

Известия

ISSN 0002-3310

Российской академии наук

ЭНЕРГЕТИКА


НАУКА
— 1727 —

2024

1

Известия Российской академии наук

ЭНЕРГЕТИКА

№ 1 2024 Январь—Февраль

Основан в 1963 г.

Выходит 6 раз в год

Журнал издаётся под руководством

Отделения энергетики, машиностроения, механики и процессов управления РАН

Главный редактор

академик В.А. Стенников

Редакционная коллегия

Зам. гл. редактора член-корр. **П.А. Бутырин**,
академик **С.В. Алексеенко**, академик АН РУз, Ташкентский государственный
технический университет им. Ислама Каримова, **К.Р. Аллаев**,
академик АНМ, Улан-Батор, Монголия, **Батмунх Сэрээтэрийн**,
член-корр. **А.Ю. Вараксин**, академик **Э.П. Волков**,
докт. техн. наук, Азербайджанский технический университет, **Г.Б. Гулиев**,
член-корр. **А.В. Дедов**, академик **Ю.Г. Драгунов**,
докт. физ.-мат. наук **А.М. Карташов**, докт. техн. наук **А.В. Кейко**,
академик **А.В. Клименко**, академик **А.А. Макаров**,
академик **Д.М. Маркович**, академик НАН Беларуси **А.А. Михалевич**,
профессор, КНР, **Панг Чангвей**, член-корр. **Ю.К. Петреня**,
докт. техн. наук **С.В. Подковальников**, докт. техн. наук **С.М. Сендеров**,
докт. техн. наук, Институт энергетики, Вьетнам, **Тран Ки Фук**,
академик **С.П. Филиппов**, член-корр. **Л.И. Чубарева**

Отв. секретарь канд. техн. наук А.В. Михеев

e-mail: izvestiyanenergetika@mail.ru

Москва

ФГБУ «Издательство «Наука»

СОДЕРЖАНИЕ

№ 1, 2024

Оценка перспективного потенциала для экспорта российского газа в условиях современных вызовов <i>С. М. Сендеров, В. И. Рабчук</i>	3
Кластеризация электроэнергетических систем на зоны надежности при оценке балансовой надежности. Часть 1 <i>Д. С. Крупенёв, Н. А. Беляев, Д. А. Бояркин</i>	12
Исследование колебательных процессов в гидравлической системе капельного холодильника-излучателя <i>А. А. Сафронов, А. А. Коротеев, А. Л. Григорьев, Н. И. Филатов</i>	22
Влияние параметров сопел форсунок на эффективность генератора парогазовых смесей <i>М. Н. Никитин</i>	30
Распределение температуры внутри жидкого включения в поле внешнего градиента температуры <i>О. О. Корчагина</i>	42
Теплообмен при ламинарном течении жидкости в круглой трубе <i>Ю. В. Видин, Р. В. Казаков</i>	47
Допусковый контроль воспламеняющей способности емкостных систем зажигания с полупроводниковыми свечами <i>Ф. А. Гизатуллин, О. А. Юшкова, А. В. Абросов</i>	54
Реализуемость режима термостатирования границы изотропного полупространства, обладающего пленочным покрытием <i>А. В. Аттетков, П. А. Власов, И. К. Волков, А. В. Котович</i>	63
Термодинамический анализ тринарных энергоустановок <i>В. О. Киндра, И. И. Комаров, О. В. Злышко, И. А. Максимов, М. А. Островский</i>	70
Адаптивный алгоритм управления на основе виртуального синхронного генератора. Часть 1 <i>А. А. Суворов, А. Б. Аскарлов, Н. Ю. Рубан, Ю. Д. Бай</i>	82
Исследование устойчивости гибридного электроэнергетического комплекса с нетрадиционными и возобновляемыми источниками энергии разных типов при изменении мощности нагрузки <i>Н. Н. Баранов, К. В. Крюков, Н. С. Родькин</i>	95

CONTENTS

№ 1, 2024

Assessment of the Prospective Potential for the Export of Russian Gas under the Influence of Modern Challenges	
<i>S. M. Senderov, V. I. Rabchuk</i>	3
Clustering of Electric Power Systems into Reliability Zones in Adequacy Assessment. Part 1	
<i>D. S. Krupenev, N. A. Belyaev, D. A. Boyarkin</i>	12
Research of Oscillations Processes in the Hydraulic System of Liquid Droplet Radiator	
<i>A. A. Safronov, A. A. Koroteev, A. L. Grigoriev, N. I. Filatov</i>	22
Effects of Nozzle Configuration on Efficiency of Direct-Contact Gas-Vapor Mixture Generators	
<i>M. N. Nikitin</i>	30
Temperature Distribution Inside the Liquid Inclusion in the Field of the External Temperature Gradient	
<i>O. O. Korchagina</i>	42
Heat Transfer under Laminar Flow of Liquid in a Round Pipe	
<i>U. V. Vidin, R. V. Kazakov</i>	47
The Tolerance Control of Capacitive Ignition Systems Ignition Capacity with Semiconductor Spark Plugs	
<i>F. A. Gizatullin, O. A. Yushkova, A. V. Abrosov</i>	54
Realizability of the Mode of Temperature Control of the Boundary of an Isotropic Half-Space with a Film Coating	
<i>A. V. Attekov, P. A. Vlasov, I. K. Volkov, A. V. Kotovich</i>	63
Thermodynamic Analysis of a Trinary Power Plant	
<i>V. O. Kindra, I. I. Komarov, O. V. Zlyvko, I. A. Maksimov, M. A. Ostrovsky</i>	70
Adaptive Control Algorithm Based on a Virtual Synchronous Generator. Part I	
<i>A. A. Suvorov, A. B. Askarov, N. Yu. Ruban, Yu. D. Bay</i>	82
Study of the Stability of a Hybrid Electric Power Complex with Non-Traditional and Renewable Energy Sources of Various Types with a Change in Load Power	
<i>N. N. Baranov, K. V. Kryukov, N. S. Rodkin</i>	95

УДК 338.24:621.3

ОЦЕНКА ПЕРСПЕКТИВНОГО ПОТЕНЦИАЛА ДЛЯ ЭКСПОРТА РОССИЙСКОГО ГАЗА В УСЛОВИЯХ СОВРЕМЕННЫХ ВЫЗОВОВ

© 2024 г. С. М. Сендеров*, В. И. Рабчук

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт систем энергетики им. Л. А. Мелентьева
Сибирского отделения Российской академии наук, Иркутск, Россия

*e-mail: ssm@isem.irk.ru

Поступила в редакцию 16.08.2023 г.

После доработки 04.06.2024 г.

Принята к публикации 07.06.2024 г.

Статья посвящена анализу перспективного потенциала экспорта российского газа в условиях современных масштабов реализации стратегических угроз энергетической безопасности России в перспективе до 2035 г. с учетом имеющихся и назревающих внешних и внутренних вызовов. Оцениваются основные современные факторы, влияющие на направления трансформации указанных угроз, а также на масштабы их реализации. Анализируются возможности всех энергетических отраслей России по поставкам первичных энергоресурсов на внутренний рынок, при этом в качестве замыкающей выступает газовая отрасль. Показано, что до 2035 г. внутренние потребности страны в первичных топливно-энергетических ресурсах будут удовлетворяться с приемлемым запасом. Однако в условиях имеющихся и ожидаемых масштабов трансформации угроз энергетической безопасности есть опасения, что уже за пределами 2030 г. будет наблюдаться уменьшение технических возможностей для обеспечения даже «усеченных» из-за международных санкций объемов экспортных поставок природного газа.

Ключевые слова: первичные энергоресурсы, энергетическая безопасность, стратегические угрозы, экспорт газа

DOI: 10.31857/S0002331024010017

ВВЕДЕНИЕ

В статье оценивается потенциальная ситуация с возможностями экспорта российского газа до 2035 г. при обязательном выполнении важнейшего требования энергетической безопасности (ЭБ) России – надежного обеспечения внутреннего потребительского спроса на первичные топливно-энергетические ресурсы (ТЭР) [1]. В отношении экспорта газа в современных условиях возникают два основных вопроса: каковы могут быть принципиально возможные объемы экспорта российского газа в условиях действующих санкций и их последствий и будет ли соответствовать этим объемам перспективный технический потенциал российской газовой отрасли? Соответствующий анализ проведен по следующим опорным годам: 2025, 2030 и 2035. При этом учитываются фактические показатели энергетических отраслей России по производству первичных ТЭР и объемы экспорта российского газа, а также результаты качественного анализа факторов влияющих на реализацию угроз ЭБ России с учетом действия международных анти-российских санкций.

Наиболее значимыми факторами, влияющими на реализацию угроз ЭБ России для рассматриваемой перспективы, по мнению авторов, следующие:

1. Дефицит инвестиций, в т.ч. связанный с заметным ухудшением ситуации с получением бизнесом «длинных» дешевых заемных средств.
2. Рост трудностей с внедрением наилучших доступных технологий (НДТ), в т.ч. на предприятиях газовой отрасли.
3. Уменьшение возможностей увеличения в балансах регионов и страны в целом доли возобновляемых источников энергии и водородной энергетики, прежде всего из-за трудностей с инвестициями.
4. Сокращение возможностей по освоению новых месторождений газа и нефти в России (особенно в труднодоступных районах) из-за усугубления проблемы инвестиций и уменьшения возможностей внедрения НДТ.

5. Резкое уменьшение возможностей импорта: современного оборудования для газодобычи и магистрального транспорта газа; средств интеллектуализации систем управления функционированием основных производственных объектов энергетических отраслей; современных машин и средств механизации для обустройства новых газовых месторождений и прокладки газопроводов (особенно в труднодоступных районах) и т.д.

6. Замедление развития в стране газохимической промышленности (из-за трудностей с внедрением НДТ, нехватки инвестиций).

Сегодня важнейшая угроза ЭБ – недостаток инвестиций в энергетике. Ситуация здесь в значительной степени усугубилась масштабными изменениями условий экспорта российских углеводородов, начавшимися в 2022 г. Угроза значительного снижения их экспорта на европейские рынки начала реализовываться с природного газа. Следует признать, что этот процесс в энергозависимых промышленно развитых странах активизировал стимулирование научно-технического прогресса в области развития атомной энергетики, нетрадиционной энергетики и возобновляемых источников энергии. Реализация данных вызовов приведет к существенному уменьшению возможностей экспорта российских углеводородов, к соответствующему сокращению валютных поступлений и тем самым к сокращению инвестиций для обеспечения устойчивого функционирования и развития отраслей российского топливно-энергетического комплекса. В первую очередь, это коснется освоения новых дорогостоящих нефтегазоносных районов. В сложившейся ситуации с учетом установления потолка цен на российскую нефть с декабря 2022 г. [2] и на российские нефтепродукты с февраля 2023 г. [3] ниша для выгодного экспорта российских ТЭР значительно сузилась. Есть серьезные опасения по существенному снижению доходности альтернативных направлений экспорта, к примеру, потенциальное перенаправление потоков природного газа в Китай. С переориентацией «освобождающихся» объемов нефти и газа на производство продукции глубокой переработки (нефте- и газохимия) также есть проблема: нужны значительные инвестиции в создание и развитие этих производств, и в то же время на мировых рынках отсутствует ниша для широкомасштабного экспорта этой продукции глубокой переработки из России.

На фоне данных тенденций приходится ожидать значительного уменьшения инвестиций в энергетику России с соответствующим снижением ее перспективных производственных возможностей. Уже за пределами 2025 г. в России может наблюдаться некоторое уменьшение потенциала для обеспечения даже «усеченных» (из-за санкций) экспортных поставок ТЭР, в особенности природного газа. Конечно, при ограничении экспорта углеводородов их запасы в недрах тратятся медленнее. Но в то же время снижение темпов инвестирования соответствующих энергетических отраслей отодвигает сроки освоения новых районов добычи углеводородов, сокращая тем самым их перспективные производственные возможности.

Отрицательные действия указанных выше факторов будут особенно заметны до 2025 г. Далее, до 2035 г., по мнению авторов, с уменьшением санкционного давления в части экспорта российских ТЭР, внедрения НДТ в отраслях энергетики и хотя бы частичного возвращения возможностей получения длинных дешевых заемных средств ситуация должна стабилизироваться. Такие изменения должны сопровождаться соответствующим ростом валового внутреннего продукта (ВВП) и снижением его энергоемкости, связанным с диверсификацией структуры экономики в направлении развития производства наукоемкой продукции и сферы услуг.

Говоря об учете факторов «изменения климата» при решении проблем обеспечения ЭБ России сегодня, следует отметить, что для России значимость данных климатических факторов пока существенно меньше значимости имеющих место сегодня негативных факторов. В определенной степени снижение углеродного следа в России будет связано с вытеснением некоторых объемов угля из структуры потребления ТЭР за счет сократившихся объемов экспорта природного газа. В условиях разной степени неопределенности ситуации, прежде всего с экспортом российского газа, количественный прогноз относительно ожидаемой роли газовой отрасли в обеспечении России первичными ТЭР и ожидаемых уровней экспорта российского газа будем делать по двум временным отрезкам: 2023–2025 гг. и 2026–2035 гг.

ПРОГНОЗ СИТУАЦИИ С ПЕРВИЧНЫМИ ТЭР В РОССИИ И С ЭКСПОРТОМ РОССИЙСКОГО ГАЗА В ПЕРИОД С 2023 ПО 2025 г.

Что касается газа, то в 2022 г. объем его экспорта из-за действующих санкций сократился, по сравнению с 2021 г., с 244 до 184 млрд м³ [4]. При этом в первом квартале 2022 г. экспорт газа полностью соответствовал заключенным контрактам. В каждом последующем квартале экспорт был снижен, по сравнению с аналогичным кварталом 2021 г., примерно на 20 млрд м³. Таким образом,

отправной точкой для исчисления начальной величины возможного экспорта газа в 2023 г. будет примерно 165 млрд м³. Представляется маловероятным дальнейшее сокращение экспорта российского газа с учетом ожидаемого увеличения его поставок в Китай (только по магистральному газопроводу «Сила Сибири» поставки должны увеличиться с 15 млрд м³ в 2022 г. до 38 млрд м³ в 2030 г.). Это позволит компенсировать указанное выше сокращение и может привести к некоторому росту суммарного экспорта газа по отношению к 2022 г. Отсюда можно считать, что в 2023 г. объем экспорта российского газа может составить порядка 170 млрд м³ с некоторым ростом в 2024 и 2025 гг. до 180–190 млрд м³ в год.

Внутреннее потребление газа до 2025 г. может расти из-за некоторого вытеснения угля высвободившимся от экспорта газом (избыток газа на внутреннем рынке). В 2023 г. объем внутреннего потребления газа можно ожидать на уровне 480–490 млрд м³ (484 млрд м³ в 2022 г. [5]). В 2024–2025 гг. можно ожидать небольшого (1.0–1.5% в год) роста ВВП России. Незначительный рост экономики плюс избытки мощностей по добыче газа (из-за ограничений экспорта), а также реализация программ газификации регионов позволяют ожидать некоторого роста внутреннего потребления газа: в 2024 г. – 490–500 млрд м³, в 2025 г. – 490–510 млрд м³.

Зная возможные объемы экспорта газа и объемы его внутреннего потребления, можно говорить о требуемых в данном случае объемах производства газа в стране: в 2023 г. – 650–660, в 2024 г. – 670–690 и в 2025 г. – 680–700 млрд м³.

Возможности импорта газа в Россию авторы в данном анализе не учитывали, т.к. этот импорт был в последние годы не очень заметным (6–8 млрд м³ в год). Вряд ли этот импорт при существующем избытке своего газа на внутреннем рынке может увеличиться, а вот сокращение или прекращение этого импорта вполне возможно.

Внутреннее суммарное потребление нефти (прямое потребление) и нефтепродуктов в 2021 и 2022 гг. составляло (соответственно) 225 и 224 млн т у.т. [6]. До 2025 г. годовое потребление этих ТЭР вряд ли заметно изменится. Оно может чуть вырасти (рост потребностей в моторном топливе со стороны военных) или чуть сократиться (рост доли электромобилей). Скорее всего, потребление нефти и нефтепродуктов в рассматриваемый прогнозный период до 2025 г. останется в тех же пределах и составит 220–230 млн т у.т. в год.

Оценивая объемы *внутреннего потребления угля* на период до 2025 г., следует учитывать, что неминуемое вытеснение угля газом из балансов ТЭР (газ, высвободившийся при сокращении его экспорта) будет сдерживаться сложностью и инерционностью процессов такой замены. В связи со сказанным, скорее всего, в 2023 г. потребление угля сохранится на уровне 2022 г. (173 млн т у.т. [7]) и составит 170–180 млн т при дальнейшем уменьшении этого значения до 160–170 млн т в 2024 г. и до 150–160 млн т в 2025 г.

Степень участия гидроэлектростанций (ГЭС), атомных электростанций (АЭС) и прочих ТЭР (энергия ветра, дрова, торф и т.д.) в покрытии внутренних потребностей страны в первичных ТЭР фактически не менялась за последние 5–7 лет и составляла 156 и 157 млн т у.т. соответственно в 2021 и 2022 гг. [8]. Следует ожидать, что до 2025 г. она так и останется в пределах 150–160 млн т у.т.

Основывающиеся на приведенных выше рассуждениях показатели по объемам суммарного внутреннего потребления в стране первичных ТЭР и значения объемов экспорта российского газа на период до 2025 г., а также фактические значения этих показателей за последние годы приведены в табл. 1. При этом внутреннее суммарное потребление первичных ТЭР в стране рассчитано как сумма соответствующих составляющих. Эта величина для перспективы представлена как среднее значение соответствующего возможного диапазона.

ПРОГНОЗ СИТУАЦИИ С ПЕРВИЧНЫМИ ТЭР В РОССИИ И С ЭКСПОРТОМ РОССИЙСКОГО ГАЗА В ПЕРИОД С 2026 ПО 2035 г.

Прогноз делается с учетом данных табл. 1, при этом:

- до 2035 г. ситуация с последствиями для топливно-энергетического комплекса России должна все более стабилизироваться с уменьшением санкционного давления;
- в этот период экономика страны должна устойчиво расти хотя бы со среднегодовым увеличением ВВП в 2–3% в 2026–2030 гг. и в 2.5–3.5% в 2031–2035 гг. Увеличение темпов роста во втором пятилетии связано с ожиданиями по снижению санкционного давления;
- при устойчивом росте экономики появляется возможность дальнейшего снижения энергоемкости ВВП в годовых темпах 1.5–2% в 2026–2030 гг. и 2–3% в 2031–2035 гг.

Таблица 1. Фактические и прогнозируемые до 2025 г. показатели потребления первичных ТЭР внутри России, объемов экспорта и производства газа

Показатели	Годы				
	факт		прогноз		
	2021	2022	2023	2024	2025
Внутреннее потребление первичных ТЭР, всего, млн т у.т., в т.ч.	1051	1071	1060	1070	1070
- природный и попутный газ*, млрд м ³	470	484	480–490	490–500	490–510
- нефть, нефтепродукты, млн т у.т.	225	224	220–230	220–230	220–230
- уголь, млн т	155	173	170–180	160–170	150–160
- э/энергия ГЭС, АЭС, проч. ТЭР, млн т у.т.	156	157	150–160	150–160	150–160
Экспорт российского газа, млрд м ³	244	184	170–180	180–190	180–190
Производство природного и попутного газа, всего, млрд м ³	764	674	650–670	670–690	680–700

* Не включает сверхнормативную закачку газа в подземные хранилища газа и потери.

Все рассматриваемые показатели касаются опорных 2030 и 2035 гг. Перспективные суммарные годовые внутренние потребности страны в первичных ТЭР определяются с учетом существующего положения и ожидаемых темпов роста ВВП и снижения удельной энергоемкости экономики:

$$Q_t = Q_{t-1} (1 + K_{ВВП}^t - K_{\text{э}}^t), \quad (1)$$

где Q_{t-1} – объем потребления этих ТЭР в $t - 1$ -м году, а $K_{ВВП}^t$ и $K_{\text{э}}^t$ – коэффициенты изменения ВВП России и удельной энергоемкости ВВП в t -м году относительно $t - 1$ -го года.

При определении внутренних потребностей в первичных ТЭР были приняты среднегодовые значения $K_{ВВП}^t$ и $K_{\text{э}}^t$, представленные в табл. 2.

Используя выражение (1), данные табл. 2 и примерный объем суммарного потребления первичных ТЭР в России в 2025 г. (1070 млн т у.т.), получим для 2030 и 2035 гг. эти объемы в пределах 1110 и 1140 млн т у.т. соответственно.

При определении перспективной структуры потребления первичных ТЭР в опорных 2030 и 2035 гг. для начала определимся с возможностями всех остальных ТЭР, кроме газа. Затем примем газ в качестве замыкающего ресурса и определим необходимые объемы его поставки. Эти объемы вместе с возможными объемами его экспорта будут требуемыми объемами производства газа в стране по соответствующим годам.

Нефтяная отрасль. В 2023–2025 гг. ожидаемое участие нефтяной отрасли в обеспечении страны первичными ТЭР предполагается на уровне 220–230 млн т у.т. (табл. 1). Начиная с 2026 и до 2035 г. внутренние потребности в нефтепродуктах если и будут расти, то не более чем на 0.5–1% в год. С одной стороны, работает некоторое вытеснение электротранспортом транспорта на моторном топливе, с другой – необходимость увеличения объемов потребления нефти, как сырья для нефтехимии, хотя из-за трудностей с инвестициями это увеличение не будет значительным. В этом случае можно ожидать возможного участия нефтяной отрасли в обеспечении страны первичными ТЭР в пределах к 2030 г. – 225–235 млн т у.т., а к 2035 г. – 235–245 млн т у.т.

Угольная отрасль. Возможное участие угольной отрасли до 2030 г. продолжит тенденцию к уменьшению (до 140–160 млн т при ожидаемых в 2025 г. 150–160 млн т). Затем до 2035 г. эти уровни меняться не должны (в т.ч. и из-за трудностей с инвестициями в газовой отрасли).

Таблица 2. Годовые коэффициенты изменения ВВП России и удельной энергоемкости ВВП по периодам перспективы до 2035 г.

Период	$K_{ВВП}^t$	$K_{\text{э}}^t$
2026–2030	0.020–0.030	0.015–0.020
2031–2035	0.025–0.035	0.020–0.030

Суммарные объемы производства первичных ТЭР в России на ГЭС, АЭС и за счет прочих ТЭР в 2023–2025 гг. составят, как предполагается, 150–160 млн т у.т. в год. В условиях имеющихся санкций можно предположить, что такое положение сохранится до 2030 г. Далее (при смягчении ситуации с инвестициями) степень участия этих энергоресурсов в обеспечении страны первичными ТЭР должна несколько расти прежде всего за счет возобновляемых источников энергии. В 2035 г. производство ТЭР на ГЭС, АЭС и за счет прочих источников может увеличиться до 160–180 млн т у.т.

Требования к газовой отрасли. Полученные выше суммарные потребности России в первичных ТЭР, а также объемы возможного участия в покрытии этих суммарных потребностей со стороны нефтяной и угольной отраслей, а также ГЭС, АЭС и прочих ТЭР позволяют определить требования к газовой отрасли по ее участию в покрытии указанных потребностей. В 2030 г. эти объемы должны составить порядка 530–560, а в 2035 г. – 530–570 млрд м³. Данные объемы вместе с объемами экспорта газа, ограниченными условиями мирового рынка газа, определяют требуемые объемы добычи газа в стране по опорным годам.

Исходя из факторов внешнеполитического и внешнеэкономического характера, можно говорить о возможности незначительного увеличения ниши для экспорта российского газа в пределах со 180–190 млрд м³ в 2025 г. до 180–200 млрд м³ в 2030 г. Далее роста его экспорта ожидать сложно из-за части потерянных рынков сбыта, из-за увеличения объемов использования возобновляемых источников энергии и т.д. Объем экспорта российского газа может и сократиться в случае, если физические возможности по добыче газа будут недостаточны для выполнения обязательств по экспортным поставкам (при полном покрытии внутренних потребностей). При указанных выше уровнях экспорта требуемые объемы производства газа в стране должны быть на уровне 710–760 млрд м³ в 2030 г. и 710–770 млрд м³ в 2035 г.

Все количественные показатели, полученные выше для 2030 и 2035 гг., представлены в табл. 3. Здесь же показаны фактические показатели для 2022 г. и ожидаемые показатели для 2025 г., взятые из табл. 1.

После формирования ожидаемых показателей по требуемым объемам производства газа для обеспечения внутренних потребностей страны, а также предполагаемых объемов экспорта необходимо определиться с прогнозными возможностями по добыче этого газа. Для этого нужно рассмотреть основные условия развития и функционирования газовой отрасли России (объективные факторы и принятые предпосылки), а затем провести анализ ситуации по основным газодобывающим регионам страны.

Основные условия развития и функционирования газовой отрасли России на анализируемый период следующие:

1. Реализация всех негативных факторов, о которых говорилось выше (дефицит инвестиций, трудности с внедрением НДТ, трудности с получением заемных средств и т.д.).

Таблица 3. Фактические и прогнозируемые до 2035 г. показатели потребления первичных ТЭР внутри России, объемы экспорта и требуемые объемы производства газа

Показатели	Годы			
	2022	2025	2030	2035
	факт	прогноз		
Внутреннее потребление первичных ТЭР в России, всего, млн т у.т., в т.ч.	1071	1070	1110	1140
- нефть и нефтепродукты, всего, млн т у.т.	224	220–230	225–235	235–245
- уголь, млн т	173	150–160	140–160	140–160
- электроэнергия ГЭС, АЭС и прочие ТЭР, всего, млн т у.т.	157	150–160	150–160	160–180
Требования к газовой отрасли по ее участию в обеспечении потребностей страны в первичных ТЭР, млрд м ³	484	500–520	530–560	530–570
Возможный* экспорт российского газа, млрд м ³	184	180–190	180–200	180–200
Требуемый объем производства газа в стране, млрд м ³	668	680–710	710–760	710–770

* Объем экспорта, ограниченный внешнеэкономическими условиями.

Таблица 4. Оценка возможностей по производству газа в России на период до 2035 г.

Показатели, млрд м ³	Годы			
	2022	2025	2030	2035
	факт	прогноз		
Суммарные возможности (природный и нефтяной газ), в т.ч.	674	680–730	670–740	610–680
Добыча природного (метанового) газа, в т.ч. по регионам:	574	600–640	600–660	540–600
- Ямал	100	120–130	130–150	150–170
- Надым-Пур-Тазовский район	389	390–400	370–390	300–320
- Европейская зона	27	25–30	25–30	20–25
- Западная Сибирь (включая Ханты-Мансийский АО)	20	15–20	15–20	10–15
- Восточная Сибирь	6	25–30	25–30	25–30
- Дальневосточный ФО	32	35–40	35–40	35–40
Производство нефтяного газа	100	70–80	70–80	70–80

Таблица 5. Анализ производственных возможностей по экспорту российского газа

Показатели, млрд м ³	Годы			
	2022	2025	2030	2035
	факт	прогноз		
Суммарные возможности по производству газа	674	680–730	670–740	610–680
Объемы внутреннего потребления газа	484	500–520	530–560	530–570
Производственные возможности по экспорту российского газа	190	180–210	140–180	80–110
Возможный экспорт российского газа с позиций внешнеэкономических условий	184	180–190	180–200	180–200
Запас производственных возможностей в отношении возможного экспорта	6	10	–30	–100

2. Наличие сегодня (2023 г.) излишков мощностей по добыче природного газа, которые появились после 2022 г. в объеме порядка 100 млрд м³ в год (табл. 1). Эти излишки должны быть использованы для обеспечения необходимых объемов дальнейшего производства газа.

3. После использования указанных излишков целесообразно наращивание добычи газа на Ямале (действующие месторождения и освоение Харасавэйского месторождения с доведением на нем годового уровня добычи до 30–40 млрд м³ в год к 2035 г.).

4. Снижение годового уровня добычи на месторождениях Надым-Пур-Тазовского региона до 6–8 млрд м³ [9]. Такое снижение может иметь место главным образом после 2030 г., когда иссякнут излишки мощностей по добыче.

5. Снижение уровней производства нефтяного газа в связи с предполагаемым уменьшением экспорта российской нефти и нефтепродуктов (а значит, в связи с сокращением уровней добычи нефти в стране). По оценке авторов, снижение добычи нефти в анализируемый период составит примерно 20–25% от уровня 2022 г. (534 млн т) [10]. Соответственно, в тех же пропорциях снизится и уровень производства нефтяного газа. Тогда можно ожидать, что уровень ежегодной суммарной добычи этого газа в период до 2035 г. составит 70–80 млрд м³.

6. Задержка с освоением газовых месторождений—триллионников на шельфе: Штокмановское (Баренцево море), Ленинградское и Русановское (Карское море) за пределы 2035 г. из-за инвестиционных проблем.

7. Отсутствие роста уровней добычи газа на Дальнем Востоке как минимум до 2035 г. из-за сложностей с инвестициями.

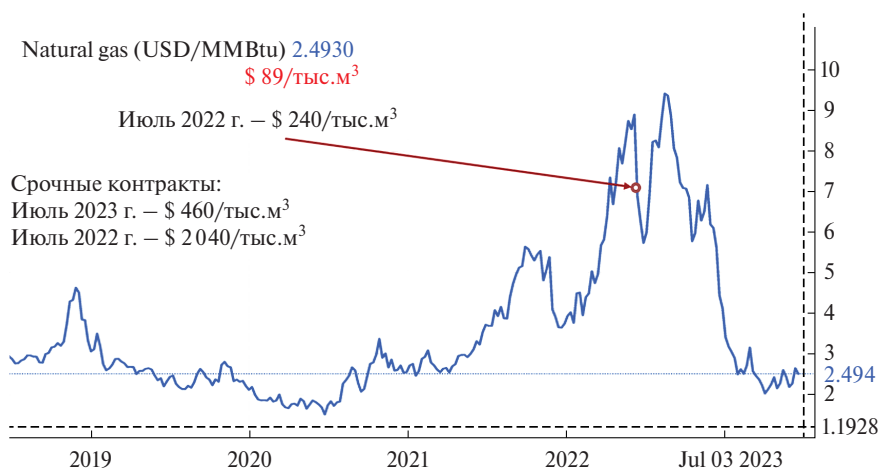


Рис. 1. Динамика цен на газ на европейских рынках (данные [11] с комментариями авторов).

8. Продолжение освоения Чайядинского и Ковыктинского месторождений с доведением уровня ежегодной добычи газа до 40–50 млрд м³ к 2035 г. (из-за необходимости выполнения соглашения о поставке газа в Китай).

Результаты анализа возможностей по производству газа представлены в табл. 4.

Понимая возможные ориентиры с производством газа в России, а также возможные объемы его внутреннего потребления на перспективу до 2035 г. (табл. 3), определим производственные возможности отрасли по экспорту российского газа без учета ситуации на мировых рынках газа и внешнеэкономических условий (табл. 5). Здесь же приведем объемы возможного экспорта газа с позиций ожидаемых внешнеэкономических условий.

В последней строке табл. 5 представлена невязка между производственными возможностями экспорта российского газа и его возможными объемами с позиций внешнеэкономических условий. Для удобства восприятия данная невязка представлена разницей средних значений приведенных диапазонов. Из таблицы видно, что для 2025 г. ожидаемый уровень производства газа может с определенным запасом обеспечить его потенциальный экспорт (при полном удовлетворении внутренних потребностей). Но в условиях рассмотренных в статье негативных факторов и угроз уже ориентировочно с 2030 г. производственных возможностей газовой отрасли может оказаться недостаточно для обеспечения экспорта российского газа в объемах, возможных в условиях реализации внешних санкций и их последствий в виде сокращения ниши для российских ТЭР на европейском рынке. К 2035 г. такая невязка может составить уже половину теоретически возможного экспорта.

Дополнительным фактором к проблеме обеспечения перспективных инвестиций в газовую отрасль являются изменения цен на европейских рынках газа. На рис. 1, сделанном на основе данных портала Trading Economics [11], видно, как изменились цены на газ при заключении долгосрочных контрактов на его поставку. После шока весны–лета 2022 г. к июлю 2023 г. цены на долгосрочные контракты по поставкам газа на европейских рынках снизились более чем в 2.5 раза, а на срочные контракты почти в 4.5 раза. Факторов перспективного повышения цены в настоящий момент не видно.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Анализ перспективных возможностей отраслей российского топливно-энергетического комплекса в период до 2035 г. в условиях имеющих место негативных факторов и их потенциальных последствий позволил сформулировать следующие выводы:

– несмотря на мощное санкционное давление, уровень производства российских ТЭР будет полностью обеспечивать внутренние потребности в первичных ТЭР в течение всего рассматриваемого периода (до 2035 г.);

– доля газа в обеспечении внутренних потребностей страны в первичных ТЭР будет незначительно расти за счет уменьшения доли угля (в начале рассматриваемого периода наличие избытков газа на внутреннем рынке и необходимость выполнения требований по увеличению доли чистой энергии);

– фактические объемы добычи газа и его экспорта ориентировочно до 2028–2029 гг. будут определяться суммой внутренних потребностей в газе и возможных объемов его экспорта, ограниченных санкциями и их последствиями в виде утери части европейских рынков, но уже примерно с 2030 г. объемы экспорта российского газа могут оказаться ниже возможных в силу ограничения производственных возможностей нефтегазового комплекса страны;

– значительное снижение цен на газ на европейских рынках привело к тому, что эти цены стали ниже цен себестоимости поставки российского газа на эти рынки, что в значительной степени усиливает проблему недостатка инвестиций для выхода в новые более дорогие газоносные районы.

Одним из основных напрашивающихся выводов является следующий: возможности развития экономики России за счет продажи углеводородов, в т.ч. природного газа, исчерпаны. Улучшение ситуации в экономике страны возможно только с изменением ее структуры в направлении увеличения доли наукоемких и малоэнергоёмких сфер деятельности с выходом на производство конкурентоспособной продукции высокой добавленной стоимости.

Статья подготовлена в рамках проектов государственного задания № FWEU-2021–0003 (рег. номер: АААА-А21-121012090014-5) и № FWEU-2021-0001 Программы фундаментальных исследований РФ на 2021–2030 гг. с использованием ресурсов ЦКП «Высокотемпературный контур» (Минобрнауки России, проект № 13.ЦКП.21.0038).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Доктрина энергетической безопасности Российской Федерации. URL: <http://publication.pravo.gov.ru/Document/View/0001201905140010?index=0&rangeSize=1> (16.03.2023).
2. ЕС опубликовал решение о введении потолка цен на нефть из России в \$60. URL: <https://tass.ru/ekonomika/16495575> (16.05.2023).
3. Совет ЕС утвердил потолок цен на российские нефтепродукты. URL: <https://tass.ru/mezhdunarodnaya-panorama/16962183> (16.05.2023).
4. Экспорт газа из России в 2022 году сократился на четверть. URL: <https://newprospect.ru/news/aktualnogodnya/eksport-gaza-iz-rossii-v-2022-godu-sokratilsya-na-chetvert/> (18.05.2023).
5. Россия в 2022 году увеличила потребление газа на 3%, экспорт СПГ на 8%. URL: <https://www.interfax.ru/business/880885> (26.05.2023).
6. Нефтегаз России в 2023 году https://www.cdu.ru/tek_russia/articles/1/1118/ (22.05.2023).
7. Добыча угля в РФ в 2022 составила 443,6 млн т, экспорт – 210,9 млн т. URL: <https://www.interfax-russia.ru/main/dobycha-uglya-v-rf-v-2022-sostavila-443-6-mln-t-eksport-210-9-mln-t-novak> (22.05.2023).
8. Объем электрической генерации в России в 2022 году вырос на 0,6%. URL: https://www.akm.ru/news/obem_elektricheskoy_generatsii_v_rossii_v_2022_godu_vyros_na_0_6_/ (22.05.2023).
9. Ямала покажется: в Минэнерго увидели риск снижения добычи газа на треть через 17 лет. Почему это может произойти и что предлагают власти. URL: <https://iz.ru/1489778/valerii-voronov/iamala-pokazhetsia-v-minenergo-uideli-risk-snizheniia-dobychi-gaza-na-tret-cherez-17-let> (26.05.2023).
10. Добыча нефти и газового конденсата в России в 2022 г. выросла на 2,1%, газа – упала на 13,4%. URL: <https://neftegaz.ru/news/dobycha/768736-dobycha-nefti-i-gazovogo-kondensata-v-rossii-v-2022-g-vyrosla-na-2-1-gaza-upala-na-13-4/> (26.05.2023).
11. Natural gas <https://tradingeconomics.com/commodity/natural-gas> (05.07.2023).

Assessment of the Prospective Potential for the Export of Russian Gas Under the Influence of Modern Challenges

S. M. Senderov*, V. I. Rabchuk

Melentiev Energy Systems Institute of Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences, Irkutsk, Russia

**e-mail: ssm@isem.irk.ru*

The article is devoted to the analysis of the prospective potential of Russian gas exports in the context of the current scale of the implementation of strategic threats to Russia's energy security in the future until 2035, taking into account existing and emerging external and internal challenges. The main modern factors influencing the directions of transformation of these threats, as well as the scale of their implementation are assessed. The possibilities of all energy sectors of Russia for the supply of primary energy resources to the domestic market are analyzed. It is shown that until 2035 the country's internal needs for primary fuel and energy resources will be met with an acceptable margin. However, given the current and expected scale of the transformation of threats to energy security, there are fears that already beyond 2030 there will be a decrease in technical capabilities to ensure even the "truncated" volumes of natural gas exports due to international sanctions.

Keywords: primary energy resources, energy security; strategic threats; gas export

УДК 621.311.1

КЛАСТЕРИЗАЦИЯ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ НА ЗОНЫ НАДЕЖНОСТИ ПРИ ОЦЕНКЕ БАЛАНСОВОЙ НАДЕЖНОСТИ. ЧАСТЬ 1

© 2024 г. Д. С. Крупенёв¹, *, Н. А. Беляев², Д. А. Бояркин¹

¹Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт систем энергетики им. Л. А. Мелентьева СО РАН, Иркутск, Россия

²Акционерное общество «Научно-технический центр Единой энергетической системы», Санкт-Петербург, Россия

*e-mail: krupenev@isem.irk.ru

Поступила в редакцию 26.07.2023 г.

После доработки 04.06.2024 г.

Принята к публикации 07.06.2024 г.

В статье рассматривается вопрос кластеризации электроэнергетических систем (ЭЭС) на зоны надежности для формирования энергетических расчетных моделей (ЭРМ) ЭЭС, предназначенных для выполнения расчетов показателей балансовой надежности. Обоснование глубины детализации ЭРМ основано на учете двух свойств ЭЭС: надежности, а именно на основе расчетных оценок границ применимости детерминированных и вероятностных критериев надежности, и экономичности, а именно на основе сопоставления стоимостных оценок мероприятий по обеспечению надежности. В первой части статьи для решения поставленной задачи предлагается использование ряда инженерных подходов, в которых учитываются надежность и экономичность ЭЭС. В разделе экспериментальных исследований представлены результаты применения предлагаемых алгоритмов для формирования ЭРМ объединенной энергосистемы Сибири.

Ключевые слова: электроэнергетическая система, балансовая надежность, зона надежности, межзональная связь, энергетическая расчетная модель, кластеризация, инженерные методы

DOI: 10.31857/S0002331024010025

ВВЕДЕНИЕ

В России понятие энергетической расчетной модели (ЭРМ) введено в методических указаниях по проектированию развития энергосистем в соответствии с базовыми принципами оценки показателей балансовой надежности (ПБН) [1]. Однако вопрос о необходимой размерности и детализации ЭРМ остается открытым.

Формирование ЭРМ в общем случае обосновано большой размерностью задачи оценки и синтеза балансовой надежности (БН) и максимальным сокращением сетевой составляющей, слабо влияющей на показатели БН. Формирование ЭРМ должно основываться на структуре электроэнергетической системы (ЭЭС), технических и надежностных характеристиках элементов, режимных и экономических особенностях функционирования ЭЭС. ЭРМ представляются в виде многозонных моделей, включающих зоны надежности и межзональные (межсистемные) связи (МС). Зона надежности включает в себя часть ЭЭС, внутри которой маловероятны ограничения при передаче активной мощности во всех возможных режимах на период оценки БН. Зона надежности содержит определенное количество электрических станций и определенную нагрузку потребителей. МС представляет собой набор линий электропередачи (ЛЭП) между зонами надежности. Агрегаты на электрических станциях, нагрузка потребителей в зоне надежности и ЛЭП в МС при оценке БН характеризуются определенным набором надежностных и технических параметров, учитываемых при оценке БН.

Фактически процедура кластеризации ЭЭС на зоны надежности и формирования ЭРМ является одним из этапов оценки БН, так как корректность кластеризации напрямую влияет на адекватность значений ПБН и дальнейшее решение задач на их основании, например, обоснования уровня резервирования генерирующей мощности. Методика оценки БН на основе метода Монте-Карло с учетом этапа кластеризации ЭЭС в общем виде будет представлять следующую последовательность вычислительных этапов:

1. Кластеризация расчетной схемы (поузловой) ЭЭС на зоны надежности.
2. Формирование множества случайных состояний ЭЭС для периода оценки БН.

3. Минимизация дефицита мощности для сформированных случайных состояний ЭЭС.
4. Вычисление ПБН.

Как правило, оценка БН проводится для годового периода, при этом учитывается множество параметров, влияющих на надежность ЭЭС, в т.ч. и почасовой график изменения потребления мощности, который для разных зон надежности может иметь значительные изменения в течение года, аварийность энергетического оборудования, нерегулярные колебания потребления мощности и др. Изменение указанных параметров в расчетном периоде может оказывать существенное влияние на значения ПБН и, соответственно, определять требования для многократного формирования ЭРМ в цикле оценки БН.

Таким образом, задача формирования ЭРМ или кластеризации ЭЭС на зоны надежности является одной из ключевых во всем процессе оценки БН. Остановимся на некоторых моментах отечественной практики кластеризации ЭЭС на зоны надежности. Изначально оценку БН проводили, представляя анализируемую ЭЭС одной зоной надежности. При этом учитывались надежность только генерирующего оборудования и вероятностные характеристики нагрузки потребителей [1, 2]. Представление ЭРМ в таком виде объясняется отсутствием методических наработок для анализа многозонных моделей и недостаточной вычислительной базой для решения более сложных задач. При однозонном представлении ЭРМ получаемые ПБН являются достаточно «грубыми» и могут обладать высокой погрешностью без учета территориального разброса уровней БН. Представление ЭРМ в таком виде возможно только при индикативном прогнозе показателей на период более 20 лет, когда объективно имеется высокая неопределенность в исходных данных. Для корректного анализа БН современных сложных ЭЭС необходимо проводить их обоснованную кластеризацию. Большинство существующих подходов к кластеризации ЭЭС на зоны надежности носит экспертный характер и основано на организационных принципах управления ЭЭС. Например, одним из подходов к кластеризации Единой энергосистемы (ЕЭС) России является ее разделение на 7 зон надежности, где каждая зона соответствует одной из объединенных энергосистем (ОЭС), входящих в ЕЭС России. Связи между ними состоят из межсистемных ЛЭП. С внедрением в отечественной электроэнергетике рыночных отношений были предприняты попытки формировать схему ЕЭС для оценки БН в соответствии с зонами свободного перетока, но разбиение ЕЭС подобным образом, несмотря на более глубокую детализацию, не имеет строгого обоснования для целей оценки БН. Предпочтительным с позиций информационного наполнения ЭРМ является кластеризация ЕЭС таким образом, что каждая зона надежности представляет энергосистему субъекта Российской Федерации [3]. В таком случае не исключается, что некоторые энергосистемы в зависимости от режимно-балансовой ситуации и сетевых ограничений разбиваются на несколько зон надежности, а некоторые, наоборот, объединяются. Ввиду того что статистическая информация по потреблению электроэнергии агрегируется по территориальным энергосистемам, подготовка исходных данных для оценки БН упрощается. Во всех перечисленных способах кластеризации ЭЭС открытым остается ряд вопросов, в т.ч. определение пропускных способностей МС.

