценена их плотность распределения по территории – от 46 до 7515 кВт·ч/км<sup>2</sup>; проанализирован биоэнергетический потенциал Томской области с позиции возможности ресурсосбережения, производства и преобразования энергии на органическом топливе для повышения энергоэффективности Томской области; выявлена возможность ежегодной экономии 160 тыс. т каменного угля, или 110 тыс. т дизельного топлива.

Работа выполнена при финансовой поддержке гранта РФФИ № 13-05-98060-р\_сибирь\_а.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Технологии использования возобновляемых источников энергии // Дистанционный интернет курс. 2005. URL: <http://www.ecomuseum.kz/dieret/dieret.html> (дата обращения: 25.09.2007).
2. Рагулина И.Р. Биоэнергетический потенциал Калининградской области: автореф. дис. ... канд. геогр. наук. – М., 2007. – 23 с.
3. Сатликова Д.Ф., Дружакина О.П. Перспективы использования органических отходов животноводства как возобновляемого источника энергии // Современные наукоемкие технологии. – 2009. – № 2. – С. 73–74.
4. Hannon B., Costanza R., Ulanowicz R. A general accounting framework for ecological systems: a functional taxonomy for connectivist ecology // Theoretical Population Biology. – 1991. – P. 78–104.
5. Howard T. Odum. Environmental accounting: EMERGY and environmental decision making. – NY: Incorporated Wiley, John & Sons, 1996. – 370 p.
6. Денисенко Е.А. Механизмы функционирования и структурной организации агроэкосистем. – М.: Ин. геогр. АН РФ, 1990. – 160 с.
7. Фельдман О.В., Денисенко Е.А., Логофет Д.О. Энергетический подход при оценке эффективности использования ресурсов // Проблемы окружающей среды и природных ресурсов. – М.: ВИНТИ, 1998. – С. 66–81.
8. Миндрин А.С. Энергоэкономическая оценка сельскохозяйственной продукции: дис. ... д-ра экон. наук. – М., 2003. – 294 с.

9. Булаткин Г.А. Энергетическая эффективность применения удобрений в агроценозах. – Пуцзино: ОНТИ НЦБИ АН СССР, 1983. – 46 с.
10. Булаткин Г.А. Эколого-энергетические основы воспроизводства плодородия почв и повышения продуктивности агроэкосистем: автореф. дис. ... д-ра биол. наук. – М., 2007. – 45 с.
11. Брювер И.И., Флеминг Е. Энергетический баланс системы производства и использования продуктов питания США. – М.: ВНИИТЭИ, 1980. – Инф. бюл. № 56563. – С. 7–9.
12. Прищеп Л.Г. Методика биоэнергетической оценки эффективности технологий в орошаемом земледелии. – М.: ВАСХНИЛ, 1989. – 69 с.
13. Данченко А.М., Задзе Г.О., Земцов А.А. и др. Кадастр возможностей / под ред. Б.В. Лукутина. – Томск: Изд-во НТЛ, 2002. – 280 с.
14. Поздняков А.В. Стратегия российских реформ. – Томск: Изд-во ИОА СО РАН, 1998. – 272 с.
15. Семенова К.А., Поздняков А.В. Энергетический анализ эффективности функционирования агроэкосистем на примере крестьянского хозяйства «СоМер-2». – Саарбрюккен: LAP LAMBERT Academic Publishing, 2010. – 132 с.
16. Семенова К.А., Шуркин А.И., Алибаева А.А. Инновационные пути повышения энергетического самообеспечения производства // Многопрофильный научный журнал «3i: intellect, idea, innovation – интеллект, идея, инновация». – 2012. – № 3. – С. 61–66.
17. Фузелла Т.Ш. Энергетическая оценка функционирования агроэкосистемы (на примере СПК «Нелюбино») // Вестник ТГУ. – 2009. – № 326. – С. 203–207.
18. Shurkina K., Pozdnyakov A. Energy estimation of efficiency of functioning of agroecosystem // Studying, Modeling and Sense Making of Planet Earth: International Conference. Mytilene, Greece. 2008. URL: <http://www.aegean.gr/geography/earth-conference2008/papers/papers/B04ID071.pdf> (дата обращения: 12.06.2008).
19. Систер В.Г., Мирный А.Н., Скворцов Л.С., Абрамов Н.Ф., Никогосов Х.Н. Твердые бытовые отходы (сбор, транспорт и обезвреживание). – М.: «Академия коммунального хозяйства им. К.Д. Памфилова», 2001. – 319 с.
20. Районы Томской области (2002–2008). Статистический сборник. – Томск: Изд-во ОИРиТ Томскстата, 2009. – 289 с.