Стоит отметить зарубежную практику формирования ЭРМ. Так, например, в США оценку БН проводят для 20-зонной расчетной модели [4, 5]. Формирование зон надежности выполнено экспертно с использованием представительной выборки ретроспективной информации о функционировании и надежности энергосистемы США. Европейская ассоциация сотрудничества операторов систем передачи электроэнергии (ENTSO-E) формирует отчеты по среднесрочным прогнозам БН европейской энергосистемы [6]. В сферу анализа попадают страны – члены ENTSO-E (42 оператора систем передачи электроэнергии). Расчетная схема для анализа БН формируется согласно границам энергосистем государств, т.е. практически энергосистема каждого государства представляет зону надежности. Для более детального анализа ситуации в области БН энергосистем внутри государств проводится их дополнительное деление на зоны надежности, как правило, основанное на экспертном подходе.

Целью настоящей статьи является анализ факторов, влияющих на формирование ЭРМ, представление и анализ ряда инженерных алгоритмов формирования ЭРМ.

КРИТЕРИЙ КЛАСТЕРИЗАЦИИ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ НА ЗОНЫ НАДЕЖНОСТИ

Содержательно задача кластеризации ЭЭС на зоны надежности формулируется следующим образом: *для известной структуры ЭЭС, характеристик генерирующего оборудования и графиков потребления мощности, ограничений пропускной способности ЛЭП и их групп (сечений), организационно-экономических условий функционирования ЭЭС необходимо определить границы зон надежности для формирования ЭРМ и дальнейшей оценки БН.*

Математически задачу кластеризации ЭЭС на зоны надежности можно сформулировать следующим образом: задано $X = \{x_1, x_2, \dots, x_N\}$ – множество узлов расчетной схемы ЭЭС, заданных в k – мерном пространстве признаков:

$$x^k = \{x_1^k, x_2^k, \dots, x_N^k\}, k = 1, \dots, K. \quad (1)$$

Между узлами расчетной схемы ЭЭС существует функция расстояния (метрика) $\rho(x_i, x_j)$. Следует понимать, что функция расстояния не является прямым расстоянием между узлами расчетной схемы. Функция расстояния формируется из комплекса рабочих характеристик энергосистемы, учитываемых при кластеризации ЭЭС.

Требуется разбить конечную выборку узлов расчетной схемы X на Z непересекающихся подмножеств:

$$\begin{aligned} S_z, z = 1, \dots, Z; \\ X = \bigcup_{z=1}^Z S_z; \\ z : \forall x_i, x_j \in z, \rho(x_i, x_j) \leq \rho_{\max}, \bigcup_{z=1}^Z S_z, \end{aligned} \quad (2)$$

которые образуют зоны надежности Z таким образом, что каждая зона надежности включает узлы, у которых метрика ρ меньше порогового значения ρ_{\max} , в обратном случае узлы сортируются в разные зоны надежности.

При этом каждому узлу $x_i \in X$ присваивается номер зоны надежности $z_j \in Z$.

Для решаемой задачи наиболее подходящей стратегией кластеризации будет стратегия «разделяй и властвуй», которая заключается в разбиении рассматриваемого множества на группы схожих объектов. В рассматриваемом случае число зон надежности должно стремиться к минимуму, т.е.:

$$Z \rightarrow \min_{\rho} \quad (3)$$

При решении реальных практических задач нужно понимать, что разбиение системы на зоны надежности условное и зависит от используемых критериев, формирующих метрику ρ .

ФОРМИРОВАНИЕ ЭРМ НА ОСНОВАНИИ КОНТРОЛИРУЕМЫХ СЕЧЕНИЙ

При управлении режимами работы энергосистемы задается набор контролируемых сечений (набор параллельно соединенных сетевых элементов), нагрузка которых в процессе эксплуатации контролируется системным оператором на предмет превышения максимально допустимого перетока, определяемого критериями допустимой токовой нагрузки элементов, статической и динамической устойчивости в нормальных и послеаварийных режимах [7]. На основании учета контролируемых сечений алгоритм деления ЭЭС на зоны надежности может быть представлен в следующем виде:

1. Формирование состава элементов электрической сети, включенных в заданные контролируемые сечения.

2. Идентификация зоны надежности ЭЭС на основании состава элементов ЭЭС, указанных в п. 1. Если узел или совокупность узлов отделены контролируемым сечением или совокупностью контролируемых сечений от остальной части ЭЭС, то такой узел или такая совокупность узлов образуют зону надежности.

3. Пропускные способности МС определяются в соответствии с максимально допустимыми перетоками активной мощности по контролируемым сечениям. Генерирующая мощность и нагрузка зоны надежности формируются из генерирующих агрегатов и потребителей, вошедших в зону надежности.

Подобный способ кластеризации ЭЭС на зоны надежности является приемлемым для горизонта планирования развития ЭЭС до 6 лет, в течение которых структура ЭЭС изменится незначительно и эти изменения однозначно определены схемой и программой развития ЭЭС [8]. Несомненной положительной стороной при использовании этого подхода является определенность с пропускными способностями МС, которые формируются на основе значений максимально допустимых перетоков активной мощности.

При сложном замкнутой структуре электрической сети изложенный подход может быть формализован. Для этого необходимо вычислить коэффициенты $k_{x,d}$ потокораспределения (сетевые коэффициенты), являющиеся коэффициентами линейной зависимости перетоков мощности по контролируемым сечениям d от генерации и потребления мощности в узлах x ЭЭС. Сетевые коэффициенты могут быть вычислены алгебраически для линеаризованной модели ЭЭС или определены экспериментально путем выполнения

серии расчетов по оценке чувствительности перетоков мощности в контролируемых сечениях к изменению нагрузок и генерации в узлах. В результате метрика может быть задана как функция разности сетевых коэффициентов соответствующих узлов:

$$\rho(x_i, x_j) = F(\|k_{x_i,d} - k_{x_j,d}\|). \tag{4}$$

Далее, используя известные алгоритмы кластеризации, при заданном ρ_{\max} задачу кластеризации можно решить однозначно. Подробно данный подход изложен в работе [9].

ФОРМИРОВАНИЕ ЭРМ НА ОСНОВАНИИ ЭКСПРЕСС АНАЛИЗА БН

Наиболее распространенными в практике проектирования и эксплуатации ЭЭС являются детерминированные критерии надежности вида $N-k$. Широкое применение этих критериев обусловлено их наглядностью и отсутствием необходимости выполнения сложных расчетов, которые требуются при применении вероятностных критериев. В настоящее время при проектировании развития электрических сетей применяют критерии $N-1$ для режимов максимальных нагрузок и $N-2$ для режимов минимальных нагрузок (в период проведения ремонтной кампании) [10].

Очевидно, что для современных ЭЭС с большим количеством элементов применение детерминированных критериев для анализа БН неприемлемо, поскольку режимы, соответствующие критериям $N-1$ и $N-2$, охватывают лишь небольшую долю возможных состояний таких ЭЭС. Тем не менее, указанные критерии вполне корректно применять для оценки БН энергорайонов, электроснабжение которых зависит от состояния всего нескольких элементов ЭЭС (единиц генерирующего оборудования или ЛЭП). В этом случае оценка надежности с использованием детерминированных критериев может приводить к приемлемому результату без выполнения трудоемких расчетов с использованием вероятностно-статистических методов.

Оценим границы возможного применения критерия $N-1$ для энергорайона, электроснабжение которого осуществляется от N элементов ЭЭС. При выполнении критерия $N-1$ расчетными состояниями рассматриваемой системы являются все состояния с отказом не более одного элемента из N . Вероятность бездефицитной работы P в рассматриваемом случае можно рассчитать по формуле:

$$P = \prod_i (1 - q_i) + \sum_i \left(q_i \cdot \prod_{j \neq i} (1 - q_j) \right), \tag{5}$$

$$i = 1, \dots, I$$

где q_i – вероятность аварийного состояния i -го элемента. Результаты расчета P в зависимости от N при характерном значении $q_i = 0,02$ приведены в табл. 1.

По данным табл. 1 можно отметить, что при нормативном уровне БН – вероятности бездефицитной работы, равной 0,996 [11], – анализ БН с использованием критерия $N-1$ возможен при $N \leq 5$. В этом случае суммарная вероятность всех расчетных состояний выше 0,996, и при выполнении критерия $N-1$, то есть при отсутствии дефицита мощности при отказе одного любого элемента, указанный нормативный уровень будет заведомо обеспечиваться. Соответственно, выделение в отдельные зоны надежности энергорайонов, электроснабжение которых зависит от 5 или менее элементов ЭЭС, нецелесообразно. Для анализа БН в отношении таких энергорайонов могут корректно применяться детерминированные критерии $N-k$.

В качестве экспресс-методики оценки БН может также выступать методика на основании метода Монте-Карло, но с сокращением числа анализируемых состояний. Одной из основных вычислительных проблем при применении методики оценки БН на основании метода Монте-Карло является большая размерность решаемой задачи, что приводит к высоким временным затратам. Стоит отметить, что именно по причине уменьшения размерности задачи требуется кластеризация ЭЭС на зоны надежности. При оценке БН на основе метода Монте-Карло пытаются достичь заданного критерия точности для

Таблица 1. Вероятность бездефицитной работы при применении критерия $N-1$

N	2	3	4	5	6	7	8	9	10
P	0.9996	0.9988	0.9977	0.9962	0.9943	0.9921	0.9897	0.9869	0.9838

каждого часа анализируемого периода [12, 13]. Для схемы ЭЭС с учетом всех узлов и ЛЭП, для которой проводится кластеризация, это является крайне трудоемкой процедурой, а в некоторых случаях просто невыполнимой. В этом случае одним из методов решения может быть упрощение задачи, например, проведение оценки только для часа максимума нагрузки ЭЭС или для месячных максимумов нагрузки ЭЭС и использование полученных показателей при кластеризации.

По определению в зоне надежности маловероятны ограничения на перетоки мощности во всех вероятных режимах работы ЭЭС. Из этого следует, что если вероятность бездефицитной работы в смежных узлах системы принимают относительно близкие значения, то такие узлы можно объединить в зону надежности. Таким образом, метрика в данном подходе будет представлена функцией разности между вероятностью бездефицитной работы в смежных узлах ЭЭС:

$$\rho(x_i, x_j) = F(|P_i - P_j|), \quad (6)$$

$$i = 1, \dots, n, \quad j = 1, \dots, n, \quad i \neq j,$$

где n – количество узлов ЭЭС.

Алгоритм кластеризации ЭЭС в этом случае будет следующий:

1. Оценка БН полной схемы ЭЭС (схема со всеми узлами и ЛЭП) экспресс-методикой.
2. Определение разности вероятности бездефицитной работы между смежными узлами ЭЭС.
3. Если разность больше заданного критерия Δ , то такие узлы распределяются в разные зоны надежности.
4. Если разность меньше заданного критерия Δ , то такие узлы определяются в одну зону надежности.
5. Если в кольцевых соединениях разность вероятности бездефицитной работы между смежными узлами противоречивая (т.е. между разными узлами Δ принимает значения больше и меньше заданного критерия), то такие узлы объединяются в одну зону надежности.

Одной из основных задач при формировании ЭРМ является определение пропускных способностей МС. В случае кластеризации ЭЭС на основании контролируемых сечений, рассмотренном выше, такая задача решена. В других подходах эта задача требует решения. В общем случае пропускная способность МС определяется в соответствии с [7], при отсутствии необходимой для этого информации – на основе справочных данных [14] в соответствии с выражением:

$$P_{max} = \min\left(P; 0.8 \frac{U^2}{x_0 l}\right), \quad (6)$$

где $P_{дон}$ – максимальная передаваемая мощность по условиям длительно допустимой токовой нагрузки; $U_{ном}$ – номинальное напряжение ЛЭП, кВ; x_0 – погонное индуктивное сопротивление ЛЭП (Ом/км); l – протяженность ЛЭП (км).

ФОРМИРОВАНИЕ ЭРМ В СООТВЕТСТВИИ С ЭКОНОМИЧЕСКИМ КРИТЕРИЕМ

Как уже отмечено, одной из основных целей оценки ПБН является обоснование потребности ЭЭС в генерирующих мощностях и их распределении по зонам надежности в соответствии с ограничениями на передачу мощности по МС. При выявлении недостаточного уровня БН принимаются инвестиционные решения по сооружению новых генерирующих мощностей, при этом их объем и размещение определяются в т.ч. указанными сетевыми ограничениями. Альтернативой сооружению новых генерирующих мощностей в конкретной зоне надежности может быть усиление инцидентных ей МС при условии наличия достаточного резерва мощности в смежных зонах надежности.

Из этого можно заключить, что при формировании ЭРМ достаточно учесть ограничения на передачу мощности только по тем участкам электрической сети, стоимость усиления которых сопоставима со стоимостью сооружения новых генерирующих мощностей. Учет иных сетевых ограничений, устранение которых заведомо характеризуется меньшей капиталоемкостью, не только ведет к избыточной детализации ЭРМ и усложнению процедур оценки и анализа ПБН, но и потенциально может повлечь неэффективные инвестиционные решения по развитию генерирующих мощностей, например, если такие решения будут обусловлены локальными ограничениями в распределительной сети, учтенными в ЭРМ, при наличии избытков мощности в ЭЭС в целом.

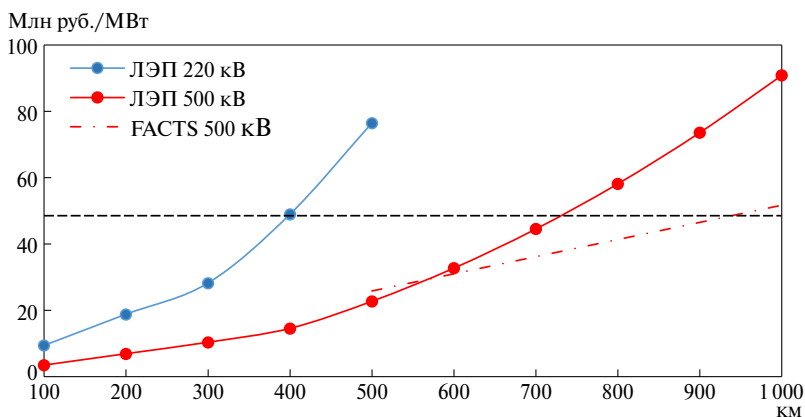


Рис. 1. Зависимости УКВ на единицу пропускной способности ЛЭП от ее протяженности.

В соответствии с изложенным, выполним оценку сетевых ограничений, учет которых экономически целесообразен при обосновании границ зон надежности в ЭРМ. В качестве исходных данных для такой оценки используем укрупненные нормативы цен типовых технологических решений капитального строительства объектов электроэнергетики в части объектов электросетевого хозяйства [15] и проиндексированные показатели удельных капиталовложений (УКВ) в генерирующие объекты газовой генерации, которая, как правило, замыкает баланс мощности, по данным [16].

По данным [14] УКВ в воздушную ЛЭП класса напряжения 500 кВ в типовой компоновке с учетом подстанционной части оцениваются в 59 млн руб. на 1 км длины, в одноцепную ЛЭП класса напряжения 220 кВ – 28 млн руб. на 1 км длины в ценах 2021 года. УКВ в генерацию по данным [16] с учетом индексации на 2021 год и верификации по конкретным проектам оцениваются в среднем в 50 млн руб. на 1 МВт установленной мощности. Указанные значения УКВ приведены без учета затрат на землеугод.

Для вычисления УКВ на единицу пропускной способности ЛЭП требуется задать их пропускную способность, которая может быть определена по (5). УКВ на единицу пропускной способности ЛЭП зависят от ее протяженности и определяются как отношение стоимости ЛЭП, определенной на основе УКВ по данным [14], к пропускной способности, определенной по формуле (5).

Результаты выполненных расчетов представлены на рис. 1. На представленном графике по оси абсцисс отложена протяженность ЛЭП, по оси ординат – УКВ на единицу пропускной способности ЛЭП. Красным и синим маркером показаны зависимости для ЛЭП 500 кВ и 220 кВ соответственно. Черным пунктиром обозначен уровень УКВ в генерацию.

Рассматривая полученные зависимости, можно отметить следующее. Зависимости УКВ на единицу пропускной способности для ЛЭП малой протяженности (до 400 км для ЛЭП 500 кВ и до 300 км для ЛЭП 220 кВ) являются линейными, при дальнейшем увеличении протяженности УКВ растут более высокими темпами. Это обусловлено тем, что для ЛЭП малой протяженности пропускная способность определяется условиями допустимой токовой загрузки и не зависит от протяженности, а для длинных ЛЭП – условиями устойчивости и снижается с ростом протяженности, что приводит к квадратичному росту УКВ. Уровень УКВ в генерацию для ЛЭП 500 кВ достигается при протяженности порядка 750 км, для ЛЭП 220 кВ – при протяженности 400 км.

Исходя из этих результатов, может быть сделан однозначный вывод о целесообразности выделения в отдельные зоны надежности ЭРМ узлов, находящихся на расстоянии более 750 км. В этом случае при необходимости повышения ПБН однозначно более экономичными будут решения по сооружению новых генерирующих мощностей. Сооружение новой ЛЭП эквивалентной пропускной способности потребует больших затрат и может быть обосновано только с учетом дополнительных эффектов, например, оптимизации баланса электрической энергии.

Ограничения на передачу мощности по ЛЭП протяженностью до 400 км при формировании ЭРМ, наоборот, исходя из предложенного подхода целесообразно не учитывать, так как стоимость усиления таких участков сети ниже, чем сооружение новых генерирующих мощностей в соответствующем объеме.

Подробнее необходимо рассмотреть случай, при котором расстояние между узлами составляет от 400 до 750 км. В этом случае УКВ для ЛЭП 500 кВ, как видно на рис. 1, ниже УКВ в генерацию. Однако необходимо учесть, что стоимость ЛЭП 500 кВ такой протяженности составляет 23.5–41 млрд руб., что соответствует стоимости сооружения нового генерирующего объекта установленной мощностью 500–800 МВт. Следовательно, если потребность в мощности ниже указанного диапазона, то строительство новой генерации экономичнее новой ЛЭП.

Таким образом, исходя из экономического принципа детализации ЭРМ, можно сделать следующие рекомендации по их формированию:

1. Узлы ЭЭС, находящиеся на расстоянии до 400 км, объединять в одну ЗН.
2. Узлы ЭЭС, находящиеся на расстоянии более 750 км, относить к разным зонам надежности, ограничения на передачу мощности по ЛЭП между ними учитывать при определении пропускной способности соответствующей МС.
3. Узлы ЭЭС, находящиеся на расстоянии от 400 до 750 км, объединять в одну зону надежности при потенциальной потребности в мощности данных узлов более 500–800 МВт.

Данные рекомендации могут быть скорректированы с учетом применения некапиталоемких средств повышения пропускной способности ЛЭП. Известно, что современные средства регулирования потоков мощности (фазоповоротные устройства, управляемые средства компенсации реактивной мощности и др.), совместно именуемые в литературе гибкими системами передачи переменного тока (FACTS), позволяют значительно повысить пропускную способность дальних ЛЭП вплоть до допустимой токовой загрузки. При этом коэффициент удорожания таких ЛЭП за счет установки соответствующих устройств, сооружения для них промежуточных подстанций и переключательных пунктов, на основе данных [14] можно оценить в 1.5. Тогда зависимость УКВ на единицу пропускной способности дальних ЛЭП 500 кВ с FACTS будет иметь вид, обозначенный на рис. 1 красным штрих-пунктиром.

Исходя из этих результатов, при применении FACTS предельное значение расстояния, указанное в пункте 1, может быть увеличено до 1000 км. Однако, учитывая пункт 3 и стоимость такой электропередачи, объединять в одну зону надежности узлы, находящиеся на удалении 500–1000 км целесообразно только при потенциальной потребности в мощности данных узлов порядка 1000–1500 МВт.

Из изложенного следует, что в рассматриваемом подходе в качестве метрики ρ можно принять отношение расстояния между узлами к потенциальной их потребности в мощности и ее пороговое значение $\rho_{\max} \approx 1$ км/МВт.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

Результат применения предлагаемых алгоритмов кластеризации продемонстрируем на примере ОЭС Сибири. Стоит отметить, что исходные данные для проведения исследований были приняты на уровне 2022 года [17].

На рис. 2 представлена схема ОЭС Сибири с обозначенными зонами надежности, полученными при применении алгоритма на основании контролируемых сечений.

Как видно из рис. 2, на основании деления по контролируемым сечениям было выделено 18 зон надежности.

Далее была проведена кластеризация на основании анализа ПБН, полученных методом экспресс-оценки. В рассматриваемом случае для экспресс-оценки была использована упрощенная методика на

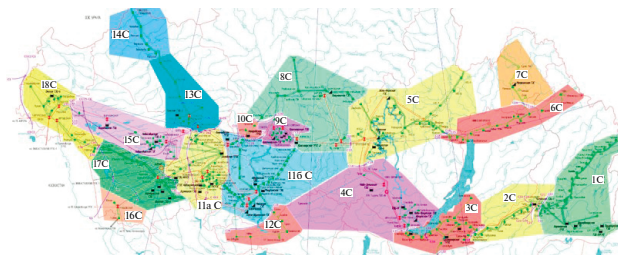


Рис. 2. Кластеризация ОЭС Сибири на зоны надежности по контролируемым сечениям.

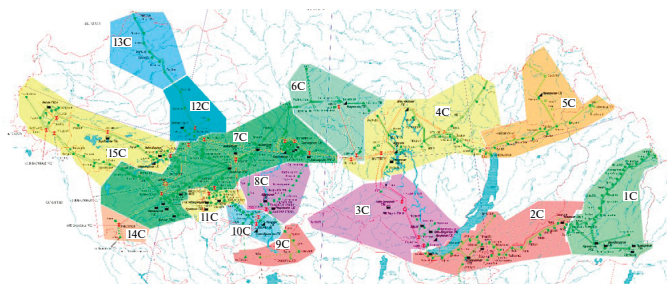


Рис. 3. Кластеризация ОЭС Сибири на зоны надежности на основании экспресс-анализа БН.

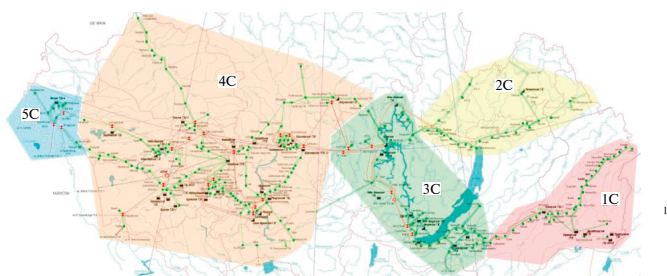


Рис. 4. Кластеризация ОЭС Сибири на зоны надежности на основании экономического критерия.

основании метода Монте-Карло. На рис. 3 представлен результат кластеризации ЭЭС на зоны надежности. По результатам кластеризации получено 15 зон надежности.

На следующем этапе экспериментальных исследований была проведена кластеризация ОЭС Сибири в соответствии с экономическим критерием. Результат кластеризации представлен на рис. 4. По результатам кластеризации получено 5 зон надежности. Следует отметить, что изначально с использованием вышеперечисленных рекомендаций в отдельные зоны надежности были выделены также энергосистемы Республики Тыва и Томской области. Однако, учитывая возможность использования детерминированных критериев для оценки таких зон надежности, они были объединены с зоной 4С.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В статье рассмотрена задача кластеризации ЭЭС на зоны надежности. Решение этой задачи необходимо для формирования ЭРМ ЭЭС, которые используются для расчетов показателей БН. Для решения поставленной задачи в статье рассматривается применение так называемых инженерных алгоритмов. Анализ применимости формализованных математических алгоритмов для решения задачи кластеризации ЭЭС на зоны надежности будет рассмотрен во второй части статьи. Стоит отметить, что решаемая задача по сути является первым этапом методики оценки БН ЭЭС.

Первый предлагаемый алгоритм основан на использовании данных о контролируемых сечениях анализируемой ЭЭС. Во втором алгоритме используется критерий отнесения узлов расчетной схемы к зонам надежности, основанный на разности значений вероятности безотказной работы смежных узлов. Для определения вероятности бездефицитной работы в данном случае должны использоваться методы экспресс-оценки БН. Третий алгоритм основан на сравнительном анализе затрат на развитие генерирующей и сетевой частей анализируемой ЭЭС.

В экспериментальной части статьи показан пример кластеризации ОЭС Сибири на зоны надежности при применении всех предлагаемых алгоритмов.

По результатам выполненных исследований можно отметить следующее:

1. С использованием рассмотренных алгоритмов получено три различные по степени детализации ЭРМ ОЭС Сибири. При этом следует отметить, что, несмотря на принципиально различные подходы к определению границ зон надежности в предложенных алгоритмах, в полученных моделях некоторые границы зон надежности совпадают. Соответствующие таким границам сетевые ограничения, очевидно, в наибольшей степени влияют на показатели БН.

2. Каждая из полученных ЭРМ для ОЭС Сибири имеет свою сферу применения, что необходимо учитывать при использовании данных моделей:

2.1 Модель, представленная на рис. 2, наиболее подробно отражает сложившуюся структуру электрической сети и может быть использована для оценки влияния на ПБН тех или иных контролируемых сечений электрической сети. При этом любые технические решения по повышению уровня БН, вытекающие из результатов расчетов, выполненных на такой модели, требуют обязательного технико-экономического обоснования. Данное требование обусловлено тем, что значительная часть сетевых ограничений, учтенных в модели, представленной на рис. 2, может быть устранена путем сооружения или даже реконструкции объектов электрической сети, стоимость которых ниже, чем стоимость сооружения новых генерирующих мощностей.

2.2 Модель, представленная на рис. 3, и алгоритм ее формирования могут быть применены для поиска узких мест, т.е. участков электрической сети с недостаточной пропускной способностью в энергосистеме, в т.ч. и новых контролируемых сечений, что, вообще говоря, является самостоятельной сложной задачей. Аналогично предыдущему случаю технические решения по устранению выявленных узких мест требуют технико-экономического обоснования.

2.3 Модель, представленная на рис. 4, может быть использована для планирования развития генерирующих мощностей, а также межсистемных ЛЭП на долгосрочную перспективу. В этом случае, как правило, отсутствуют подробные планы по развитию электрической сети, включая поузловое распределение нагрузок, что затрудняет использование первых двух алгоритмов.

3. На основе изложенного можно заключить, что выбор алгоритма формирования ЭРМ ЭЭС определяется как составом задач, решаемых в рамках анализа БН, так и временным горизонтом этих исследований. В то же время для решения рассмотренной в статье задачи формирования ЭРМ могут быть использованы специализированные методы теории кластерного анализа, что является предметом дальнейших исследований авторов.

Работа выполнена в рамках проекта государственного задания № FWEU-2021-0003 программы фундаментальных исследований РФ на 2021–2030 гг.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Руденко Ю. Н., Чельцов М. Б. Надежность и резервирование в электроэнергетических системах. Новосибирск: Изд-во “Наука” Сибирское отделение, 1974. 262 с.
2. Маркович И. М. Режимы энергетических систем. Изд. 4-е, переработ. и доп. М.: Энергия, 1969. 352 с.
3. Ковалев Г. Ф., Крупенев Д. С., Лебедева Л. М. Системная надежность ЕЭС России на уровне 2030 г. // Электрические станции. 2011. № 2. С. 44–47.
4. Probabilistic Adequacy and Measures. Technical Reference Report Final, NERC, July. 2018.
5. 2021 Long-Term Reliability Assessment. NERC. 2021. p. 126.
6. Mid-term Adequacy Forecast Executive Summary. ENTSO-E. 2020. p. 18.
7. Приказ Министерства энергетики Российской Федерации от 3 августа 2018 года № 630 “Об утверждении документов перспективного развития электроэнергетики, изменении и признании утратившими силу некоторых актов и отдельных положений некоторых актов Правительства Российской Федерации”.
8. Постановление Правительства РФ от 30.12.2022 № 2556 “Об утверждении Правил разработки и утверждения документов перспективного развития электроэнергетики, изменении и признании утратившими силу некоторых актов и отдельных положений некоторых актов Правительства Российской Федерации”.
9. Беляев Н. А., Егоров А. Е., Коровкин Н. В., Чудный В. С. Разработка моделей электроэнергетических систем для анализа надежности обеспечения баланса мощности // Электрические станции. 2015. № 11. С. 47–53.
10. Приказ Минэнерго России от 06.12.2022 № 1286 “Об утверждении Методических указаний по проектированию развития энергосистем”.
11. Приказ Министерства энергетики Российской Федерации от 30.04.2021 № 321 “Об установлении нормативного уровня балансовой надежности для Единой энергетической системы России, используемого при оценке возможности вывода генерирующего оборудования из эксплуатации”.

12. *Ковалев Г. Ф., Лебедева Л. М.* Надежность систем электроэнергетики. Новосибирск: Наука, 2015. 224 с.
13. *Krupenev D., Boyarkin D., Yakubovskii D.* (2020) Improvement in the computational efficiency of a technique for assessing the reliability of electric power systems based on the Monte Carlo method. *Reliability Engineering & System Safety*. № 204. doi:10.1016/j.res.2020.107171
14. Справочник по проектированию электрических сетей / под ред. Д. Л. Файбисовича – Изд. 4-е, перераб. и доп. М.: НЦ ЭНАС, 2012. 376 с.
15. Приказ Минэнерго России от 17.01.2019 № 10 “Об утверждении укрупненных нормативов цены типовых технологических решений капитального строительства объектов электроэнергетики в части объектов электросетевого хозяйства”.
16. Правила определения цены на мощность, продаваемой по договорам о предоставлении мощности, утвержденные постановлением Правительства Российской Федерации от 13.04.2010 № 238.
17. Приказ Минэнерго России от 28.02.2022 № 146 “Об утверждении схемы и программы развития Единой энергетической системы России на 2022–2028 годы”.

Clustering of electric power systems into reliability zones in adequacy assessment. Part 1

D. S. Krupenev¹, N. A. Belyaev², D. A. Boyarkin¹

¹*Melentiev Energy Systems Institute Siberian Branch of the Russian Academy of Sciences, Irkutsk, Russia*

²*JSC “STC UPS”, Moscow, Russia*

**e-mail: krupenev@isem.irk.ru*

The article deals with the issue of clustering electric power systems (EPS) into reliability zones for the formation of energy calculation models (ECM) of EPS, designed to perform calculations of adequacy indicators. The substantiation of the ECM detailing depth is based on taking into account two EPS properties: reliability, namely, on the basis of calculated estimates of the limits of applicability of deterministic and probabilistic reliability criteria, and economy, namely, on the basis of a comparison of cost estimates of measures to ensure reliability. In the first part of the article, to solve the problem, it is proposed to use a number of engineering approaches that take into account the reliability and efficiency of the EPS. The experimental studies section presents the results of applying the proposed algorithms for the formation of the ECM of the unified energy system of Siberia.

Keywords: electric power system, adequacy, reliability zone, interzone communication, energy calculation model, clustering, engineering methods

УДК 629.786

ИССЛЕДОВАНИЕ КОЛЕБАТЕЛЬНЫХ ПРОЦЕССОВ В ГИДРАВЛИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ КАПЕЛЬНОГО ХОЛОДИЛЬНИКА-ИЗЛУЧАТЕЛЯ

© 2024 г. А. А. Сафронов*, А. А. Коротеев, А. Л. Григорьев, Н. И. Филатов

*Акционерное общество Государственный научный центр Российской Федерации
“Исследовательский центр имени М. В. Келдыша”, Москва, Россия*

**e-mail: a.a.safr@yandex.ru*

Поступила в редакцию 18.07.2023 г.

После доработки 04.06.2024 г.

Принята к публикации 07.06.2024 г.

Рассмотрены особенности функционирования гидравлической системы капельного холодильника-излучателя. Обоснована возможность появления колебаний расхода рабочего тела. Выявлены причины возникновения и развития соответствующей неустойчивости, предложены методы ее демпфирования.

Ключевые слова: капельный холодильник-излучатель, колебания в гидравлической системе

DOI: 10.31857/S0002331024010031

ВВЕДЕНИЕ

Решение ряда задач, связанных с использованием космического пространства, требует существенного увеличения мощности энергетических установок космических аппаратов. При их создании необходимо решать вопросы отвода низкопотенциального тепла. Для этого, как правило, используются панельные холодильники-излучатели. Однако с увеличением мощности заметно увеличиваются их массогабаритные характеристики, а также уязвимость к воздействию метеоритных частиц естественного и техногенного происхождения. Бронирование неприемлемо повышает массу излучателя. Решить возникающую задачу возможно с использованием бескаркасного капельного холодильника-излучателя (КХИ), основанного на радиационном остывании мелкодисперсной пелены сверхвысоковакуумного рабочего тела, свободно распространяющегося от генератора капель (ГК) к уловителю капельного потока (УКП).

Важным этапом создания КХИ является правильное построение гидравлической схемы, включающее оптимальное размещение элементов автоматики и средств гашения волновых процессов. Для этого требуется проведение детального анализа закономерностей совместной работы ГК и УКП. На основе разработанных ранее систем компьютерного моделирования циркуляции рабочего тела созданы системы автоматического управления работой капельного излучателя [1]. Однако они разработаны для малоразмерных моделей и не характеризуют все особенности поведения полноразмерной системы.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ГИДРАВЛИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ КХИ

Движение рабочего тела в гидросистеме КХИ может сопровождаться изменениями расхода, скорости и давления из-за пульсаций на выходе из насосов, срабатывания клапанов, элементов системы управления и т.д. Колебания могут возникать и самопроизвольно вследствие того, что КХИ является системой с запаздыванием. Жидкость, истекающая из генератора, попадает в уловитель спустя время τ , зависящее от расхода через генератор. Известно, что даже в линейных системах с постоянным временем запаздывания возможно самопроизвольное возникновение колебаний. Дополнительным фактором, способствующим развитию возмущений, является нелинейность расходных характеристик ряда узлов КХИ.

Исследование закономерностей совместной работы генератора и уловителя капель далее проводится методом компьютерного моделирования. Каждый из узлов моделируется отдельным программным расчетным модулем.

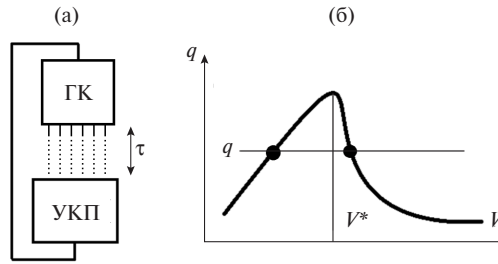


Рис. 1. (а) блок-схема модели КХИ (УКП – уловитель капельного потока, ГК – генератор капель); (б) зависимость расхода от объема жидкости в уловителе.

Закономерности функционирования уловителя. Функционирование уловителя отличается от работы классических гидравлических насосов. На входе в насос жидкость находится под некоторым давлением, обеспечивающим поступление новых порций в полость всасывания. Уловитель капель собирает жидкость в космосе; ее абсолютное давление близко к нулю и требуется повышение его до значения, достаточного для перекачки рабочего тела по трубопроводу и бесперебойной работы принимающего жидкость насоса. Поэтому уловитель должен содержать некоторый запас жидкости, т.е. быть заправлен. Эта особенность обуславливает необходимость учета не только расходных характеристик УКП, но и изменения степени его наполнения.

Рассматривается система, в которой жидкость из уловителя подается в ГК и возвращается с некоторой задержкой τ (рис. 1а). Текущий объем жидкости в уловителе равен V . Существует оптимальное значение V , равное V^* , соответствующее максимуму расхода q через уловитель (вид зависимости q от V иллюстрирует рис. 1б). Расходу q и давлению на выходе уловителя p может соответствовать несколько значений V , т.е. учет степени заправки приводит к мультистабильности системы, а различные состояния ее равновесия обладают различными свойствами. Так, при внезапном увеличении расхода через ГК, произойдет увеличение объема жидкости в уловителе. Состояние с меньшим значением V оказывается устойчивым к такому возмущению; с большим – менее устойчивым. Одним из параметров, влияющих на устойчивость различных решений, является время задержки τ .

Модель рабочего процесса связывает текущие значения q , p и V . Максимальные величины расхода через уловитель и давления в нем обозначены Q_{ym} и P_{ym} соответственно. Для моделирования влияния величины V на характеристики рабочего процесса предполагается, что режим работы уловителя близок к оптимальному. В окрестности V^* можно использовать следующую зависимость:

$$p = P_{ym} \left(1 - \frac{q}{Q_{ym}} \right) \left(1 - \frac{(V - V^*)^2}{K^2} \right). \quad (1)$$

Величина K характеризует влияние на давление отклонения V от V^* .

Закономерности функционирования ГК различных типов рассмотрены в работе [2]. Лучшими для использования в КХИ являются генераторы с капиллярными форсунками. В практически интересной области параметров их расходная характеристика близка к линейной. Расход через ГК q связан с давлением жидкости в нем p и коэффициентом расхода генератора γ законом Пуазейля:

$$q = \gamma p. \quad (2)$$

Дополнительным учитываемым фактором является возможность прекращения формирования струй при сохранении расхода жидкости через генератор в случае уменьшения скорости течения в каналах до значения, недостаточного для преодоления капиллярных сил [3]. Расчет порогового значения скорости u^* произведен с помощью соотношения, связывающего радиус мениска на выходе из канала генератора r с давлением, равным скоростному напору жидкости:

$$\frac{2\sigma}{r} = \frac{\rho u^{*2}}{2}, \quad (3)$$

где σ и ρ – коэффициент поверхностного натяжения и плотность жидкости. Для потенциально пригодных к использованию в КХИ рабочих тел при $r = 10^{-4}$ м, $u^* \approx 0.6$ м/с; при $r = 2.5 \cdot 10^{-4}$ м, $u^* \approx 0.35$ м/с.

Время запаздывания τ определяется временем пролета капль от генератора до уловителя (отношение длины пролета l к скорости капль u_k), а также временем транспортировки собранной жидкости до насоса t_0 :

$$\tau = l/u_k + t_0. \quad (4)$$

Перекачивающий насос создает перепад давления:

$$\Delta p_n = P_{nm} \left(1 - \frac{q}{Q_{nm}} \right), \quad (5)$$

где P_{nm} – наибольший достигаемый перепад давления; Q_{nm} – максимальный расход через насос. Давление жидкости в полости всасывания насоса должно превышать некоторую критическую величину P^* , определяемую расходом через насос и его геометрией. Для шестеренного насоса необходим также дополнительный напор, направленный на преодоление центробежных сил в окрестности вращающихся шестерней. Предполагалось, что, если давление на входе в насос меньше P^* , расход через него равен нулю.

Гидроаккумулятор. Давление в гидроаккумуляторе создается за счет наполнения его внутреннего объема газом. Жидкость отделена от газа подвижной мембраной. Давление жидкости составляет:

$$p_{ж} = p_z + A_{za} V_{za} + P_{za0}, \quad (6)$$

где $p_{ж}$ и p_z – давление жидкости и газа в гидроаккумуляторе; A_{za} и P_{za0} – константы, характеризующие его работу; V_{za} – объем жидкости в гидроаккумуляторе.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ КОЛЕБАТЕЛЬНЫХ ПРОЦЕССОВ В ГИДРАВЛИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ КХИ

В первой серии расчетов считалось, что жидкость, собранная уловителем капль, возвращается на его поверхность через время τ (рис. 1а). Уравнения, описывающие динамику гидросистемы, имеют вид:

$$\begin{aligned} p &= P_{ym} \left(1 - \frac{q}{Q_{ym}} \right) \left(1 - \frac{(V - V^*)^2}{K^2} \right), \\ q &= \gamma p, \\ \dot{V} &= q(t - \tau) - q. \end{aligned} \quad (7)$$

Стационарное решение, соответствующее максимальному расходу q_0 :

$$q_0 = \left(\frac{1}{\gamma P_{ym}} + \frac{1}{Q_{ym}} \right)^{-1}. \quad (8)$$

Обозначая: $\delta V = V - V^*$, $\delta q = q - q_0$ и считая, что $\delta q < q_0$, можно получить:

$$\begin{aligned} \delta q &= -\frac{P_{ym}}{K^2} \gamma P_{ym} \left(1 - \left(1 + \frac{Q_{ym}}{\gamma P_{ym}} \right)^{-1} \right) (\delta V)^2 = -\xi_1 (\delta V)^2, \\ \delta \dot{V} &= \delta q(t - \tau) - \delta q. \end{aligned} \quad (9)$$

Эта система сводится к одному уравнению:

$$\frac{1}{\xi_1} \delta \dot{V} = (\delta V)^2 - (\delta V(t - \tau))^2. \quad (10)$$

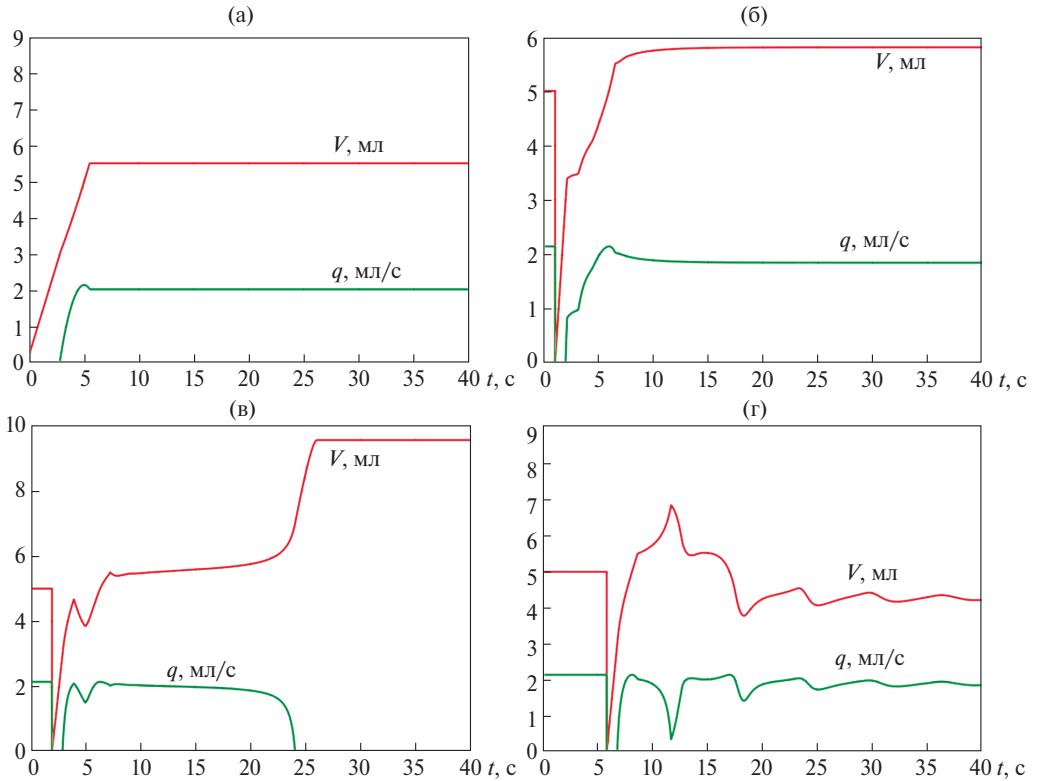


Рис. 2. Динамика работы гидросистемы КХИ при различных временах запаздывания: (а) $\tau = 0.1$ с; (б) $\tau = 1.1$ с; (в) $\tau = 1.99$ с; (г) $\tau = 5.86$ с.

Свойства решения уравнения (10) зависят от знака начального значения $\delta V(0)$. Когда $\delta V(0)$ положительно, существует критическое значение $\tau \approx 0.356$. Если τ превышает эту величину, начальное возмущение решения безгранично возрастает с течением времени, что соответствует остановке уловителя. Если запаздывание меньше этой величины, возмущение δV с течением времени приближается к некоторой стационарной величине (стационарная работа системы).

Численное моделирование решения системы (7) проводилось для следующих значений параметров: $P_{\text{ум}} = 0.5$ атм, $Q_{\text{ум}} = 45$ мл/с, $V^* = 5$ мл, $K = 2$ мл, $\gamma = 4$ мл/(с · атм). Величина τ была варьируемым параметром. В течение времени от 0 до τ предполагалось, что $\delta V = 0$, а расход имеет максимальное значение q_0 . В момент времени τ жидкость начинала истекать из генератора. Для компенсации уменьшения ее объема системе производился долив жидкости в УКП со скоростью $q_{\text{долив}} = 1$ мл/с. Долив прекращался при достижении значения $V = kV^*$ ($k = 1.1$).

При малом запаздывании τ решение быстро приближается к стационарному значению. На рис. 2а представлены результаты расчета для $\tau = 0.1$ с. Установление занимает около 5 с, что обусловлено скоростью заполнения гидросистемы за счет долива. Сразу после начала прокачки жидкости уловителем формируется локальный максимум расхода при $t = 5$ с (рис. 2). Далее величины q и V за время порядка 1 с, приближаются к стационарным значениям. При увеличении запаздывания установление занимает больше времени (при $\tau = 1.1$ с (рис. 2б) приблизительно 10 с).

При дальнейшем увеличении τ КХИ функционирует в течение временного интервала T , после чего останавливается. Такой режим наблюдается в диапазоне значений τ от 1.15 до 2.1 с, значение T может достигать 100 с.

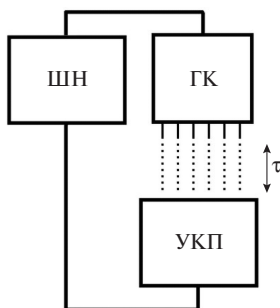


Рис. 3. Поясняющая блок-схема модели КХИ: УКП – уловитель капельного потока; ШН – шестеренный перекачивающий насос; ГК – генератор капель.

Когда запаздывание превышает значение $\tau \approx 2.1$, динамика вновь изменяется: остановка КХИ не происходит, но возникают выраженные колебания расхода q . Их интенсивность и период возрастают с увеличением τ . При $\tau \geq 5.87$ устойчивые режимы функционирования КХИ не возникают.

Добавление в гидросистему перекачивающего насоса (рис. 3) увеличивает стабильность. При проведении расчетов считалось, что давление жидкости в трубопроводах, насосах и генераторе устанавливается мгновенно. Система заправки работает только при запуске КХИ по алгоритму, описанному выше.

Уравнения, описывающие динамику гидросистемы:

$$\begin{aligned}
 p_1 &= P_{ym} \left(1 - \frac{q}{Q_{ym}} \right) \left(1 - \frac{(V - V^*)^2}{K^2} \right), \\
 p_2 &= p_1 + P_{nm} \left(1 - \frac{q}{Q_{nm}} \right), \\
 q &= \gamma p_2, \\
 \dot{V} &= q(t - \tau) - q.
 \end{aligned} \tag{11}$$

где p_1, p_2 – давление после уловителя и насоса соответственно. При проведении моделирования считалось, что $P_{nm} = 10$ атм, $Q_{nm} = 100$ мл/с, $\gamma = 1$ мл/(с · атм), а $\tau = 4$ с. Значения остальных параметров не изменялись.

Добавление насоса повышает устойчивость системы. Выход КХИ на рабочие характеристики не сопровождается колебаниями.

Для анализа влияния кавитации на динамику системы модель дополнялась условием прекращения расхода через насос при падении входного давления ниже $P^* = 0.1$ атм. В этом случае, помимо возникновения колебаний давления и расхода, изменяется положение равновесия системы. Если без учета кавитации установившееся давление на выходе УКП равно 0.18 атм, то после введения в рассмотрение этого фактора значение этой величины составило 0.1 атм, что качественно объясняется мультистабильностью системы. Решение с большей величиной давления оказывается неустойчивым.

Учет возможности прекращения формирования капельного потока при сохранении расхода через ГК, описываемой соотношением (3), приводит к дестабилизации системы. Из-за потери рабочего тела амплитуда колебаний расхода возрастает и происходит останов системы.

Дополнительно проводилось моделирование работы КХИ с учетом зависимости времени задержки τ от скорости капель. Предполагалось, что диаметр отверстий ГК равен 0.5 мм, а их длина пролета $l = 3$ м. Время задержки рассчитывалось по формуле (4); время транспортировки жидкости принималось равным $t_0 = 0.1$ с. Учет зависимости времени запаздывания τ от расхода через генератор оказывает дополнительное дестабилизирующее воздействие. Возникают не только быстрые колебания (рис. 5), но и потеря устойчивости.

Наличие гидроаккумулятора, предназначенного для гашения волновых процессов (рис. 6) и функционирующего в соответствии с зависимостью (3.4), проанализировано с использованием уравнений:

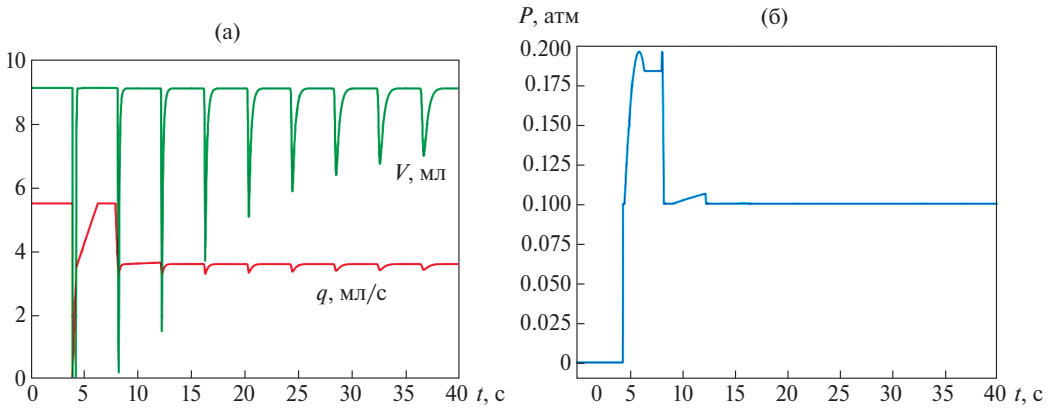


Рис. 4. (а) расход и объем жидкости в уловителе капель; (б) изменение давления на выходе из уловителя капель.

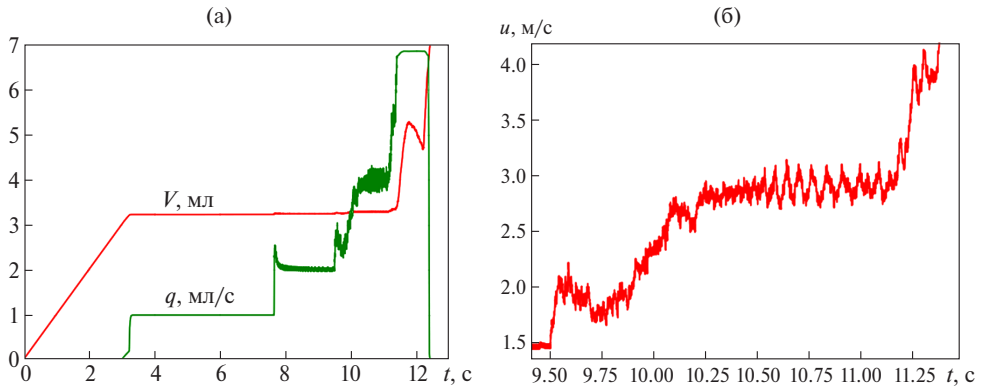


Рис. 5. (а) расход и объем жидкости в уловителе; (б) изменение скорости капель.

$$\begin{aligned}
 p_1 &= P_{ym} \left(1 - \frac{q}{Q_{ym}} \right) \left(1 - \frac{(V - V^*)^2}{K^2} \right), \\
 p_2 &= p_1 + P_{nm} \left(1 - \frac{q}{Q_{nm}} \right), \\
 A_{za} \dot{V}_{za} + q &= \gamma p_2 + \dot{p}_2, \\
 \dot{V} &= q(t - \tau) - q,
 \end{aligned}
 \tag{11}$$

где p_1, p_2 – давление после уловителя и перекачивающего насоса.

На рис. 7 представлены результаты расчета запуска КХИ при $A_{га} = 2000 \text{ атм/м}^3$ (остальные параметры те же). Объем и давление жидкости в гидроаккумуляторе, а также скорость капель изменяются линейно в процессе установления, а затем сохраняют постоянное значение. Из-за постоянства характеристик гидросистемы между насосом и ГК, а также несогласованности работы уловителя и насоса наблюдаются колебания давления между уловителем и насосом (рис. 7).

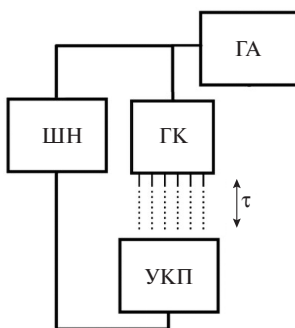


Рис. 6. Поясняющая блок-схема КХИ: УКП – уловитель капельного потока; ШН – перекачивающий насос; ГА – гидроаккумулятор; ГК – генератор капель.

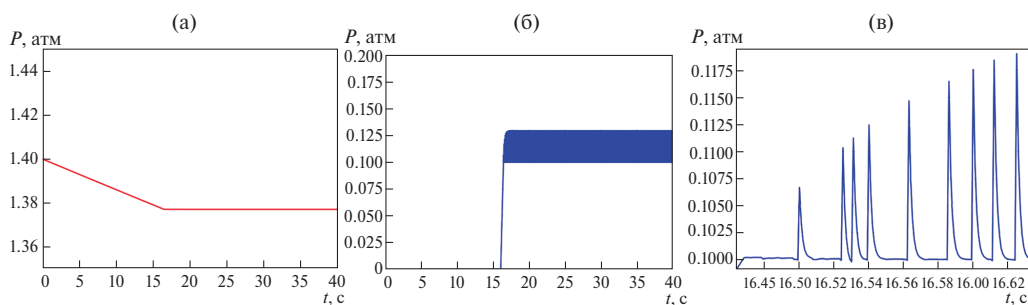


Рис. 7. Динамика работы КХИ: (а) объем жидкости в генераторе капель; (б), (в) изменение давления на выходе.

Дополнительно исследовалась устойчивость гидросистемы. Считалось, что за промежуток времени с 15-й по 20-ю секунду расходная характеристика ГК γ увеличивается в 2.5 раза. Давление в генераторе изменялось незначительно и за время порядка 1 с устанавливалось. Время установления давления на выходе уловителя приблизительно равно 2 с. Учет зависимости времени запаздывания τ от расхода через ГК не привел к изменению динамики системы. Таким образом, гидросистема КХИ, имеющая в своем составе средство гашения волновых процессов, оказывается устойчивой.

ВЫВОДЫ

Факторами, в наибольшей степени влияющими на закономерности функционирования гидросистемы КХИ, являются наличие запаздывания, обусловленного конечной скоростью движения капель от генератора к уловителю, а также зависимость расходных характеристик уловителя от степени его заправки. Результаты проведенного анализа свидетельствуют о наличии нескольких квазистационарных состояний гидросистемы.

Из-за высокой скорости и сложности протекающих процессов, возможность и целесообразность использования активной системы управления рабочим процессом КХИ вызывают сомнения. Для эффективного управления излучателем необходимо обеспечить правильный выбор его гидравлической схемы и расстановку средств гашения волновых процессов. В этом случае для управления представляется возможным использовать систему, отслеживающую параметры функционирования излучателя и обеспечивающую его останов при их отклонении от заданных значений.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Tsuyoshi Totani, Takuya Kodama, Kensuke Watanabe, Kota Nanbu, Harunori Nagata, Isao Kudo*. Numerical and experimental studies on circulation of working fluid in liquid droplet radiator. *Acta Astronautica*. 2006. V. 59. I. 1. P. 192–199.
2. *Коротеев А. А., Сафронов А. А., Филатов Н. И., Григорьев А. Л., Хлынов А. В.* Исследование генераторов капель бескаркасных систем теплоотвода в космосе // *Космическая техника и технологии*. 2023. № 1 (40). С. 83–94.
3. *Сафронов А. А., Коротеев А. А., Хлынов А. В., Филатов Н. И., Григорьев А. Л.* Особенности отключения генераторов капель в бескаркасных системах отвода низкопотенциального тепла в космосе // *Известия Российской академии наук. Энергетика*. 2021. № 4. С. 82–89.

Research of Oscillations Processes in the Hydraulic System of Liquid Droplet Radiator

A. A. Safronov*, A. A. Koroteev, A. L. Grigoriev, N. I. Filatov

Joint Stock Company State Scientific Center of the Russian Federation “Research Center named after M. V. Keldysh” (JSC State Scientific Center “Keldysh Center”), Moscow, Russia

**e-mail: a.a.safr@yandex.ru*

The features of the functioning of the hydraulic system of the liquid droplet radiator are considered. The possibility of fluctuations in the flow rate of the working fluid is substantiated. The causes of the emergence and development of the corresponding instability are identified, and methods for its damping are proposed.

Keywords: liquid droplet radiator; oscillations in the hydraulic system

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ СОПЕЛ ФОРСУНОК НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ГЕНЕРАТОРА ПАРОГАЗОВЫХ СМЕСЕЙ

© 2024 г. М. Н. Никитин*

Федеральное государственное бюджетное учреждение высшего образования «Самарский государственный технический университет», Самара, Россия

**e-mail: max@nikitin-pro.ru*

Поступила в редакцию 02.03.2023 г.

После доработки 04.06.2024 г.

Принята к публикации 07.06.2024 г.

На основании результатов численного моделирования испарения воды, впрыскиваемой в поток горячих дымовых газов, были получены зависимости эффективности испарения от параметров сопел форсунок: дисперсность распыла, угол раскрытия конуса и его полнота. Результаты моделирования были аппроксимированы линейной регрессией и экстраполированы за пределы исходных диапазонов параметров сопел для определения максимума эффективности. Вектор оптимизации параметров сопла был определен в направлении формирования полых факелов с большим углом раскрытия. Также было отмечено усиление влияния угла раскрытия факела на эффективность испарения по мере уменьшения его полноты. При этом эффективность узких пустых конусов в некоторых случаях может быть меньше, чем у полных. Также показано отсутствие зависимости эффективности испарения от размера капель при их диаметре менее 1 мм.

Ключевые слова: численное моделирование, водяной распыл, дымовые газы, испарение

DOI: 10.31857/S000231024010047

ВВЕДЕНИЕ

Многокомпонентными называют смеси традиционных теплоносителей. Чаще всего используют воду в жидкой или газообразной фазах, воздух и дымовые газы. При этом смеси наследуют теплофизические свойства их компонентов, но в гораздо более широком диапазоне по сравнению с чистыми теплоносителями. Более того, динамическое изменение состава смеси может быть использовано для корректировки ее свойств как во времени, так и в пространстве.

Традиционно многокомпонентные смеси являются побочными продуктами какого-либо технологического процесса (например, паровоздушные смеси градирен) и не рассматриваются как эффективные теплоносители. Такие смеси, как правило, обладают низкой теплоемкостью и требуют подготовки (главным образом, очистки) перед последующим использованием. Однако известны примеры использования многокомпонентных теплоносителей: пропаривание бетона [1, 2] и грунта [3, 4]. Такие примеры зачастую предполагают целенаправленную выработку многокомпонентных теплоносителей в условиях отсутствия стабильных энергоисточников.

Многокомпонентные теплоносители на базе дымовых газов, как правило, используют в полевых условиях, т.к. их выработка может быть организована в достаточно простых и эффективных теплогенераторах. Зачастую к дымовым газам подмешивают водяной пар или воздух. В первом случае в поток горячих дымовых газов обычно впрыскивают воду, что приводит к формированию парогазовых смесей (ПГС) с относительной влажностью, близкой к 100%. В отличие от «сухих» дымовых газов, где содержание водяных паров не более 15%, ПГС большую часть энергии содержат в латентной форме [5]. Это создает потенциал значительно более глубокой рекуперации в условиях полной конденсации.

Прямой впрыск воды в поток дымовых газов предпочтителен с точки зрения простоты конструктивного решения теплогенератора, однако в этом случае требуется тонкая настройка форсунок. Обязательным условием является полное испарение впрыскиваемой воды, которое выполняется путем подбора оптимального расхода и характеристик капель. Испарение водяных распылов в газовых потоках хорошо изучено. Существует целый ряд полуэмпирических выражений для интегральных расчетов [6–10].

Недавние успехи в использовании подхода Эйлера–Лагранжа к моделированию двух- и четырехсторонних взаимодействий капель в испаряющихся распылах спровоцировали рост количества исследований этого процесса. Следующие ключевые аспекты процесса испарения распылов освещены в этих исследованиях:

- 1) угол распыла [11, 12],
- 2) интенсивность испарения [13–15],
- 3) распределение размеров капель [16, 17],
- 4) размеры капель (конструкция форсунки и величина давления жидкости) [16, 18],
- 5) направление распыла [16, 19],
- 6) относительная скорость движения капель [16],
- 7) относительная влажность газового потока [16, 20].

Однако обзор исследований по данной теме показал недостаток работ, посвященных многофакторному анализу указанных выше аспектов эффективности испарения капель. Предлагаемые исследователями зависимости не пригодны для всесторонней оптимизации процесса, т.к. являются одно-, реже двухфакторными. В данной работе представлены многофакторные зависимости для эффективности испарения распыла, которые могут быть использованы для проектирования генераторов ПГС смесительного типа.

1. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ

1.1. Основополагающие уравнения

Моделирование было проведено на платформе OpenFOAM 2112 в постановке Эйлера–Лагранжа, где сплошная среда была описана усредненными уравнениями Навье–Стокса (RANS). Система уравнений была замкнута k - ϵ моделью турбулентности. В уравнении неразрывности отражена несжимаемость сплошной среды, при этом учтено приращение объема при испарении. В уравнении сохранения импульса сплошной среды учтено влияние импульса капель распыла. Уравнение состава описывает динамику массовой доли водяного пара в смеси в результате испарения капель. Уравнение энергии учитывает теплообмен между жидкой и газовой фазами за счет теплопроводности, диффузии и вязкой диссипации.

Динамика движения капель описана по второму закону Ньютона с учетом гравитационной силы, силы градиента давления и силы сопротивления потока. Капли рассматривались как сферы, распределение которых было описано с помощью градиентного подхода, т.е. капли тяготели в области малых значений турбулентной кинетической энергии. Интенсивность испарения была определена согласно модели теплопередачи Ранза–Маршалла, которая учитывает вклад перегрева капель и газовой фазы относительно температуры кипения.

Детальное описание основополагающих уравнений, а также валидация модели представлены отдельно [21].

1.2. Расчетная область и сетки

1.2.1. Расчетная область

В качестве расчетной области был использован параллелепипед (рис. 1). Форсунка была задана через виртуальный источник импульса и массы (на уровне $z = 0.25$ м), который не входит в геометрическую модель.

1.2.2. Оптимизация расчетной области

Тип исследования предполагает множественные расчеты модели, что сопряжено со значительной вычислительной нагрузкой, поэтому вопрос оптимизации расчетной области и сетки был детально проработан на предварительном этапе исследования.

Необходимость наличия входных и выходных участков ограничила минимальные отступы точки впрыска и контрольной плоскости от границ расчетной области (рис. 2). Эти отступы (по 50 мм каждый) использовались во всех расчетах. Величина входного участка была определена в рамках предварительного этапа исследования на основании серии расчетов в диапазоне 25–100 мм с шагом 25 мм. Входной

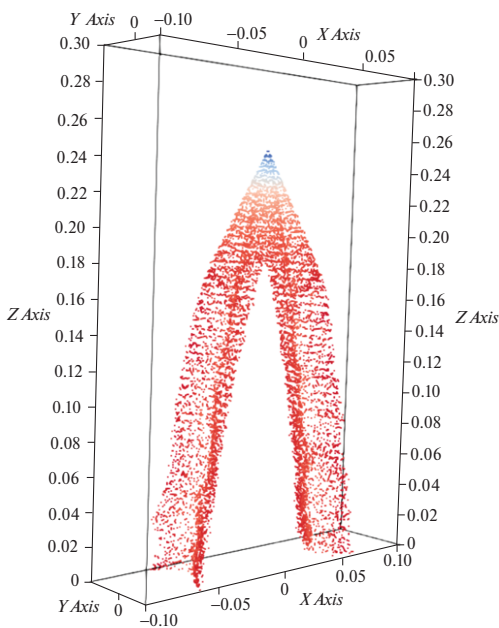


Рис. 1. Схема расчетной области.

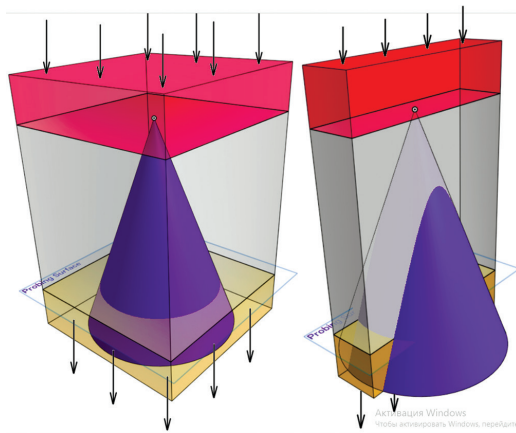


Рис. 2. Входной (красный) и выходной (желтый) участки расчетной области: исходный (слева) и оптимизированный (справа) варианты.

участок более 100 мм не рассматривался по причине искривления профиля скорости, что противоречит исходной постановке задачи. Величина выходного участка была выбрана произвольно, поскольку длина факела распыла не определялась.

Объем расчетной области был сокращен за счет сокращения ее ширины до 50 мм. При этом все границы, кроме верхней грани (входа), были заданы как выходы. Допустимость такой оптимизации расчетной области была подтверждена серией расчетов модели, детальное описание которых представлено отдельно [21].

Предполагаемый диапазон значений половинного угла θ был в диапазоне $40\text{--}140^\circ$, что соответствовало диаметру основания конуса распыла $d = 2h \tan(\theta)$ в примерном диапазоне $182\text{--}1374$ мм. Серия расчетов при половинных углах в 20 , 45 и 70° не выявили существенного сокращения диаметра основания конуса как при сонаправленном потоку положении форсунки, так и при сокращении расхода впрыскиваемой воды, поэтому ширина расчетной области в направлении оси абсцисс была установлена в диапазоне $200\text{--}1500$ мм для всех рассмотренных случаев. Простой полином был использован для оценки зависимости требуемой ширины расчетной области от величины половинного угла конуса:

$$\dim X = 464 - 24.4\theta + 0.56\theta^2. \quad (1)$$

После оптимизации расчетная область представляла собой параллелепипед $X \times 50 \times 300$ мм, где габарит X определялся по выражению (1).

1.2.3. Анализ сеточной сходимости

Анализ сеточной сходимости также был проведен в рамках предварительного исследования. В качестве расчетной области был использован параллелепипед $150 \times 150 \times 300$ мм. Остальные параметры численной модели были идентичны основному исследованию. Расчетная область была разбита на набор ортогональных сеток с ячейками по 3 , 5 и 10 мм, общей емкостью 6750 , 54000 и 250000 ячеек соответственно. Учитывая выбранную модель турбулентности (k - ϵ), призматические слои вблизи стенок не задавались, чтобы обеспечить величину безразмерного расстояния $y^+ > 30$. Зависимость результатов моделирования от плотности расчетной сетки определялась по значениям температуры в 9 контрольных точках, расположенных в горизонтальной плоскости на уровне $z = 50$ мм. Контрольные точки были расположены в узлах сетки, состоящей из 4 одинаковых ячеек, в координатах $-50 \leq x \leq 50$ и $-50 \leq y \leq 50$ мм.

Поскольку задача решалась в нестационарной постановке, были использованы соответствующие методы очистки данных перед анализом. В первую очередь был исключен период стабилизации, который был оценен в 3 с. Затем были исключены случайные значения, лежащие за пределами 2 стандартных отклонений от среднего значения. В ряде случаев вместо фильтра по стандартным отклонениям были использованы медианные значения.

Метод экстраполяции Ричардсона [22] был использован для предсказания «истинных» значений температуры в контрольных точках. Детальные выкладки представлены отдельно [23]. Средние отклонения фактических значений температуры на мелкой ($\Delta x = 3$ мм) и средней ($\Delta x = 5$ мм) сетках от экстраполированных («истинных») значений составили 0.13 и 0.21% соответственно. На грубой сетке ($\Delta x = 10$ мм) было получено допустимое отклонение (-0.62%); однако распределения температуры и скорости значительно отличались от результатов, полученных на более мелких сетках, поэтому средняя расчетная сетка была выбрана для основной части исследования.

1.3. Начальные и граничные условия

Начальные условия в расчетной области были заданы в соответствии с граничными условиями на входе.

Дымовые газы от инжекционной горелки были приняты в качестве рабочей среды (основного потока). В расчетах был использован упрощенный состав дымовых газов: N_2 , H_2O и CO_2 . Для температуры $800^\circ C$ были заданы следующие объемные доли компонентов: N_2 : H_2O : $CO_2 = 0.705$: 0.201 : 0.094 . На входе в расчетную область было задано равномерное распределение скорости в 1 м/с.

Величина кинетической энергии турбулентных пульсаций была определена при интенсивности турбулентности $I = 10\%$ как $k = 1.5(IU)^2 = 0.015 \text{ м}^2/\text{с}^2$. Величина интенсивности рассеяния энергии турбулентности была определена по гидравлическому диаметру dh как $\epsilon = \frac{C_\mu^{0.75} k^{1.5}}{0.07 d_h} = 4.1 \cdot 10^{-7} \text{ м}^2 / \text{с}^3$. На

входе были заданы нулевые значения турбулентной вязкости ν_t и, следовательно, турбулентной теплопроводности $\alpha_t = \frac{\rho \nu_t}{Pr_t}$.

Задали граничные условия смешанного типа для всех параметров, предполагая нулевой градиент по нормали к поверхности ($\partial\psi/\partial n = 0$) для выходящего потока и фиксированное значение, равное величине параметра на входе, для входящего (обратного) потока. Лагранжевы частицы свободно покидали расчетную область через выходные границы.

1.4. Характеристики облака распыла

Дискретная фаза (вода) вводилась в расчетную область через виртуальный интерфейс форсунки. Она была расположена на центральной оси расчетной области на расстоянии 50 мм от входной грани при впрыске в направлении потока дымовых газов. Базовая конфигурация форсунки создает полый конус распыла. Диаметр сопла 1 мм, коэффициент истечения $Cd = 0.9$ при расходе 1 кг/с воды, температуре 30° С ($\rho_{wtr} = 995.6$ кг/м³) и абсолютном значении нагнетаемого давления $P_{inj} = 0.3$ МПа. Скорость капель была рассчитана следующим образом:

$$U_d = \sqrt{2 \frac{P_{inj} - P_0}{\rho_{wtr}}}. \quad (2)$$

В данном исследовании конфигурация форсунки определяла только параметры капель и конуса распыла. Капли рассматривались как идеальные сферы, размеры которых определялись по среднему диаметру d_{10} . Конус распыла был задан внешним половинным углом θ_{out} и коэффициентом заполнения $\Delta\theta$, который показывал толщину стенок конуса, где $\Delta\theta = 100\%$ соответствовало полному конусу.

Таким образом, три независимые переменные были рассмотрены в качестве определяющих конфигурацию форсунки: средний диаметр капель d_{10} , внешний половинный угол конуса распыла θ_{out} и коэффициент заполнения $\Delta\theta$. Средние диаметры капель были заданы в диапазоне 100–500 нм, а внешние половинные углы и коэффициенты заполнения – в диапазонах 20–70 и 10–100% соответственно.

Расход впрыскиваемой воды в течение первой секунды численного эксперимента постепенно увеличивался до номинального значения для стабилизации решения. Первичный распад капель (атомизация) не моделировался, поскольку было задано начальное распределение размеров капель. Вторичный распад капель моделировался по методу аналогии Тейлора (ЕТАВ) [24] с интенсивностью 50 000 блоков в секунду. Режимные коэффициенты распада капель были заданы однообразно $k_1 = k_2 = 0.2222$, а переходное число Вебера было задано равным 80 [25]. Модель теплопередачи Ранза–Маршалла была использована со следующими критериями [15, 26]:

$$Nu = 2 + K_2 Re_d^{1/2} Pr^{1/3}, \quad (3)$$

$$Sh = 2 + K_1 Re_d^{1/2} Sc^{1/3}. \quad (4)$$

Здесь Re_d – капельное число Рейнольдса, рассчитанное по относительной (κ газовому потоку) скорости капель, а критерии Pr и Sc характеризуют газовый поток.

1.5. Процедура расчета

Эффективность охлаждения потока дымовых газов распылом воды в генераторах ПГС может быть оценена по количеству поглощенного жидкой фазой тепла. Это тепло может быть выражено через изменение температуры ΔT и объемный расход Gv следующим образом:

$$\Delta Q \sim Eff = \Delta T G^v. \quad (5)$$

Здесь объемный расход газов $G^v = UA$ был определен по средней скорости потока U и площади поперечного сечения канала $A = 50 \text{ dim} X$ в миллиметрах в соответствии с (1).

Рассчитан набор из 53 вариантов конфигурации форсунки. Для каждого параметра был определен свой диапазон значений, из которого для расчета было выбрано 5 равноудаленных значений: минимальное, 25-й процентиль, медиана, 75-й процентиль и максимальное (табл. 1). Все возможные комбинации такой выборки потребуют расчета $53 = 125$ вариантов. Для сокращения вычислительной нагрузки только крайние (минимальное и максимальное) и срединные (25-й и 75-й процентиля) значения были рассчитаны. Исключение дублирующих медианных значений позволяет сократить количество расчетов до $33 + 33 - 1 = 53$.

Таблица 1. Параметры конфигурации сопла

Параметр	Минимум	25%	Медиана	75%	Максимум
d_{10} , нм	100	200	300	400	500
θ_{out} , °	20	32.5	45	57.5	70
$\Delta\theta$, °	10	25	50	75	100

2. РЕЗУЛЬТАТЫ

2.1. Обработка результатов

Эффективность охлаждения дымовых газов в генераторах ПГС была оценена по выражению (5), в котором используется средняя температура в горизонтальном контрольном сечении на высоте $z = 50$ мм. Равномерность расчетной сетки позволило использовать простое осреднение значений температуры без учета весов. В ряде случаев вместо фильтра по стандартным отклонениям были использованы медианные значения. После очистки данных эффективность охлаждения для каждой конфигурации форсунки определялась по выражению (5).

Визуализация распыла (рис. 1) не использовались при оценке эффективности, а были использованы главным образом в рамках предварительного этапа исследования для определения ширины конуса (см. п. 2.2).

2.2. Анализ

Значение эффективности испарения распыла для каждой конфигурации записывалось в виде массива, имеющего вид $\{d_{10}, \theta_{out}, \Delta\theta, Eff\}$. Затем для этого массива была выполнена линейная регрессия с помощью Wolfram Engine [27]. Три независимые переменные (d_{10} , θ_{out} , and $\Delta\theta$) рассматривались в различных комбинациях (отношениях): полином (d_{10}^2 , d_{10}^3 , d_{10}^4 и т.д.), произведение ($d_{10} \cdot \theta_{out}$, $d_{10} \cdot \Delta\theta$ и т.д.), отношение (d_{10} / θ_{out} , $d_{10} / \Delta\theta$ и т.д.) и степень ($d_{10}\theta_{out}$, $d_{10}\Delta\theta$ и т.д.). Общее количество рассмотренных комбинаций – 31.

Базисы (члены β_i выражения (7)) для линейной модели были получены методом прямого поиска среди этих комбинаций. В первом приближении все отношения (31) были протестированы на равных условиях. Затем отсортированы по информационному критерию Акаике (AIC) [28] и коэффициенту детерминации (R^2) для выявления наилучшего кандидата с наименьшим значением AIC и наибольшим R^2 . В каждом последующем приближении выбор отношения проводился аналогично. Итерационный поиск был остановлен, когда добавление очередного базиса скорее повышала вычислительную сложность модели, чем адекватность.

Прямой поиск линейной модели выявил следующую зависимость при $AIC = 20.1$ и $R^2 = 0.985$:

$$Eff = 0.9 + \frac{1.3 - 1.6\theta_{out}\Delta\theta + 1.8\theta_{out}^2}{1000} - \frac{0.666\Delta\theta}{\theta_{out}} + \frac{1.4\theta_{out}}{d_{10}} - 6.7 \cdot 10^{-6} \Delta\theta^3, \quad (6)$$

которая может быть записана как

$$Eff = \beta_1 + \beta_2 \Delta\theta^2 + \beta_3 \theta_{out} \Delta\theta + \beta_4 \theta_{out}^2 + \beta_5 \frac{\Delta\theta}{\theta_{out}} + \beta_6 \frac{\theta_{out}}{d_{10}} + \beta_7 \Delta\theta^3. \quad (7)$$

Каждый базис воспроизводит истинное значение с некоторой нормально распределенной случайной ошибкой с нулевым средним значением и неизвестной дисперсией σ^2 . Стандартное отклонение каждого базиса было рассчитано следующим образом [29]:

$$SE_{\beta} = \frac{\sqrt{\frac{1}{n-2} \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2}}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}}, \quad (8)$$

Таблица 2. Параметры базисов линейной модели

Базис	β	SE_{β}	t_{β}	p-значение
1	0.933	0.13279	7.02945	$8.23 \cdot 10^{-9}$
$\Delta\theta^2$	0.001	$1.66 \cdot 10^{-4}$	7.64894	$9.78 \cdot 10^{-10}$
$\theta_{out}\Delta\theta$	-0.002	$1.09 \cdot 10^{-4}$	-14.4577	10^{-18}
θ_{out}^2	0.002	$4.66 \cdot 10^{-5}$	38.199	$1.71 \cdot 10^{-36}$
$\frac{\Delta\theta}{\theta_{out}}$	-0.666	0.12189	-5.46522	$1.82 \cdot 10^{-6}$
$\frac{\theta_{out}}{d_{10}}$	1.405	0.28232	4.97639	$9.51 \cdot 10^{-6}$
$\Delta\theta^3$	$-6.67 \cdot 10^{-6}$	$1.04 \cdot 10^{-6}$	-6.4036	$7.17 \cdot 10^{-8}$

где n – размер выборки; y – истинное значение; \hat{y} – приближенное значение и \bar{x} – среднее значение выборки.

T-статистика была использована для проверки гипотезы β_0 :

$$t_{\beta} = \frac{\beta - \beta_0}{SE_{\beta}}. \quad (9)$$

P-значения для всех базисов оказались значительно ниже порогового значения $\alpha = 10^{-4}$, что подтверждает статистическую значимость всех базисов. Более того, можно отсортировать базисы по их p-значениям из табл. 2, чтобы воспроизвести порядок членов в выражении (6), в котором они были добавлены в итоговую модель начиная с θ_{out}^2 .

Для визуализации дискретных ошибок предложенной линейной модели был проведен анализ невязок. Для оценки эффекта от добавления каждого последующего базиса в выражение (6) невязки были показаны для каждого приближения прямого поиска (рис. 3). Здесь невязки были рассчитаны как разницы между истинными и предсказанными значениями.

Несмотря на снижение невязок с каждой последующей итерацией, величина ошибок достигает 15% даже на последнем рассмотренном шаге. Однако среднеквадратичное значение невязок составляет 0.25 (К·м³)/с или 7.1%, что было принято удовлетворительным.

2.3. Физическая интерпретация

Настоящее исследование выявило несколько аспектов процесса испарения водяного распыла в потоке дымовых газов, которые требуют интерпретации с точки зрения физики процесса. Краткое описание каждого аспекта приведено ниже.

Полученная линейная модель показала сильную зависимость эффективности испарения распыла от угла раскрытия конуса и полноты его заполнения (рис. 4). Для объяснения этой зависимости следует принять во внимание использованную в настоящем исследовании формулировку эффективности: $Eff = \Delta T C^v$. Объемный расход может быть исключен, поскольку он является производной величиной от площади основания конуса распыла, которая пропорциональна углу его раскрытия. Таким образом, эффективность испарения определяется исключительно перепадом температур ΔT . Очевидно, что при прочих равных более широкий и пустой конус создает большую движущую силу для испарения за счет большей разности температур капель и газового потока. В узких и плотных распылах только внешние слои капель взаимодействуют с горячим и относительно сухим потоком воздуха, а остальные капли испаряются вторичным потоком – охлажденным и насыщенным водяными парами, поэтому при необходимости использования узких и плотных распылов форсунки следует располагать в шахматном порядке.

В отличие от угла раскрытия конуса и его полноты, размеры капель практически не влияют на эффективность испарения (рис. 4). Мелкие распылы, очевидно, испаряются быстрее из-за меньшей массы

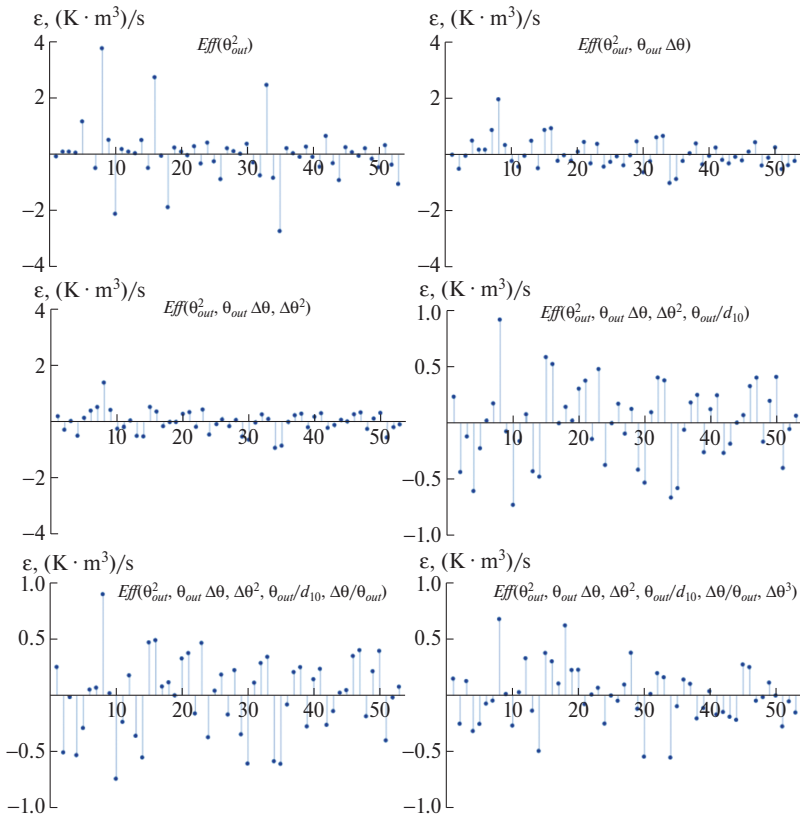


Рис. 3. Невязки линейной модели в каждом приближении прямого поиска базисов.

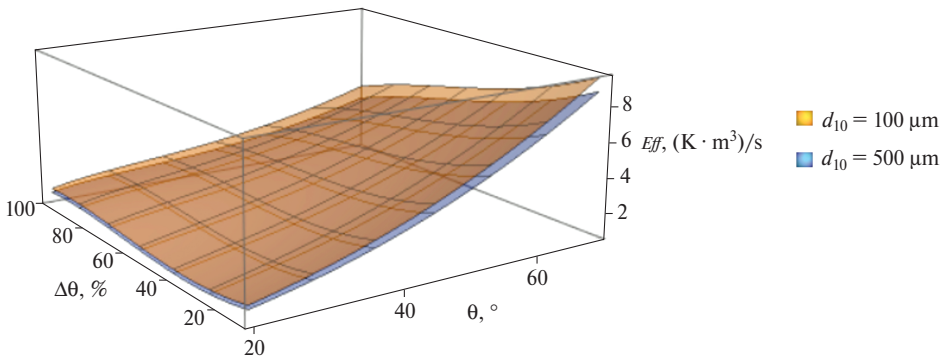


Рис. 4. Зависимость эффективности испарения от угла и полноты конуса распыла.

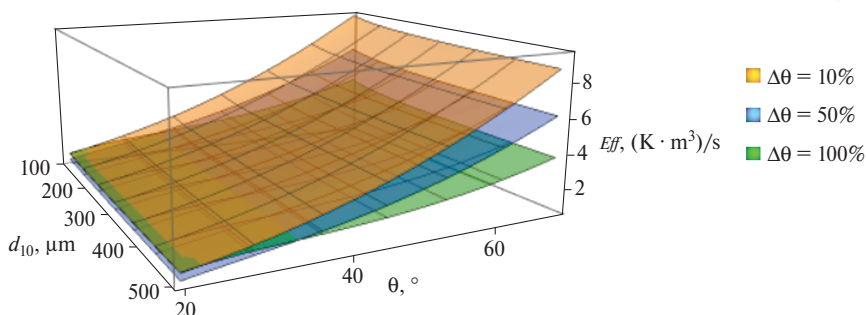


Рис. 5. Зависимость эффективности испарения от угла конуса распыла и среднего размера капель.

каждой капли. Однако легкие капли обладают малым импульсом и не могут формировать конусы с большими углами раскрытия при распыле в направлении газового потока, поэтому мелкие капли легче испаряются, но не могут противостоять сгущиванию внешним газовым потоком. Плотные распылы не обеспечивают достаточной интенсивности испарения из-за малой разности температур, как было сказано выше. Очевидно, что это справедливо только до определенного размера капель: до 1 мм в данном исследовании. Более крупные капли будут эффективны только в условиях разреженного размещения форсунок.

Для узких конусов (когда половинный угол менее 35°) описанная выше зависимость эффективности испарения от полноты конуса сохраняется (рис. 5). Если принять эффективность испарения при полном конусе ($\Delta\theta = 100\%$) за базовый уровень, то эффективность будет ниже при $\theta < 35^\circ$ и $\Delta\theta = 50\%$, а также при $\theta < 22^\circ$ и $\Delta\theta = 10\%$. Это может быть объяснено увеличением импульса капель, формирующих пустые конусы при большей скорости капель при сохранении расхода впрыскиваемой воды. Для широких распылов большой импульс обеспечивает большую площадь покрытия, т.е. разреженные капли окружены горячим относительно сухим газом. В узких распылах капли с большим импульсом экранируют внутренний объем конуса от газового потока, замедляя испарение.

Прямая зависимость эффективности испарения от угла раскрытия конуса распыла была описана выше. Однако следует отметить, что она становится более выраженной по мере сокращения полноты конуса (рис. 4 и 5). Описанная выше интерпретация справедлива для этого эффекта.

Эффективность испарения распыла может быть представлена в виде вектора, направленного в сторону широких полых конусов мелкодисперсных распылов (дальний нижний угол диаграммы на рис. 6). Для визуализации области с эффективностью $Eff > 10$ ($\text{K}\cdot\text{m}^3/\text{с}$) исходные диапазоны конструктивных параметров форсунки были расширены на рис. 6. Пространственное распределение изоповерхностей показало возможность линейного роста эффективности испарения при увеличении только угла раскрытия конуса. Однако такая стратегия ограничивает предельную эффективность при использовании полных конусов распыла. Таким образом, наиболее эффективная стратегия заключается в одновременном увеличении угла раскрытия конуса и сокращении его полноты.

2.4. Применение результатов исследования

Целью исследования было получение зависимости эффективности испарения водяного распыла в горячем газовом потоке от конструктивных параметров форсунки. Выражение (6) показывает эту зависимость от среднего диаметра капель d_{10} , половинного угла раскрытия конуса θ_{out} и коэффициента заполнения конуса $\Delta\theta$. Эффективность испарения в выражении (6) представлена как величина снижения температуры газового потока, отнесенная к его расходу, и выражена в ($\text{K}\cdot\text{m}^3/\text{с}$). Конструктивные параметры форсунки рассматривались в определенных диапазонах, представленных в табл. 1.