Поступила 29.07.2013 г.

UDC 504.062.2:330.15

## QUANTITATIVE ASSESSMENT OF BIOENERGY POTENTIAL OF TOMSK REGION

K.A. Semenova

Institute of monitoring of climatic and ecological systems, Siberian Department of the Russian Academy of Sciences, Tomsk

*The urgency of the discussed issue is caused by the need to quantitative assessment of methods for improving bioenergy potential of the territory to determine its importance in diversification of modern structure of energy consumption by regional enterprises.*

**The main aim of the study is** to estimate the possibility of using local renewable fuel types and to show spatial distribution of bioenergy potential on the region territory.

**The methods used in the study** are comparative and geographical, settlement and statistical and cartographical (ArcGis software product).

**The results:** the authors have found out and quantitatively characterized Tomsk region potential bioenergy sources (total amount is 1287 million kWh/ year), estimated their distribution density over the territory – from 46 to 7515 kWh/km<sup>2</sup>, analyzed the bioenergy potential of Tomsk region from a position of resource-saving, production and energy transformation possibility on organic fuel for increasing energy efficiency of Tomsk region; annual economy possibility of 160 thousand tons of coal or 110 thousand tons of diesel fuel is revealed.

### Key words:

*Bioenergy, biogas obtaining, natural and resource potential, rational environmental management, GIS-technologies, energy efficiency, diversification of energy consumption structure.*

### REFERENCES

1. *Tekhnologii ispolzovaniya vozobnovlyаемых istochnikov energii* (Technologies of use of renewables). Distantionny internet kurs (Distant Internet course). 2005. Available at: <http://www.ecomuseum.kz/dieret/dieret.html> (accessed 25 September 2007).
2. Ragulina I.R. *Bioenergeticheskiy potentsial Kaliningradskoy oblasti*. Diss. kand. geogr. nauk (Bioenergy potential of the Kaliningrad region. Cand. geogr. sci. diss.). Moscow, 2007. 23 p.
3. Satlikova D.F., Druzhakina O.P. *Sovremennye naukoemkie tehnologii*, 2009. 2, pp. 73–74.
4. Hannon B., Costanza R., Ulanowicz R. A general accounting framework for ecological systems: a functional taxonomy for connectivist ecology. *Theoretical Population Biology*, 1991. pp. 78–104.
5. Howard T. Odum. *Environmental accounting: EMERGY and environmental decision making*. NY, Incorporated Wiley, John & Sons, 1996. 370 p.
6. Denisenko E.A. *Mekhanizmy funktsionirovaniya i strukturnoy organizatsii agroekosistem* (Mechanisms of functioning and structural organization of agroecosystems). Moscow, In. geogr. AN RF, 1990. 160 p.
7. Feldman O.V., Denisenko E.A., Logofet D.O. Energeticheskiy podkhod pri otsenke effektivnosti ispolzovaniya resursov (Energy approach when assessing the resources use efficiency). *Problemy okruzhayushchey sredy i prirodnikh resursov* (Natural resource and environmental problems). Moscow, VINITI, 1998. pp. 66–81.