На первом этапе максимум эффективности испарения был определен в базовых диапазонах конструктивных параметров форсунки. Максимум был предсказан полученной моделью для конфигурации $d_{10} = 100$ нм, $\theta_{out} = 70^\circ$, $\Delta\theta = 10\%$ и составил 9.55 ($\text{K}\cdot\text{m}^3/\text{с}$). Фактическая эффективность такой

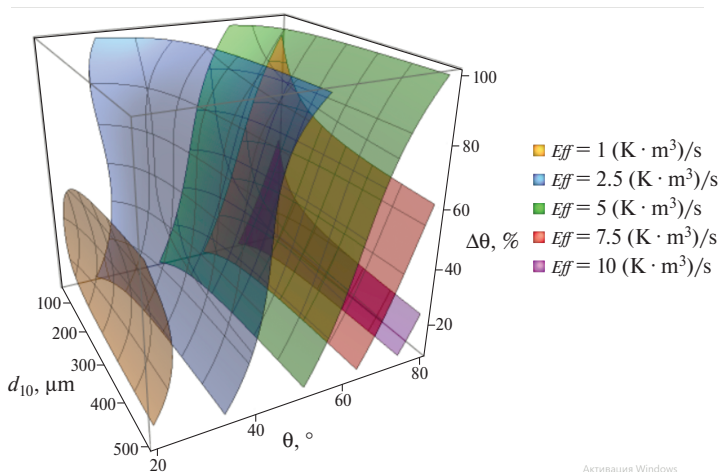


Рис. 6. Зависимость эффективности испарения распыла от конфигурации форсунки.

конфигурации составила $10.23 \text{ (K} \cdot \text{m}^3\text{)/с}$, т.е. модель занизила результат на 6.6%. Однако конструктивные параметры были предсказаны верно.

Затем базовые диапазоны параметров были расширены, и максимум эффективности был найден за их границами: $13.34 \text{ (K} \cdot \text{m}^3\text{)/с}$ при $d_{10} = 50 \text{ нм}$, $\theta_{\text{out}} = 80^\circ$ и $\Delta\theta = 10\%$. Эта конфигурация была рассчитана отдельно, а ее фактическая эффективность составила $12.17 \text{ (K} \cdot \text{m}^3\text{)/с}$, что на 8.8% ниже значения, предсказанного выражением (6). Это доказывает согласование с определенными ранее невязками модели (до 15%) и адекватное поведение модели за пределами базовых диапазонов конструктивных параметров.

Найденные максимумы позволили определить вектор эффективности, который направлен в сторону широких полых конусов распыла мелкодисперсных капель. Важно отметить неравнозначность влияния конструктивных параметров форсунки на эффективность испарения. Визуализация влияния рассмотренных параметров (рис. 6) показывает незначительность влияния размера капель в противоположность углу раскрытия конуса и полноте конуса распыла.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате численного исследования испарения водяного распыла в потоке горячих дымовых газов получен массив данных, который был использован для поиска зависимости эффективности испарения от конструктивных параметров форсунки: среднего диаметра капель d_{10} , половинного угла раскрытия конуса распыла θ_{out} и коэффициента полноты конуса $\Delta\theta$. Полученная в результате регрессионного анализа линейная модель была экстраполирована за базовые диапазоны конструктивных параметров для поиска наиболее эффективной конфигурации и вектора эффективности.

Основные результаты исследования:

1. Угол раскрытия и полнота конуса распыла являются основными факторами, определяющими эффективность его испарения.
2. Размер капель (до 1 мм в диаметре) не оказывает заметного влияния на эффективность испарения.
3. Эффективность испарения узких полых конусов распыла может быть меньше, чем у полных конусов при $\theta < 35^\circ$ и $\Delta\theta = 50\%$, а также при $\theta < 22^\circ$ и $\Delta\theta = 10\%$.
4. Прямая зависимость эффективности испарения от угла раскрытия конуса распыла усиливается по мере сокращения его полноты.
5. Эффективность испарения распыла может быть представлена в виде вектора, направленного в сторону широких полых конусов из мелкодисперсных капель.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Rostami V., Shao Y., Boyd A. J. (2012)*. Carbonation Curing versus Steam Curing for Precast Concrete Production. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 24(9), 1221–1229. doi:10.1061/(asce)mt.1943-5533.0000462
2. *He Z., Wang S., Mahoutian M., Shao Y. (2020)*. Flue gas carbonation of cement-based building products. *Journal of CO2 Utilization*, 37, 309–319. doi:10.1016/j.jcou.2020.01.001
3. *Gay P., Piccarolo P., Riccauda Aimonino D., Tortia C. (2010)*. A high efficiency steam soil disinfection system, part I: Physical background and steam supply optimisation. *Biosystems Engineering*, 107(2), 74–85. doi:10.1016/j.biosystemseng.2010.07.003
4. *Miller T. C., Samtani J. B., Fennimore S. A. (2014)*. Mixing steam with soil increases heating rate compared to steam applied to still soil. *Crop Protection*, 64, 47–50. doi:10.1016/j.cropro.2014.06.002
5. *Gundermann M., Raab F., Raab D., Botsch T. W. (2021)*. Investigation of the heat transfer coefficient during the condensation of small quantities of water vapour from a mixture with a high proportion of non-condensable gas in a horizontal smooth tube. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 170, 121016. doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2021.121016
6. *Dickinson D. R., Marshall W. R. (1968)*. The rates of evaporation of sprays. *AIChE Journal*, 14(4), 541–552. doi:10.1002/aic.690140404
7. *Som S. K., Dash S. K. (1993)*. Thermodynamics of spray evaporation. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 26(4), 574–584. doi:10.1088/0022-3727/26/4/009
8. *Fisenko S. P., Brin A. A., Petruchik A. I. (2004)*. Evaporative cooling of water in a mechanical draft cooling tower. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 47, 165–177.
9. *Belarbi R., Ghiaus C., Allard F. (2006)*. Modeling of water spray evaporation: Application to passive cooling of buildings. *Solar Energy*, 80(12), 1540–1552. doi:10.1016/j.solener.2006.01.004
10. *Rivas A., Villermaux E. (2016)*. Dense spray evaporation as a mixing process. *Physical review fluids* 1, 014201. doi:10.1103/PhysRevFluids.1.014201
11. *Chang T. B., Yu L. Y. (2015)*. Optimal nozzle spray cone angle for triangular-pitch shell-and-tube interior spray evaporator. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 85, 463–472. doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.01.123
12. *Fathinia F., Al-Abdeli Y. M., Khiadani M. (2019)*. Evaporation rates and temperature distributions in fine droplet flash evaporation sprays. *International Journal of Thermal Sciences*, 145, 106037. doi:10.1016/j.ijthermalsci.2019.106037
13. *Fathinia F., Khiadani M., Al-Abdeli Y. M. (2019)*. Experimental and mathematical investigations of spray angle and droplet sizes of a flash evaporation desalination system. *Powder Technology*. doi:10.1016/j.powtec.2019.07.081
14. *Lacour S. O. L., Flick D., Trinquet F., Leducq D., Vende P. E. (2020)*. Water evaporation flux and cooling efficiency of spraying on cross-flow exchangers. *Applied Thermal Engineering*, 115652. doi:10.1016/j.applthermaleng.2020.115652
15. *Okada S., Ohsaki S., Nakamura H., Watano S. (2020)*. Estimation of evaporation rate of water droplet group in spray drying process. *Chemical Engineering Science*, 115938. doi:10.1016/j.ces.2020.115938
16. *Tissot J. (2011)*. Amélioration des performances énergétiques et environnementales des systèmes frigorifiques au moyen de la brumisation des condenseurs à air (Doctoral dissertation, Université Henri Poincaré-Nancy 1).
17. *Raoult F., Lacour S., Carissimo B., Trinquet F., Delahaye A., Fournaison L. (2018)*. CFD water spray model development and physical parameter study on the evaporative cooling. *Applied Thermal Engineering*. doi:10.1016/j.applthermaleng.2018.12.063
18. *Safullah, Keiya N., Youichi O. (2021)*. Evaporation and mixture formation characteristics of diesel spray under various nozzle hole size and injection pressure condition employing similar injection rate profile. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 123, 105184. doi:10.1016/j.icheatmasstransfer.2021.105184
19. *Sureshkumar R., Kale S. R., Dhar P. L. (2008)*. Heat and mass transfer processes between a water spray and ambient air – I. Experimental data. *Applied Thermal Engineering*, 28(5–6), 349–360. doi:10.1016/j.applthermaleng.2007.09.010
20. *Sureshkumar R., Kale S. R., Dhar P. L. (2008)*. Heat and mass transfer processes between a water spray and ambient air – II. Simulations. *Applied Thermal Engineering*, 28(5–6), 361–371. doi:10.1016/j.applthermaleng.2007.09.015
21. *Nikitin M. N. (2022)*. Simulation data on nozzle configuration of direct-contact gas-vapor mixture generators. *Mendeley Data*. V1. doi: 10.17632/5xdf5y9z24.1
22. *Richardson L. F.* The approximate arithmetical solution by finite differences of physical problems including differential equations, with an application to the stresses in a masonry dam // *Transactions of the Royal Society A*. 1911. Vol. 210, no. 495–470. P. 307–357. DOI: 10.1098/rsta.1911.0009
23. *Nikitin M. N., Satonin A. V. (2022)*. Numerical simulation of water spray evaporation in a turbulent air flow. *IoP Conference Series*. (In Press).

24. *Tanner F. X. (1997)*. Liquid Jet Atomization and Droplet Breakup Modeling of Non-Evaporating Diesel Fuel Sprays. SAE transactions, 106, 127–140.
25. *Kaario O., Larmi M., Tanner F. X. (2002)*. Non-evaporating liquid spray simulations with the ETAB and WAVE droplet breakup models. ILLAS Europe Proceedings.
26. *Beji T., Mercı B. (2018)*. A Detailed Investigation on the Effect of the Sherwood and Nusselt Number Modelling for the Heating and Evaporation of a Single Suspended Water Droplet J. Phys.: Conf. Ser. 1107 062002
27. *Wolfram Research. (2008)*. LinearModelFit, Wolfram Language function, <https://reference.wolfram.com/language/ref/LinearModelFit.html>.
28. *Akaike H. (1974)*. A new look at the statistical model identification, IEEE Transactions on Automatic Control, 19 (6): 716–723, doi:10.1109/TAC.1974.1100705
29. *Weisstein E. W.* Student's t-Distribution. From MathWorld – A Wolfram Web Resource. <https://mathworld.wolfram.com/Studentst-Distribution.html> (accessed on 2022).

Effects of Nozzle Configuration on Efficiency of Direct-Contact Gas-Vapor Mixture Generators

M. N. Nikitin*

Samara State Technical University, Samara, Russia

**e-mail: max@nikitin-pro.ru*

Numerical simulation of water spray evaporation in hot flue gas flow provided a dataset that was used to find correlation between evaporation efficiency and nozzle design parameters: mean droplet diameter, spray cone angle and hollowness. Fitted with linear model simulation data were extrapolated outside their original ranges to find the maximum, and corresponding efficiency vector. This vector was interpreted as a preferred direction of nozzle design optimization: provide wide hollow cones. Moreover, it was shown that positive correlation between evaporation efficiency and spray cone outer angle becomes stronger as its hollowness increases. However, it was pointed out that evaporation efficiency of narrow hollow sprays can be less than of full cone sprays in certain conditions. It was also found that droplet size when below 1 mm is almost irrelevant to spray evaporation efficiency.

Keywords: numerical simulation, nozzle, water spray, flue gas, evaporation

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ВНУТРИ ЖИДКОГО ВКЛЮЧЕНИЯ В ПОЛЕ ВНЕШНЕГО ГРАДИЕНТА ТЕМПЕРАТУРЫ

© 2024 г. О. О. Корчагина*

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки
Институт проблем безопасного развития атомной энергетики РАН, Москва, Россия

*e-mail: ok@ibrae.ac.ru

Поступила в редакцию 18.07.2023 г.

После доработки 04.06.2024 г.

Принята к публикации 07.06.2024 г.

Работа посвящена аналитической зависимости градиента температуры внутри жидкого включения в монокристалле галита от градиента внешнего температурного поля. Соответствующая формула была получена для включений эллипсоидальной формы. Согласно полученному выражению, градиент температуры внутри включения зависит от соотношения сторон (осей) включения, коэффициентов теплопроводности включения и среды, а также внешнего градиента температуры. Между собой сравнивались результаты, полученные по формуле, с ранее известными результатами и с результатами численного расчета уравнения теплопроводности в трехмерной постановке для различных значений соотношения осей включения. Показано лучшее совпадение результатов расчетов по полученной зависимости с результатами численного решения уравнения теплопроводности. Хорошее совпадение результатов численных и аналитических расчетов позволяет использовать полученное аналитическое выражение для градиента температуры во включении эллипсоидальной формы с целью дальнейшего построения теории термомиграции жидких включений.

Ключевые слова: радиоактивные отходы, жидкое включение, поле температуры, эллипсоид, соотношение осей, теплопроводность

DOI: 10.31857/S0002331024010057

ВВЕДЕНИЕ

Изучение эволюции жидких включений в поле градиента температуры имеет важное значение для обоснования долгосрочной безопасной изоляции радиоактивных отходов в геологической породе галитов.

Задача о распределении температуры внутри жидкого включения представляет большой интерес для описания движения этих включений в неоднородно нагретых кристаллах соли. Движение включений в таких кристаллах обусловлено потоком массы через раствор от более нагретой к более холодной стенке, что, в свою очередь, является следствием роста растворимости соли в воде с температурой. В результате включение движется в сторону больших температур.

РАСЧЕТ ГРАДИЕНТА ТЕМПЕРАТУРЫ

Важной характеристикой, определяющей скорость миграции включения, является градиент температуры внутри включения (больше градиент – выше скорость миграции включения). Так, в работе [1] утверждается, что если значения теплопроводности в кристалле соли и в растворе внутри включения различаются значительно, то градиент внутри включения растет монотонно с ростом аспектного отношения b/a :

$$\nabla T_i \sim b / a \nabla T_e, \quad (1)$$

где a – размер включения в направлении, перпендикулярном градиенту температуры, а b – размер вдоль градиента. В работе [3] для описания движения включений в кристаллах KCl была предложена следующая формула, связывающая градиент температуры в объеме включения ∇T_i и средний градиент температуры в матрице ∇T_e :

$$\nabla T_i \simeq \left(1 + \varphi \frac{b}{a}\right) \nabla T_e, \quad (2)$$

где φ – константа, зависящая от вещества кристалла и включения, выбранная для системы $KCl-H_2O$ равной $\varphi \approx 1/2$.

Согласно [3], градиент температуры во включении не может быть постоянным и в формуле (2) в качестве ∇T_i подразумевается градиент в самом центре включения (максимальное значение градиента в объеме), поэтому далее авторами [3] была введена поправка, основанная на том, что градиент в объеме принимает промежуточное значение между ∇T_i и ∇T_e :

$$\nabla T_{iv} \simeq \left(1 + \varphi \frac{b}{2a}\right) \nabla T_e. \quad (3)$$

В работе [4] подробно рассматривается теория и механизм миграции жидких включений в соли под действием градиента температуры. Для нахождения скорости миграции включений необходимо знать градиент температуры в объеме включения. Так как теплопроводность в рассоле меньше, чем в матрице, градиент температуры внутри включения будет выше. Максимальный градиент температуры находится в центре включения:

$$\nabla T_i = \xi \nabla T_e, \quad (4)$$

где ξ – поправочный коэффициент, зависящий от среды вблизи включения:

$$\xi = \frac{3}{2 + \frac{\kappa_i}{\kappa_e}},$$

где κ_i , κ_e – коэффициенты теплопроводности внутри включения и снаружи соответственно.

Для плоского включения с большим соотношением сторон:

$$\xi = \frac{\kappa_e}{\kappa_i}.$$

В формуле (4) учитывается зависимость градиента температуры в объеме включения от теплофизических свойств среды, но не учитывается зависимость от размеров включения: при заданных теплофизических свойствах исследуемой области форма и размер включений не влияет на градиент температуры.

Таким образом, в приведенных приближенных формулах предпринята попытка учесть различные факторы, влияющие на определение градиента температуры во включении. С учетом важности данного параметра для построения общей модели миграции ансамбля включений, в настоящей работе предлагается вывод общей формулы, устраняющей ограничения формул (1)–(4).

Рассматривается жидкое включение в форме эллипсоида (рис. 1) с осями $a < b = c$, где a направлена вдоль OX , b вдоль OY , а c , соответственно, вдоль OZ . Эллипсоид помещен в однородное внешнее температурное поле с постоянным градиентом ∇T_0 , направленным вдоль оси OX . Считается, что скорость термомиграции постоянна. Оценки влияния скорости термомиграции на теплоперенос вне жидкого включения показывают его незначительность из-за малых значений скорости термомиграции.

Учитывая отсутствие конвекционного переноса тепла внутри включения (число Рэлея $Ra \sim 10^{-4}$), в системе координат, связанной с центром масс включения (рис. 1), уравнение теплопроводности запишем в виде:

$$\text{div}(\kappa \text{grad} T) = 0, \quad (5)$$

где $\kappa = \kappa_i$ внутри включения и $\kappa = \kappa_e$ вне его.

Решение уравнения (5) для градиента температуры внутри включения получено с использованием подходов изложенных в [5] и [6].

$$\nabla T_i = \frac{\nabla T_{0x}}{1 + \left(\frac{\kappa_i}{\kappa_e} - 1\right) n_x}, \quad (6)$$

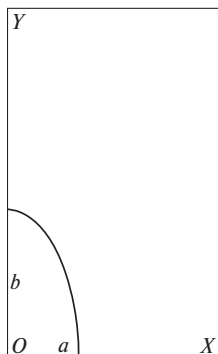


Рис. 1. Сечение ¼ эллипсоида в плоскости OZ.

где $n_x = \frac{1 + exc^2}{exc^3}(exc - \arctg exc)$, $exc = \sqrt{\frac{b^2}{a^2} - 1}$, ($a < b = c$).

Полагая, что $b \gg a$, получим $exc = \sqrt{\frac{b^2}{a^2} - 1} \rightarrow \frac{b}{a}$, $\arctg exc \rightarrow \frac{\pi}{2}$, тогда

$$n_x = \frac{1 + \frac{b^2}{a^2}}{\frac{b^3}{a^3}} \left(\frac{b}{a} - \frac{\pi}{2} \right) \approx 1 - \frac{a\pi}{2b}. \tag{7}$$

Далее с учетом (7) решение (6) примет вид:

$$\nabla T_i \approx \frac{\nabla T_0}{1 + \left(\frac{\kappa_i}{\kappa_e} - 1 \right) n_x} = \frac{\kappa_e \nabla T_0}{\kappa_e (1 - n_x) + \kappa_i n_x}. \tag{8}$$

Учитывая, что для галитов и рассола $\kappa_e \approx 7, \kappa_i \approx 0,6$ Вт/мК, $b / a \approx 3 + 10$, из формулы (8) получим:

$$\nabla T_i \approx \nabla T_0 \frac{\kappa_e}{\kappa_e \frac{\pi a}{2b} + \kappa_i}. \tag{9}$$

Для сравнения результатов, полученных по формулам (1), (2), (9), с численным решением уравнения (5) были выполнены расчеты, которые проводились методом установления. Решалась нестационарная задача теплопроводности с заданными начальными и граничными условиями в трехмерной постановке:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\kappa \text{grad} T), \quad \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\Gamma_2, \Gamma_4} = \nabla T_0, \quad \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\Gamma_1, \Gamma_3} = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\Gamma_5, \Gamma_6} = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial t} \Big|_{t=0} = \nabla T_0, \tag{10}$$

где Γ_2, Γ_4 – границы расчетной области перпендикулярные оси OX, а Γ_1, Γ_3 и Γ_5, Γ_6 – перпендикулярные OY, OZ соответственно.

Расчетная область представляет собой прямоугольный параллелепипед (среда), внутри которого находится эллипсоид (жидкое включение). Задача решалась с помощью метода конечных разностей. Также для экономии времени расчета использовались свойства симметрии задачи относительно осей OY и OZ и антисимметрии относительно OX, внешний градиент температуры направлен вдоль OX, средний градиент температуры внутри включения вычисляется при $y = z = 0$, x пробегает значения в пределах области, где значение коэффициента теплопроводности соответствует включению, т.е. от центральной точки включения до его правой границы.

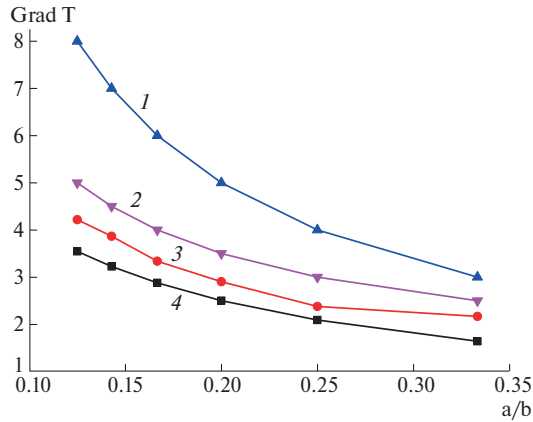


Рис. 2. Зависимости градиента температуры внутри включения от соотношения сторон для формул (1), (2), (9) и численного расчета (кривые 1, 2, 4 и 3 соответственно).

Расчеты были проведены для включений с разным соотношением сторон $b/a \approx 3 \div 10$ (a фиксируется, b варьируется).

На рис. 2. представлены результаты расчетов согласно формулам (1), (2), (9) и численный расчет. Вычисления проводились для включений эллипсоидальной формы с разным соотношением осей. Кривая 1 представляет результаты формулы (1), 2 — формулы (2), 4 — формулы (9), кривая 3 отображает численный расчет. Результаты, полученные с помощью аналитической формулы (9), лучше всего соответствуют численному расчету.

Также полученные результаты показывают, что вытянутые в изотермическом направлении включения имеют более высокий градиент температуры внутри, чем включения формой, ближе к квадратной. Значения градиента температуры, полученные по формуле (4), где градиент температуры внутри включения не зависит от соотношения сторон, на рис. 2. не представлены, т.к. они существенно далеки от приведенных.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Была получена простая аналитическая зависимость (9) температурного градиента внутри жидкого включения в монокристалле галита от известного градиента температуры вне его.

Полученная формула (9) (черная кривая на рис. 2) учитывает теплофизические и геометрические свойства включений в отличие от ранее полученных.

Хорошее совпадение результатов численных и аналитических расчетов позволяет использовать полученное выражение (9) для дальнейшего построения теории термомиграции жидких включений в соляных формациях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Anthony T. R. and Cline H. E. Thermal Migration of Liquid Droplets through Solids. Journal of Applied Physics 1971. V. 42. P. 3380–3387.
2. Аветисян А. Р., Корчагина О. О., Матвеев Л. В. Кинетическая модель эволюции жидких включений в соляных породах при высоких градиентах температуры // Радиоактивные отходы. 2022. № 18. С. 86–90.
3. Гегузин Я. Е., Дзюба А. С., Кружанов В. С. Исследование поведения жидких включений в кристалле в поле температурного градиента // Кристаллография. 1975. Т. 20. Вып. 2. С. 383–390.
4. Thomas H. Pigford, Migration of Brine Inclusions in Salt. Nuclear Technology. 1982. V. 56. № 1. P. 93–101.
5. Ландау Л. Д., Лифшиц Е. М. Теоретическая физика VIII том. Электродинамика сплошных сред.
6. Carslaw H. R., Jaeger J. C. Conduction of Heat in Solids. 1959. Oxford university press.

Temperature Distribution Inside the Liquid Inclusion in the Field of the External Temperature Gradient

O. O. Korchagina*

Nuclear Safety Institute of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russia

**e-mail: ok@ibrae.ac.ru*

The paper is devoted to the analytical dependence of the temperature gradient inside a liquid inclusion in a single crystal of halite on the gradient of the external temperature field. The corresponding formula was obtained for ellipsoidal inclusions. According to this expression, the temperature gradient inside the inclusion depends on the ratio of the sides (axes) of the inclusion, the thermal conductivity coefficients of the inclusion and the medium, as well as the external temperature gradient. The results obtained by the formula were compared with the previously known results and with the results of numerical calculation of the thermal conductivity equation in a three-dimensional formulation for different values of the ratio of the inclusion axes. The best accordance of the calculation results according to the obtained dependence with the results of the numerical solution of the heat equation is shown. A good coincidence of the results of numerical and analytical calculations allows us to use the obtained analytical expression for the temperature gradient in the inclusion of an ellipsoidal shape in order to further construct the theory of thermomigration of liquid inclusions.

Keywords: radioactive waste, liquid inclusion, temperature field, ellipsoid, axis ratio, thermal conductivity

ТЕПЛООБМЕН ПРИ ЛАМИНАРНОМ ТЕЧЕНИИ ЖИДКОСТИ В КРУГЛОЙ ТРУБЕ

© 2024 г. Ю. В. Видин, Р. В. Казаков*

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования
«Сибирский федеральный университет», Красноярск, Россия

*e-mail: roman.v.kazakov@gmail.com

Поступила в редакцию 18.07.2023 г.

После доработки 04.06.2024 г.

Принята к публикации 07.06.2024 г.

Представленная статья посвящена исследованию температурного поля в ламинарном потоке жидкости, движущейся в круглой трубе. При этом предполагается, что течение среды является стационарным с параболическим профилем скорости и теплофизические свойства ее постоянные. В работе изучается приближенный аналитический метод расчета распределения температуры в потоке жидкости. Получены сравнительно несложные математические зависимости для определения первой собственной функции и первого характеристического корня рассматриваемой задачи. Рекомендуемые выражения обладают высокой точностью и позволяют оперативно исследовать процесс теплообмена на участке упорядоченного режима течения жидкости в канале, являющегося, как правило, основным.

Ключевые слова: теплообмен, ламинарное течение жидкости, круглый канал

DOI: 10.31857/S0002331024010061

ВВЕДЕНИЕ

Изучение процессов теплообмена при ламинарном режиме течения среды в каналах посвящено значительное число научных работ, например [1, 2, 9–14]. В этой области достигнуты существенные теоретические результаты, имеющие важное значение для практики конструирования современных высокоэффективных теплообменных устройств.

В указанных публикациях сравнительно подробно на математической основе рассмотрены случаи ламинарного движения жидкости в трубах различной геометрической конфигурации при различных краевых условиях. В монографиях [2, 4] для решения сформулированных задач были использованы специальные вырожденные гипергеометрические функции [3, 5, 15]. На основе этих функций были выведены аналитические зависимости для определения собственных функций и собственных значений поставленных задач.

Однако полученные аналитически строгие расчетные зависимости в математическом отношении являются сравнительно громоздкими при проведении по ним конкретных инженерных вычислительных операций. В связи с этим целесообразно к методам расчетов, рекомендуемым в [2–4], разработать более упрощенные способы проведения технических вычислений характеристик изучаемого вида теплообмена.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

С учетом принятых выше допущений математическая постановка рассматриваемой задачи в безразмерной форме имеет вид

$$\frac{\partial^2 \vartheta(X, R)}{\partial R^2} + \frac{1}{R} \frac{\partial \vartheta(X, R)}{\partial R} = (1 - R^2) \frac{\partial \vartheta(X, R)}{\partial X}, \quad (1)$$

$$0 \leq X \leq \infty; 0 \leq R \leq 1,$$

$$\frac{\partial \vartheta(X, 0)}{\partial R} = 0, \quad (2)$$

$$\frac{\partial \vartheta(X, 1)}{\partial \gamma} = -Bi \vartheta(X, 1), \quad (3)$$

$$\vartheta(0, R) = 1, \quad (4)$$

где $\vartheta(X, R)$ – безразмерная температура жидкости (искومه температурное поле),

$$\vartheta(X, R) \Rightarrow 0 \text{ при } x \Rightarrow \infty,$$

где X, R – соответственно осевая и радиальная координаты канала.

Bi – число Био, характеризующее интенсивность теплообмена на наружной поверхности канала.

РЕШЕНИЕ

В монографии [1] изложены математические методы расчета теплообмена при ламинарном течении несжимаемой жидкости в каналах разной геометрической формы при граничных условиях первого, второго и третьего рода. В работах [2–4] представлены результаты исследований, дополняющие материалы, рассмотренные в книге [1].

Так, в частности, опубликованы в [2] аналитические решения задач теплообмена в ламинарных потоках жидкости при граничных условиях третьего рода на внешних поверхностях плоских и круглых труб. Для расчета температурного поля в движущейся жидкости использована безразмерная зависимость вида

$$\vartheta(X, R) = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \psi_n(R) \exp(-\mu_n^2 X), \quad (5)$$

где $\psi_n(R)$ и μ_n – собственные функции и числа рассматриваемой задачи. Для их определения в случае круглого канала необходимо провести исследование следующей задачи

$$\psi'' + \frac{\psi'}{R} + \mu^2(1 - R^2)\psi = 0, \quad (6)$$

$$\psi' = 0 \text{ при } R = 0, \quad (7)$$

$$\psi' = -Bi\psi \text{ при } R = 1. \quad (8)$$

Здесь использована безразмерная форма записи, как более удобная с математической точки зрения.

Представить решение данной задачи через элементарные функции в общем случае не удастся, поэтому необходимо использовать специальные функции. Тогда можно решение задачи (6)–(8) записать в виде [5]

$$\psi = \exp\left(-\mu \frac{R^2}{2}\right) F_a(\alpha, \gamma, \mu R^2), \quad (9)$$

где $F_a(\alpha, \gamma, \mu R^2)$ – конфлюэнтная гипергеометрическая функция, определяемая как бесконечная сумма [6]

$$F_a(\alpha, \gamma, \mu R^2) = 1 + \frac{\alpha}{\gamma} \mu R^2 + \frac{\alpha(\alpha+1)}{\gamma(\gamma+1)} \frac{\mu^2 R^4}{2!} + \frac{\alpha(\alpha+1)(\alpha+2)}{\gamma(\gamma+1)(\gamma+2)} \frac{\mu^3 R^6}{3!} + \dots \quad (10)$$

Для круглой трубы [5]

$$\alpha = \frac{1}{2} - \frac{\mu}{4} \text{ и } \gamma = 1.$$

Тогда окончательный вид соотношения (9) будет следующим

$$\psi = \exp\left(-\mu \frac{R^2}{2}\right) \left[1 + \frac{(2-\mu)\mu}{4} R^2 + \frac{(2-\mu)(6-\mu)\mu^2}{16} \frac{R^4}{(2!)^2} + \frac{(2-\mu)(6-\mu)(10-\mu)\mu^3}{64} \frac{R^6}{(3!)^2} + \dots \right. \\ \left. + \frac{(2-\mu)(6-\mu)(10-\mu)\dots(4m-2-\mu)\mu^m}{4^m} \frac{R^{2m}}{(m!)^2} + \dots \right] \quad (11)$$

где $m = 1, 2, 3, \dots$

Произведя подстановку (11) в граничное условие (8), получим уравнение для нахождения характеристических чисел μ_n

$$1 - \left[\frac{2-\mu}{2} + \frac{(2-\mu)(6-\mu)\mu}{4(2!)^2} + \frac{(2-\mu)(6-\mu)(10-\mu)\mu^2}{4^3(3!)^2} + \dots \right. \\ \left. + \frac{2m(2-\mu)(6-\mu)(10-\mu)\dots(4m-2-\mu)\mu^{m-1}}{4^m(m!)^2} + \dots \right] \times \\ \times \left[1 + \frac{(2-\mu)\mu}{4} + \frac{(2-\mu)(6-\mu)\mu^2}{16(2!)^2} + \frac{(2-\mu)(6-\mu)(10-\mu)\mu^3}{64(3!)^2} + \dots \right. \\ \left. + \frac{(2-\mu)(6-\mu)(10-\mu)\dots(4m-2-\mu)\mu^m}{4^m(m!)^2} + \dots \right]^{-1} = Bi \quad (12)$$

Формулы (11) и (12) в общем случае являются сложными для выполнения по ним инженерных расчетов. Однако они позволяют сравнительно просто определить некоторые важные параметры процесса в промежуточных состояниях. Так, из выражения (11) вытекает, что при $Bi = 2$ первый корень характеристического уравнения (11) равен $\mu_1 = 2$. Далее следует, что $\mu_2 = 6$ при $Bi = 3.6$ и $\mu_3 = 10$ при $Bi = 4.839$. Эти значения можно рассматривать как эталонные величины и на их основе установить по две зоны, в которых находятся искомые корни уравнения (11). Очевидно, что

- $0 \leq \mu_1 \leq 2$, если $0 \leq Bi \leq 2$,
- $2 \leq \mu_1 \leq 2.7044$, если $2 \leq Bi < \infty$,
- $5.0675 \leq \mu_2 \leq 6$, если $0 \leq Bi \leq 3.6$,
- $6 \leq \mu_2 \leq 6.6790$, если $3.6 \leq Bi \leq \infty$,
- $9.1576 \leq \mu_3 \leq 10$, если $0 \leq Bi \leq 4.839$,
- $10 \leq \mu_3 \leq 10.6734$, если $4.839 \leq Bi < \infty$.

Подобные границы могут быть достаточно легко найдены и для последующих корней μ_n . Также несложно установить некоторые собственные функции на основе уравнения (11). В частности,

$$\psi_1(R) = \exp(-R^2) \text{ для } Bi = 2, \quad (13)$$

$$\psi_2(R) = (1 - 6R^2)\exp(-3R^2) \text{ для } Bi = 3.6, \quad (14)$$

$$\psi_3(R) = (1 - 20R^2 + 50R^4)\exp(-5R^2), \text{ если } Bi = 4.839. \quad (15)$$

Графическое представление собственных функций (13)–(15) представлено ниже. Коэффициент A_n решения (5) определяется на основе выражения [2]

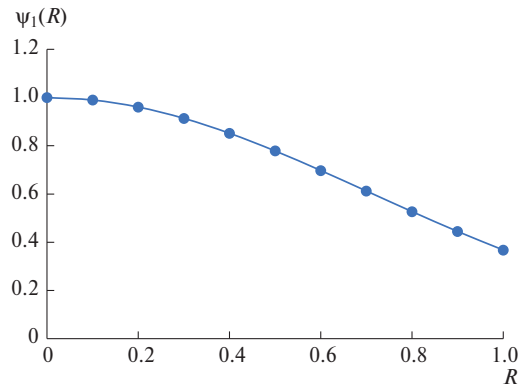


Рис. 1. График собственной функции для уравнения $\psi_1(R) = \exp(-R^2)$, если $Bi = 2$.

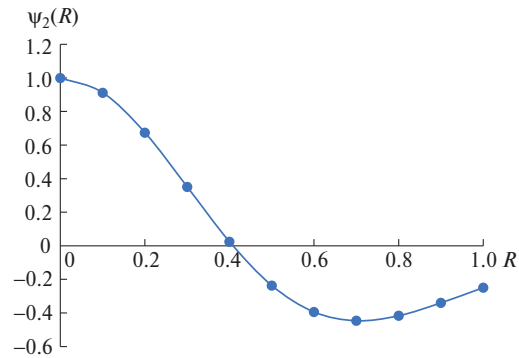


Рис. 2. График собственной функции для уравнения $\psi_2(R) = (1 - 6R^2)\exp(-3R^2)$, если $Bi = 3.6$.

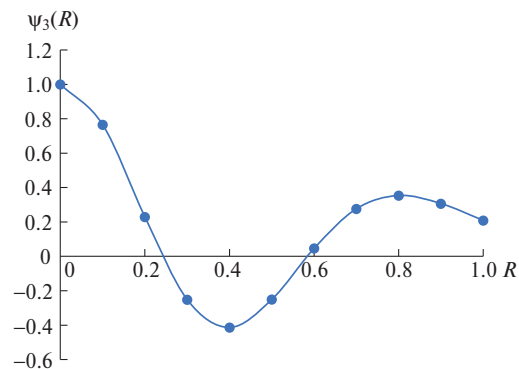


Рис. 3. График собственной функции для уравнения $\psi_3(R) = (1 - 20R^2 + 50R^4)\exp(-5R^2)$, если $Bi = 4.839$.

$$A_n = \frac{\int_0^1 R(1-R^2)\psi_n(R) dR}{\int_0^1 R(1-R^2)\psi_n^2(R) dR}. \quad (16)$$

Используя зависимости (13)–(16) можно вычислить сравнительно просто некоторые контрольные A_n . Например, если $Bi = 2$, то коэффициент A_1 будет равен

$$A_n = \frac{\int_0^1 R(1-R^2)\psi_n(R) dR}{\int_0^1 R(1-R^2)\psi_n^2(R) dR} = \frac{2R^2 \exp(-R^2) \Big|_0^1}{\left[R^2 \exp(-2R^2) - \frac{1}{2} \exp(-2R^2) \right] \Big|_0^1} = \frac{4 \exp(-1)}{\exp(-2) + 1} = 1.2961. \quad (17)$$

Это значение полностью соответствует величине, приведенной в работе [2], в которой использовался численный метод расчета первых трех корней μ_n уравнения (12), собственных функций ψ_n и коэффициентов A_n .

Таким образом можно указать границы для A_1 , а конкретно при $0 \leq Bi \leq 2$, $1 \leq A_1 \leq 1.2961$, а если $2 \leq Bi < \infty$, то будет $1.2961 \leq A_1 \leq 1.4764$.

Итак, строгое аналитическое решение типа (11) позволяет достаточно просто определить важные локальные характеристики изучаемого процесса.

Однако для инженерной практики целесообразно в дополнение к расчетным зависимостям (11)–(12), (16) получить упрощенные математические соотношения. Это особенно актуально при изучении процесса теплообмена в зоне канала, следующей за начальным термическим участком, т.е. когда осевая координата X превышает значение 0.1. Тогда в выражении (5) можно ограничиться первым слагаемым, так как остальные становятся пренебрежимо малыми. Исходя из этого, авторами разработана следующая приближенная математическая формула для нахождения упрощенным способом собственной функции $\psi_1(R)$

$$\psi_1(R) = 1 - \frac{\mu^2}{4} R^2 \left(1 - \frac{R^2}{4} \right) + \frac{\mu^4}{64} R^4 \left(1 - \frac{5}{9} R^2 + \frac{R^4}{16} \right) - \frac{\mu^6}{64 \cdot 36} R^6 \left(1 - \frac{7}{8} R^2 + \frac{89}{400} R^4 - \frac{R^6}{64} \right). \quad (18)$$

Рекомендуемое выражение (18) удовлетворяет с высокой степенью точности исходному дифференциальному уравнению (6) и полностью соответствует условию симметрии (7). Подставляя (18) в граничное условие (8), удается получить характеристическое уравнение для определения первого корня μ_1 . Необходимо отметить, что учет первых трех членов в правой части предлагаемого решения (18) позволяет определить функцию $\psi_1(R)$ с некоторым незначительным превышением, а расчет по полному выражению (18) характеризуется весьма малым занижением $\psi_1(R)$.

Для подтверждения такой особенности решения (18) приведем расчет для варианта $\mu_1 = 2$, что соответствует величине $Bi = 2$.

В первом случае согласно (18) получим

$$\psi_{1\max}(1) = 1 - \frac{1}{4} \left(1 - \frac{1}{2} \right) + \frac{16}{64} \left(1 - \frac{5}{9} + \frac{1}{16} \right) = 0.376736,$$

а во втором

$$\psi_{1\min}(1) = 0.376736 - \frac{1}{36} \left(1 - \frac{7}{8} + \frac{89}{400} - \frac{1}{64} \right) = 0.367517.$$

В работе [2] для рассматриваемого варианта приводится табличное значение $\psi_1(1) = 0.3679$, рассчитанное численным методом. Сравнение этой величины с $\psi_{1\max}(1)$ и $\psi_{1\min}(1)$ свидетельствует, что невязка невелика.

Нужно также сказать, что с уменьшением параметра Bi и радиальной координаты R точность вычислений по формуле (18) повышается.

При проведении инженерных расчетов наибольший интерес представляет температура поверхности канала. Из зависимости (18) следует, что при $R = 1$ функция $\psi_1(1)$ может быть записана в виде

$$\psi_1(1) = 1 - \frac{3}{16}\mu_1^2 + \frac{73}{144} \frac{\mu_1^4}{64} - \frac{59}{6400} \frac{\mu_1^6}{64}. \quad (19)$$

Определим с помощью (19) $\psi_1(I)$ для варианта $Bi = 1$ ($\mu_1 = 1.6413$)

$$\psi_1(1) = 1 - \frac{3}{16}1.6413^2 + \frac{73}{144} \frac{1.6413^2}{64} - \frac{59}{6400} \frac{1.6413^6}{64} = 1 - 0.5051 + 0.057482 - 0.002816 = 0.549566.$$

Табличное значение [2]

$$\psi_1(1) = 0.5497.$$

Отсюда можно сделать вывод, что в области $0 \leq Bi \leq 1$ рекомендуемое простое аналитическое решение (18) обладает достаточной точностью.

Подставляя в граничное условие (8) рекомендуемое решение (18), получим, учитывая соотношение (19), характеристическое уравнение для определения первого собственного значения μ_1

$$\frac{\mu_1^2}{4} - \frac{7\mu_1^4}{6 \cdot 64} + \frac{83\mu_1^6}{63 \cdot 16 \cdot 180} = Bi \left(1 - \frac{3}{16}\mu_1^2 + \frac{73}{144} \frac{\mu_1^4}{64} - \frac{59}{6400} \frac{\mu_1^6}{64} \right). \quad (20)$$

Нетрудно показать, что зависимость (20) сводится к алгебраическому уравнению третьей степени, решение которого может быть найдено, например, с помощью применения формулы Кардано [7].

При умеренных величинах параметра Bi ($Bi \leq 1$) в выражении (20) допустимо не учитывать комплексы, содержащие μ_1^6 . Тогда из (20) несложно получить модификацию алгебраического уравнения второй степени, решение которого общеизвестно [7].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Дальнейшее развитие и совершенствование аналитических методов решения инженерных задач в области теплообмена, в том числе соответствующих приближенных, расширяет возможности эффективного теоретического исследования также нелинейных процессов теплопереноса [2, 8].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Петухов Б. С. Теплообмен и сопротивление при ламинарном течении жидкости в трубах. М.: Энергия, 1967. 411 с.
2. Видин Ю. В., Иванов В. В., Медведев Г. Г. Расчет теплообмена при ламинарном течении жидкости в каналах. Красноярск: КрПИ, 1971. 136 с.
3. Видин Ю. В., Иванов В. В., Казаков Р. В. Инженерные методы расчета задач теплообмена. Красноярск: СФУ, 2014. 167 с.
4. Видин Ю. В., Злобин В. С., Иванов В. В., Медведев Г. Г. Инженерные методы расчета задач нелинейного теплообмена при ламинарном течении жидкости в каналах. Красноярск: СФУ, 2015. 155 с.
5. Маделунг Э. Математический аппарат физики. М.: Наука, 1968. 618 с.
6. Абрамовиц М., Стиган И. Справочник по специальным функциям. М.: Наука, 1979. 833 с.
7. Бронштейн И. Н., Семендяев К. А. Справочник по математике. М.: Наука, 1965. 608 с.
8. Видин Ю. В., Злобин В. С., Казаков Р. В. Расчет лучистого теплообмена при ламинарном течении жидкости в канале // Известия вузов. Проблемы энергетики. 2015. № 5, 6. С. 3–7.
9. Лыков А. В. Тепломассообмен. Справочник. М.: Энергия, 1978. 479 с.
10. Лойцянский Л. Г. Механика жидкости и газа. М.: Наука, 1978. 736 с.
11. Тарг С. М. Основные задачи теории ламинарных течений. М.: Гос. изд. технико-теоретической литературы, 1951. 420 с.
12. Садиков И. Н. Ламинарный теплообмен в плоском канале при неравномерном поле температуры на входе // Инженерно-физический журнал. 1965. Т. 8. № 3.
13. Садиков И. Н. Ламинарный теплообмен в начальном участке прямоугольного канала. // Инженерно-физический журнал. 1965. Т. 8. № 4.