8. Mindrin A.S. *Energoekonomicheskaya otsenka sel'skokhozyaystvennoy produkcii*. Diss. dokt. econ. nauk (Energy economic assessment of agricultural production. Dr. econ. sci. diss). Moscow, 2003. 294 p.
9. Bulatkin G.A. *Energeticheskaya effektivnost primeneniya udobreniy v agrotsenozakh* (Energy efficiency of fertilizers application in agrocenosis). Pushchino, ONTI NCBI AN SSSR, 1983. 46 p.
10. Bulatkin G.A. *Ekologo-energeticheskie osnovy vosproizvodstva plodorodiya pochv i povysheniya produktivnosti agroekosistem*. Diss. dokt. biol. nauk (Ecological-energetic bases of soils fertility reproduction and increase of agroecosystems efficiency. Dr. biol. sci. diss.). Moscow, 2007. 45 p.
11. Bryuver I.I., Fleming E. *Energeticheskiy balans sistemy proizvodstva i ispolzovaniya produktov pitaniya SShA* (Energy balance of production system and food use of the USA). Moscow, VNIITJeI Publ., 1980. 56563, p. 7–9.
12. Prishchep L.G. *Metodika bioenergeticheskoy otsenki effektivnosti tekhnologiy v oroshaemom zemledelii* (Bioenergy technique to assess the efficiency of irrigated agriculture technologies). Moscow, VASHNIL Publ., 1989. 69 p.
13. Danchenko A.M., Zadde G.O., Zemtsov A.A. *Kadastr vozmozhnostey* (Cadastr of opportunities). Tomsk, NTL Publ., 2002. 280 p.
14. Pozdnyakov A.V. *Strategii rossiyskikh reform* (Strategies of the Russian reforms). Tomsk, IOA SO RAN Publ., 1998. 272 p.
15. Semenova K.A., Pozdnyakov A.V. *Energeticheskiy analiz effektivnosti funktsionirovaniya agroekosistem na primere krestyanskogo hozyaystva «SoMer-2»* (Energy analysis of agroecosystems functioning efficiency by the example of country economy «SoMer-2»). Saarbrücken, LAP LAMBERT Academic Publishing, 2010. 132 p.
16. Semenova K.A., Shurkin A.I., Alibaeva A.A. *Mnogoprofilny nauchny zhurnal «3i: intellect, idea, innovation – intellekt, ideya, innovatsiya»*, 2012. 3, pp. 61–66.
17. Fusella T.Sh. *Vestnik TGU*, 2009. 326, pp. 203–207.
18. Shurkina K., Pozdnyakov A. Energy estimation of efficiency of functioning of agroecosystem. *Studying, Modeling and Sense Making of Planet Earth: International Conference*. Mytilene, Greece, 2008. Available at: <http://www.aegean.gr/geography/earth-conference2008/papers/papers/B04ID071.pdf> (accessed 12 June 2008).
19. Sister V.G., Mirny A.N., Skvortsov L.S., Abramov N.F., Nikogosov H.N. *Tverdye bytovye othody (sbor, transport i obezvrezhivanie)* (Solid household waste (collecting, transport and neutralization)). Moscow, Akademiya kommunalnogo hozyaystva im. K.D. Pamfilova, 2001. 319 p.
20. *Rayony Tomskoy oblasti (2002–2008). Statisticheskiy sbornik* (Tomsk Region territories (2002–2008). Statistical collection). Tomsk, OIRiT Tomskstata Publ., 2009. 289 p.

# Сведения об авторах

- Абрамов Алексей Дмитриевич**, 1984 г.р., инженер лаборатории Бийского технологического института (филиала) АлтГТУ им. И.И. Ползунова. Р.т. 8-(385-4)-43-25-70. E-mail: abramov@bti.secna.ru. Область научных интересов: ультразвуковая техника и технологии для интенсификации технологических процессов сварки термопластических полимерных материалов.
- Аксенов Виктор Владимирович**, 1985 г.р., аспирант кафедры «Конструирование радиоэлектронных и микропроцессорных систем» Тамбовского государственного технического университета. Р.т. 8-(475-2)-63-94-17. E-mail: avaks\_68@bk.ru. Область научных интересов: обнаружение изменений свойств систем случайной структуры, обнаружение сигналов и помех.
- Аксенова Татьяна Викторовна**, 1985 г.р., соискатель кафедры «Конструирование радиоэлектронных и микропроцессорных систем» Тамбовского государственного технического университета. Р.т. 8-(475-2)-63-94-17. E-mail: belova\_tatyana@bk.ru. Область научных интересов: методы обнаружения случайных изменений свойств динамических систем, мониторинг экологически опасных объектов.
- Александров Николай Васильевич**, 1988 г.р., аспирант кафедры «Системы электроснабжения предприятий» Новосибирского государственного технического университета. Р.т. 8-(383)-346-15-51. E-mail: alexandrov-88@mail.ru. Область научных интересов: использование сверхпроводниковых технологий в электроэнергетике, математическое моделирование в электроэнергетике.
- Антонова Александра Михайловна**, 1952 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры атомных и тепловых электростанций Энергетического института ТПУ. Р.т. 42-08-37. E-mail: anton@tpu.ru. Область научных интересов: повышение эффективности парогенерирующего оборудования атомных электростанций, парогазовые установки.
- Ачитаев Андрей Александрович**, магистрант кафедры систем электроснабжения предприятий Новосибирского государственного технического университета. Р.т. 8-(383)-346-15-51. E-mail: ac-an-alec@mail.ru. Область научных интересов: автоматическое управление технологическими процессами, математическое моделирование физических процессов, возобновляемая энергетика.
- Беляев Николай Александрович**, 1988 г.р., аспирант кафедры электрических сетей и электротехники ТПУ. Р.т. 56-37-63. E-mail: B.N.A.tsk@gmail.com. Область научных интересов: автоматическое управление динамическими переходами электроэнергетических систем.
- 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.
- Бубнов Алексей Владимирович**, 1956 г.р., д-р техн. наук, профессор кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» Энергетического института Омского государственного технического университета. Р.т. 8-(381-2)-65-48-82. E-mail: bubnov\_av@bk.ru. Область научных интересов: анализ динамических процессов в синхронно-синфазном электроприводе.
- Васильева Ольга Владимировна**, канд. техн. наук, доцент кафедры электрических сетей и электротехники Энергетического института ТПУ, г. Томск. Р.т. 8-(3822)-70-17-77, доб. 1950. E-mail: vasiljeva.o.v@mail.ru. Область научных интересов: математическое моделирование, исследование физических явлений методами вычислительного эксперимента.
- Видин Юрий Владимирович**, 1937 г.р., канд. техн. наук, профессор кафедры теплотехники и гидрогазодинамики теплоэнергетического факультета Сибирского Федерального Университета, г. Красноярск. Р.т. 8-(391)-249-74-13. E-mail: roman.kazakov@list.ru. Область научных интересов: современные проблемы теоретической и прикладной теплотехники и теплофизики.
- Вильнин Александр Данилович**, 1980 г.р., директор Центра информационных технологий Томского архитектурно-строительного университета. Р.т. 65-98-59. E-mail: va771@mail.ru. Область научных интересов: автоматизация технологических процессов и производств, автоматизированные системы управления, автоматизированный электропривод.
- Воробьев Александр Владимирович**, 1949 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры атомных и тепловых электростанций Энергетического института ТПУ. Р.т. 42-08-37. E-mail: worob@tpu.ru. Область научных интересов: повышение эффективности парогенерирующих установок атомных электростанций, моделирование парогазовых установок.
- 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: vysokomornyyu@yandex.ru. Область научных интересов: автономное энергоснабжение, тепломассоперенос, зажигание конденсированных веществ при локальном нагреве.
- Высокоморный Владимир Сергеевич**, 1984 г.р., аспирант каф. теоретической и промышленной теплотехники Энергетического института ТПУ. Р.т. 42-08-33. E-mail: vysokomornyyvs@yandex.ru. Область научных интересов: автономное энергоснабжение, энергообеспечение промышленных и гражданских объектов.
- Галашов Николай Никитович**, 1947 г.р., канд. техн. наук, доцент, доцент кафедры атомных и тепловых электростанций Энергетического института ТПУ. Р.т. 42-08-37. E-mail: gal@tpu.ru. Область научных интересов: матема-