14. Цой П. В. Методы расчета задач тепло-массопереноса. М.: Энергоатомиздат, 1984. 414 с.
15. Видин Ю. В., Казаков Р. В. Расчет теплообмена при ламинарном течении жидкости в цилиндрическом канале при наличии аксиальной теплопроводности // Теплофизика высоких температур. 2019. Т. 57. № 2. С. 308–311.

Heat Transfer Under Laminar Flow of Liquid in a Round Pipe

U. V. Vidin, R. V. Kazakov*

Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia

** e-mail: roman.v.kazakov@gmail.com*

The presented article is devoted to the study of the temperature field in a laminar fluid flow moving in a round pipe. In this case, it is assumed that the flow of the medium is stationary with a parabolic velocity profile and its thermal properties are constant. The paper studies an approximate analytical method for calculating the temperature distribution in a fluid flow. Relatively simple mathematical dependences are obtained for determining the first eigenfunction and the first characteristic root of the problem under consideration. The recommended expressions are highly accurate and make it possible to quickly investigate the heat transfer process in the area of the ordered regime of fluid flow in the channel, which, as a rule, is the main one.

Keywords: heat transfer, laminar flow, round channel

УДК 621.43.044

ДОПУСКОВЫЙ КОНТРОЛЬ ВОСПЛАМЕНЯЮЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ЕМКОСТНЫХ СИСТЕМ ЗАЖИГАНИЯ С ПОЛУПРОВОДНИКОВЫМИ СВЕЧАМИ

© 2024 г. Ф. А. Гизатуллин^{1,*}, О. А. Юшкова^{1,**}, А. В. Аброров²

¹Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Уфимский университет науки и технологий», Уфа, Россия

²ООО «Башнефть-Сервис НПЗ», Уфа, Россия

*e-mail: elaint@yandex.ru

**e-mail: yushkova-usatu@bk.ru

Поступила в редакцию 20.07.2023 г.

После доработки 04.06.2024 г.

Принята к публикации 07.06.2024 г.

Представлены результаты аналитического определения закона распределения критерия воспламеняющей способности емкостных систем зажигания, являющегося функцией параметров, включающих в том числе разрядный ток, энергию и длительность искровых разрядов в полупроводниковых свечах. Названные параметры имеют вероятностный характер; задача решается на основе законов распределения двух диагностических величин, связанных с параметрами искровых разрядов функциональными зависимостями. Полученный на основе методов теории вероятностей закон распределения критерия воспламеняющей способности позволяет проводить допускной контроль воспламеняющей способности систем зажигания по разработанному алгоритму.

Ключевые слова: емкостная система зажигания, закон распределения, критерий воспламеняющей способности, параметры искровых разрядов, диагностические величины

DOI: 10.31857/S0002331024010071

ВВЕДЕНИЕ

Важнейшими показателями качества емкостных систем зажигания авиационных двигателей являются надежность, энергетическая эффективность, воспламеняющая способность и ресурс работы. Специфика оценки названных показателей качества заключается в том, что разрядный процесс в полупроводниковых свечах всех типов состоит из двух стадий – подготовительной и искровой, – причем параметры искровых разрядов, ответственные за воспламенение топливовоздушных смесей в двигателях (энергия, разрядный ток и длительность разрядов) являются вероятностными величинами.

В камере сгорания авиационного двигателя искровой разряд в полупроводниковой свече подвергается широкому кругу возмущающих воздействий. В работе [1] получено, что в течение одного цикла запуска газотурбинного двигателя случайным образом меняются все основные параметры искровых разрядов. В результате снижается эффективность системы зажигания, в том числе воспламеняющая способность и надежность при параметрических отказах.

В работах [2, 3] на основе теоретических и экспериментальных исследований процессов искрового воспламенения горючих смесей установлен критерий воспламеняющей способности емкостных систем зажигания с полупроводниковыми свечами в виде функции энергетических параметров, однозначно определяющей процесс воспламенения движущейся топливной смеси в камерах сгорания двигателей в виде

$$K = \frac{W}{I_m t_H W_0 f}, \quad (1)$$

где W – энергия искрового разряда в свече; I_m – максимальное значение разрядного тока; t_H – длительность искровой стадии разряда в свече; $W_0 = \frac{C_H U_0^2}{2}$ – энергия накопительного конденсатора;

C_H – емкость накопительного конденсатора; U_0 – напряжение заряда накопительного конденсатора; f – частота следования разрядов в свече.

Случай воспламенения движущейся смеси в камере сгорания является наиболее проблемным и имеет место при высотных запусках двигателей. При наземных запусках двигателей рабочий торец полупроводниковой свечи располагается в камере сгорания на границе циркуляционной зоны, где скорость потока практически равна нулю, условия воспламенения являются комфортными [4]. При высотных запусках двигателей циркуляционная зона сужается к оси камеры сгорания, и свеча оказывается в зоне высоких скоростей потока. Ядро пламени, образованное искровым разрядом, движется в кольцевом канале, образованном стенкой жаровой трубы камеры сгорания и границей циркуляционной зоны. Для успешного запуска двигателя необходимо, чтобы ядро пламени, образованное искровым разрядом, вошло в контакт с циркуляционной зоной. После этого в камере организуется самоподдерживающийся процесс горения по механизму аэродинамической стабилизации пламени после выключения зажигания [5].

В [3, 6] доказано, что для увеличения радиуса ядра пламени, образованного искровым разрядом, т.е. для повышения воспламеняющей способности системы зажигания и повышения вероятности надежного запуска двигателя, необходимо минимизировать критерий K .

При выходе критерия воспламеняющей способности K за допусковые границы система зажигания не обеспечивает требуемой эффективности. Следовательно, на стадии доводочных испытаний системы зажигания и в ходе оценки ее эффективности необходимо проведение допускового контроля, который предполагает оценку вероятности попадания энергетических параметров искровых разрядов в свечах и критерия K в допусковую область, являющуюся, как известно, количественной мерой надежности при постепенных отказах и которая вычисляется на основании законов распределения случайных величин.

Достоверные сведения о вероятностных параметрах искровых разрядов в полупроводниковых свечах можно получить только в результате натурных испытаний на физических моделях. Задача регистрации амплитуды разрядного тока I_m и длительности разрядов t_H , входящих в выражение для критерия K (1), может быть решена с использованием осциллографического метода исследований, или с помощью цифровых измерителей параметров быстротекущих импульсных процессов [7, 8]. В условиях двигателя энергию разрядов W , входящую в выражение (1), невозможно измерить, не нарушая динамику процессов воспламенения и горения топливной смеси. Отсюда следует, что определение закона распределения критерия K , как вероятностной функции при работе системы зажигания в условиях реального двигателя возможно только аналитически на основании методов теории вероятностей и математической статистики по законам распределения некоторых вероятностных величин – диагностических параметров, связанных с параметрами разрядов W , I_m , t_H функциональными зависимостями.

МЕТОДЫ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧИ

Определение закона распределения критерия воспламеняющей способности систем зажигания для осуществления допускового контроля возможно и другими методами. В первую очередь путем исследования статистического разброса критерия K по формуле (1) для серии искровых разрядов с последующим построением гистограммы и выравниванием статистического распределения теоретическим с использованием критериев согласия [9]. При этом измерение параметров W , I_m , t_H , входящих в выражение (1) для критерия K , возможно либо осциллографическим методом, либо с использованием соответствующих цифровых измерителей [7, 8].

Существенным ограничением при использовании названного метода определения закона распределения критерия K является то, что он возможен только при работе систем зажигания в условиях лабораторий или специализированных натурных стендов. В условиях реальных двигателей эта задача, как показано выше, является невыполнимой или ее решение приводит к погрешностям, недопустимым для инженерной практики.

Другой подход к определению закона распределения критерия K может осуществляться путем исследования статистического распределения критерия K с использованием цифрового измерителя данного параметра [10] с последующим выбором теоретического закона распределения, что также связано с существенными погрешностями. В такой постановке задача может быть решена только при работе системы зажигания в условиях лабораторий или натурных стендов.

В статье решается задача аналитического определения закона распределения критерия воспламеняющей способности емкостных систем зажигания K на основе регистрации в условиях двигателей диагностических величин, связанных с параметрами искровых разрядов функциональными зависимостями для последующего использования при проведении допускового контроля критерия K .

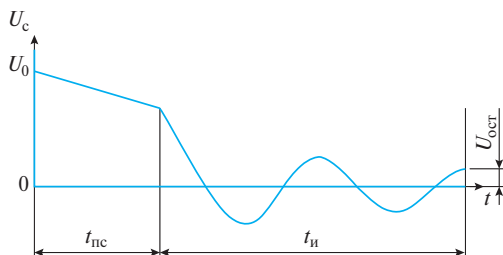


Рис. 1. Осциллограмма напряжения на накопительном конденсаторе.

Поставленная задача решается на основе известных выражений для параметров W , I_m , t_H с использованием законов распределения диагностических параметров, входящих в формулы для названных величин.

На основании результатов работ [2, 3] для критерия воспламеняющей способности емкостных систем зажигания с полупроводниковыми свечами после подстановки в (1) выражений для параметров W , I_m , t_H , W_0 , запишем:

$$K = \frac{R \cdot U_H \cdot (U_0 - b \cdot t_{пс} - |U_{ост}|) \cdot \left(1 + e^{-\pi/2Q}\right)}{\sqrt{L \cdot C_H} \cdot U_0^2 \cdot f \cdot (U_0 - b \cdot t_{пс}) \cdot \left| \ln \frac{|U_{ост}|}{U_0 - b \cdot t_{пс}} \right| \cdot \left(1 - e^{-\pi/2Q}\right)}, \quad (2)$$

где R — активное сопротивление разрядной цепи системы зажигания; L — индуктивность разрядной цепи; U_H — амплитудное значение падения напряжения в полупроводниковой свече в течение искровой стадии разряда; b — коэффициент, зависящий от свойств материала полупроводниковой свечи; $t_{пс}$ — длительность подготовительной стадии разряда в свече; $U_{ост}$ — остаточное напряжение на накопительном конденсаторе после погасания разряда; $Q = \frac{1}{R} \cdot \sqrt{\frac{L}{C_H}}$ — добротность разрядной цепи.

Наиболее неопределенными из параметров, входящих в выражение (2), являются $t_{пс}$ и $U_{ост}$. Названные параметры показаны на рис. 1, где приведена осциллограмма напряжения на накопительном конденсаторе U_c емкостной системы зажигания в течение разрядного процесса. Эти параметры даже в течение одного цикла запуска газотурбинного двигателя могут изменяться в достаточно широких пределах вследствие специфического механизма развития разрядов в полупроводниковых свечах зажигания и воздействия на свечу в камере сгорания широкого круга возмущающих воздействий (температура, давление, поток топливовоздушной смеси) [1].

В пояснение к механизму развития разряда в полупроводниковых свечах необходимо подчеркнуть его следующие особенности. Разряд в полупроводниковой свече состоит из двух стадий — подготовительной и искровой. Подготовительная стадия развивается в материале полупроводникового элемента и представляет собой нагрев полупроводника с отрицательным температурным коэффициентом сопротивления протекающим током от накопительного конденсатора до температуры взрывного испарения материала с поверхности полупроводникового элемента в зазоре свечи между электродами, что является причиной снижения пробивного напряжения свечи. При этом в междуэлектродном зазоре свечи образуется искровая стадия разряда, которая воспламеняет топливную смесь. Длительность подготовительной стадии разрядов $t_{пс}$ является случайной величиной и может меняться при работе свечей в камерах сгорания двигателей в широких пределах [1]. При ее увеличении уменьшается напряжение на накопительном конденсаторе системы зажигания к началу искровой стадии разряда, что ведет к уменьшению разрядного тока, длительности искровой стадии и энергии разрядов (рис. 1).

Величина остаточного напряжения на накопительном конденсаторе после погасания разряда в свече $U_{ост}$ определяется условиями гашения разряда, является случайной величиной и может меняться от разряда к разряду под действием параметров среды и топливовоздушного потока в камерах сгорания.

Условие гашения разряда формулируется следующим образом: искровой разряд в свече гаснет при очередном прохождении разрядного тока через ноль, если в последующие моменты времени электрическая прочность разрядного промежутка между электродами свечи превышает имеющееся напряжение на накопительном конденсаторе [2].

Как следует из формулы (2), критерий воспламеняющей способности K при фиксированных заданных параметрах системы зажигания R, L, C_H, U_0, U_H, f является функцией случайных величин $t_{ПС}, U_{ОСТ}$, которые могут быть приняты в качестве диагностических, регистрация которых при работе системы зажигания в условиях двигателя позволяет аналитически определить закон распределения критерия воспламеняющей способности для последующего проведения допускового контроля.

При теоретическом определении закона распределения критерия K примем известные допущения для емкостных систем, обоснованные в работе [2]:

1. Коэффициент b и добротность разрядного контура Q , входящие в (2), – величины, постоянные от разряда к разряду.

2. Длительность подготовительной стадии разряда $t_{ПС}$ и остаточное напряжение $U_{ОСТ}$ – независимые случайные величины.

В выражении (2) обозначим

$$N = \frac{R \cdot U_H \cdot \left(1 + e^{-\pi/2Q}\right)}{\sqrt{L \cdot C_H} \cdot U_0^2 \cdot f \cdot \left(1 - e^{-\pi/2Q}\right)}, \quad (3)$$

$$Z = \frac{|U_{ОСТ}|}{U_0 - b \cdot t_{ПС}}. \quad (4)$$

Подставляя (3) и (4) в (2), получим

$$K = \frac{Z - 1}{\ln Z} \cdot N. \quad (5)$$

Для решения поставленной задачи найдем вначале плотность распределения вероятности параметра Z , являющегося функцией двух случайных параметров $t_{ПС}$ и $U_{ОСТ}$.

Согласно [2], величина $t_{ПС}$ подчинена логарифмически-нормальному закону распределения с плотностью вероятности вида

$$f(t) = \frac{\lg e}{\sigma \cdot \sqrt{2\pi} \cdot t_{ПС}} \cdot e^{-\frac{(\lg t_{ПС} - C)^2}{2\sigma^2}}. \quad (6)$$

Параметры C и σ связаны с математическим ожиданием и дисперсией величины $t_{ПС}$ следующими формулами [9]:

$$m_{t_{ПС}} = e^{\frac{C}{\lg e} + \frac{\sigma^2}{2\lg^2 e}}, \quad (7)$$

$$D_{t_{ПС}} = e^{\frac{2C}{\lg e} + \frac{\sigma^2}{\lg^2 e}} \cdot \left(\frac{\sigma}{\lg^2 e} - 1 \right). \quad (8)$$

Распределение величины $U_{ОСТ}$ может быть выравнено с помощью кривой усеченного нормального распределения с плотностью вероятности [2]:

$$f(U_{ОСТ}) = C_0 \cdot e^{-\frac{(U_{оsm} - m_{U_{оsm}})^2}{2\sigma_{U_{оsm}}^2}}, \quad (9)$$

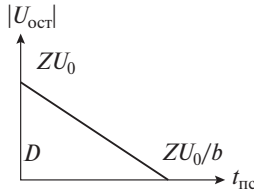


Рис. 2. Область D с учетом ограничений.

где $m_{U_{ост}}$ и $\sigma_{U_{ост}}$ — математическое ожидание и дисперсия величины $U_{ост}$. Величина C_0 равна [9]:

$$C_0 = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \cdot \sigma_{U_{ост}} \cdot \left[\Phi\left(\frac{U_0 - m_{U_{ост}}}{\sigma_{U_{ост}}}\right) - \Phi\left(-\frac{m_{U_{ост}}}{\sigma_{U_{ост}}}\right) \right]}, \quad (10)$$

где $\Phi\left(\frac{U_0 - m_{U_{ост}}}{\sigma_{U_{ост}}}\right)$, $\left(-\frac{m_{U_{ост}}}{\sigma_{U_{ост}}}\right)$ — интегралы вероятности вида

$$\Phi(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^x e^{-\frac{t^2}{2}} dt. \quad (11)$$

Согласно [9], функция распределения величины Z имеет вид

$$G(Z) = \iint_D g(t_{ПС}, U_{ост}) dt_{ПС} dU_{ост}. \quad (12)$$

Из условия независимости величин $t_{ПС}$ и $U_{ост}$ следует, что

$$g(t_{ПС}, U_{ост}) = f(t_{ПС}) \cdot f(U_{ост}). \quad (13)$$

Тогда

$$G(Z) = \iint_D f(t_{ПС}) \cdot f(U_{ост}) dt_{ПС} dU_{ост}. \quad (14)$$

Область интегрирования D находится следующим образом: на плоскости $U_{ост}$ $0 \leq t_{ПС}$ строится зависимость $U_{ост} = \varphi(t_{ПС})$ при фиксированной величине \bar{z} и определяется в какой части $Z < \bar{z}$.

Область D показана на рис. 2 с учетом ограничений. Учитывая ограничения значений $t_{ПС}$ и $U_{ост}$ и положение области D , можно определить пределы интегрирования в формуле (14).

Тогда с учетом (6) и (9) запишем

$$G(Z) = \int_0^{U_0/b} \frac{\lg e}{\sigma \cdot \sqrt{2\pi} \cdot t_{ПС}} \cdot e^{-\frac{(\lg t_{ПС} - C)^2}{2\sigma^2}} dt_{ПС} \int_0^{Z(U_0 - bt_{ПС})} C_0 \cdot e^{-\frac{(U_{ост} - m_{U_{ост}})^2}{2\sigma_{U_{ост}}^2}} dU_{ост}. \quad (15)$$

Решая интеграл (15) известными методами и проведя необходимые преобразования, получим

$$G(Z) = \sqrt{2\pi} \cdot C_0 \cdot Z \cdot b \cdot \int_0^{U_0/b} \Phi\left(\frac{\lg t_{ПС} - C}{\sigma}\right) f\left(\frac{Z \cdot (U_0 - b \cdot t_{ПС}) - m_{U_{ост}}}{\sigma_{U_{ост}}}\right) dt_{ПС}, \quad (16)$$

где $f\left(\frac{Z \cdot (U_0 - b \cdot t_{ПС}) - m_{U_{ост}}}{\sigma_{U_{ост}}}\right)$ — плотность вероятности вида

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{x^2}{2}}. \quad (17)$$

Плотность распределения вероятности случайной величины Z определится в результате дифференцирования выражения (16) по Z :

$$g(Z) = \frac{\partial G(Z)}{\partial Z} = \sqrt{2\pi} \cdot C_0 \cdot Z \cdot b \int_0^{\frac{U_0}{b}} \Phi\left(\frac{tgt_{ПС} - C}{\sigma}\right) \cdot f\left(\frac{Z \cdot (U_0 - b \cdot t_{ПС}) - m_{U_{осм}}}{\sigma_{U_{осм}}}\right) \times \left(1 - \frac{Z^2 \cdot (U_0 - b \cdot t_{ПС})^2 - m_{U_{осм}} \cdot Z \cdot (U_0 - b \cdot t_{ПС})}{\sigma_{U_{осм}}^2}\right) dt_{ПС}. \quad (18)$$

На основании выражения (18) для плотности вероятности параметра Z и функциональной зависимости (5) критерия воспламеняющей способности K от параметра Z можно найти закон распределения плотности вероятности критерия K , используя известный метод теории вероятности. Для решения этой задачи на основании (5) примем

$$Z = \psi\left(\frac{K}{N}\right). \quad (19)$$

Введем обозначение

$$P = \frac{K}{N}. \quad (20)$$

Подставляя (19) и (20) в (5), дифференцируя по P и выражая производную от ψ , будем иметь

$$\frac{d\psi}{dP} = \frac{\ln\psi \cdot \psi}{\psi - P} \quad (21)$$

На основании [9] плотность распределения величины P описывается выражением

$$g(Z) = f(\psi(P)) \cdot \left| \frac{d\psi}{dP} \right|. \quad (22)$$

Подставляя (18), (19) и (21) в (22) и с учетом обозначения (20), получим

$$g\left(\frac{K}{N}\right) = N \cdot b \cdot C_0 \cdot \int_0^{\frac{U_0}{b}} \Phi\left(\frac{tgt_{ПС} - C}{\sigma}\right) f\left(\frac{\psi\left(\frac{K}{N}\right) \cdot (U_0 - b \cdot t_{ПС}) - m_{U_{осм}}}{\sigma_{U_{осм}}}\right) \times \left(1 - \frac{\psi^2\left(\frac{K}{N}\right) \cdot (U_0 - b \cdot t_{ПС})^2 - m_{U_{осм}} \cdot \psi\left(\frac{K}{N}\right) \cdot (U_0 - b \cdot t_{ПС})}{\sigma_{U_{осм}}^2}\right) dt_{ПС} \cdot \frac{\ln\psi\left(\frac{K}{N}\right) \cdot \psi\left(\frac{K}{N}\right)}{\psi\left(\frac{K}{N}\right) - \frac{K}{N}}. \quad (23)$$

Правая часть формулы (23) не может быть выражена в элементарных функциях, поэтому величины $g\left(\frac{K}{N}\right)$ были вычислены приближенно по формуле парабол (Симпсона) [11]:

$$\int_a^b f(x) dx \cong \frac{\Delta x}{3} (y_0 + 4y_1 + 2y_2 + \dots + 2y_{n-2} + 4y_{n-1} + y_n),$$

где $\Delta x = \frac{b-a}{n}$, n – четное число точек деления отрезка $[a, b]$.

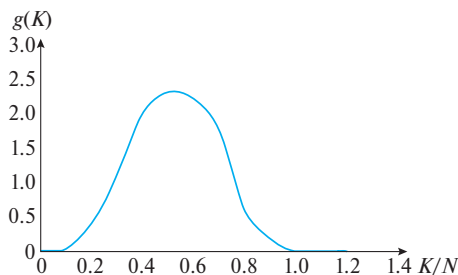


Рис. 3. Плотности распределения отношения K/N .

Принято, что $n = 4$, причем точки деления $a = x_0, x_1, \dots, x_n = b; y_0, y_1, \dots, y_n$ – значения функции $f(x)$ в точках x_0, x_1, \dots, x_n , т.е. $y_0 = f(x_0)$ и т.д.

Построенная с использованием формулы парабол кривая плотности распределения отношения K/N приведена на рис. 3.

Из формулы (2) следует, что единица измерения критерия K равна A^{-1} . Параметр N по формуле (3) имеет такую же размерность. Следовательно, на рис. 3 отношение K/N является безразмерной величиной. Таким образом, для получения кривой плотности распределения $g(K) = f(K)$ необходимо безразмерную величину K/N умножить на параметр N , который в соответствии с (3) зависит от параметров системы зажигания $C_H, L, R, U_0, U_H, f, Q$. Отсюда следует, что зависимость $g(K) = f\left(\frac{K}{N}\right)$ является универсальной для всех емкостных систем зажигания с различными параметрами. Для конкретной системы зажигания с фиксированными параметрами построение кривой плотности распределения $g(K) = f(K)$ будет состоять в формальном построении кривой $g(K) = f\left(\frac{K}{N}\right)$ на рис. 3 с учетом формул (3)–(5).

При допусковом контроле воспламеняющей способности систем зажигания определяется вероятность попадания критерия K в пределы допускowej области, т.е. вероятность выполнения условия

$$(K \in S_K) \equiv (K^- \leq K \leq K^+), \quad (24)$$

где $S_K = [K^-, K^+]$ – область допустимых значений критерия K с заданными границами.

Вероятность выполнения условия (24), как известно, равна приращению функции распределения критерия K в допускowej области [9]. Эта вероятность вычисляется на основании найденного закона распределения критерия K по соотношению

$$P(K \in S_K) = \int_{K^-}^{K^+} g(K) dk, \quad (25)$$

Граничные значения поля допусков K^-, K^+ в формуле (25) задаются в соответствии с требованиями к надежному воспламенению топливовоздушных смесей в камерах сгорания двигателей в наихудших условиях в зависимости от предельных высоты и скорости полета летательного аппарата, при которых должен быть осуществлен повторный запуск двигателя в полете после срыва пламени в камерах сгорания и выключения двигателя [2].

С учетом изложенного алгоритм допускового контроля воспламеняющей способности емкостных систем зажигания будет состоять в следующем:

1. На основании формулы (3) вычисляется параметр N по заданным фиксированным параметрам системы зажигания $C_H, L, R, U_0, U_H, f, Q$.

2. При работе системы зажигания в условиях двигателя осциллографическим методом или с использованием цифровых измерителей регистрируются статистические значения диагностических величин $t_{пс}$ и $U_{ост}$.

3. Вычисляются значения параметра Z по формуле (4). При этом коэффициент b , входящий в (4), задается на основании эмпирических данных применительно к серийным полупроводниковым свечам.

4. Вычисляется величина $\frac{Z-1}{\ln Z}$, входящая в выражение (5).

5. Определяется величина K по формуле (5) с учетом (3)

$$K = \frac{z-1}{\ln z} \cdot \frac{RU_H \left(1 + e^{-\frac{\pi}{2Q}}\right)}{\sqrt{LC_H} \cdot U_0^2 \cdot f \cdot \left(1 - e^{-\frac{\pi}{2Q}}\right)}. \quad (26)$$

6. С использованием рис. 3 строится кривая плотности распределения критерия $Kg(K) = f(K)$.

7. В зависимости от типа самолета, условий полета и газодинамических параметров камеры сгорания задаются граничные значения критерия K .

8. Графоаналитически по построенной кривой $g(K) = f(K)$ вычисляется вероятность попадания критерия K в границы допусковой области.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Таким образом, решена задача аналитического определения закона распределения критерия воспламеняющей способности емкостных систем зажигания, являющегося функцией параметров систем зажигания, включая вероятностные параметры искровых разрядов в полупроводниковых свечах. Определены диагностические величины, регистрация статистического разброса которых при работе систем зажигания в условиях двигателей позволяет проводить допусковой контроль воспламеняющей способности систем зажигания по разработанному алгоритму.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Вахитов Р. Ш., Гизатуллин Ф. А., Комиссаров Г. В. Разрядные процессы в системе зажигания с полупроводниковой свечой припуске ГТД // Авиационная промышленность. 1979. № 9. С. 24–25.
2. Гизатуллин Ф. А. Емкостные системы зажигания. Министерство образования Рос. Федерации, Уфим. гос. авиац. техн. ун-т. Уфа: УГАТУ, 2002. 249 с.
3. Гизатуллин Ф. А. К теории искрового воспламенения топливовоздушных смесей в ГТД // Авиационная промышленность. 2000. № 1. С. 56–60.
4. Пчелюев А. Процессы в камерах сгорания ГТД. М.: Мир, 1986. 566 с.
5. Пчелкин Ю. М. Камеры сгорания газотурбинных двигателей. М.: Машиностроение, 1984. 280 с.
6. Газизов Д. Р., Гизатуллин Ф. А. О совершенствовании методики проектирования емкостных систем зажигания // Современные проблемы науки и образования. 2013. № 2 (46).
7. Гизатуллин Ф. А., Попов О. А. Измерительный комплекс для контроля параметров систем зажигания газотурбинных двигателей // Известия ВУЗов. Авиационная техника. 1999. № 1.
8. Гизатуллин Ф. А., Зайцев В. Н., Великжанин И. А., Алимбеков Л. И. Методы и средства измерения параметров разрядов в свечах зажигания газотурбинных двигателей // Измерительная техника. 1992. № 6.
9. Вентцель Е. С. Теория вероятностей. М.: Высшая школа, 2006. 576 с.
10. Абдрахманов В. Х., Гизатуллин Ф. А. Измеритель критерия воспламеняющей способности искровых разрядов в свечах зажигания ГТД // Метрология. 2001. № 6. С. 38–44.
11. Пискунов Н. С. Дифференциальное и интегральное исчисления. М.: Наука, 1978. Т. 1. 456 с.

The Tolerance Control of Capacitive Ignition Systems Ignition Capacity with Semiconductor Spark Plugs

F. A. Gizatullin^{1, *}, O. A. Yushkova^{1, **}, A. V. Abrosov²

¹*Ufa University of Science and Technology, Ufa, Russia*

²*BNS-NPZ LLC, Ufa, Russia*

**e-mail: elaint@yandex.ru,*

***e-mail: yushkova-usatu@bk.ru*

The analytical determination results of the distribution law of the capacitive ignition systems ignition capacity criterion, which is a function of parameters, including, among other things, the discharge current, energy and duration of spark discharges in semiconductor plugs are presented. These parameters are of a probabilistic nature; the problem is solved based on the distribution laws of two diagnostic quantities associated with the spark discharges parameters by functional dependencies. Obtained based on probability theory methods, the distribution law of the flammability criterion makes it possible to carry out tolerance control of the ignition systems flammability using the developed algorithm.

Keywords: capacitive ignition system, distribution law, ignition ability criterion, spark discharge parameters, diagnostic quantities

УДК 536.2

РЕАЛИЗУЕМОСТЬ РЕЖИМА ТЕРМОСТАТИРОВАНИЯ ГРАНИЦЫ ИЗОТРОПНОГО ПОЛУПРОСТРАНСТВА, ОБЛАДАЮЩЕГО ПЛЕНОЧНЫМ ПОКРЫТИЕМ

© 2024 г. А. В. Агтетков*, П. А. Власов, **И. К. Волков**, А. В. Котович**

*Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования
«Московский государственный технический университет имени Н. Э. Баумана
(национальный исследовательский университет)», Москва, Россия*

**e-mail: fn2@bmstu.ru*

***e-mail: shurik.kot@gmail.com*

Поступила в редакцию 04.03.2023 г.

После доработки 04.06.2024 г.

Принята к публикации 07.06.2024 г.

Сформулирована задача определения температурного поля изотропного полупространства с пленочным покрытием его поверхности в условиях теплообмена с внешней средой. Исследован нестационарный режим теплообмена с изменяющимися во времени коэффициентом теплоотдачи и температурой внешней среды. Идентифицированы достаточные условия, выполнение которых обеспечивает возможность реализации автомодельного процесса теплопереноса в анализируемой системе. Качественно исследованы физические свойства изучаемого автомодельного процесса, и установлены его особенности. Теоретически обоснована возможность реализации режима термостатирования границы изотропного полупространства, обладающего пленочным покрытием, при нестационарном теплообмене с внешней средой.

Ключевые слова: изотропное полупространство, пленочное покрытие, нестационарный теплообмен, температурное поле, автомодельное решение

DOI: 10.31857/S0002331024010082

ВВЕДЕНИЕ

Автомодельные («самоподобные») процессы теплопереноса [1–5] занимают важное место в математической теории теплопроводности твердых тел [4–9]. В [10] приведен пример автомодельных решений, иллюстрирующих свойства автомодельных процессов теплопереноса в изотропном твердом теле со сферическим очагом разогрева – шаровой полостью, заполненной высокотемпературным газом. Теоретически обоснована возможность реализации режима термостатирования границы очага разогрева при нестационарном теплообмене в системе. Дальнейшее развитие эти исследования получили в работах [11, 12], результаты которых устанавливают особенности влияния покрытия границы сферического очага разогрева на изучаемый автомодельный процесс теплопереноса.

В [13] представлены результаты исследований автомодельных процессов теплопереноса в изотропном полупространстве с неподвижной или движущейся по заданному закону границей при наличии на ней изотропного покрытия постоянной толщины. Анализируемая математическая модель предполагает, что покрытие является термически тонким, т.е. для него допустима реализация идеи «сосредоточенная емкость» [7]. Практический интерес представляет корректное уточнение данной модели путем реализации идеи «уточненная модель сосредоточенной емкости» [7]. Достаточные условия ее применимости определены в [14]. Заметим, что указанная математическая модель не предполагает использование гипотезы о том, что покрытие является термически тонким.

Цель проведенных исследований – идентификация достаточных условий, выполнение которых приводит к возможности реализации автомодельного процесса теплопереноса в изучаемой двуслойной системе при нестационарном теплообмене с внешней средой.

ИСХОДНЫЕ ДОПУЩЕНИЯ И МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ

В качестве объекта исследований рассматривается изотропное полупространство с изотропным покрытием постоянной толщины. При этом предполагается, что:

- 1) начальная температура T_0 объекта исследований постоянна, и реализуются нестационарные режимы теплообмена с внешней средой при переменных во времени коэффициенте теплоотдачи $\alpha(t)$ и температуре внешней среды $T_c(t)$;
- 2) в системе «полупространство–покрытие» реализуются условия идеального теплового контакта [2, 3];
- 3) изотропное покрытие не является термически тонким, т.е. для него не может быть реализована идея «сосредоточенная емкость» [7];
- 4) если среднеинтегральная по толщине покрытия температура

$$\langle T(t) \rangle = \frac{1}{h_*} \int_{-h_*}^0 T(x, t) dx,$$

то допустимо принятие следующей гипотезы: «механизм» теплообмена в системе «полупространство–покрытие» может быть аппроксимирован законом Фурье–Ньютона–Рихмана:

$$\lambda \left. \frac{\partial T(x, t)}{\partial x} \right|_{x=0+0} = \mu_* [T(x, t)|_{x=0+0} - \langle T(t) \rangle]$$

с коэффициентом теплоотдачи μ_* при условии равенства среднеинтегральной температуры покрытия температуре его границ, т.е.

$$T(-h_* + 0, t) = \langle T(t) \rangle = T(0 - 0, t), \quad t \geq 0,$$

где λ – теплопроводность изотропного полупространства.

Заметим, что принятие сформулированной гипотезы фактически означает принятие гипотезы о допустимости реализации идеи «уточненная модель сосредоточенной емкости».

Для удобства дальнейших рассуждений воспользуемся следующими обозначениями:

$$Fo = \frac{at}{x_*^2}; \quad \xi = \frac{x}{x_*}; \quad \theta = \frac{T - T_0}{T_{c0} - T_0}; \quad \zeta = \frac{T_c - T_0}{T_{c0} - T_0}; \quad h = \frac{h_*}{x_*}; \quad Bi = \frac{\alpha x_*}{\lambda}; \quad \chi = \frac{a_{\Pi}}{a}; \quad \Lambda = \frac{\lambda}{\lambda_{\Pi}},$$

где t – время; x – пространственная переменная; x_* – выбранная единица масштаба; a – температуропроводность; индекс «П» относится к покрытию, индекс «0» – к начальным значениям величин.

В используемых обозначениях и предположении идеальности теплового контакта в анализируемой двуслойной системе (предположение 2) исходная (базовая) математическая модель процесса формирования температурного поля может быть представлена в следующем виде:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \theta(\xi, Fo)}{\partial Fo} &= \frac{\partial^2 \theta(\xi, Fo)}{\partial \xi^2}, \quad \xi > 0, \quad Fo > 0; \\ \frac{\partial \theta(\xi, Fo)}{\partial Fo} &= \chi \frac{\partial^2 \theta(\xi, Fo)}{\partial \xi^2}, \quad -h < \xi < 0, \quad Fo > 0; \\ \theta(\xi, 0) &= 0; \\ \theta(0 - 0, Fo) &= \theta(0 + 0, Fo); \\ \left. \frac{\partial \theta(\xi, Fo)}{\partial \xi} \right|_{\xi=0-0} &= \Lambda \left. \frac{\partial \theta(\xi, Fo)}{\partial \xi} \right|_{\xi=0+0}; \\ \left. \frac{\partial \theta(\xi, Fo)}{\partial \xi} \right|_{\xi=-h+0} &= \Lambda Bi(Fo) [\theta(\xi, Fo)]_{\xi=-h+0} - \zeta(Fo); \\ \theta(\xi, Fo) \Big|_{Fo \geq 0} &\in L^2[-h, +\infty), \end{aligned}$$

где последнее условие означает, что при каждом фиксированном значении $F_0 \geq 0$ функция $\theta(\xi, F_0)$ интегрируема с квадратом по пространственной переменной $\xi \in [-h, +\infty)$. Функции $Bi(F_0)$ и $\zeta(F_0)$ по смыслу решаемой задачи могут принимать лишь неотрицательные значения и должны удовлетворять условиям Гельдера [15].

Рассматриваемая математическая модель представляет собой смешанную задачу для системы двух уравнений в частных производных второго порядка параболического типа.

Для достижения основной цели исследований воспользуемся допущением 4, т.е. реализуем идею «уточненная модель сосредоточенной емкости» [7]. С учетом введенных обозначений «механизм» теплообмена в двуслойной системе определяется как

$$\frac{\partial \theta(\xi, F_0)}{\partial \xi} \Big|_{\xi=0+0} = \mu [\theta(\xi, F_0)]_{\xi=0+0} - \langle \theta(F_0) \rangle;$$

$$\langle \theta(F_0) \rangle = \frac{1}{h} \int_{-h}^0 \theta(\xi, F_0) d\xi.$$

Умножив левую и правую части второго уравнения исходной системы на h^{-1} с последующим интегрированием по пространственной переменной ξ в пределах от $-h$ до нуля, воспользовавшись условиями сопряжения при $\xi = 0$, краевым условием при $\xi = -h$ и представленными выше равенствами, трансформируем базовую математическую модель в вид:

$$\frac{\partial \theta(\xi, F_0)}{\partial F_0} = \frac{\partial^2 \theta(\xi, F_0)}{\partial \xi^2}, \quad \xi > 0, \quad F_0 > 0;$$

$$\frac{\partial \langle \theta(F_0) \rangle}{\partial F_0} = \epsilon^{-1} \left\{ \frac{\partial \theta(\xi, F_0)}{\partial \xi} \Big|_{\xi=0} - Bi(F_0) [\theta(\xi, F_0)]_{\xi=0} - \zeta(F_0) \right\};$$

$$\theta(\xi, 0) = 0 = \langle \theta(0) \rangle;$$

$$\frac{\partial \theta(\xi, F_0)}{\partial \xi} \Big|_{\xi=0} = \mu [\theta(\xi, F_0)]_{\xi=0} - \langle \theta(F_0) \rangle;$$

$$\theta(\xi, F_0) \Big|_{F_0 \geq 0} \in L^2[0, +\infty),$$

где $\epsilon = h(\Lambda\chi)^{-1}$ – определяющий параметр рассматриваемой модели. По смыслу решаемой задачи параметр ϵ может принимать только положительные значения и зависит и от толщины покрытия, и от симплекса подобия физических свойств материалов двуслойной системы.

По сложившейся терминологии [7, 14] данный упрощенный аналог базовой модели принято называть «уточненной моделью сосредоточенной емкости».

С учетом очевидных равенств

$$\langle \theta(F_0) \rangle = \left\{ \theta(\xi, F_0) - \mu^{-1} \frac{\partial \theta(\xi, F_0)}{\partial \xi} \right\} \Big|_{\xi=0};$$

$$\frac{d \langle \theta(F_0) \rangle}{d F_0} = \left\{ \frac{\partial \theta(\xi, F_0)}{\partial F_0} - \mu^{-1} \frac{\partial^2 \theta(\xi, F_0)}{\partial F_0 \partial \xi} \right\} \Big|_{\epsilon=0}$$

допустимо эквивалентное представление рассматриваемой математической модели, более удобное для ее практической реализации:

$$\frac{\partial \theta(\xi, F_0)}{\partial F_0} = \frac{\partial^2 \theta(\xi, F_0)}{\partial \xi^2}, \quad \xi > 0, \quad F_0 > 0;$$

$$\theta(\xi, 0) = 0;$$

$$\left[1 + \mu^{-1} \text{Bi}(\text{Fo}) \frac{\partial \theta(\xi, \text{Fo})}{\partial \xi} \right]_{\xi=0} = \text{Bi}(\text{Fo}) \theta(\xi, \text{Fo})_{\xi=0} - \zeta(\text{Fo}) + \varepsilon \left[\frac{\partial \theta(\xi, \text{Fo})}{\partial \text{Fo}} \right]_{\xi=0} - \mu^{-1} \frac{\partial^2 \theta(\xi, \text{Fo})}{\partial \text{Fo} \partial \xi} \Big|_{\xi=0}; \quad (1)$$

$$\theta(\xi, \text{Fo})_{\text{Fo} \geq 0} \in L^2[0, +\infty).$$

Практическое использование математической модели (1) приводит к необходимости решения задачи идентификации параметра μ . Относительно значения этого параметра можно высказать различные соображения. Например, его выбор можно проводить из решения задачи минимаксной минимизации:

- задачи нахождения минимума максимального отклонения температуры контактной границы $\xi = 0$ двуслойного полупространства, определяемой математической моделью (1), от ее истинного значения, определяемого базовой моделью [14];

- задачи нахождения минимума максимального отклонения интегральной величины тепловых потерь в покрытии, определяемой математической моделью (1), от ее истинного значения, определяемого базовой моделью [16].

При $\mu = +\infty$ математическая модель (1) формально трансформируется в модель «сосредоточенная емкость» [14], базирующуюся на предположении, что температура на границах покрытия равна не только его среднеинтегральной температуре, но и температуре контактной границы системы «полупространство–покрытие». Наличие такого (термически тонкого) покрытия в модели фактически учитывается крайним условием при $\xi = 0$, явно содержащим производную безразмерной температуры по переменной Fo .

ПОСТАНОВКА АВТОМОДЕЛЬНОЙ ЗАДАЧИ

Реализуем в задаче (1) автомодельную постановку [10]

$$\eta = \frac{\xi}{\sqrt{\text{Fo}}}. \quad (2)$$

Тогда с учетом очевидных равенств

$$\frac{\partial}{\partial \text{Fo}} = -\frac{\eta}{2\text{Fo}} \frac{d}{d\eta}, \quad \frac{\partial}{\partial \xi} = \frac{1}{\sqrt{\text{Fo}}} \frac{d}{d\eta}, \quad \frac{\partial^2}{\partial \xi^2} = \frac{1}{\text{Fo}} \frac{d^2}{d\eta^2},$$

$$\frac{\partial^2}{\partial \text{Fo} \partial \xi} = -\frac{1}{2\text{Fo}\sqrt{\text{Fo}}} \left[\frac{d}{d\eta} + \eta \frac{d^2}{d\eta^2} \right]$$

и введенных обозначений

$$U(\eta) \triangleq \theta(\xi, \text{Fo});$$

$$\gamma(\text{Fo}) \triangleq \frac{2\text{Bi}(\text{Fo})\text{Fo}\sqrt{\text{Fo}}}{2\text{Fo} + \mu^{-1}[2\text{Bi}(\text{Fo})\text{Fo} - \varepsilon]},$$

смешанная задача (1) будет эквивалентна следующей краевой задаче:

$$\frac{d^2 U(\eta)}{d\eta^2} + \frac{\eta}{2} \frac{dU(\eta)}{d\eta} = 0, \quad \eta > 0;$$

$$\frac{dU(\eta)}{d\eta} \Big|_{\eta=0} = \gamma(\text{Fo}) [U(\eta)_{\eta=0} - \zeta(\text{Fo})], \quad (3)$$

$$U(\eta) \in L^2_{\eta}[0, +\infty).$$

Заметим, что начальное условие при $\text{Fo} = 0$ в смешанной задаче (1) в автомодельных переменных (2) будет иметь вид краевого условия задачи (3), заданного при $\eta = +\infty$.

Непосредственный анализ краевой задачи (3) показывает, что используемая подстановка (2) приводит к автомодельному решению при выполнении условий:

$$\begin{aligned} \gamma(\text{Fo}) &\equiv \gamma_0 - \text{const}; \\ \zeta(\text{Fo}) &\equiv \zeta_0 - \text{const}, \end{aligned} \tag{4}$$

где γ_0, ζ_0 – положительные постоянные. Искомое автомодельное решение в этом случае будет обладать тем свойством, что со временем изменяется только масштаб переменной $\eta \geq 0$, в то время как масштаб искомой функции $U(\eta)$ остается неизменным.

Решение обыкновенного дифференциального уравнения второго порядка в (3) имеет вид [10]

$$U(\eta) = U(0) + U'(0)\sqrt{\pi}\text{erf}(\eta/2), \quad \eta \geq 0, \tag{5}$$

где $\text{erf}(\cdot)$ – функция ошибок Гаусса [2].

Используя равенство (5), с учетом условий автомодельности (4), краевого условия при $\eta = 0$ и условия принадлежности функции $U(\eta)$ классу интегрируемых с квадратом функций в (3) находим безразмерную температуру $U(0) \triangleq \theta(0, \text{Fo})$ границы изотропного полупространства в изучаемом автомодельном процессе теплопереноса:

$$U(0) = \zeta_0 \frac{\gamma_0 \sqrt{\pi}}{1 + \gamma_0 \sqrt{\pi}}. \tag{6}$$

АНАЛИЗ АВТОМОДЕЛЬНОГО РЕШЕНИЯ

Для получения содержательной информации о свойствах изучаемого процесса теплопереноса обратимся к первому из условий автомодельности в (4) реализуемого граничного режима, преобразуя его к виду

$$\text{Bi}(\text{Fo}) = \gamma_0 \frac{2\text{Fo} - \epsilon\mu^{-1}}{2\text{Fo}(\sqrt{\text{Fo}} - \gamma_0\mu^{-1})}. \tag{7}$$

При этом при каждом фиксированном значении $\text{Fo} \geq 0$ функция $\text{Bi}(\text{Fo})$ может принимать лишь не-отрицательные значения, поэтому должны выполняться условия

$$\begin{aligned} \text{Fo} &\geq 0.5\epsilon\mu^{-1}; \\ \sqrt{\text{Fo}} &\geq \gamma_0\mu^{-1}. \end{aligned} \tag{8}$$

Условия (8) можно рассматривать как достаточные условия автомодельности реализуемого граничного режима. Заметим, что при наличии идеального теплового контакта в анализируемой системе ($\mu = +\infty$) условия автомодельности (8) формально можно записать как $\sqrt{\text{Fo}} \geq 0$, а закон теплообмена $\text{Bi}(\text{Fo})$, определенный равенством (7), представить в виде $\text{Bi}(\text{Fo}) = \gamma_0 / \sqrt{\text{Fo}}$. Фактически это означает, что при $\mu = +\infty$ реализуемая математическая модель – модель «сосредоточенная емкость» – не позволяет теоретически оценить влияние пленочного покрытия (параметра μ) на изучаемый (автомодельный) процесс теплопереноса.

Функция $\text{Bi}(\text{Fo})$ монотонно убывающая (рис. 1; $\gamma_0 = 1$), причем $\text{Bi}(\text{Fo}^*) = +\infty$, где $\text{Fo}^* = (\gamma_0\mu^{-1})^2$, и справедлива асимптотическая оценка при больших значениях числа Фурье:

$$\text{Bi}(\text{Fo}) \sim \frac{\gamma_0}{\sqrt{\text{Fo}}} \Rightarrow 0.$$

Начальный момент времени реализации граничного режима определяется первым из условий автомодельности в (8) и имеет вид $\text{Fo}^{(e)} = 0.5\epsilon\mu^{-1}$, что можно ассоциировать с неидеальностью теплового контакта в системе. При $\text{Fo} \geq \text{Fo}^{(e)}$, согласно равенству (6), безразмерная температура $U(0) \triangleq \theta(0, \text{Fo}) - \text{const}$, т.е. реализуется режим термостатирования границы изотропного полупространства. При $\text{Fo} < \text{Fo}^{(e)}$ отвод теплоты в «холодное» полупространство за счет теплопроводности отсутствует.

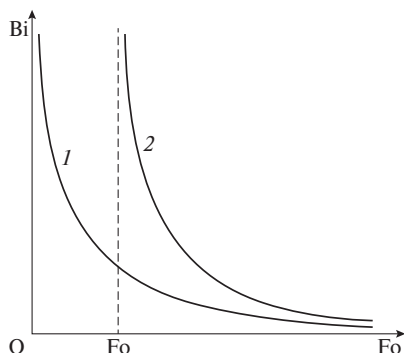


Рис. 1. График функции $Bi(Fo)$ при $\varepsilon = 0$ и различных значениях параметра μ : 1 — $\mu = +\infty$; 2 — $\mu < +\infty$.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Представленные результаты теоретически обосновывают возможность термостатирования контактной границы изотропного полупространства с пленочным покрытием при реализации граничного режима, условия автомодельности которого определены неравенствами (8), и иллюстрируют физические свойства изучаемого процесса теплопереноса при неидеальности теплового контакта в системе.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Зельдович Я. Б., Райзер Ю. П. Физика ударных волн и высокотемпературных гидродинамических явлений. М.: Наука, 1966. 686 с.
2. Самарский А. А., Галактионов В. А., Курдюмов С. П., Михайлов А. П. Режимы с обострением в задачах для квазилинейных параболических уравнений. М.: Наука, 1978. 478 с.
3. Волосевич П. П., Леванов Е. И. Автомодельные решения задач газовой динамики и теплопереноса. М.: МФТИ, 1997. 240 с.
4. Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. М.: Наука, 1964. 488 с.
5. Лыков А. В. Теория теплопроводности. М.: Высшая школа, 1967. 600 с.
6. Карташов Э. М. Аналитические методы в теории теплопроводности твердых тел. М.: Высшая школа, 2001. 552 с.
7. Пудовкин М. А., Волков И. К. Краевые задачи математической теории теплопроводности в приложении к расчетам температурных полей в нефтяных пластах при заводнении. Казань: Изд-во Казанского ун-та, 1978. 188 с.
8. Карташов Э. М., Кудинов В. А. Аналитическая теория теплопроводности и прикладной термоупругости. М.: URSS, 2012. 653 с.
9. Формалев В. Ф. Теплопроводность анизотропных тел. Аналитические методы решения задач. М.: Физматлит, 2014. 312 с.
10. Аттетков А. В., Волков И. К. О возможности реализации режима термостатирования границы сферического очага разогрева // Изв. РАН. Энергетика. 2016. № 3. С. 140–147.
11. Аттетков А. В., Волков И. К., Гайдаенко К. А. Автомодельное решение задачи теплопереноса в твердом теле со сферическим очагом разогрева, подвижная граница которого обладает пленочным покрытием // Тепловые процессы в технике. 2017. Т. 9. № 4. С. 178–183.
12. Аттетков А. В., Волков И. К. Автомодельное решение задачи теплопереноса в твердом теле со сферическим очагом разогрева, обладающим термически тонким покрытием // Тепловые процессы в технике. 2016. Т. 8. № 7. С. 297–300.
13. Аттетков А. В., Власов П. А., Волков И. К. Автомодельное решение задачи теплопроводности в изотропном полупространстве, подвижная граница которого имеет пленочное покрытие // Вестник МГТУ им. Н. Э. Баумана. Машиностроение. 2017. № 5. С. 89–97.

14. *Власов П. А.* Математическое моделирование температурного поля в полупространстве с теплозащитным покрытием // Труды XII Школы-семинара молодых ученых и специалистов под руководством академика РАН А. И. Леонтьева. М., 2001. Т. 2. С. 166–169.
15. *Ладыженская О. А., Солонников В. А., Уральцева Н. Н.* Линейные и квазилинейные уравнения параболического типа. М.: Наука, 1967. 736 с.
16. *Аттетков А. В., Волков И. К., Тверская Е. С.* Математическое моделирование процесса теплопереноса в экранированной стенке при осесимметричном тепловом воздействии // Изв. РАН. Энергетика. 2003. № 5. С. 75–88.

Realizability of the Mode of Temperature Control of the Boundary of an Isotropic Half-Space with a Film Coating

A. V. Attetkov*, P. A. Vlasov, I. K. Volkov, A. V. Kotovich**

Bauman Moscow State Technical University (National research university), Moscow, Russia

**e-mail: fn2@bmstu.ru*

***e-mail: shurik.kot@gmail.com*

We stated the problem of determining the temperature field of an isotropic half-space with a film-coated surface while undergoing heat exchange with the environment. A non-steady-state heat exchange mode with time-varying heat transfer coefficient and ambient temperature is researched. We identified sufficient conditions, the fulfillment of which makes it possible to implement a self-similar heat exchange process in the analyzed system. The physical properties of the studied self-similar process are qualitatively investigated and we established its specific features. The possibility of realizing the mode of temperature control of the boundary of an isotropic half-space with a film coating is theoretically substantiated in case of non-steady-state heat exchange with the environment.

Keywords: isotropic half-space, film coating, non-steady-state heat exchange, temperature field, self-similar process

УДК 620.4

ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ТРИНАРНЫХ ЭНЕРГОУСТАНОВОК

© 2024 г. В. О. Киндра*, И. И. Комаров, О. В. Злышко, И. А. Максимов, М. А. Островский

*Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования
“Национальный исследовательский университет “МЭИ”, Москва, Россия*

**e-mail: kindra.vladimir@yandex.ru*

Поступила в редакцию 21.10.2023 г.

После доработки 04.06.2024 г.

Принята к публикации 07.06.2024 г.

Парогазовые установки, работающие на природном газе, являются одними из наиболее эффективных и экологически безопасных энергетических комплексов. Высокая энергетическая эффективность и низкие удельные выбросы достигаются, прежде всего, за счет высокой среднеинтегральной температуры подвода теплоты в цикле Брайтона–Ренкина. При этом основными источниками потерь энергии являются потери теплоты в конденсаторе паротурбинной установки и потери теплоты с уходящими газами котла-утилизатора. Настоящая работа посвящена термодинамическому анализу перехода от традиционных бинарных циклов к тринарным, в которых помимо газового и пароводяного контуров имеется дополнительный контур на низкокипящем теплоносителе. По результатам проведенной термодинамической оптимизации структуры и параметров тепловых схем установлено, что использование органического цикла Ренкина с фреоном R236ea для утилизации низкопотенциальной теплоты уходящих газов энергоустановки, работающей с газовой турбиной ГТЭ-160, позволяет достичь электрического КПД нетто, равного 51.3%, что выше эффективности одноконтурных парогазовых установок при аналогичных начальных параметрах на 2.2% и двухконтурных – на 0.5%. Повышенный уровень энергоэффективности обуславливается ростом тепловой экономичности паротурбинной части за счет добавления подогревателей низкого давления, а также эффективной утилизацией теплоты уходящих газов в контуре с низкокипящим теплоносителем.

Ключевые слова: парогазовая установка, тринарный цикл, органический цикл Ренкина, энергоэффективность

DOI: 10.31857/S0002331024010091

ВВЕДЕНИЕ

Основное количество электрической и тепловой энергии в мире производится тепловыми электростанциями, доля которых в выработке составляет более 60%. Наиболее эффективным способом преобразования энергии топлива является применение парогазовых энергетических циклов, электрический коэффициент полезного действия (КПД) нетто которых может достигать 64% [1, 2]. Столь высокий уровень энергоэффективности обусловлен, прежде всего, высокими начальными параметрами: температура рабочей среды на входе в современные газовые турбины может достигать 1650 °С [3].

Широкое применение получили парогазовые установки (ПГУ), работающие по бинарному циклу, в которых паротурбинная часть может быть представлена в виде одного, двух и трех контуров теплоносителя. Основные потери энергии для данных установок наблюдаются в конденсаторе. Наиболее очевидный путь их сокращения, заключающийся в создании развитой системы регенеративного подогрева водяного теплоносителя, не нашел широкого применения, поскольку увеличение температуры питательной воды на входе в котел-утилизатор обычно сопровождается ростом температуры уходящих газов и, соответственно, увеличением потерь энергии [4].

В то же время для утилизации низкопотенциальной теплоты уходящих газов ПГУ могут быть использованы дополнительные утилизационные циклы. Так, в работе [5] рассматривается термодинамический эффект от надстройки установки, работающей по органическому циклу Ренкина (ОЦР) к парогазовому энергоблоку для дополнительной выработки электроэнергии. При использовании фреона R134a в качестве рабочей среды утилизационного цикла эффективность ПГУ повышается на более чем 1.1%, а при

использовании фреона R123 – на 1.19%. В работе [6] были рассмотрены аммиак, бутан, пентан, R236fa и R245fa в качестве теплоносителей для утилизации теплоты в конденсаторе паровой турбины ПГУ в ОЦР с регенератором. На ПГУ с газовой турбиной НК-36СТ и одноконтурным котлом-утилизатором с начальными параметрами пара 16 МПа и 440°С применение ОЦР на пентане позволяет обеспечить КПД установки выше 60%. В работе [7] были проведены исследования схемы ПГУ с утилизационным циклом на пентане, бутане, R365mfc, RC318, R236fa, R123, R245ca, R245fa. Авторами было определено наиболее эффективное рабочее тепло для ОЦР – R365mfc, а также установлено, что КПД ПГУ сильно зависит от температуры конденсации вещества. Так, при использовании пентана при снижении температуры конденсации на 10°С эффективность цикла увеличивается на более чем 0.7%.

Малоизученным является выбор оптимальных схемных решений для ПГУ с дополнительным утилизационным контуром – большое разнообразие низкопотенциальных утилизационных циклов обуславливает необходимость проведения их сравнения для случая использования в тепловых схемах ПГУ. Существует большое количество фреонов для органических энергоустановок и холодильной техники. Новые органические соединения, утечка которых не приводит к разрушающему воздействию на озоновый слой и не способствует процессам глобального изменения климата, активно разрабатываются, в том числе для применения в ОЦР.

Выбор рабочего теплоносителя для утилизационного контура тринарной энергоустановки является малоизученным, отсутствуют рекомендации по выбору фреона для эффективного восприятия теплоты уходящих газов газотурбинной установки (ГТУ) в диапазоне температур свыше 100°С. В связи с этим актуально проведение термодинамических исследований, направленных на выбор как структуры и параметров тепловых схем утилизационного контура тринарной установки, так и ее рабочей среды.

В настоящей работе представлены результаты термодинамического исследования схемных решений для ПГУ, работающих по тринарным энергетическим циклам, где дополнительный утилизационный контур на низкокипящем рабочем теле используется для дополнительной выработки электроэнергии за счет полезного использования теплоты уходящих газов.

ОБЪЕКТ ИССЛЕДОВАНИЙ

Объектом исследования являются тепловые схемы энергетических установок, работающих по бинарным и тринарным циклам. В качестве базовой рассматривается схема ПГУ, состоящей из газовой турбины, одноконтурного котла-утилизатора и паротурбинной установки (рис. 1а). В работе проводился расчет ПГУ с широко распространенной в России газовой турбиной ГТЭ-160 (V94.2), номинальные параметры которой приведены в табл. 1.

Для сокращения потерь в конденсаторе паровой турбины и повышения эффективности паротурбинного контура может быть использована развитая система регенерации. Для подогрева конденсата используются два подогревателя низкого давления поверхностного типа, в которых отработавший пар от отборов сбрасывается в конденсатор. Их применение позволяет отказаться от газового подогревателя конденсата, что способствует повышению температуры уходящих газов и делает возможным полезное использование их теплоты в утилизационном цикле (рис. 1б), в котором теплота подводится через дополнительные поверхности нагрева котла-утилизатора [8].

Утилизационный контур представляет собой ОЦР на низкокипящем теплоносителе. В работе рассматриваются два варианта исполнения контура: простая схема (рис. 2а) и схема с регенератором (рис. 2б). Добавление регенератора в тепловую схему ОЦР позволяет сократить расход теплоты в холодный

Таблица 1. Параметры ГТЭ-160

Параметр	Значение
Расход уходящих газов, кг/с	509
Расход природного газа, кг/с	8.67
Электрическая мощность нетто, МВт	153
Температура на входе в газовую турбину, °С	1060
Степень сжатия в воздушном компрессоре	10.9
Температура уходящих газов после турбины, °С	537
КПД ГТУ, %	33.9

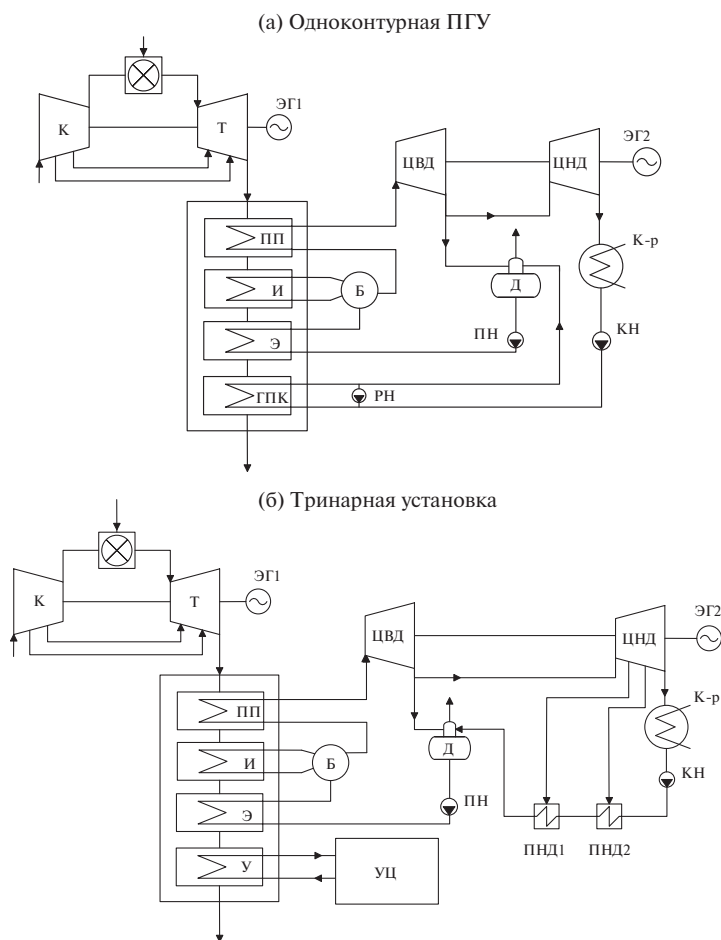


Рис. 1. Схемы исследуемых парогазовых установок: ЭГ – электрогенератор; К – воздушный компрессор; Т – газовая турбина; ПП – пароперегреватель; И – испаритель; Э – экономайзер; У – утилизатор; Б – барабан; ЦВД, ЦНД – цилиндр высокого и низкого давления; Д – деаэратор; К-р – конденсатор; КН, ПН, РН – конденсационный, питательный и рециркуляционный насосы; ПНД – подогреватели низкого давления; УЦ – утилизационный цикл; ГПК – газовый подогреватель конденсата.

источник, что приведет к росту КПД цикла, однако это способствует росту температуры органической среды на входе в горячий источник цикла, что может привести к росту температуры уходящих газов и сокращению выработки электроэнергии тринарной установкой.

Выбор рабочего теплоносителя для ОЦР будет напрямую определять эффективность утилизации теплоты уходящих газов, в связи с чем необходимо проведение термодинамического анализа циклов с различными органическими средами. В работе [9] был проведен анализ различных характеристик фреонов для органических циклов, в том числе токсичность, воспламеняемость, стоимость, потенциал глобального потепления и влияние на разложение озонового слоя, и в рамках этого анализа был сделан вывод о том, что фреоны R22, R41, R124, R134a, R236ea, вода и CO_2 являются перспективными теплоносителями для низкотемпературных установок, поэтому в настоящей работе рассматривается данный перечень рабочих сред для утилизационного цикла тринарной установки.

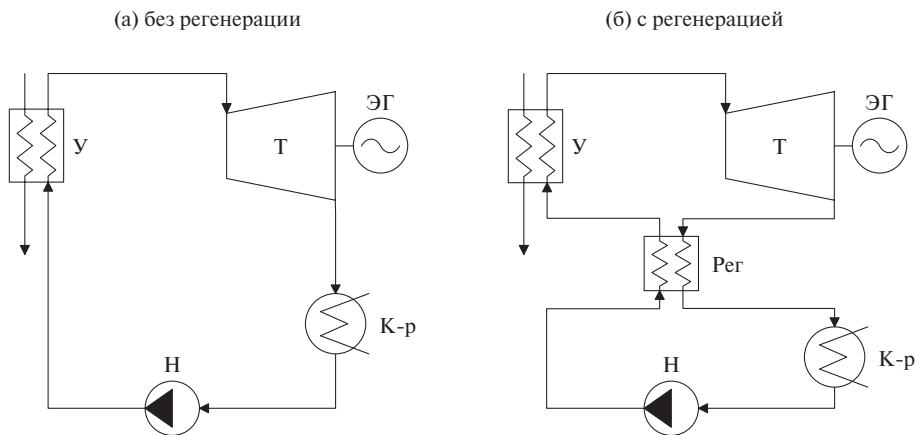


Рис 2. Тепловые схемы рассматриваемых утилизационных установок: У – утилизатор; Т – турбина; К-р – конденсатор; Н – насос; Per – регенератор.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЯ

Разработанная модель тринарной энергоустановки состоит из нескольких основных блоков: охлаждаемой ГТУ, паротурбинной установки, котла-утилизатора, представленного набором последовательно установленных теплообменников, и утилизационной установки.

Параметры газовой турбины подбирались таким образом, чтобы получить полное соответствие с параметрами турбины ГТЭ-160. Расчет расходов потока на охлаждение производился по методике, изложенной в [10], для этого компрессор и турбина были условно разделены на ступени, из которых отбирался и в которые подавался воздух. Расчет процесса сгорания в камере сгорания проводился с условием протекания реакции стехиометрического горения метана. Исходные данные для моделирования турбины приведены в табл. 2.

Процессы расширения и сжатия в турбомашине рассчитываются с постоянным изоэнтальпическим КПД по приведенным ниже уравнениям.

Энтальпия на выходе из турбины рассчитывалась по формуле:

$$h_2 = h_1 - (h_1 - h'_2) \cdot \eta_{oi.T}, \tag{1}$$

где h_1 и h_2 – энтальпии на входе в турбину и на выходе из турбины, кДж/кг; h'_2 – энтальпия при изоэнтальпическом расширении в турбине, кДж/кг; $\eta_{oi.T}$ – внутренний относительный КПД турбины.

Таблица 2. Исходные данные для математической модели газовой турбины

Параметр	Значение
Температура наружного воздуха, °С	15
Давление наружного воздуха, кПа	101.3
Топливо	CH ₄
КПД относительный внутренний компрессора, %	88
КПД относительный внутренний турбины, %	89
Гидравлические потери давления в камере сгорания, %	3
Распределение расхода на охлаждение в первых двух ступенях, %/%	70/30
КПД электромеханический, %	99

Таблица 3. Основные параметры ПГУ с одноконтурным котлом-утилизатором для моделирования

Параметр	Значение
Расход уходящих газов ГТУ, кг/с	509
Внутренний относительный КПД паровой турбины, %	90
Недогрев на горячем конце пароперегревателя, °С	20
Максимальная температура пара на выходе из котла-утилизатора, °С	560
Недогрев на холодном конце испарителя, °С	10
Недогрев на входе в экономайзер, °С	10
Недогрев на входе в деаэрактор, °С	10
Давление в конденсаторе, МПа	0.004
Минимальная температура теплоносителя на входе в котел-утилизатор, °С	60
Минимальная температура уходящих газов на выходе из котла-утилизатора, °С	80
Давление в деаэракторе, МПа	0.12 / 0.3 / 0.7
Потери давления в пароперегревателе, %	5
Превышение давления в отборе на деаэрактор над давлением в деаэракторе, %	40
Превышение давления в конденсатном насосе над давлением в деаэракторе, %	40
Внутренний КПД питательного и конденсатного насосов, %	85
Степень сухости на выходе из паровой турбины, %	90
КПД механический, %	99
КПД электрогенератора, %	99

Энтальпия в результате сжатия в компрессоре или насосе рассчитывалась по формуле:

$$h_2 = h_1 + (h_2' - h_1) \cdot \eta_{oi.C}, \quad (2)$$

где $\eta_{oi.C}$ – внутренний относительный КПД компрессора или насоса.

Котел-утилизатор паротурбинного блока состоит из последовательно установленных теплообменников, в которых рассчитывается тепловой баланс:

$$G_1 \cdot (h_{11} - h_{12}) = G_2 \cdot (h_{22} - h_{21}) = Q, \quad (3)$$

где h_{11} и h_{12} – энтальпии холодного и горячего потоков на входе в теплообменный аппарат, кДж/кг; h_{12} и h_{22} – энтальпии холодного и горячего потоков на выходе из теплообменного аппарата, кДж/кг; G_1 и G_2 – расходы горячей и холодной сред, кг/с; Q – тепловая мощность теплообменного аппарата, кВт.

Исходные данные для моделирования тепловых схем ПГУ приведены в табл. 3.

Электрическая мощность нетто ГТУ рассчитывалась по формуле:

$$N_H^{ГТУ} = (N_{ГТ} - N_K) \cdot \eta_M \cdot \eta_{ээ} - N_{ДК} \cdot \eta_M \cdot \eta_{эд}, \quad (4)$$

где $N_{ГТ}$ – мощность газовой турбины, МВт; N_K – мощность воздушного компрессора, МВт; $N_{ДК}$ – мощность топливного дожимного компрессора, МВт; η_M , $\eta_{эд}$ и $\eta_{ээ}$ – КПД механический, электропривода и электрогенератора.

Электрическая мощность нетто ПТУ рассчитывалась по формуле:

$$N_H^{ПТУ} = N_{ПТ} \cdot \eta_M \cdot \eta_{ээ} - \frac{N_{КН} + N_{ПН}}{\eta_M \cdot \eta_{эд}}, \quad (5)$$

где $N_{ПТ}$ – мощность паровой турбины, МВт; $N_{КН}$ и $N_{ПН}$ – мощность конденсатного и питательного насосов, МВт.

Электрическая мощность нетто ПГУ рассчитывалась как:

$$N_H^{ПГУ} = N_H^{ГТУ} + N_H^{ПТУ}, \tag{6}$$

Электрическая мощность нетто утилизационной установки определялась как:

$$N_H^Y = N_{\Phi T} \cdot \eta_m \cdot \eta_{э} - \frac{N_{\Phi H}}{\eta_m \cdot \eta_{эд}}, \tag{7}$$

где $N_{\Phi T}$ и $N_{\Phi H}$ – мощность фреоновой турбины и насоса, МВт.

Электрический КПД тринарной установки определяется по формуле:

$$\eta_H = \frac{N_H^{ПГУ} + N_H^Y}{B \cdot Q_n^P}, \tag{8}$$

где B – расход топлива в ГТУ, кг/с; Q_n^P – низшая рабочая теплота сгорания природного газа, МДж/кг.

Основные параметры для математического моделирования утилизационного контура представлены в табл. 4. Для определения теплофизических свойств фреонов и других рабочих тел использовалась база данных NIST REFPROP.

ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ

Результаты термодинамического анализа показали, что добавление подогревателей низкого давления в паротурбинной части приводит к возрастанию температуры питательной воды и, как следствие, температуры уходящих газов, что обуславливает падение эффективности парогазового цикла. На рис. 3 приведены графики зависимости эффективности ПГУ и температуры уходящих газов $T_{ух}$ от температуры питательной воды $T_{п.в.}$ для одноконтурной установки без регенерации, с регенерацией и двухконтурной установки. Изменение температуры питательной воды производилось за счет изменения давления в деаэраторе (использовался ряд давлений для деаэраторов – 0.12, 0.3 и 0.7 МПа). Увеличение температуры питательной воды на 60°С приводит к уменьшению эффективности цикла на 2.3% в цикле с регенерацией и на 0.6% при применении двухконтурной ПГУ (рис. Рис 3а). Добавление в одноконтурную установку подогревателей низкого давления приводит к падению общей эффективности цикла ввиду повышенных потерь с теплотой уходящих газов. Эффективность двухконтурной установки в среднем на 1.7–1.1% выше, чем одноконтурной, в первую очередь за счет более глубокой утилизации теплоты уходящих газов. Одновременно с этим увеличение температуры питательной воды на 60°С в одноконтурной установке приводит к росту потерь теплоты с уходящими газами на 15.7 МВт и сокращению потерь в конденсаторе паровой турбины на 10.4 МВт (рис. 3б).

В двухконтурных установках температура уходящих газов в зависимости от температуры питательной воды варьируется от 86 до 118°С, в связи с чем надстройка утилизационной установки нецелесообразна: она будет работать при малом перепаде температур, а ее мощность будет сравнительно низкой. Перспективным является добавление ОЦР в схемы одноконтурных ПГУ, где температура газов на выходе может достигать 183°С.

Для утилизации теплоты уходящих газов с повышенной температурой в работе были рассмотрены ОЦР на различных видах рабочих тел. На рис. 4 приведено сопоставление их энергетической

Таблица 4. Исходные данные для математической модели утилизационной установки

Параметр	Значение
Температура в конденсаторе цикла, °С	30
Минимальный температурный напор в утилизаторе, °С	10
Минимальный недогрев в регенераторе, °С	5
Внутренний относительный КПД насоса/компрессора	0.85
Внутренний относительный КПД турбины	0.85
КПД электрогенераторов и электродвигателей	0.99
Механический КПД	0.99
Минимальная степень сухости пара на выходе из турбины	0.90

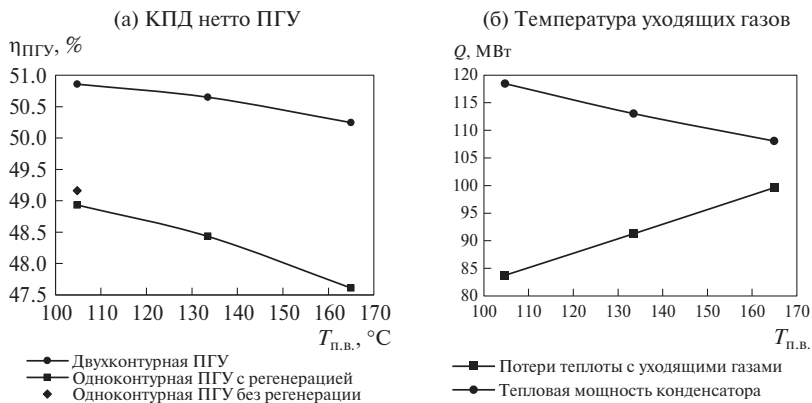
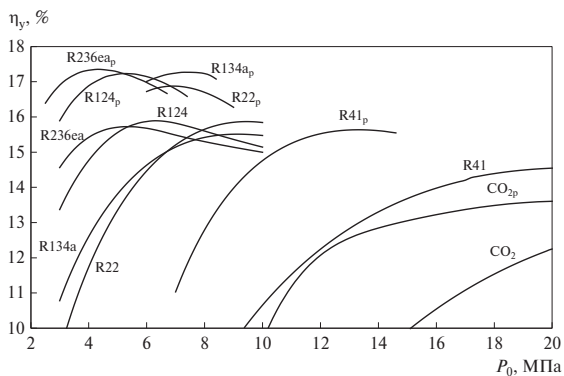


Рис. 3. Графики зависимости КПД нетто ПГУ и мощности тепловых потерь в ПГУ от температуры питательной воды.

(а) Зависимости КПД УЦ от начального давления для различных фреонов



(б) Сопоставление КПД УЦ при оптимальных параметрах

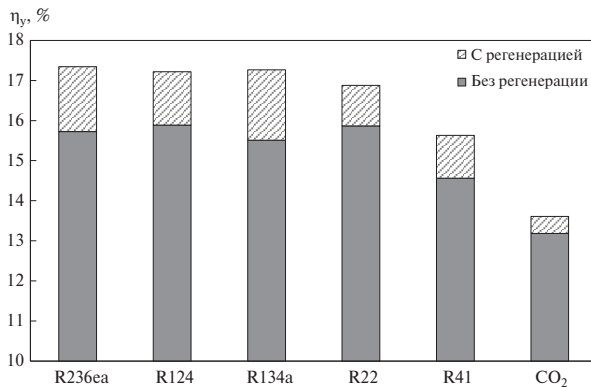


Рис. 4. Эффективность различных утилизационных циклов для тринарной энергоустановки.

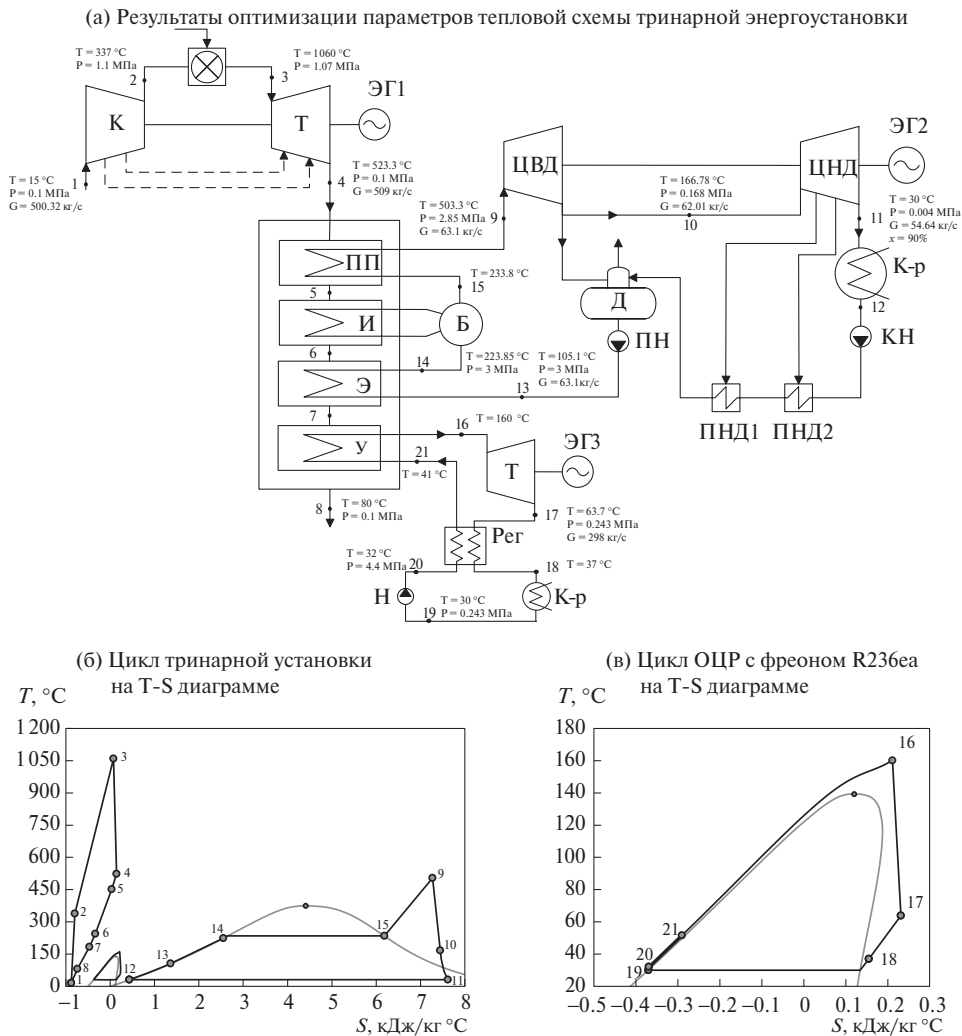


Рис. 5. Схема тринарной установки и ее цикл на T-S диаграмме.

эффективности. При надстройке утилизационного цикла к ПГУ с температурой уходящих газов 183°C (с дальнейшим их охлаждением до 80°C в цикле) наиболее эффективным является ОЦР с фреоновым рабочим телом R236еа. КПД нетто ОЦР достигает 15.72% в базовом варианте и доходит до 17.35% при использовании схемы с регенератором.

Таким образом, наиболее эффективным схемным решением будет использование в качестве утилизационной установки для тринарного энергоблока ОЦР на фреоне R236еа. Итоговая схема и параметры тринарной энергоустановки, а также T-S диаграмма тринарного цикла приведены на рис. 5.

За счет того, что низкопотенциальная часть теплоты уходящих газов не используется в пароводяном цикле, как в традиционной ПГУ, а переносится в более энергетически эффективный утилизационный цикл на низкокипящем теплоносителе, общая выработка электрической энергии увеличивается. Это позволяет тринарным энергоблокам конкурировать не только с одноконтурными ПГУ, но

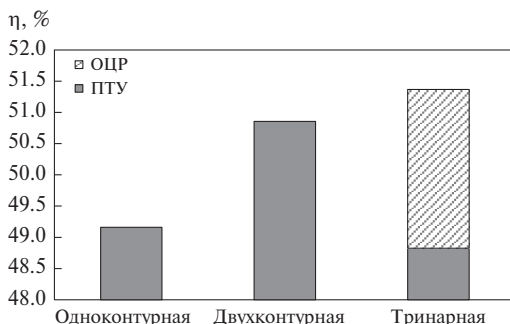


Рис. 6. Сравнение эффективности парогазовых установок.

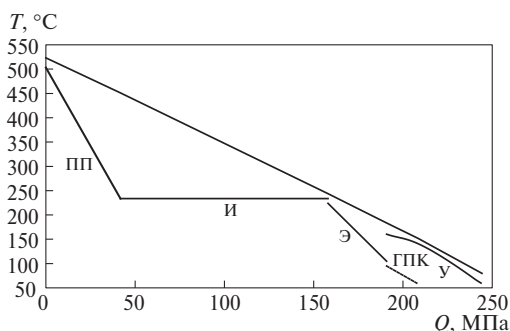


Рис. 7. T-Q диаграмма тринарной установки с ГТЭ-160.

и двухконтурными установками — абсолютный прирост КПД по сравнению с одноконтурной составляет более чем 2.2%, а при сопоставлении с двухконтурной эффективность тринарной выше более чем на 0.5% (рис. 6).

Более высокая тепловая экономичность тринарных циклов по сравнению с бинарными обуславливается несколькими факторами. В первую очередь, за счет развития системы регенерации в паротурбинном контуре сокращаются потери энергии в конденсаторе турбины, одновременно с этим позволяя убрать газовый подогреватель конденсата и повысить температуру среды на входе в утилизационный цикл. Утилизационный цикл за счет использования теплоносителя с низкой температурой кипения позволяет более эффективно утилизировать остаточную теплоту уходящих газов для дополнительной выработки электроэнергии по сравнению с традиционной схемой (рис. 7). Глубокая утилизация низкопотенциальной теплоты в цикле производится при повышенном значении среднеинтегральной температуры подвода, что обеспечивает высокий КПД цикла.

Такие результаты справедливы при глубине охлаждения уходящих газов в данных энергоблоках до 80°C. Однако перспективным является направление создания котлов-утилизаторов с конденсационными теплообменниками, в которых глубина охлаждения уходящих газов может достигать 40–50°C для выработки большей мощности [11]. При работе в таких условиях сравнительная энергетическая эффективность тринарных установок будет еще выше, чем у традиционных бинарных за счет эффективного использования теплоты конденсации водяных паров уходящих газов в утилизационном цикле.

Цикл Ренкина с органическим теплоносителем R236ea при данных начальных параметрах — наиболее энергоэффективный способ утилизации теплоты уходящих газов. Причиной тому являются различные факторы: более высокая среднеинтегральная температура подвода тепла за счет формы кривой при сверхкритическом переходе, а также высокая степень регенерации в цикле и, как следствие,

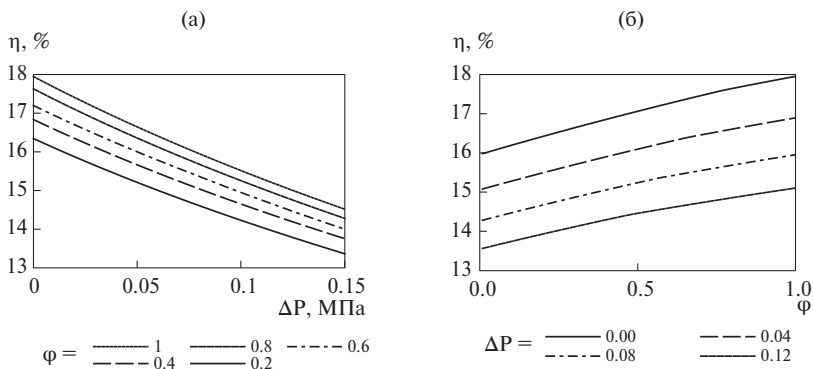


Рис. 8. График зависимости КПД нетто ОЦР от потерь давления в регенераторе (а) и степени регенерации (б).

сравнительно низкий уровень потерь теплоты в холодном источнике. С термодинамической точки зрения, эффективность работы регенеративной системы можно охарактеризовать степенью регенерации ϕ , являющейся отношением передаваемой в теплообменнике мощности к максимально возможной при нулевом недогреве, а также уровнем потерь давления по горячему и холодному каналам. Отсутствуют общепринятые рекомендации по выбору допустимых потерь на прокачку сред и по выбору степени регенерации в ОЦР – эти параметры влияют как на КПД, так и суммарную стоимость системы.

На рис. 8 приведены графики зависимости КПД нетто ОЦР на фреоне R236ea от степени регенерации в цикле и потерь давления в регенераторе. Степень регенерации и потери давления существенно влияют на конечное значение КПД органического цикла. Так, при увеличении потерь давления в регенераторе на 10 кПа эффективность органического цикла снижается на 0.25%, а при увеличении степени регенерации на 10% эффективность цикла увеличивается в среднем на 0.2%.

Степень регенерации в цикле может варьироваться от 0 до 1, что соответствует случаю отсутствия теплообменника и случаю максимально эффективного теплообменника с нулевым недогревом теплоносителей. Первый случай схематично эквивалентен ОЦР без регенерации и соответственно будут равны значения КПД нетто этих циклов. Второй же физически можно обеспечить при бесконечно большой площади теплообмена. При этом следует учитывать, что потери давления в дополнительном теплообменнике могут снизить эффективность цикла, и при некотором значении эффективности может стать даже меньше, чем в цикле без регенерации. В таком случае установка регенератора не имеет смысла.

На рис. 9 приведен график зависимости КПД нетто ОЦР на R236ea от степени регенерации и потерь давления в регенераторе при оптимальных начальных давлениях. Верхняя синяя линия соответствует циклу с регенератором без потерь давления, а красная – циклу без регенератора. Два этих случая определяют область, в которой установка регенератора термодинамически обоснована. На графике видно, что при потерях давления 80 кПа и более эффективность цикла при любой, даже максимально большой, степени регенерации становится ниже эффективности цикла без регенерации. Таким образом, экономически обоснованные характеристики регенеративной системы для утилизационной установки могут быть определены в довольно ограниченном диапазоне рабочих параметров. В связи с этим эффект от внедрения системы регенерации теплоты в утилизационном цикле будет определяться во многом уровнем теплогидравлической эффективности течения в каналах теплообменного оборудования цикла.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В настоящей работе представлены результаты термодинамического анализа тепловых схем парогазовых энергоблоков, работающих по тринарным циклам.

1. Добавление подогревателей низкого давления в паротурбинный контур ПГУ приводит к повышению ее тепловой экономичности, росту температуры питательной воды и, как следствие, росту температуры уходящих газов из котла-утилизатора. Благодаря этому перспективной становится схема с дополнительным контуром на низкокипящем теплоносителе, в котором появляется возможность эффективной утилизации теплоты уходящих газов для генерации дополнительной электрической энергии.

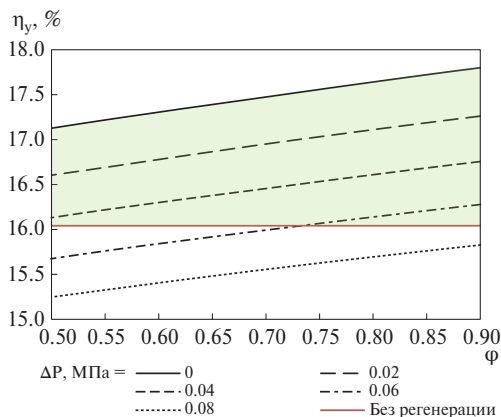


Рис 9. График зависимости КПД нетто ОЦР от степени регенерации и потерь давления при оптимальных параметрах в цикле.