- тическое моделирование теплоэнергетических установок ТЭС, парогазовые установки, газотурбинный привод собственных нужд ТЭС.
- Гвоздяков Дмитрий Васильевич**, 1985 г.р., ассистент кафедры атомных и тепловых электростанций Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-37-49. E-mail: dim2003@tpu.ru. Область научных интересов: конвективный теплообмен в газах, двухфазные потоки, энергосбережение, теплоэнергетика.
- Гиль Андрей Владимирович**, 1983 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-39-22. E-mail: Andgil@tpu.ru. Область научных интересов: топливосжигающие технологии, методы повышения эффективности и надежности эксплуатации топливосжигающих установок.
- Глазачев Александр Владимирович**, 1974 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-44-75. E-mail: alexg@tpu.ru. Область научных интересов: математическое моделирование режимов работы электрических источников питания, комплексов и систем.
- Гокова Марина Владимировна**, 1985 г.р., аспирант, ст. преподаватель кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» Энергетического института Омского государственного технического университета. Р.т. 8-(381-2)-65-48-82. E-mail: marishka\_gokova@mail.ru. Область научных интересов: анализ динамических процессов в синхронно-синфазном электроприводе.
- Готман Владимир Иванович**, 1941 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры электрических сетей и электротехники Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-44-75. E-mail: gotman@tpu.ru. Область научных интересов: электроэнергетические системы, статическая устойчивость, установившиеся и оптимизационные режимы работы, эквивалентирование.
- Губин Владимир Евгеньевич**, 1976 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры атомных и тепловых электростанций Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-03-34. E-mail: Gubin@tpu.ru. Область научных интересов: конвективный теплообмен в газах, двухфазные потоки, энергосбережение.
- 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., инженер-наладчик МУП «Теплоснабжение», г. Нижневартовск. Р.т. 8-(346-6)-24-88-64. E-mail: sergeydolgov555@rambler.ru. Область научных интересов: разработка и испытания топливосжигающих установок инфракрасного излучения.
- Заворин Александр Сергеевич**, 1946 г.р., д-р техн. наук, профессор, 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.
- Иванов Дмитрий Иванович**, 1986 г.р., аспирант кафедры теплотехники и гидрогазодинамики теплоэнергетического факультета Сибирского федерального университета, г. Красноярск. Р.т. 8-(391)-249-74-13. E-mail: idi86@inbox.ru. Область научных интересов: исследование процессов теплообмена в теплоизоляционных конструкциях трубопроводов и оборудования, математическое моделирование термодинамических процессов.
- Кабдуалиев Нариман Маратович**, 1985 г.р., докторант кафедры автоматизации и управления Павлодарского государственного университета им. С. Торайгырова, Республика Казахстан. Р.т. 8-(718-2)-67-36-57. E-mail: kaznar@mail.ru. Область научных интересов: релейная защита линий.
- Казаков Александр Владимирович**, 1976 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-37-79. E-mail: kazakov@tpu.ru. Область научных интересов: технологии термической конверсии органических топлив.
- Казаков Роман Владимирович**, 1986 г.р., канд. техн. наук, ассистент кафедры теплотехники и гидрогазодинамики теплоэнергетического факультета Сибирского Федерального Университета, г. Красноярск. Р.т. 8-(391)-288-16-10. E-mail: roman.kazakov@list.ru. Область научных интересов: исследование теплопроводности в неоднородных материалах, математическое моделирование термодинамических процессов.
- Камленок Никита Сергеевич**, 1992 г.р., студент кафедры радиоэлектроники и телекоммуникационных систем Физико-технического института Икутского государственного технического университета. E-mail: nkamlenok@bk.ru. Область научных интересов: электрофизические свойства диэлектрических материалов.
- Кладиев Сергей Николаевич**, 1960 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-37-59. E-mail: kladiev@tpu.ru. Область научных интересов: автоматизация технологических процессов и производств, автоматизированный электропривод переменного тока общепромышленных механизмов.
- Клер Александр Матвеевич**, 1947 г.р., д-р техн. наук, профессор, зав. отделом теплосиловых систем, зав. лабораторией исследований энергетических технологий Института систем энергетики им. Л.А. Мелентьева СО РАН, г. Иркутск. Р.т. 8-(395-2)-42-30-03. E-mail: kler@isem.sei.irk.ru. Область научных интересов: энергетические системы на органическом топливе, энерго- и ресурсосберегающие, экологически чистые химико-технологические процессы, моделирование технических систем.
- Клецель Марк Яковлевич**, 1937 г.р., д-р техн. наук, профессор-консультант кафедры «Электроэнергетические си-

- стемы» Энергетического института ТПУ. Р.т. 8-(718-2)-67-36-57. E-mail: kmu@tpu.ru. Область научных интересов: релейная защита электроэнергетических систем.
- Кулеш Роман Николаевич**, 1983 г.р., канд. техн. наук, ассистент кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-35-32. E-mail: ronikul@tpu.ru. Область научных интересов: процессы теплообмена, газификация органических топлив.
- Куриленко Николай Ильич**, 1946 г.р., канд. физ.-мат. наук, доцент кафедры теплогазоснабжения и вентиляции Строительного института Тюменского государственного архитектурно-строительного университета. Р.т. 8-(345-2)-43-42-27. E-mail: ktgv@tgasu.ru. Область научных интересов: строительная теплофизика, теория теплопереноса.
- Лавринович Алексей Валериевич**, 1986 г.р., инженер Института сильноточной электроники СО РАН, г. Томск. Р.т. 49-15-20. E-mail: lavrinovich86@yandex.ru. Область научных интересов: мощная импульсная техника, диагностика высоковольтного оборудования.
- Лусс Артем Андреевич**, 1992 г.р., студент Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-34-33. E-mail: vlossaa@gmail.com. Область научных интересов: расчет и анализ электрических цепей и электромагнитных полей электротехнических устройств.
- Любимова Людмила Леонидовна**, 1947 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-38-18. E-mail: ll@tpu.ru. Область научных интересов: оценка работоспособности труб поверхностей нагрева энергетического оборудования на основе рентгенодilatометри.
- Макеев Анатолий Анатольевич**, 1946–2008 гг., канд. техн. наук, доцент кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ. Область научных интересов: диагностика и надежность работы энергетического оборудования.
- Максимов Вячеслав Иванович**, 1977 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры теоретической и промышленной теплотехники Энергетического института ТПУ. Р.т. 43-08-33. E-mail: elf@tpu.ru. Область научных интересов: строительная теплофизика, теория теплопереноса.
- Мамонтов Геннадий Яковлевич**, 1945 г.р., д-р физ.-мат. наук, профессор кафедры прикладной математики общеобразовательного факультета Томского государственного архитектурно-строительного университета. Р.т. 66-08-28. E-mail: mamontov@tsuab.ru. Область научных интересов: теплофизика и химическая физика.
- Манусов Вадим Зиновьевич**, 1936 г.р., д-р техн. наук, профессор кафедры «Системы электроснабжения предприятий» Новосибирского государственного технического университета. Р.т. 8-(383)-346-15-51. E-mail: manusov36@mail.ru. Область научных интересов: прогнозирование электропотребления и графиков электрической нагрузки, методы искусственного интеллекта (нечеткие множества, искусственные нейронные сети, генетические алгоритмы) в задачах электроэнергетики, анализ и планирование потерь мощности и электроэнергии.
- Матвеев Александр Сергеевич**, 1978 г.р., канд. техн. наук, зав. кафедрой атомных и тепловых электростанций Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-38-54. E-mail: matveev@tpu.ru. Область научных интересов: повышение эффективности оборудования тепловых и атомных электростанций, парогазовые установки.
- Машрапов Бауыржан Ерболович**, 1988 г.р., докторант кафедры автоматизации и управления Павлодарского государственного университета им. С. Торайгырова, Республика Казахстан. Р.т. 8-(718-2)-67-36-57. E-mail: bokamashrapov@mail.ru. Область научных интересов: релейная защита линий.
- Медников Александр Станиславович**, 1982 г.р., канд. техн. наук, ст. науч. сотр. отдела теплосиловых систем Института систем энергетики им. Л.А. Мелентьева СО РАН, г. Иркутск. Р.т. 8-(395-2)-50-06-46, доб. 318. E-mail: mednikov@isem.sei.irk.ru. Область научных интересов: энергетические системы на органическом топливе, водородная энергетика, моделирование технических систем, экология.
- Муравлёв Олег Павлович**, 1937 г.р., д-р техн. наук, профессор кафедры электромеханических комплексов и материалов Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-43-62. E-mail: mop@tpu.ru. Область научных интересов: исследование надежности электромеханических преобразователей энергии.
- Нагорнова Татьяна Александровна**, канд. техн. наук, доцент кафедры теоретической и промышленной теплотехники Энергетического института ТПУ. Р.т. 42-08-33. E-mail: Tania@tpu.ru. Область научных интересов: математическое моделирование процессов теплопереноса.
- Нейман Людмила Андреевна**, канд. техн. наук, доцент кафедры электротехнических комплексов, доцент кафедры электротехнических комплексов Новосибирского государственного технического университета. Р.т. 8-(383)-346-04-42. E-mail: neyman31@gmail.com. Область научных интересов: линейные синхронные электромеханические преобразователи энергии электромагнитного типа.
- 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: posov@tpu.ru. Область научных интересов: расчет и анализ электрических цепей и электромагнитных полей электротехнических устройств.
- Обухов Сергей Владимирович**, 1972 г.р., главный инженер Омской ТЭЦ-3 Омского филиала ОАО «ТГК-11». Р.т. 8-(381-2)-35-79-80. E-mail: obuhovsv@oegc.tgk11.com. Область научных интересов: повышение надежности эксплуатации котельных агрегатов.