2. Применение ОЦР с фреоном R236ea в качестве теплоносителя для утилизации теплоты уходящих газов позволяет достичь максимальной эффективности тринарной энергоустановки. КПД нетто цикла тринарной установки с газовой турбиной ГТЭ-160 достигает 51.3%, что выше эффективности современных двухконтурных ПГУ на 0.5% и одноконтурных ПГУ на 2.2%. Это свидетельствует о том, что применение схем тринарных энергоустановок может способствовать повышению эффективности генерации электроэнергии и, как следствие, сокращению выбросов вредных веществ в атмосферу.

3. Применение регенератора в ОЦР позволяет повысить его КПД более чем на 1.6%, при этом конечный уровень эффективности будет определяться выбором рабочей степени регенерации в цикле – ее увеличение на 10% приводит к росту КПД в среднем на 0.2%. Одновременно с этим введение дополнительного оборудования приведет к дополнительным затратам энергии на прокачку теплоносителей. Установлено, что увеличение потерь давления в регенераторе на 10 кПа приводит к падению эффективности ОЦР в среднем на 0.25%. Это приводит к тому, что положительный термодинамический эффект от внедрения регенерации в ОЦР может быть обеспечен в ограниченном диапазоне степени регенерации и потерь давления в каналах теплообменников.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации в рамках государственного задания № FSWF-2023-0014 (соглашение № 075-03-2023-383 от 18 января 2023 г.) в сфере научной деятельности на 2023–2025 гг.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Okajima Y., Torigoe T., Mega M., Kuwabara M., Okaya N. Development of Advanced TBC for 1650°C Class Gas Turbine. ITSC2021. ASM International. 2021. С. 695–699.
2. Morimoto K., Matsumura Y., Iijima T., Wakazono S., Kataoka M., Yuri M. Validation Results of 1650°C Class JAC Gas Turbine at T-point 2 Demonstration Plant. Mitsubishi Heavy Industries Technical Review. 2021. Т. 58. № 1. С. 12.
3. Ольховский Г. Г. Наиболее мощные энергетические ГТУ (обзор) // Теплоэнергетика. 2021. № 6. С. 87–93.
4. Киндра В. О., Наумов В. Ю., Скляр Н. С., Львов Д. Д., Максимов И. А. Тринарные энергетические циклы для высокоэффективного производства электроэнергии из ископаемого топлива // Новое в российской электроэнергетике. 2022. № 4. С. 7–25.
5. Bălănescu D.-T., Homulescu V.-M. Performance analysis of a gas turbine combined cycle power plant with waste heat recovery in Organic Rankine Cycle. Procedia Manufacturing. – 2019. Т. 32. С. 520–528.
6. Galashov N., Tsibulskiy S., Serova T. Analysis of the Properties of Working Substances for the Organic Rankine Cycle Based Database “REFPROP”. EPJ web of conferences. EDP Sciences. 2016. Т. 110. С. 01068.
7. Галашов Н. Н., Цибульский С. А. Параметрический анализ схемы парогазовой установки с комбинацией трех циклов для повышения кпд при работе в северных газодобывающих районах // Изв. Томского политехнического университета. 2019. Т. 330. № 5. С. 44–55.

8. Kindra V., Rogalev N., Osipov S., Zlyvko O., Naumov V. Research and Development of Trinary Power Cycles: 3. Inventions. Multidisciplinary Digital Publishing Institute. 2022. Т. 7. № 3. С. 56.
9. Киндра В.О., Роголев Н.Д., Роголев А.Н., Наумов В.Ю., Сабанова Е.Н. Термодинамическая оптимизация низкотемпературных циклов для теплоэнергетики // Новое в российской электроэнергетике. Учредители: Информационное агентство “Энерго-пресс”. № 5. С. 6–30.
10. Наумов В.Ю., Осипов С.К., Злывко О.В., Киндра В.О. Утилизация низкопотенциальной теплоты в углекислотных циклах Брайтона и Ренкина // Энергосбережение – теория и практика. 2022. С. 19–25.
11. Vannoni A., Giugno A., Sorce A. Integration of a flue gas condensing heat pump within a combined cycle: Thermodynamic, environmental and market assessment. Applied Thermal Engineering. 2021. Т. 184. С. 116276.

Thermodynamic Analysis of a Trinary Power Plant

V. O. Kindra*, I. I. Komarov, O. V. Zlyvko, I. A. Maksimov, M. A. Ostrovsky

National Research University “Moscow Power Engineering Institute”, Moscow, Russia

**e-mail: kindra.vladimir@yandex.ru*

Combined-cycle plants operating on natural gas are today one of the most efficient and environmentally friendly energy systems. High energy efficiency and low specific emissions are achieved primarily due to the high average integral temperature of heat supply in the Brayton-Rankine cycle. In this case, the main sources of energy losses are heat losses in the condenser of a steam turbine unit and heat losses with the exhaust gases of the waste heat boiler. This work is devoted to the thermodynamic analysis of the transition from traditional binary cycles to trinary ones, in which, in addition to the gas and steam-water circuits, there is an additional circuit using a low-boiling coolant. Based on the results of the thermodynamic optimization of the structure and parameters of thermal circuits, it was established that the use of an organic Rankine cycle with R236ea freon to utilize the low-grade heat of exhaust gases of a power plant operating with a gas turbine GTE-160 allows achieving a net electrical efficiency of 51.3%, which is higher the efficiency of single-circuit CCGT units with similar initial parameters is by 2.2% and double-circuit CCGT units by 0.5%. The increased level of energy efficiency is due to an increase in the thermal efficiency of the steam turbine part due to the addition of low-pressure heaters, as well as the effective utilization of heat from exhaust gases in a circuit with a low-boiling coolant.

Keywords: combined cycle power plant, trinary cycle, organic Rankine cycle, energy efficiency

АДАПТИВНЫЙ АЛГОРИТМ УПРАВЛЕНИЯ НА ОСНОВЕ ВИРТУАЛЬНОГО СИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА. ЧАСТЬ 1

© 2024 г. А. А. Суворов, А. Б. Аскарлов*, Н. Ю. Рубан, Ю. Д. Бай

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования
«Национальный исследовательский Томский политехнический университет»,

Томск, Россия

*e-mail: aba7@tpu.ru

Поступила в редакцию 22.05.2023 г.

После доработки 04.06.2024 г.

Принята к публикации 07.06.2024 г.

В современных гибридных энергосистемах общая постоянная инерция системы не является постоянной величиной и зависит от доли генерируемой мощности возобновляемых источников энергии (ВИЭ), подключаемых к сети через силовые преобразователи, в каждый конкретный момент времени. Из-за этого требуемые в электрических сетях ограничения скорости изменения частоты и величины ее отклонения при возмущениях становятся труднореализуемыми с помощью традиционных подходов и средств. Актуальным является переход к новой стратегии управления ВИЭ, в рамках которой силовой преобразователь становится ведущим, что позволяет последним выполнять ряд необходимых системных функций. С этой целью может быть использован алгоритм управления на основе виртуального синхронного генератора (ВСГ), имитирующий свойства и возможности традиционной синхронной генерации для объектов ВИЭ. Однако из-за постоянно меняющихся схемно-режимных условий в гибридных энергосистемах создаваемая за счет ВСГ виртуальная инерция должна быть адаптивной. При этом эффективность адаптивных алгоритмов во многом зависит от используемой структуры ВСГ. В связи с этим в первой части статьи предложена модифицированная структура ВСГ, для которой сформирована передаточная функция контура по управлению активной мощностью. С помощью нее выполнен сравнительный анализ традиционной и модифицированной структур ВСГ, по результатам которого доказано отсутствие трех принципиальных противоречий у последней. За счет особых свойств достигнута возможность гибкого управления параметрами модифицированного ВСГ для достижения желаемого качества динамического отклика на любом этапе протекания переходного процесса. Во второй части статьи приведен анализ влияния параметров настройки на инерционные и демпфирующие свойства ВСГ, на основе которого разработаны адаптивные алгоритмы их изменения в зависимости от складывающихся схемно-режимных условий. Полученные аналитические выводы подтверждены путем нелинейного динамического моделирования.

Ключевые слова: возобновляемые источники энергии, виртуальный синхронный генератор, силовой преобразователь, система управления, адаптивное управление, виртуальная инерция

DOI: 10.31857/S0002331024010103

ВВЕДЕНИЕ

С развитием объектов распределенной генерации на базе возобновляемых источников энергии (ВИЭ) количество силовых преобразователей (СП) электрической энергии в современных энергосистемах существенно увеличивается, обуславливая тенденции трансформации энергосистем в гибридные системы, которые содержат элементы на постоянном и переменном токах. Одной из основных проблем таких энергосистем является изменяемость в широком диапазоне общей постоянной инерции системы, величина которой зависит от доли генерируемой мощности объектами ВИЭ с СП в каждый конкретный момент времени [1]. Известно, что общая постоянная инерция играет определяющую роль при формировании характера изменения частоты сети на первых секундах возникновения переходного процесса при малых или больших возмущениях в энергосистемах [2]. Величиной инерции определяется скорость изменения частоты и величина ее отклонения, максимально допустимые значения которых

строго регламентированы в стандартах и сетевых кодексах различных стран [3]. Необходимость последнего связана с обеспечением надежного функционирования устройств противоаварийной автоматики и устойчивости энергосистем в целом, что становится крайне сложным в обозначенных условиях развития гибридных энергосистем и требует применения новых интеллектуальных и гибких технологий [4, 5].

Уникальная особенность СП заключается в динамике их функционирования, которая определяется быстродействующими силовыми полупроводниковыми ключами и соответствующей по быстрдействию системой автоматического управления (САУ), что в совокупности открывает широкие возможности по использованию установок с СП для решения различных задач [6–8]. В связи с этим актуальным является переход от классического управления, при котором подразумевается работа СП в режиме ведомого сетью, к новой стратегии управления с СП, работающим в режиме ведущего [9, 10]. Подобное решение позволяет обеспечить с помощью СП необходимый инерционный отклик, который является определяющим при первичном регулировании частоты [11]. В качестве наиболее перспективного направления в данной области можно выделить алгоритмы управления СП на основе виртуального синхронного генератора (ВСГ), которые позволяют имитировать поведение и свойства традиционного синхронного генератора (СГ) [12]. Однако качество функционирования ВСГ существенно зависит от заданных параметров настройки [13]. Причем из-за постоянно меняющихся схемно-режимных условий в современных энергосистемах выбор постоянно заданных параметров настроек или жестких структур ВСГ не позволяет достичь желаемых целей управления. Всегда возникает необходимость поиска компромисса между надежностью и эффективностью регулирования режима, например при изменении плотности сети [14]. Таким образом, с учетом постоянно меняющейся величины общей постоянной инерции в современных гибридных энергосистемах, формируемые с помощью ВСГ виртуальная инерция и демпферный коэффициент должны быть адаптивными к изменяющимся условиям сети для обеспечения допустимых диапазонов скорости и величины отклонения частоты. Анализ данной проблемы и разработке эффективных решений посвящена статья, которая в связи со значительным объемом разделена на две части.

Несмотря на возможную гибкость в задании параметров ВСГ в широких пределах, эффективность адаптивных алгоритмов во многом зависит от используемой структуры ВСГ. Большинство адаптивных алгоритмов предназначено для использования в составе традиционной структуры, управляемой по напряжению (ВСГ-Н) [15]. Изменение постоянной инерции и демпферного коэффициента для такой структуры неизбежно приводит к возникновению трех принципиальных противоречий [16], анализ которых выполнен в рамках первой части данной статьи. Первое из них связано с влиянием эффективности демпфирования колебаний на скорость отклика по активной мощности. В результате при увеличении демпферного коэффициента увеличивается время нарастания и спада мощности ВИЭ. Второе связано с влиянием демпферного коэффициента на статизм по частоте, что приводит к установлению активной мощности, отличающейся от заданной, после возмущения. Третье противоречие возникает между скоростью реакции на изменение активной мощности и отклонение частоты. Для приемлемого отклика по активной мощности необходимо уменьшать демпферный коэффициент, а для эффективной реакции на отклонения частоты, наоборот, увеличивать. Таким образом, с учетом приведенных трудностей, развитие адаптивных алгоритмов управления должно идти вместе с разработкой наиболее подходящих для них структур ВСГ.

В связи с вышеизложенным в первой части статьи предлагается применение альтернативной структуры ВСГ, управляемой по току (ВСГ-Т), у которой отсутствуют проблемы, присущие традиционной структуре ВСГ-Н. Для рассматриваемой ВСГ-Т разработана передаточная функция контура по управлению активной мощностью, с помощью которой доказано отсутствие противоречий, приведенных ранее. Во второй части статьи на основе выявленных и доказанных свойств предлагаемой структуры ВСГ-Т разработан и протестирован адаптивный алгоритм управления, с помощью которого осуществляется независимое изменение основных параметров ВСГ, влияющих на инерционный отклик и демпфирование, за счет чего формируется желаемый динамический отклик ВСГ на любой стадии переходного процесса.

ТЕСТОВАЯ СХЕМА ЭНЕРГОСИСТЕМЫ И ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ

Общий вид исследуемой электрической сети с системой управления СП на основе ВСГ и ее упрощенное представление приведены на рис. 1. СП подключается к сети в точке общего подключения через LC -фильтр, который состоит из индуктивности L_ϕ и емкости C_ϕ . В данной статье с целью исключения детального описания конкретных принципов практической реализации первичного источника энергии, в роли которого может выступать, например, накопитель электрической энергии, и вводимых при этом особенностей функционирования принято, что в цепи постоянного тока инвертора подключен идеальный источник постоянного напряжения U_{DC} через конденсатор C_{DC} . Подобный подход широко используется при разработке алгоритмов управления силовыми преобразователями и позволяет

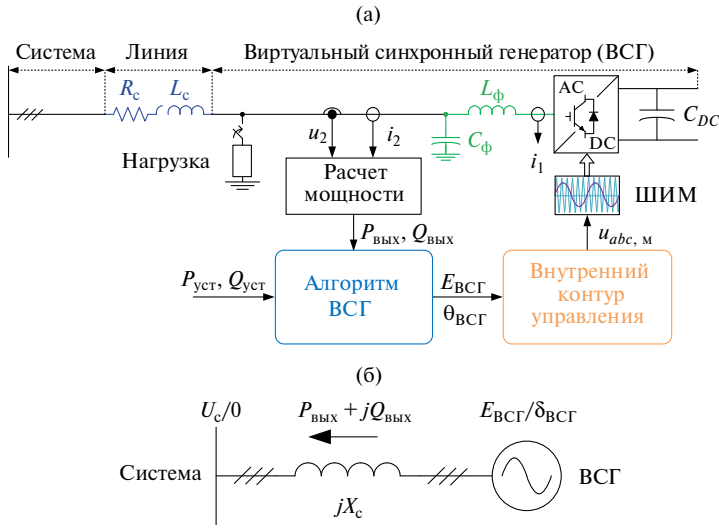


Рис. 1. Схема тестовой энергосистемы: (а) топология сети и структура управления; (б) упрощенное представление.

получить обобщенные результаты без привязки к конкретному объекту генерации. Для уменьшения громоздкости уравнений рассматривается только индуктивная составляющая общего сопротивления связи между СП и внешней сетью L_c ($R_c = 0$). Внешняя энергосистема представлена в виде идеального источника переменного напряжения U_c , определяющего частоту сети ω_c . Параметры тестовой схемы приведены в табл. 1.

В системе управления $P_{уст}$, $Q_{уст}$ – уставки по активной и реактивной мощности, $P_{вых}$ и $Q_{вых}$ – выходная активная и реактивная мощность, i_1 – ток на выходе СП, u_2 и i_2 – напряжение и ток в точке подключения СП за фильтром, $E_{ВСГ}$ и $\theta_{ВСГ}$ – амплитуда и фаза выходного напряжения ВСГ, $\delta_{ВСГ}$ – угол между фазами напряжений ВСГ и внешнего источника. Регулирование выходной активной и реактивной мощности обеспечивается путем управления фазой и амплитудой выходного напряжения ВСГ соответственно. Внутренний контур управления является типовой частью всей системы управления и состоит из каскадных пропорционально-интегральных регуляторов тока и напряжения, за счет которых формируется опорный сигнал $u_{abc,м}$ для широтно-импульсной модуляции (ШИМ) с частотой коммутации $f_{ШИМ}$.

Таблица 1. Исходные параметры сети и настройки САУ

Сеть и преобразователь		ВСГ-Г	
Параметр	Значение	Параметр	Значение
U_0 , В	480	H_0 , с	2
S_0 , МВА	2	R_v , отн.ед.	0
f_0 , Гц	60	L_v , отн.ед.	0.105
$f_{ШИМ}$, кГц	5	R_{1q} , отн.ед.	0.01
L_ϕ , отн.ед.	0.1	L_{1q} , отн.ед.	0.71
C_ϕ , отн.ед.	0.112	K_u , отн.ед.	1
L_c , отн.ед.	0.3	$Q_{уст, ВСГ}$, отн.ед.	0
R_c , отн.ед.	0	$K_{рсс}$, отн.ед.	0.052
		$K_{тсс}$, отн.ед.	13.195

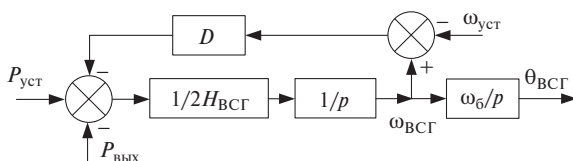


Рис. 2. Контур управления по активной мощности для ВСГ-Н.

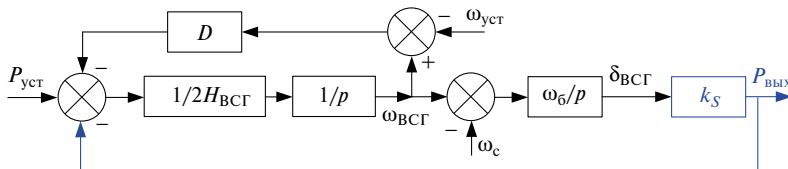


Рис. 3. Схема замкнутой передаточной функции контура по управлению активной мощностью для ВСГ-Н.

ОПИСАНИЕ ТРАДИЦИОННОЙ СТРУКТУРЫ ВСГ-Н

Исходя из основной идеи системы управления на основе ВСГ, заключающейся в имитации свойств и возможностей синхронной генерации, в ней можно выделить три основных контура: внутренний контур управления, модель виртуального СГ и внешний контур управления [13]. Известно, что инерционный отклик ВСГ определяется используемым в структуре управления уравнением движения виртуального ротора. Причем за счет введения демпферного коэффициента D осуществляется аппроксимативный учет демпфирующих свойств СГ. Также в традиционной реализации ВСГ-Н демпферный коэффициент и коэффициент статизма довольно часто объединяются, и уравнение движения преобразуется в вид:

$$\begin{cases} P_{уст} - P_{вых} - D(\omega_{ВСГ} - \omega_{уст}) = 2H_{ВСГ} \frac{d\omega_{ВСГ}}{dt} \\ \frac{d\theta_{ВСГ}}{dt} = \omega_{ВСГ}\omega \end{cases}, \quad (1)$$

где $\omega_{ВСГ}$ – текущая частота вращения виртуального ротора ВСГ; отн.ед., $H_{ВСГ}$ – виртуальная постоянная инерции ВСГ, измеряемая в секундах, которая также может быть записана как $2H_{ВСГ} = T_{J, ВСГ}$; $\omega_б$ – базисное значение частоты вращения, рад/с.

Такая реализация позволяет исключить в системе управления применение блока фазовой автоподстройки частоты, поскольку вместо частоты сети ω_c используется номинальное значение частоты $\omega_{уст}$ и, соответственно, присущим ему проблем обеспечения устойчивости функционирования, особенно в слабых и сверхслабых сетях [14]. Однако несмотря на кажущуюся эффективность обозначенной реализации, ей присущи принципиальные противоречия, обозначенные во введении. Таким образом, структурная схема контура управления активной мощностью для традиционной структуры ВСГ-Н имеет вид, представленный на рис. 2.

Поскольку в статье предлагается подход к улучшению инерционного отклика ВСГ, достаточно рассмотреть только контур по управлению активной мощностью. Именно данный контур формирует выходную активную мощность и частоту ВСГ, которые непосредственно влияют на переходные процессы, связанные с отклонениями частоты в сети. Путем оценки характера изменения данных переменных могут быть проанализированы недостатки, присущие традиционной структуре ВСГ-Н, и показаны преимущества предлагаемой модифицированной структуры ВСГ-Т. В связи с этим для каждой рассматриваемой структуры сформирована замкнутая передаточная функция контура по управлению активной мощностью. Для ВСГ-Н схема такой функции приведена на рис. 3, где k_s является величиной синхронизирующей мощности при нулевом угле $\delta_{ВСГ0}$ и определяется как $k_s = E_{ВСГ} U_c / L_c$ [17].

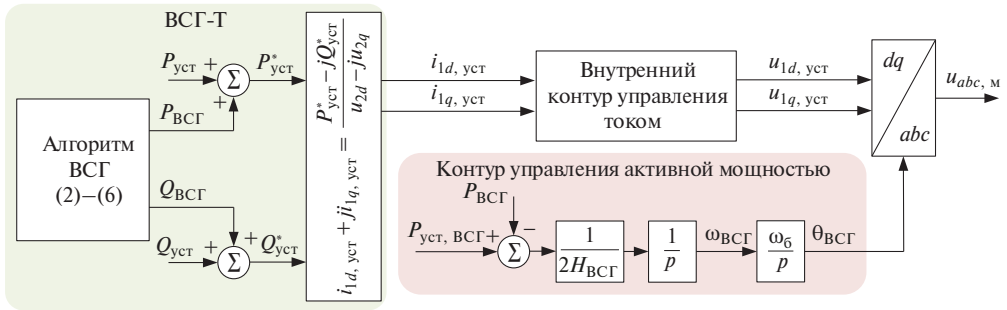


Рис. 4. Структурная схема ВСГ-Т.

ОПИСАНИЕ МОДИФИЦИРОВАННОЙ СТРУКТУРЫ ВСГ-Т

Для устранения ранее обозначенных недостатков ВСГ-Н, препятствующих применению эффективных адаптивных подходов к управлению виртуальной постоянной инерции и демпферным коэффициентом, в статье предлагается модифицированная структура ВСГ-Т [18]. Структурная схема ВСГ-Т представлена на рис. 4. Основной особенностью данной модели является параллельная работа контуров, формирующих опорные значения мощности. Первый из них отвечает за формирование уставок по активной и реактивной мощности ($P_{уст}$ и $Q_{уст}$). Второй контур воспроизводит динамику ВСГ, формируемые выходные мощности $P_{ВСГ}$ и $Q_{ВСГ}$ которого затем прибавляются к значениям уставок. Из результирующих опорных значений мощностей $P_{уст}^*$ и $Q_{уст}^*$ вычисляются опорные значения токов $i_{dq,уст}^*$ для внутреннего контура управления током. Структурно внутренний контур управления током представлен аналогично ВСГ-Н пропорционально-интегральными регуляторами с коэффициентами усиления $K_{рсс}$ и $K_{исс}$.

Электромагнитные характеристики виртуальной синхронной машины соответствуют схеме замещения традиционного СГ в осях dq и описываются согласно уравнениям (2)–(5). Выходные значения активной и реактивной мощности ВСГ рассчитываются в соответствии с теорией мгновенной мощности (6).

$$\begin{cases} \frac{d\Psi_d}{dt} = \omega_0 (u_{2d} + R_v i_{d,ВСГ} + \omega_{ВСГ} \Psi_q) \\ \frac{d\Psi_q}{dt} = \omega_0 (u_{2q} + R_v i_{q,ВСГ} - \omega_{ВСГ} \Psi_d) \end{cases}, \quad (2)$$

$$\frac{d\Psi_{1q}}{dt} = \omega_0 \left(-R_{1q} i_{q,ВСГ} - \frac{R_{1q}}{L_{1q}} \Psi_{1q} \right) = \frac{1}{\tau_{1q}} (-L_{1q} i_{q,ВСГ} - \Psi_{1q}), \quad (3)$$

$$\frac{d\Psi_{fd}}{dt} = K_u \left(\frac{Q_{уст, ВСГ} - Q_{ВСГ}}{U_2} \right), \quad (4)$$

$$\begin{cases} i_{d,ВСГ} = \frac{\Psi_{fd} - \Psi_d}{L_v} \\ i_{q,ВСГ} = \frac{\Psi_{1q} - \Psi_q}{L_v} \end{cases}, \quad (5)$$

$$\begin{cases} P_{ВСГ} = u_{2d} i_{d,ВСГ} + u_{2q} i_{q,ВСГ} \\ Q_{ВСГ} = u_{2q} i_{d,ВСГ} - u_{2d} i_{q,ВСГ} \end{cases}, \quad (6)$$

где ψ_d и ψ_q – потокоцепления виртуального статора по осям d и q соответственно; ψ_{1q} – потокоцепление виртуальной демпферной обмотки по оси q ; R_{1q} , L_{1q} и τ_{1q} – активное сопротивление, индуктивность и постоянная времени виртуальной демпферной обмотки; $Q_{уст. ВСГ}$ – уставка ВСГ по реактивной мощности; $P_{ВСГ}$ и $Q_{ВСГ}$ – рассчитываемое значение выходной активной и реактивной мощности ВСГ; K_u – коэффициент усиления контура управления реактивной мощностью; u_{2dq} – напряжение в осях dq , ось q опережает ось d на 90° , а ток фазы a совпадает с осью q , следовательно $u_{2d} = U_2 \sin(\delta_{ВСГ})$ и $u_{2q} = U_2 \cos(\delta_{ВСГ})$; U_2 – действующее значение напряжения в точке подключения емкости LC -фильтра; $i_{d,ВСГ}$ и $i_{q,ВСГ}$ – виртуальные токи ВСГ в осях d и q .

Основным преимуществом рассматриваемой технологии ВСГ, в рамках которого предлагается использование разрабатываемого алгоритма ВСГ-Т, является отсутствие необходимости в изменении аппаратной части сетевых инверторов, работающих в режиме ведомых сетей, которые широко используются в промышленности. Для перехода к «ведущим» сетевым инверторам на основе предлагаемой структуры ВСГ-Т достаточно изменения только в алгоритмах их управления с учетом разработки соответствующих программно-аппаратных решений для САУ инверторов. При этом с учетом представленной структуры ВСГ-Т в рамках САУ сетевого инвертора используемые пропорционально-интегральные регуляторы тока и широтно-импульсный преобразователь остаются неизменными, которые могут быть свободно «унаследованы» от традиционной структуры САУ. В таком случае изменятся только внутренние контуры управления для формирования значений опорных токов для регулятора тока.

Отличие уравнения движения, используемого в ВСГ-Т, от традиционного заключается в исключении демпферного коэффициента D . В структуре ВСГ-Т демпфирование обеспечивается за счет виртуальной демпферной обмотки, эффективность действия которой определяется параметрами: постоянной времени τ_{1q} и индуктивным сопротивлением L_{1q} , являющимися аналогом коэффициента D . Также стоит отметить отсутствие необходимости использования блока фазовой автоподстройки частоты. Предлагаемая модель ВСГ-Т является управляемой по току, соответственно выходным параметром модели ВСГ является ток, а входными параметрами для системы управления являются напряжения в точке подключения СП к сети. В соответствии с этим уравнения, описывающие внешнюю сеть, имеют следующий вид (индуктивное сопротивление фильтра L_ϕ учтено в сопротивление сети L_c):

$$\begin{cases} \frac{du_{2d}}{dt} = \frac{\omega_6}{C_\phi} i_{1d} - \frac{\omega_6}{C_\phi} i_{2d} + \omega_6 u_{2q} \\ \frac{du_{2q}}{dt} = \frac{\omega_6}{C_\phi} i_{1q} - \frac{\omega_6}{C_\phi} i_{2q} - \omega_6 u_{2d} \end{cases}, \quad (7)$$

$$\begin{cases} \frac{di_{2d}}{dt} = \frac{\omega_6}{L_c} u_{2d} - \frac{\omega_6}{L_c} U_c \sin \delta_{ВСГ} - \frac{\omega_6 R_c}{L_c} i_{2d} + \omega_6 i_{2q} \\ \frac{di_{2q}}{dt} = \frac{\omega_6}{L_c} u_{2q} - \frac{\omega_6}{L_c} U_c \cos \delta_{ВСГ} - \frac{\omega_6 R_c}{L_c} i_{2q} - \omega_6 i_{2d} \end{cases}. \quad (8)$$

Для формирования замкнутой передаточной функции контура по управлению активной мощностью ВСГ-Т выполним линеаризацию уравнений (1)–(8) в рассматриваемой точке равновесия и преобразование Лапласа. При этом примем ряд допущений, аналогичных случаю ВСГ-Н:

- 1) активные сопротивления R_v и R_c исключаются;
- 2) рассматривается установившийся режим работы, т.е. $d\psi_q/dt = d\psi_d/dt = 0$ и $\omega_{ВСГ} = 1$;
- 3) поскольку виртуальный генератор работает с нулевой нагрузкой, то $P_{ВСГ0} = Q_{ВСГ0} = i_{d0,ВСГ} = i_{q0,ВСГ} = 0$;
- 4) внутренний контур управления током исключается, поскольку скорость его работы существенно превышает рассматриваемый диапазон процессов.

Выходная активная мощность СП $P_{вых}$ с учетом структуры ВСГ и принятых допущений имеет следующий вид:

$$\begin{aligned} \Delta P_{вых} &= \Delta P_{ВСГ} + P_{уст} = \Delta u_{2d} i_{d0} + u_{2d0} \Delta i_{1d} + \Delta u_{2q} i_{q0} + u_{2q0} \Delta i_{1q} + P_{уст} = \\ &= U_2 \sin(\delta_{ВСГ0}) \Delta i_{1d} + U_2 \cos(\delta_{ВСГ0}) \Delta i_{1q} + P_{уст} = U_2 \Delta i_{1q} + P_{уст}. \end{aligned} \quad (9)$$

Выходная мощность виртуального генератора в свою очередь определяется уравнением:

$$\begin{aligned} \Delta P_{\text{ВСГ}} &= \Delta u_{2d} i_{d0, \text{ВСГ}} + u_{2d0} \Delta i_{d, \text{ВСГ}} + \Delta u_{2q} i_{q0, \text{ВСГ}} + u_{2q0} \Delta i_{q, \text{ВСГ}} = \\ &= U_2 \sin(\delta_{\text{ВСГ}0}) \Delta i_{d, \text{ВСГ}} + U_2 \cos(\delta_{\text{ВСГ}0}) \Delta i_{q, \text{ВСГ}} = U_2 \Delta i_{q, \text{ВСГ}}. \end{aligned} \quad (10)$$

Из выражений (9) и (10) следует, что малое приращение активной мощности виртуального генератора и на выходе СП зависит только от приращения соответствующего тока по оси q , поэтому достаточно выполнить линеаризацию уравнения для тока $i_{q, \text{ВСГ}}$ (10). В итоге получим выражение:

$$\Delta i_{q, \text{ВСГ}} = \frac{\Delta \psi_{1q} - \Delta \Psi_q}{L_v}. \quad (11)$$

Виртуальный ток по оси q зависит от двух потокоцеплений. Для нахождения приращения потокоцепления демпферной обмотки $\Delta \psi_{1q}$ выполним соответствующее преобразование уравнения (3), а для нахождения приращения потокоцепления статора по оси q $\Delta \Psi_q$ рассмотрим первое уравнение из системы уравнений (2) с учетом принятых допущений. В результате получаем уравнения:

$$\Delta \psi_{1q} = \frac{-L_{1q}}{1 + p\tau_{1q}} \Delta i_{q, \text{ВСГ}}, \quad (12)$$

$$\Delta \Psi_q = -\Delta U_{2d}, \quad (13)$$

где p – оператор Лапласа.

Для нахождения ΔU_{2d} выполняется линеаризация первого уравнения из системы уравнений (8), и ток сети i_2 выражается через ток на выходе СП i_1 . В итоге получится выражение (14), которое зависит от приращения тока Δi_1 и угла $\Delta \delta_{\text{ВСГ}}$. Последняя переменная находится из уравнения движения и описывается уравнением (15).

$$\Delta U_{2d} = \frac{1}{1 - L_c C_\Phi} \left[-L_c \Delta i_{1q} + U_c \cos(\delta_{\text{ВСГ}0}) \Delta \delta_{\text{ВСГ}} \right] = X_{C_\Phi L_c} [-L_c \Delta i_{1q} + U_c \cos(\delta_{\text{ВСГ}0}) \Delta \delta_{\text{ВСГ}}] \quad (14)$$

$$\Delta \delta_{\text{ВСГ}} = -\frac{\omega_6}{2H_{\text{ВСГ}} p^2} \Delta P_{\text{ВСГ}} \quad (15)$$

Объединив уравнения (9)–(15), сформируем замкнутую передаточную функцию для контура управления по активной мощности, схема которой изображена на рис. 5.

СРАВНЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК СТРУКТУР ВСГ-Н И ВСГ-Т

Сравнение особенностей моделей ВСГ-Н и ВСГ-Т выполнялось на тестовой схеме, приведенной на рис. 1. Для проведения анализа линеаризованной модели ВСГ-Н и ВСГ-Т, а также замкнутой

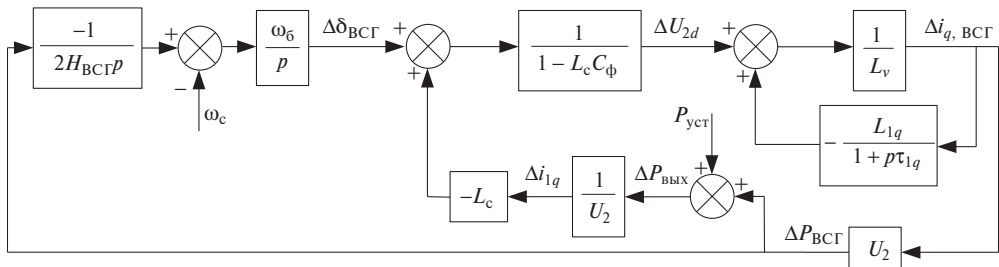


Рис. 5. Схема замкнутой передаточной функции контура по управлению активной мощностью для ВСГ-Т.

передаточной функции контура по управлению активной мощностью использовался пакет прикладных программ MATLAB. Из полученных замкнутых функций для контура по управлению активной мощностью ВСГ-Н и ВСГ-Т на рис. 3 и 5 следует, что есть две входные переменные $P_{уст}$ и ω_c . Среди выходных переменных основной интерес представляют $\Delta P_{вых}$ и $\Delta \omega_{ВСГ}$, которые непосредственно определяют динамический отклик всей системы. Именно данные входы/выходы системы рассматриваются далее.

1) $\Delta P_{вых}/\Delta P_{уст}$: согласно рис. 3, замкнутая передаточная функция выходной активной мощности от входной активной мощности для ВСГ-Н имеет вид:

$$G_{P/P_ВСГ-Н}(p) = \frac{\Delta P_{вых}}{\Delta P_{уст}} = \frac{\omega_6 k_s}{2H_{ВСГ} p^2 + Dp + \omega_6 k_s}. \quad (16)$$

Уравнение (16) является типовым звеном второго порядка, для которого основные коэффициенты, определяющие динамические свойства системы: собственная частота колебаний ω_n и коэффициент демпфирования ζ находятся по известным выражениям:

$$\omega_{n_ВСГ-Н} = \sqrt{\frac{k_s \omega_6}{2H_{ВСГ}}}, \quad \zeta_{ВСГ-Н} = \frac{D}{2\sqrt{2H_{ВСГ} k_s \omega_6}}. \quad (17)$$

На основе рис. 5 запишем аналогичную передаточную функцию для ВСГ-Т:

$$\begin{aligned} G_{P/P_ВСГ-Т}(p) &= \frac{\Delta P_{вых}}{\Delta P_{уст}} = \\ &= \frac{2H_{ВСГ} L_v \tau_{1q} p^3 + 2H_{ВСГ} (L_v + L_{1q}) p^2 + U_2 \omega_6 X_{C_\phi L_c} \tau_{1q} p + U_2 \omega_6 X_{C_\phi L_c}}{2H_{ВСГ} \tau_{1q} (L_v + X_{C_\phi L_c} L_c) p^3 + 2H_{ВСГ} (L_v + L_{1q} + X_{C_\phi L_c} L_c) p^2 + U_2 \omega_6 X_{C_\phi L_c} \tau_{1q} p + U_2 \omega_6 X_{C_\phi L_c}} \end{aligned} \quad (18)$$

Характеристическое уравнение функции $G_{P/P_ВСГ-Т}(p)$ является многочленом третьей степени, который можно записать:

$$ap^3 + bp^2 + cp + d = 0, \quad (19)$$

$$a = 2H_{ВСГ} \tau_{1q} (L_v + X_{C_\phi L_c} L_c),$$

где $b = 2H_{ВСГ} (L_v + L_{1q} + X_{C_\phi L_c} L_c),$

$$c = U_2 \omega_6 X_{C_\phi L_c} \tau_{1q}, \quad d = U_2 \omega_6 X_{C_\phi L_c}.$$

Очевидно, что уравнение третьего порядка можно представить как последовательное соединение аperiодического звена первого порядка с постоянной времени T_1 и колебательного звена второго порядка, имеющих в совокупности один вещественный и два сопряженных корня соответственно. Расположение корней характеристического уравнения и соответственно динамические свойства $G_{P/P_ВСГ-Т}(p)$ зависят от трех коэффициентов: ζ , ω_n и постоянной времени T_1 . Для их нахождения удобно использовать параметры A и B диаграммы Вышнеградского, отражающей условия устойчивости системы третьего порядка [19, 20]. Для этого уравнение (19) приводится к нормированному виду (20) путем деления всех членов уравнения на свободный член и введения новой переменной $q = p / \sqrt[3]{d/a}$.

$$q^3 + Aq^2 + Bq + 1 = 0, \quad (20)$$

где:

$$A = \frac{b}{\sqrt[3]{a^2 d}} = \sqrt[3]{\frac{2H_{ВСГ} (L_v + L_{1q} + L_c X_{C_\phi L_c})^3}{\tau_{1q}^2 U_2 \omega_6 X_{C_\phi L_c} (L_v + L_c X_{C_\phi L_c})}}$$

$$B = \frac{c}{\sqrt[3]{ad^2}} = \sqrt[3]{\frac{U_2 \omega_6 X_{C_\phi L_c} \tau_{1q}^2}{2H_{ВСГ} (L_v + L_c X_{C_\phi L_c})}}.$$

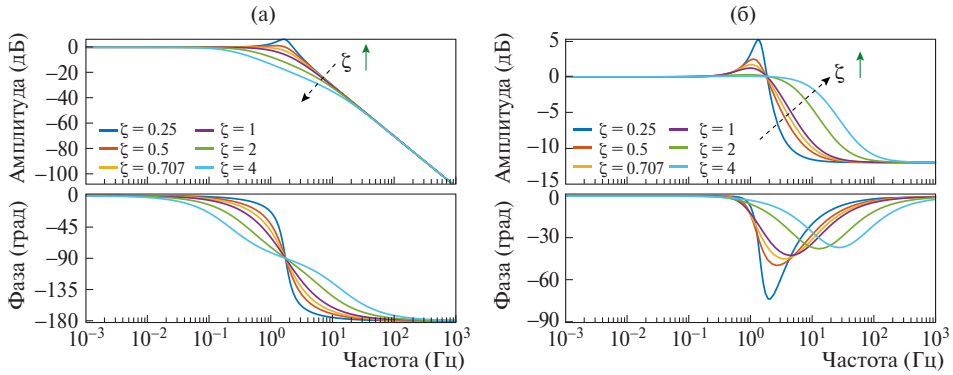


Рис. 6. ЛАФЧХ зависимости выходной от входной активной мощности ($\Delta P_{\text{вых}}/\Delta P_{\text{вх}}$): (а) ВСГ-Н; (б) ВСГ-Т.

Для выражения (20) интересующие коэффициенты находятся по следующим выражениям:

$$T_1 = \frac{Q}{\omega_n}, \quad \omega_n = \sqrt[3]{Q \frac{d}{a}}, \quad \zeta = \frac{A^3 \sqrt{Q^2 - 1}}{2Q}, \quad (21)$$

в которых $Q = \sqrt[3]{q}$ – положительный вещественный корень кубического уравнения $q^3 - Bq^2 + Aq + 1 = 0$.

Проведенные вычисления по данным выражениям подтверждают, что демпфирующие свойства ВСГ-Т зависят от параметров τ_{1q} и L_{1q} , которые являются аналогом коэффициента D в традиционной модели ВСГ-Н (17). Кроме этого, важно отметить, что передаточная функция (18) содержит аналогичный знаменателю многочлен третьей степени в числителе, нули которого оказывают влияние на качество переходного процесса. У данного многочлена коэффициент перед переменной в старшей степени всегда будет меньше аналогичной величины в знаменателе. Данная особенность приводит к тому, что наиболее удаленными от мнимой оси будут корни числителя, которые и будут определять время нарастания переходного процесса.

На рис. 6а показаны логарифмические амплитудно-фазовые частотные характеристики (ЛАФЧХ) замкнутой передаточной функции $\Delta P_{\text{вых}}/\Delta P_{\text{вх}}$ для традиционной структуры ВСГ. Как было отмечено ранее, $G_{P/P, \text{ВСГ-Н}}(p)$ является типовым звеном второго порядка, и по мере увеличения коэффициента демпфирования ζ величина перерегулирования уменьшается. Однако, что более важно в рамках разрабатываемых адаптивных алгоритмов, рост демпфирования сопровождается уменьшением полосы пропускания и, соответственно, снижением быстродействия системы управления. В результате в случае адаптивного изменения коэффициента демпфирования будет необходим поиск компромисса между способностью подавлять перерегулирование и скоростью реакции системы управления.

Для функции $G_{P/P, \text{ВСГ-Т}}(p)$ при увеличении коэффициента демпфирования ζ также происходит уменьшение величины перерегулирования и длительности колебаний (рис. 6б). Однако в отличие от ВСГ-Н рост ζ увеличивает полосу пропускания, что обеспечивает более быстрый динамический отклик по активной мощности. Данная особенность связана с удалением от мнимой оси одного из корней числителя при росте ζ . В случае увеличения ζ от 0 до 1 данный корень соответствует аperiodическому звену, а при $\zeta > 1$ колебательному звену, корни которого уже становятся вещественными. Таким образом, увеличение демпфирующих свойств ВСГ-Т за счет τ_{1q} и L_{1q} повышает способность системы к подавлению перерегулирования и увеличению скорости отклика при изменении уставки по активной мощности, т.е. динамические показатели системы по реакции на изменение активной мощности и частоты улучшаются одновременно. Благодаря данной особенности ВСГ-Т, решающей первое из трех принципиальных противоречий, обозначенных во введении, может быть применен адаптивный алгоритм управления демпфирующими свойствами системы, который позволяет получить быстрый отклик по активной мощности без перерегулирования и длительного времени затухания возникающих колебаний. В результате отсутствует необходимость введения искусственного занижения демпферного коэффициента, чтобы обеспечить компромисс между скоростью реакции и перерегулированием. Закономерность изменения τ_{1q} и L_{1q} для формирования требуемого коэффициента демпфирования ζ будет рассмотрена далее.

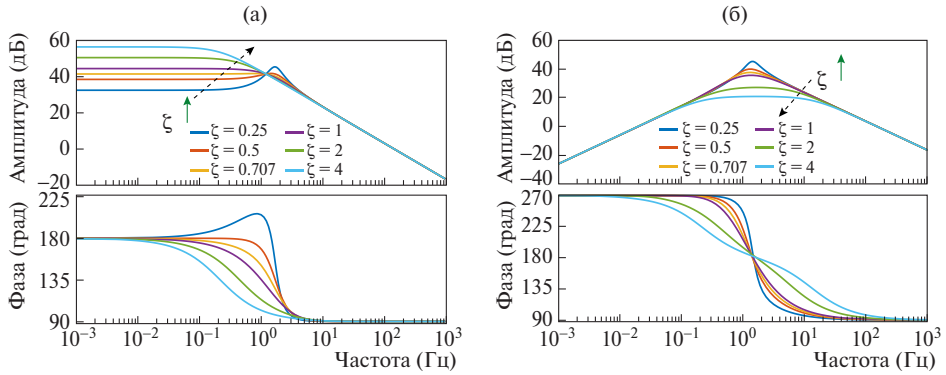


Рис. 7. ЛАФЧХ зависимости выходной активной мощности от частоты сети ($\Delta P_{\text{вых}}/\Delta\omega_c$): (а) ВСГ-Н; (б) ВСГ-Т.