- Однокопылов Георгий Иванович**, 1958 г.р., канд. техн. наук, доцент, 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.
- Орлов Андрей Сергеевич**, 1990 г.р., магистрант кафедры атомных и тепловых электростанций Энергетического института ТПУ. E-mail: asorlov@mail.ru. Область научных интересов: утилизационные парогазовые установки.
- Осипов Александр Владимирович**, 1978 г.р., канд. техн. наук, зав. лаб. НИИ автоматики и электромеханики при Томском университете систем управления и радиоэлектроники. Р.т. 90-01-62. E-mail: ossan@mail.ru. Область научных интересов: преобразовательная техника, резонансные преобразователи частоты, преобразователи энергии солнечных батарей.
- Отто Артур Исаакович**, 1990 г.р., мл. науч. сотр. НИИ космических технологий Томского университета систем управления и радиоэлектроники. Р.т. 90-01-06. E-mail: ottoai@mail.ru. Область научных интересов: исследование и разработка устройств преобразовательной электроники с экстремальным регулированием мощности солнечных батарей.
- Павлов Владимир Иванович**, 1954 г.р., д-р техн. наук, профессор кафедры «Конструирование радиоэлектронных и микропроцессорных систем» Тамбовского государственного технического университета. Р.т. 8-(475-2)-63-94-17. E-mail: upravl@mail.ru. Область научных интересов: помехоустойчивость информационных систем, оптимизация динамических систем случайной структуры.
- 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@tptu.ru. Область научных интересов: математическое моделирование тепловых режимов систем транспортировки, распределения и потребления энергии.
- Пякилля Борис Иванович**, 1990 г.р., аспирант кафедры интегрированных компьютерных систем управления Института кибернетики ТПУ. Р.т. 65-98-59. E-mail: pakilla-boris@gmail.com. Область научных интересов: теория управления, идентификация систем, математическое моделирование.
- Розаев Иван Андреевич**, 1991 г.р., магистрант кафедры электропривода и электрооборудования Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-37-29. E-mail: RozaevvIA@gmail.com. Область научных интересов: отказоустойчивость и живучесть систем электромеханики.
- Семенова (Шуркина) Ксения Алексеевна**, 1983 г.р., канд. геогр. наук, мл. науч. сотр. лаборатории самоорганизации геосистем Института мониторинга климатических и экологических систем СО РАН, г. Томск. Р.т. 49-22-23. E-mail: ksenia\_ska@mail.ru. Область научных интересов: эффективность функционирования геосистем, энергетическая оценка природных объектов, альтернативные источники энергии, энергосбережение, возобновимые природные ресурсы, ГИС-технологии.
- Сливин Алексей Николаевич**, 1976 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры методов и средств измерений и автоматизации Бийского технологического института (филиала) АлтГТУ им. И.И. Ползунова. Р.т. 8-(385-4)-43-25-70. E-mail: san@bti.secna.ru. Область научных интересов: ультразвуковая техника и технологии для интенсификации технологических процессов сварки термопластических полимерных материалов.
- Старченко Александр Васильевич**, 1958 г.р., д-р техн. наук, профессор заведующий кафедрой вычислительной математики и компьютерного моделирования, механико-математического факультета Томского Государственного университета. Р.т. 52-95-53. E-mail: starch@math.tsu.ru. Область научных интересов: численный метод решения нестационарного трехмерного конвективно-диффузионного уравнения с помощью неявных разностных схем на многопроцессорных вычислительных системах.
- Стрижак Павел Александрович**, 1985 г.р., д-р физ.-мат. наук, профессор каф. автоматизации теплоэнергетических процессов Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-33-86. E-mail: pavelspa@tptu.ru. Область научных интересов: процессы тепломассообмена, 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, доцент кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-38-18. E-mail: subbot@inbox.ru. Область научных интересов: математическое моделирование тепломассообмена в пористых средах с внутренними источниками тепла, процессов воспламенения и горения газообразных, пористых и конденсированных горючих веществ, газификации органических топлив, в том числе подземной.
- Табакеев Роман Борисович**, 1986 г.р., инженер кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-39-10. E-mail: TabakaevRB@tptu.ru. Область научных интересов: теплотехнологии, подготовка твердого топлива к сжиганию, энергосбережение.
- Ташлыков Александр Анатольевич**, 1979 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-38-18. E-mail: tashlykov@tptu.ru. Область научных интересов: диагностика и надежность работы энергетического оборудования.
- Тюрина Элина Александровна**, 1962 г.р., д-р техн. наук, ведущ. науч. сотр. отдела теплосиловых систем Института систем энергетики им. Л.А. Мелентьева СО РАН, г. Иркутск. Р.т. 8-(395-2)-42-86-30. E-mail: tyurina@isem.sei.irk.ru. Область научных интересов: энергетические системы на органическом топливе, энерго- и ресурсосберегающие, экологически чистые химико-технологические процессы, моделирование технических систем.

- Удалов Сергей Николаевич**, 1947 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры систем электроснабжения предприятий Новосибирского государственного технического университета. Р.т. 8-(383)-346-15-51. E-mail: unelli47@sn.ru. Область научных интересов: возобновляемые источники энергии, ветроэнергетика, системы энергоснабжения малоэтажных зданий.
- Фисенко Роман Николаевич**, 1976 г.р., инженер кафедры парогенераторостроения и парогенераторных установок Энергетического института ТПУ Р.т. 56-38-18. E-mail: Roniphis@tpu.ru. Область научных интересов: диагностика и надежность, инженерные расчеты теплотехнического оборудования.
- Хайдурова Александра Андреевна**, 1982 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры физики Иркутского государственного технического университета. Р.т. 8-(395-2)-62-67-67. E-mail: alexandra\_h@bk.ru. Область научных интересов: теплофизика и теоретическая теплотехника.
- 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.
- Хашина Нина Васильевна**, канд. техн. наук, советник генерального директора ЗАО «Сибниобогатение», г. Прокопьевск. Р.т. 8-(384-6)-61-29-77. E-mail: nina\_hashina@mail.ru. Область научных интересов: пожаровзрывобезопасность и эффективность действующих многотопочных газовых сушильных установок Кузбасса, Якутии, Казахстана при сушке концентратов мокрого обогащения углей, в том числе углей газоносных пластов.
- Хмелёв Владимир Николаевич**, 1957 г.р., д-р техн. наук, профессор, заместитель директора по научной работе, научный руководитель лаборатории акустических процессов и аппаратов Бийского технологического института (филиала) АлтГТУ им. И.И. Ползунова. Р.т. 8-(385-4)-43-25-81. E-mail: vnh@bti.secna.ru. Область научных интересов: разработка и создание ультразвуковой техники и реализация технологий.
- Хорошев Николай Иванович**, 1985 г.р., канд. техн. наук, доцент кафедры микропроцессорных средств автоматизации электротехнического факультета Пермского национального исследовательского политехнического университета. Р.т. 8-(342)-239-18-22. E-mail: horoshev@msa.pstu.ru. Область научных интересов: построение автоматизированных систем поддержки принятия решений при обслуживании электротехнического оборудования по фактическому техническому состоянию, поддержка жизненного цикла электротехнических устройств.
- Хрущев Юрий Васильевич**, 1942 г.р., д-р техн. наук, профессор кафедры электрических сетей и электротехники Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-37-63. E-mail: khrushchevv@tpu.ru. Область научных интересов: управление режимами электроэнергетических систем.
- Цибульский Святослав Анатольевич**, 1990 г.р., инженер и магистрант кафедры атомных и тепловых электростанций Энергетического института ТПУ. Р.т. 42-08-37. E-mail: s.tzibulsky@yandex.ru. Область научных интересов: утилизационные парогазовые установки, газотурбинный привод собственных нужд ТЭС.
- Черная Мария Михайловна**, 1991 г.р., мл. науч. сотр. НИИ космических технологий Томского университета систем управления и радиоэлектроники. Р.т. 90-01-06. E-mail: stm91@inbox.ru. Область научных интересов: оптимизация структур систем электропитания космических аппаратов и наземных установок на основе фотоэлектрических преобразователей солнечной энергии.
- Чудинов Александр Николаевич**, 1984 г.р., канд. техн. наук, ассистент кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» Энергетического института Омского государственного технического университета. Р.т. 8-(381-2)-65-48-82. E-mail: chudinov\_al@mail.ru. Область научных интересов: анализ динамических процессов в синхронно-синфазном электроприводе.
- Шалыгин Сергей Евгеньевич**, 1991 г.р., магистрант кафедры теоретической и промышленной теплотехники Энергетического института ТПУ. Р.т. 42-08-33. E-mail: shalyginse@yandex.ru. Область научных интересов: моделирование физических процессов.
- Шняков Юрий Александрович**, 1950 г.р., д-р техн. наук, директор НИИ космических технологий Томского университета систем управления и радиоэлектроники. Р.т. 90-01-62. E-mail: shua@main.tusur.ru. Область научных интересов: разработка и исследование систем электропитания космических аппаратов на основе фотоэлектрических преобразователей солнечной энергии.
- Шпет Наталья Анатольевна**, аспирант кафедры электромеханических комплексов и материалов Энергетического института ТПУ. Р.т. 56-43-62. E-mail: Shpet\_Nataly@sibmail.com. Область научных интересов: исследование эксплуатационной надежности асинхронных двигателей и разработка рекомендаций по совершенствованию их проектирования, изготовления и эксплуатации.

## 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 ( $U_{пр.}$ ,  $\Phi_i$ , 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 15.11.2013. Формат 60x84/8. Бумага «Снегурочка».  
Печать XEROX. Усл. печ. л. 22,33. Уч.-изд. л. 20,20.  
Заказ 1269-13. Тираж 500 экз.

---

ИЗДАТЕЛЬСТВО  ТПУ. 634050, г. Томск, пр. Ленина, 30.  
Тел./факс: 8(3822) 563-291, [www.tpu.ru](http://www.tpu.ru), [izv@tpu.ru](mailto:izv@tpu.ru)