2) $\Delta P_{\text{вых}}/\Delta\omega_c$: замкнутая передаточная функция для рассматриваемых контуров управления представлена в уравнениях:

$$G_{P/\omega_{\text{ВСГ-Н}}}(p) = \frac{\Delta P_{\text{вых}}}{\Delta\omega_c} = \frac{-\omega_6 k_s (D + 2H_{\text{ВСГ}} p)}{2H_{\text{ВСГ}} p^2 + Dp + \omega_6 k_s}, \quad (22)$$

$$G_{P/p/\omega_{\text{ВСГ-Н}}}(p) = \frac{\Delta P_{\text{вых}}}{\Delta\omega_c} = \frac{-2H_{\text{ВСГ}} d(\omega_{1q} p^2 + p)}{ap^3 + bp^2 + cp + d}. \quad (23)$$

В уравнениях (22) и (23) числитель обеих передаточных функций изменился. Отличия проявляются в расположении нулей передаточных функций и их значений в установившемся режиме. ЛАФЧХ для ВСГ-Н и ВСГ-Т приведены на рис. 7. Полученные зависимости свидетельствуют об уменьшении амплитуды на резонансной частоте при увеличении коэффициента демпфирования для обеих передаточных функций. Однако для $G_{P/\omega_{\text{ВСГ-Н}}}(p)$ при росте ζ наблюдается аналогичный рост величины активной мощности в установившемся режиме. Данное поведение системы обусловлено влиянием коэффициента D на статизм регулирования по частоте. Напротив, для ВСГ-Т установившееся значение выходной активной мощности не зависит от ζ .

Ранее было отмечено, что выходная активная мощность для обеих структур ВСГ зависит от входных переменных $P_{\text{уст}}$ и ω_c . Следовательно, математический отклик по активной мощности можно представить с помощью уравнения:

$$P_{\text{вых}} = G_{P/p}(p)P_{\text{уст}} - G_{P/\omega}(p)\Delta\omega_c. \quad (24)$$

Используя уравнение (24), определим величину выходной мощности в установившемся режиме ($p = 0$) для обеих моделей ВСГ:

$$P_{\text{вых_ВСГ-Н}} = P_{\text{уст}} + D\Delta\omega_c, \quad (25)$$

$$P_{\text{вых_ВСГ-Т}} = P_{\text{уст}} + 0\Delta\omega_c = P_{\text{уст}}. \quad (26)$$

При сравнении (25) и (26) очевидно, что с ростом коэффициента D увеличивается статизм по частоте, приводящий к увеличению величины выходной активной мощности в установившемся режиме для ВСГ-Н. Для ВСГ-Т величина выходной активной мощности никак не связана с демпфирующими свойствами системы, а в случае добавления коэффициента статизма будет зависеть только от его величины. Таким образом, модифицированная структура ВСГ-Т позволяет решить второе из обозначенных во введении противоречий, связанное с влиянием демпферного коэффициента в рамках структуры ВСГ-Н на статизм регулирования по частоте.

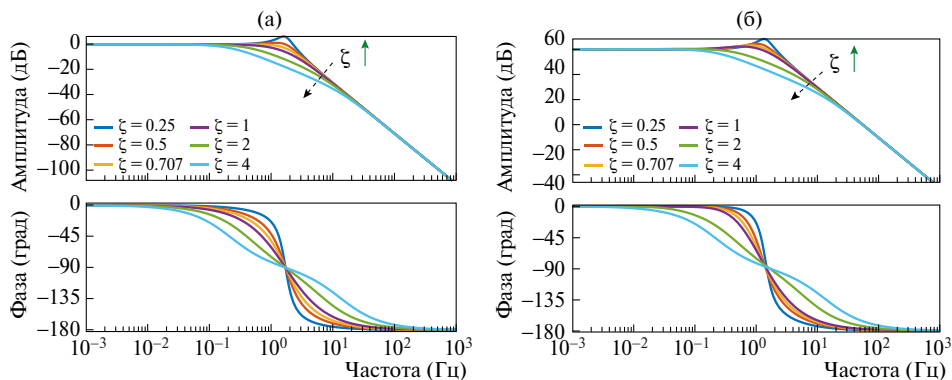


Рис. 8. ЛАФЧХ зависимости частоты ВСГ от частоты сети ($\Delta\omega_{\text{ВСГ}}/\Delta\omega_c$): (а) ВСГ-Н; (б) ВСГ-Т.

3) $\Delta\omega_{\text{ВСГ}}/\Delta\omega_c$: замкнутая передаточная функция частоты виртуального генератора от частоты сети для ВСГ-Н и ВСГ-Т имеет вид соответственно:

$$G_{\omega/\omega_{\text{ВСГ-Н}}}(p) = \frac{\Delta\omega_{\text{ВСГ}}}{\Delta\omega_c} = \frac{\omega_6 k_s}{2H_{\text{ВСГ}} p^2 + Dp + \omega_6 k_s}, \quad (27)$$

$$G_{\omega/\omega_{\text{ВСГ-Т}}}(p) = \frac{\Delta\omega_{\text{ВСГ}}}{\Delta\omega_c} = \frac{d(\tau_{1q} p + 1)}{ap^3 + bp^2 + cp + d}. \quad (28)$$

ЛАФЧХ для обеих функций приведены на рис. 8. В данном случае частотный отклик обеих систем управления совпадает. Как видно, при росте коэффициента демпфирования уменьшается величина перерегулирования. При этом также достигается уменьшение скорости снижения и глубины просадки частоты. Нули числителя функции $G_{\omega/\omega_{\text{ВСГ-Т}}}(p)$ не оказывают существенного влияния на качество переходного процесса. Таким образом, для ВСГ-Н и ВСГ-Т в данном случае большие значения коэффициента демпфирования являются предпочтительными.

Если резюмировать динамические свойства рассмотренных систем управления при изменении активной мощности и частоты сети, следует, что предлагаемая структура ВСГ-Т позволяет одновременно обеспечить быструю реакцию по активной мощности и медленную реакцию при изменении частоты сети, в отличие от традиционной структуры ВСГ-Н. В случае адаптивного изменения демпферного коэффициента для ВСГ-Н скорость реакции по активной мощности и частоте меняется в одном направлении, т.е. отклик по частоте и мощности будет одновременно либо медленным, либо быстрым. При этом становится необходимым определение приоритета в управлении по активной мощности или частоте. Такое поведение системы управления является нежелательным, поскольку неизбежно ухудшается качество переходного процесса, а адаптивность в управлении не дает заметного положительного эффекта. Таким образом, за счет использования ВСГ-Т решается третье противоречие, заключающееся в необходимости поиска компромисса между управлением активной мощностью и регулированием частоты.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В рамках первой части статьи:

1. Предлагается применение альтернативной структуры ВСГ, управляемой по току (ВСГ-Т), в которой модель виртуальной синхронной машины описывается упрощенными уравнениями Парка–Горева с учетом виртуальной демпферной обмотки по поперечной оси и уравнения движения виртуального ротора, а сам алгоритм ВСГ-Т работает с нулевой загрузкой и параллельно с уставками по активной и реактивной мощности СП.

2. Для рассматриваемой структуры ВСГ-Т разработана передаточная функция контура по управлению активной мощностью, с помощью которой доказано отсутствие трех противоречий, связанных

с влиянием эффективности демпфирования колебаний на скорость отклика по активной мощности, с влиянием демпферного коэффициента на статизм по частоте и возникающих между скоростью реакций на изменение активной мощности и отклонение частоты, присутствующих при рассмотрении традиционной структуры ВСГ-Н.

3. Также наглядно продемонстрировано, что в случае использования предлагаемой структуры ВСГ-Т, в отличие от традиционного алгоритма ВСГ-Н, могут быть применены адаптивные алгоритмы для гибкого изменения коэффициентов системы управления: $H_{\text{ВСГ}}$, L_{1q} и τ_{1q} . За счет их изменения становится возможным достижение желаемого качества переходного процесса вне зависимости от этапа его протекания и причин его возникновения.

Во второй части статьи представлены результаты разработки и тестирования адаптивных алгоритмов управления виртуальной инерцией и параметрами демпферной обмотки для модифицированной структуры ВСГ-Т.

Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 22-79-00204.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Tan B. et al.* Power system inertia estimation: Review of methods and the impacts of converter-interfaced generations. – International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2022, vol. 134, 107362, DOI: 10.1016/j.ijepes.2021.107362
2. *Лазарев Г. Б., Новаковский А. Н.* Технологии применения синхронных компенсаторов в электрических сетях современных энергосистем // Энергетик. 2022. № 4. С. 59–69.
3. *Бубенчиков А. А., Бубенчикова Т. В., Шенелева Е. Ю.* Анализ зарубежного опыта исследования систем генерации ветроэнергетических установок // Омский научный вестник. 2018. № 6 (162). С. 142–149.
4. *Илюшин П. В.* Интеграция электростанций на основе возобновляемых источников энергии в Единой энергетической системе России: обзор проблемных вопросов и подходов к их решению // Вестник Московского энергетического института. 2022. № 4. С. 98–107.
5. *Андранович Б. и др.* Интеллектуальное управление режимами изолированно работающей энергосистемы // Известия НТЦ Единой энергетической системы. 2021. № 1 (84). С. 61–66.
6. *Крамской Ю. Г.* Интеграция возобновляемых источников электроэнергии в электрические сети с применением силовой электроники // Энергия единой сети. 2017. № 1 (30). С. 54–68.
7. *Соснина Е. Н., Шалуха А. В., Эрдили Н. И.* Повышение эффективности использования возобновляемых источников энергии в составе виртуальной электростанции на основе мультиагентного управления // Вестник Чувашского университета. 2022. № 3. С. 103–113.
8. *Булатов Ю. Н., Крюков А. В., Сулсов К. В.* Изолированная система электроснабжения с энергетическими роутерами и возобновляемыми источниками энергии // Вестник ИжГТУ им. М. Т. Калашникова. 2021. Т. 24. № 2. С. 124–134.
9. *Rathnayake D. B. et al.* Grid Forming Inverter Modeling, Control, and Applications. – IEEE Access, 2021, vol. 9, pp. 114781–114807, DOI: 10.1109/ACCESS.2021.3104617
10. *Аскарлов А. Б. и др.* К вопросу о современных принципах управления возобновляемыми источниками энергии на основе виртуального синхронного генератора. // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Электротехника, информационные технологии, системы управления. 2022. № 41. С. 5–30.
11. *Разживин И. А. и др.* Оценка влияния ветроэлектростанций на изменение суммарной инерции электроэнергетической системы // Вестник Иркутского государственного технического университета. 2021. Т. 25. № 2 (157). С. 220–234.
12. *Bevrani H., Ise T., Miura Y.* Virtual synchronous generators: A survey and new perspectives. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2014, vol. 54, pp. 244–254, DOI: 10.1016/j.ijepes.2013.07.009
13. *Суворов А. А. и др.* Синтез и тестирование типовых структур систем автоматического управления на основе виртуального синхронного генератора для генерирующих установок с силовым преобразователем // Электрические станции. 2022. № 3 (1088). С. 43–57.
14. *Суворов А. А. и др.* Управление сетевым инвертором на основе виртуального синхронного генератора при изменении плотности электрической сети // Электричество. 2023. № 3. С. 35–51.
15. *D'Arco S., Suul J. A., Fosso O. B.* A Virtual Synchronous Machine implementation for distributed control of power converters in SmartGrids. – Electric Power Systems Research, 2015, vol. 122, pp. 180–197, DOI: 10.1016/j.epsr.2015.01.001

16. *Li M. et al.* Phase Feedforward Damping Control Method for Virtual Synchronous Generators. – IEEE Transactions on Power Electronics, 2022, vol. 37(8), pp. 9790–9806, DOI: 10.1109/TPEL.2022.3150950
17. *Kundur P.* Power System Stability and Control. McGraw-Hill, 1993, 1199 p.
18. *Суворов А. А. и др.* Система автоматического управления силовым преобразователем на основе свободно конфигурируемой структуры виртуального синхронного генератора // Электричество. 2022. № 4. С. 15–26.
19. *Бесекерский В. А., Попов Е. П.* Теория систем автоматического управления. СПб.: Профессия, 2003. 752 с.
20. *Сырчина А. С., Кулешов А. В.* Синтез регулятора индикаторного гиросtabilизатора с использованием критерия Вышнеградского // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2022. № 11. С. 99–110.

Adaptive Control Algorithm Based on a Virtual Synchronous Generator. Part I

A. A. Suvorov, A. B. Askarov*, N. Yu. Ruban, Yu. D. Bay

Tomsk Polytechnic University, Tomsk, Russia

**e-mail: aba7@tpu.ru*

In modern hybrid power systems, the total system inertia is not a constant value and at any given time depends on the share of renewable energy sources (RES) generation that are connected to the network via power converters. Because of this, the restrictions required in the power systems on the rate of change of frequency and the magnitude of its deviation during disturbances become difficult to achieve with conventional approaches and measures. Therefore, the transition to a new strategy of RES control, in which the power converter becomes the grid-forming, allowing the latter to perform a number of necessary system services, is relevant. To this end, a control algorithm based on the virtual synchronous generator (VSG), which imitates the properties and capabilities of conventional synchronous generation for RES units, can be used. However, due to constantly changing operating conditions in hybrid power systems, the virtual inertia formed by VSG must be adaptive. At the same time, the efficiency of adaptive algorithms largely depends on the VSG structure used. In this connection, the paper proposes a modified VSG structure for which the transfer function of the active power control loop is formed. It was used to perform a comparative analysis of traditional and modified VSG structures. The analysis results are proved that the developed structure does not have three principal contradictions. It is possible to flexibly control the modified VSG parameters to achieve the desired quality of the dynamic response at any stage of the transient process due to this special properties. The influence of tuning parameters on the inertial and damping properties of VSG is analyzed in the second part of the paper. The adaptive algorithms of the parameters changed depending on the emerging grid conditions have been developed on the basis of the obtained results. The obtained analytical results are confirmed by nonlinear dynamic simulation.

Keywords: renewable energy sources, virtual synchronous generator, power converter, control system, adaptive control, virtual inertia

УДК 620.92

ИССЛЕДОВАНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ ГИБРИДНОГО ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО КОМПЛЕКСА С НЕТРАДИЦИОННЫМИ И ВОЗОБНОВЛЯЕМЫМИ ИСТОЧНИКАМИ ЭНЕРГИИ РАЗНЫХ ТИПОВ ПРИ ИЗМЕНЕНИИ МОЩНОСТИ НАГРУЗКИ

© 2024 г. Н. Н. Баранов^{1, *}, К. В. Крюков^{2, **}, Н. С. Родкин^{2, ***}

¹Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Объединенный институт высоких температур
Российской академии наук, Москва, Россия

²Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования
«Национальный исследовательский университет «Московский энергетический институт», Москва, Россия

*e-mail: nsmppe@iht.mpei.ac.ru

**e-mail: kriukovKV@mpei.ru

***e-mail: rodkinNS@mpei.ru

Поступила в редакцию 10.05.2023 г.

После доработки 04.06.2024 г.

Принята к публикации 07.06.2024 г.

Решается актуальная научно-практическая задача современной распределенной энергетики, нацеленная на разработку универсальных гибридных электроэнергетических комплексов на основе нетрадиционных и возобновляемых источников энергии разных типов.

Ключевые слова: гибридная энергетическая установка, система автоматического управления, алгоритмы режимов работы

DOI: 10.31857/S0002331024010111

ВВЕДЕНИЕ ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ

Одним из ключевых направлений энергетической стратегии РФ на долгосрочную перспективу является организация надежного энергообеспечения удаленных объектов и территорий, не подключенных к единой энергосети (Восточная Сибирь, Крайний Север и др.). Для решения этой проблемы необходимо построение эффективной распределенной энергетики, использующей различные местные, в том числе возобновляемые, источники энергии. Выполняемые исследования посвящены вопросам создания универсальных гибридных электроэнергетических комплексов для задач распределенной энергетики, использующих различные альтернативные энергоисточники.

Исследуемая комплектация гибридного электроэнергетического комплекса (ГЭК) включала: фотоэлектрический генератор (ФЭГ), ветроэнергостановку (ВЭУ), дизель-генераторную установку (ДГУ), аккумуляторную батарею (АБ), а также преобразователи постоянного тока (ППТ) в качестве регуляторов первичных источников энергии и инвертор на выходе системы для питания потребителей переменным током с напряжением 220 В и стандартной частотой 50 Гц.

Данный вариант комплектации ГЭК (мощностью 15–20 кВт) условно можно считать базовым. В зависимости от решаемых задач в состав ГЭК могут входить и другие структуры. В их числе: миниГТУ, ЭХГ, топливные элементы, водородные накопители, суперконденсаторы, электролизеры и т.п.

Следует отметить, что в связи со стохастическим характером генерируемой мощности от ВИЭ, для бесперебойного снабжения потребителей электроэнергией требуемого качества, в комплектацию оборудования гибридного электроэнергетического комплекса включены накопители энергии. Это могут быть АБ или конденсаторные накопители для сглаживания пиковых суточных неравномерностей, а также топливные элементы для нивелирования сезонных неравномерностей (обеспечивающих длительное хранение энергии, с возможностью ее выдачи в течение нескольких суток или даже десятков суток после выработки).

Поиск оптимальных технических решений при построении эффективных гибридных энергетических комплексов должен базироваться как на экспериментальных исследованиях, так и построении адекватных математических моделей.

Проводимые исследования были ориентированы на разработку компьютерной модели гибридного энергокомплекса и решение ряда ключевых научно-практических задач, с целью обеспечения устойчивой совместной работы первичных возобновляемых источников энергии (ФЭГ, ВЭУ), а также резервных (ДГУ и АБ), входящих в состав комбинированной системы электроснабжения. Была выполнена экспериментальная отработка основных элементов комбинированной энергоустановки, режимов ее работы и алгоритмов управления.

При разработке алгоритмов управления ГЭК необходимо учитывать особенности работы и доступность первичных источников энергии, архитектуру гибридной системы (т.е. ее надлежачий вид и размеры с накопителем или без него), мощность нагрузки, выбор подходящей топологии регулятора мощности для подключения к источникам питания с целью их оптимальной работы, возможность регулирования напряжения и частоты для систем, подключенных к сети, а также принимать во внимание стоимость эксплуатации и воздействие на окружающую среду [1].

Одной из основных задач алгоритмов управления ГЭК является регулирование мощности первичных источников для достижения максимальной эффективности ГЭК и обеспечения потребителей качественной электроэнергией. Для этого алгоритмы управления преобразователями, подключенными к первичным источникам, нацеливаются на поиск точки максимальной мощности для ФЭП и ВЭУ, поддержку состояния заряда и ограничение по току для АБ и включение/отключение ДГУ по необходимости [2, 3].

Однако вопросам устойчивости комбинированной энергосистемы в переходных режимах не было уделено должного внимания. В связи с этим проводимое исследование было ориентировано на рассмотрение устойчивости энергокомплекса в переходных процессах при скачкообразном изменении мощности нагрузки.

Полученные результаты демонстрируют возможности разрабатываемого гибридного энергокомплекса решать конкретные практические задачи по обеспечению потребителей электроэнергией стандартного качества при любых спонтанных отклонениях от номинальных режимов работы первичных возобновляемых источников энергии.

РАЗРАБОТКА КОМПЬЮТЕРНОЙ МОДЕЛИ ГЭК С СИСТЕМОЙ АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ, РЕГУЛИРОВАНИЯ И ЗАЩИТЫ

Разработанная в программном комплексе Matlab Simulink [3] модель гибридного электроэнергетического комплекса (ГЭК), на которой проводились исследования, приведена на рис. 1.

Схема Matlab модели ГЭК состоит из моделей источников с полупроводниковыми преобразователями (PV-array, Wind Generator, DG, Battery), блоков измерений параметров модели (Measurement module, WT measurement, PV measurement, DG measurement), нагрузки (Нагр.1, Нагр.2, Нагр.3), управляемых коммутационных аппаратов (КМ1, КМ2, КМ3), а также контроллера режимов работы (Mode_controller).

В общем случае управление ГЭК осуществляется от центрального контроллера, который задает режимы работы локальных контроллеров, связанных с преобразователями первичных источников энергии (ФЭГ, ВЭУ, ДГУ). Функцией центрального контроллера является сбор информации от различных источников энергии и выбор режима управления потоками энергии от этих источников.

Модель контроллера режимов работы выполнена в редакторе Matlab/Stateflow [4]. Подсистема Stateflow представляет собой графический инструмент для проектирования сложных систем управления и является значительным дополнением к среде Simulink. Stateflow дает возможность моделировать поведение сложных событийно-управляемых систем [5, 6].

Модель контроллера режимов работы, выполненная в редакторе Matlab/StateFlow (рис. 2), реализует управление режимами работы ГЭК на основе значений токов каждого из элементов системы (ФЭГ, ВЭУ, ДГУ), а также степени заряда АБ.

ИССЛЕДОВАНИЕ СОВМЕСТНОЙ РАБОТЫ РАЗНОРОДНЫХ ИСТОЧНИКОВ НА ОБЩУЮ НАГРУЗКУ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

В структурной системе ГЭК с общей шиной постоянного тока (типа представленной на рис. 3) полная энергия, передаваемая в нагрузку, должна делиться между ВЭУ, ФЭГ, ДГУ в зависимости от вырабатываемой этими источниками энергии.

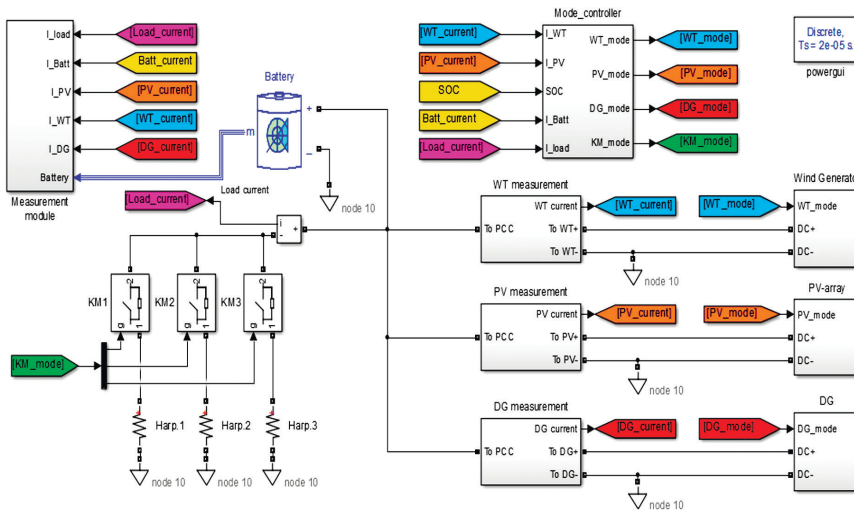


Рис. 1. Компьютерная модель ГЭК.

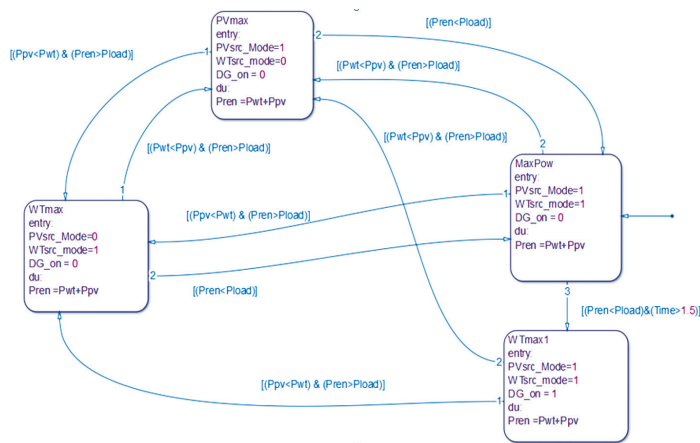


Рис. 2. Модель контроллера режимов работы ГЭК.

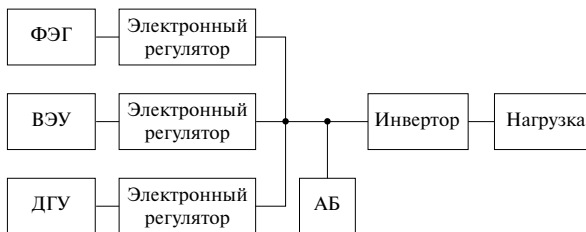


Рис. 3. Структурная схема ГЭК.

Условием оптимального функционирования ГЭК на базе ВИЭ является электроснабжение нагрузки переменного тока при использовании фотоэлектрических преобразователей и ветроэнергетической установки (без подключения либо при минимальном времени работы ДГУ).

При построении системы управления гибридного энергокомплекса, содержащего ФЭГ, ВЭУ и ДГУ и схематически изображенного на рис. 3, ее целесообразно разбить на несколько локальных контроллеров [7], осуществляющих управление отдельными источниками, и один глобальный контроллер, осуществляющий выбор режимов работы ГЭК.

Так как выработка энергии ФЭГ и ВЭУ непостоянна, то одной из задач контроллера режимов работы должно быть обеспечение требуемой длительности питания нагрузки от АБ. Ввиду того что в средних широтах может быть большое количество пасмурных и безветренных дней, система управления должна поддерживать достаточно высокую степень заряда АБ в периоды высокой выработки ФЭГ и ВЭУ (все преобразователи работают в режиме поиска точки максимальной мощности), а также минимальную скорость разряда АБ при питании нагрузки только от АБ.

Следует отметить, что при высокой энерговыработке ФЭГ и ВЭУ, высокой степени заряда АБ и малых нагрузках необходимо ограничивать энергию от ФЭГ и ВЭУ и переключать полупроводниковые преобразователи в режим стабилизации напряжения. В связи с этим системы управления полупроводниковыми преобразователями ГЭК должны иметь два канала управления: 1) канал поиска точки максимальной мощности; 2) канал стабилизации тока или напряжения. Ограничение скорости разряда АБ может быть достигнуто путем подключения ДГУ для питания нагрузки в случае, когда наблюдается дефицит энергии от возобновляемых источников.

АНАЛИЗ УСТОЙЧИВОСТИ ГЭК В ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССАХ ПРИ СКАЧКООБРАЗНОМ ИЗМЕНЕНИИ МОЩНОСТИ НАГРУЗКИ

Анализ устойчивости ГЭК в переходных процессах проведен для нагрузки суммарной мощностью 7.5 кВт, имеющей 3 ступени регулирования по 2.5 кВт.

Рассмотрим работу ГЭК для следующих случаев изменения нагрузки:

Реакция на кратковременный всплеск нагрузки

В этом опыте последовательность коммутации нагрузки выглядит следующим образом. В начальный момент времени суммарная мощность нагрузки составляет 2.5 кВт, в момент времени $t = 3$ с происходит подключение дополнительной нагрузки и ее мощность возрастает до 7.5 кВт, затем в момент времени $t = 3.5$ с происходит снижение мощности нагрузки до 2.5 кВт. При этом основной задачей ГЭК является демпфирование скачка мощности нагрузки за счет получения дополнительной мощности из АБ на время увеличения мощности нагрузки. Время переходного процесса составило 0.15 с при работе на полную мощность и изменении режима работы ФЭГ.

Реакция на кратковременное отключение нагрузки

В этом опыте последовательность коммутации нагрузки выглядит следующим образом. В начальный момент времени суммарная мощность нагрузки составляет 7.5 кВт, в момент времени $t = 6$ с происходит отключение нагрузки и ее мощность снижается до 2.5 кВт, затем в момент времени $t = 7.5$ с происходит увеличение мощности нагрузки до 7.5 кВт. При этом основной задачей ГЭК является демпфирование провала мощности нагрузки за счет перевода избытка генерируемой возобновляемыми источниками энергии мощности на заряд АБ или ее вывод в балластную нагрузку. Время переходного процесса составило 0.15 с при изменении режима работы ВЭУ.

Реакция на ступенчатое изменение нагрузки

В этом опыте последовательность коммутации нагрузки выглядит следующим образом. В начальный момент времени суммарная мощность нагрузки составляет 7.5 кВт, в момент времени $t = 3$ с происходит отключение нагрузки и ее мощность снижается до 2.5 кВт, в момент времени $t = 4$ с происходит снижение генерации ФЭГ, в момент времени $t = 6.3$ с происходит снижение генерации ВЭУ, затем в момент времени $t = 7.5$ с происходит увеличение мощности нагрузки до 5 кВт, после чего в момент времени $t = 8.3$ с генерация ВЭУ восстанавливается на прежнем уровне.

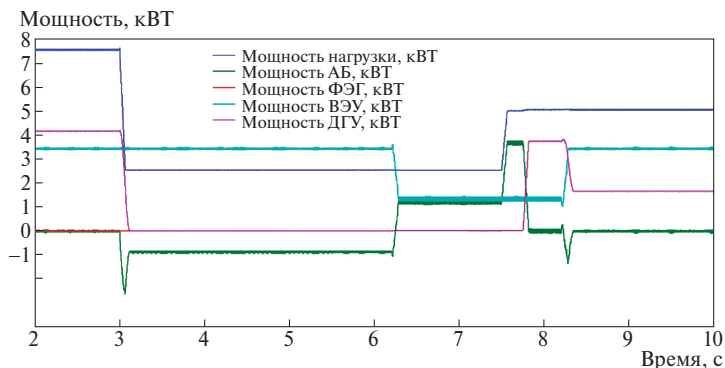


Рис. 4. Осциллограммы мощности основных структурных элементов ГЭК при сбросе-набросе нагрузки.

Основной задачей ГЭК является перевод избыточной энергии на заряд АБ при сбросе нагрузки и подключение ДГУ для питания нагрузки в случае, если существует дефицит мощности возобновляемых источников и питание от АБ осуществляется дольше заданного интервала времени.

По результатам моделирования переходных процессов были получены значения коэффициентов регуляторов системы управления, позволяющие получить возможность быстрого и плавного переключения между режимами работы полупроводниковых преобразователей ГЭК, а также возможность переключения между режимами работы ГЭК с минимальной длительностью и перерегулированием.

Таким образом, исследования на компьютерной модели ГЭК продемонстрировали стабильную работу преобразователей ГЭК при подключении и отключении нагрузки в различных режимах генерации первичных источников. При этом время переключения ГЭК между режимами работы (время установления переходных процессов на нагрузке) составляет не более 0.15 с при кратковременном сбросе и набросе нагрузки (как показано на рис. 4).

На рис. 5 приведены полученные в результате компьютерных исследований диаграммы работы контроллеров точки максимальной мощности ФЭГ и ВЭУ.

Как видно из графиков, контроллерам удается отследить, при изменении интенсивности солнечного излучения и скорости ветра, изменения генерируемой возобновляемыми источниками энергии, и поддерживать работу полупроводниковых преобразователей в точке максимальной мощности. При этом время перехода в новую точку максимальной мощности не превышает 0.1 с для ФЭГ и 0.2 с для ВЭУ.

Было проведено моделирование различных возможных режимов работы ГЭК:

- 1) ГЭК работает на полную мощность нагрузки (5 кВт), при этом происходит изменение режима работы ФЭГ, а мощность ВЭУ постоянна;
- 2) ГЭК работает на полную мощность нагрузки (5 кВт), при этом происходит изменение режима работы ВЭУ, а мощность ФЭГ постоянна;
- 3) ГЭК работает на 30% мощности нагрузки (1.5 кВт), при этом происходит изменение режимов работы как ФЭГ, так и ВЭУ;
- 4) ГЭК работает на 10% мощности нагрузки (500 Вт) при малой мощности ВЭУ и отключенном ФЭГ.

На рис. 6 в качестве примера представлены диаграммы мощностей на выходе полупроводниковых преобразователей, а также мощность нагрузки для одного из анализируемых режимов, когда ГЭК работает на 30% мощности нагрузки (1.5 кВт), при этом происходит изменение режимов работы как ФЭГ, так и ВЭУ.

Из приведенных графиков (рис. 6) и результатов моделирования ряда других режимов работы ГЭК следует, что время переключения ГЭК между режимами работы (время установления переходных процессов на нагрузке) составляет:

- 0.15 с при работе на полную мощность при изменении режима работы ФЭГ;
- 0.15 с при работе на полную мощность при изменении режима работы ВЭУ;

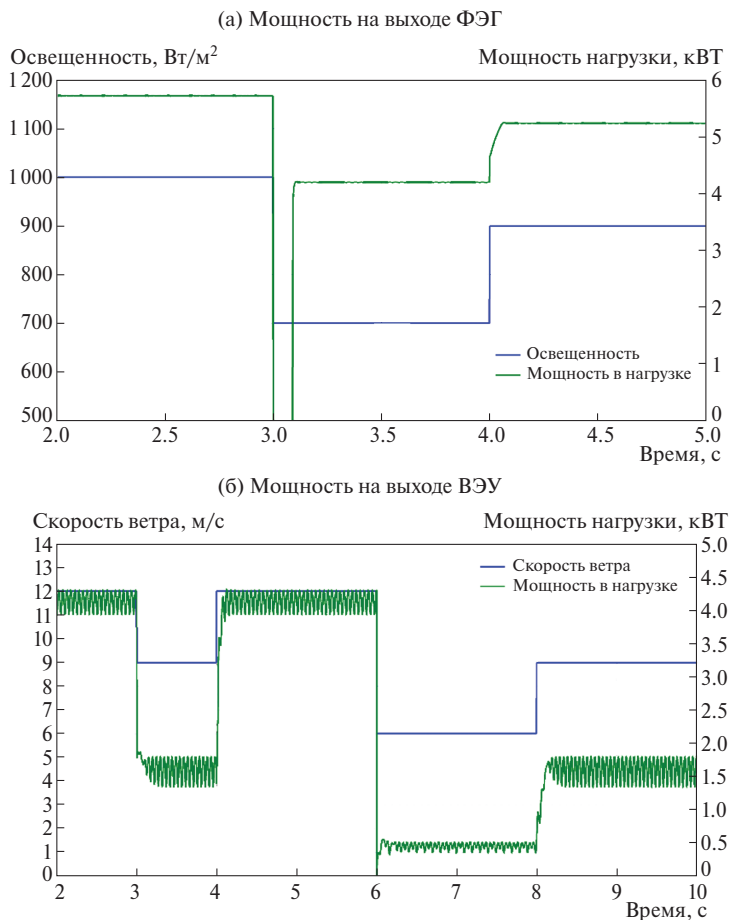


Рис. 5. Диаграммы мощности на выходе регуляторов ФЭГ и ВЭУ при изменении интенсивности солнечного излучения и скорости ветра.

- 0.15 с при изменении режима работы ФЭГ или ВЭУ и работе на нагрузку, составляющую 30% от полной мощности;
- 0.1 с при работе на нагрузку, составляющую 10% от полной мощности, малой мощности ВЭУ и отключенном ФЭГ.

ОСНОВНЫЕ ПОЛУЧЕННЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

1. Предложена и реализована в экспериментах топология автономного ГЭК на базе ФЭГ, ВЭУ, ДГУ и АБ, в котором каждый из первичных источников имеет полупроводниковый преобразователь, подключенный к общей шине постоянного тока. При этом в структуру полупроводникового преобразователя для ФЭП введены реверсивные регуляторы, позволяющие поддерживать работу всех модулей ФЭП в точке максимальной мощности в условиях низкой и неравномерной освещенности.

2. Разработана компьютерная модель ГЭК в программном комплексе Matlab/Simulink, на которой проводилась экспериментальная отработка основных элементов комбинированной энергоустановки и режимов ее работы.

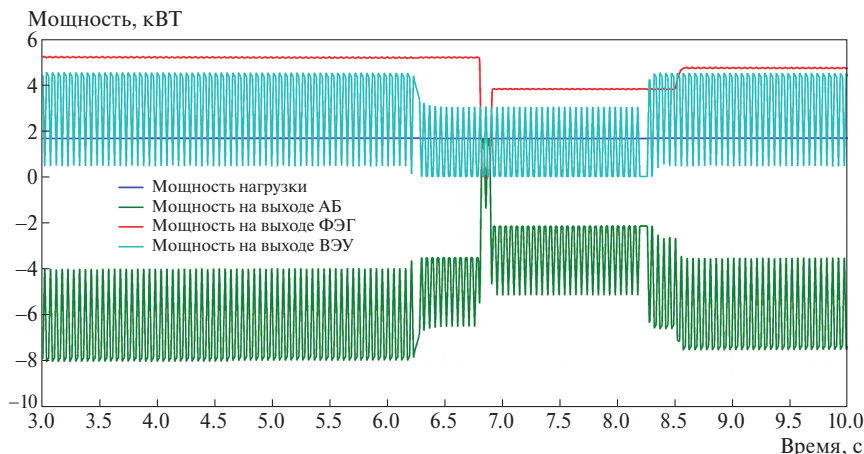


Рис. 6. Диаграмма работы ГЭК (ГЭК работает на 30% мощности нагрузки (1.5 кВт), при этом происходит изменение режимов работы как ФЭГ, так и ВЭУ).

3. Исследование совместной работы первичных источников энергии на общую нагрузку переменного тока показало, что при ограниченной мощности каждого из типов ВИЭ (ФЭГ и ВЭУ) возможно суммировать их мощности для обеспечения требуемой мощности нагрузки с одновременной зарядкой АБ или при минимальном расходе энергии аккумулятора.

4. Выполненные исследования продемонстрировали эффективность использованных методов поиска точки максимальной мощности ФЭГ и ВЭУ, а также стабильную работу полупроводниковых преобразователей ГЭК в режимах ограничения генерируемой мощности при изменяющейся скорости ветра и интенсивности солнечного излучения. Время установления переходных процессов на нагрузке составляет не более 0.15 с при изменении режимов работы ФЭГ и ВЭУ или отключении одного из них.

5. Проводимые исследования и полученные результаты демонстрируют возможности разрабатываемой системы управления ГЭК решать конкретные практические задачи по обеспечению потребителей электроэнергией стандартного качества при любых спонтанных отклонениях от номинальных режимов работы первичных возобновляемых источников энергии.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Barnam S.* A review of algorithms for control and optimization for energy management of hybrid renewable energy systems. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*. 10. 053502. 2018.
2. *Dahmane M., Bosche J., El-Hajjaji A. and Dafarivar M.* Renewable energy management algorithm for stand-alone system. *International Conference on Renewable Energy Research and Applications (ICRERA)*, Madrid, Spain, 2013, pp. 621–626, doi: 10.1109/ICRERA.2013.6749830
3. *Zerkaoui S., A. E. Hajjaji and J. Bosche.* On-line control strategy for instantaneous power management of hybrid power system based on dynamic fuzzy logic controller. *7th IEEE Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA)*, Singapore, 2012, pp. 1130–1136, doi: 10.1109/ICIEA.2012.6360893
4. *Черных И. В.* Моделирование электротехнических устройств в Matlab, SimPowerSystems и Simulink. М.: Изд. МК Пресс. 2014.
5. *Кузнецов С. Г., Клебанов Б. И.* Применение средств MATLAB SIMULINK STATEFLOW для создания автономной модели интеллектуального агента // *Современные наукоемкие технологии*. 2021. № 5. С. 57–62.
6. *Вакушин А. А., Клебанов Б. И.* Сравнительный анализ пакетов MATLAB.STATEFLOW/SIMULINK и ANYDYNAMICS для построения имитационных моделей социальных систем // *Современные наукоемкие технологии*. 2021. № 7. С. 18–23.

7. Баранов Н.Н., Крюков К.В. Разработка системы управления гибридного электроэнергетического комплекса, в состав которого входят нетрадиционные и возобновляемые источники энергии разных типов. // Журнал «Известия РАН. Энергетика». 2021 г. № 4. С. 72–81. DOI: 10.31857/S0002331021040038

Study of the Stability of a Hybrid Electric Power Complex with Non-Traditional and Renewable Energy Sources of Various Types with a Change in Load Power

N. N. Baranov^{1, *}, K. V. Kryukov^{2, **}, N. V. Rodkin^{2, *}**

¹Joint Institute for High Temperatures of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russia

²National Research University Moscow Power Engineering Institute, Moscow, Russia

**e-mail: nsmppve@iht.mpei.ac.ru*

***e-mail: KriukovKV@mpei.ru*

****e-mail: RodkinNS@mpei.ru*

An urgent scientific and practical problem of modern distributed generation is being solved, aimed at the development of universal hybrid electric power complexes based on non-traditional and renewable energy sources of various types.

Keywords: hybrid power plant, automatic control system, operating mode algorithms

Свидетельство о регистрации средства массовой информации
ПИ №ФС77-67158 от 16 сентября 1916 г., выдано Федеральной службой по надзору в сфере связи, информационных технологий и массовых коммуникаций Российской Федерации

Подписано к печати

Дата выхода в свет

Формат 60x881/8

Усл. печ. л. Уч.-изд. л.

Тираж экз.

Зак.

Цена договорная

Учредитель:

Российская академия наук

Издатель: Российская академия наук, 119991 Москва, Ленинский пр., 14

Исполнитель: ФГБУ «Издательство «Наука»: 121099, г. Москва, Шубинский пер., д. 6, стр. 1.

Отпечатано в ФГБУ «Издательство «Наука»: 121099, г. Москва, Шубинский пер., д. 6, стр. 1.

Журналы РАН, выходящие в свет на русском языке

- Автоматика и телемеханика
 Агрохимия
 Азия и Африка сегодня
 Акустический журнал
 Астрономический вестник. Исследования солнечной системы
 Астрономический журнал
 Биологические мембраны
 Биология внутренних вод
 Биология моря
 Биоорганическая химия
 Биофизика
 Биохимия
 Ботанический журнал
 Вестник Дальневосточного отделения Российской академии наук
 Вестник древней истории
 Вестник Российской академии наук
 Вестник российской сельскохозяйственной науки
 Водные ресурсы
 Вопросы истории естествознания и техники
 Вопросы ихтиологии
 Вопросы языкознания
 Вулканология и сейсмология
 Высокмолекулярные соединения. Серия А
 Высокмолекулярные соединения. Серия Б
 Высокмолекулярные соединения. Серия С
 Генетика
 Геология рудных месторождений
 Геомагнетизм и аэрномия
 Геоморфология и палеогеография
 Геотектоника
 Геохимия
 Геоэкология. Инженерная геология. Гидрогеология. Геокирология
 Государство и право
 Дефектоскопия
 Дифференциальные уравнения
 Доклады Российской академии наук. Математика, информатика, процессы управления
 Доклады Российской академии наук. Науки о жизни
 Доклады Российской академии наук. Науки о Земле
 Доклады Российской академии наук. Физика, технические науки
 Доклады Российской академии наук. Химия, науки о материалах
 Журнал аналитической химии
 Журнал высшей нервной деятельности им. И.П. Павлова
 Журнал вычислительной математики и математической физики
 Журнал неорганической химии
 Журнал общей биологии
 Журнал общей химии
 Журнал органической химии
 Журнал прикладной химии
 Журнал физической химии
 Журнал эволюционной биохимии и физиологии
 Журнал экспериментальной и теоретической физики
 Записки Российского минералогического общества
 Зоологический журнал
 Известия Российской академии наук. Механика жидкости и газа
 Известия Российской академии наук. Механика твердого тела
 Известия Российской академии наук. Серия биологическая
 Известия Российской академии наук. Серия географическая
 Известия Российской академии наук. Серия литературы и языка
 Известия Российской академии наук. Серия физическая
 Известия Российской академии наук. Теория и системы управления
 Известия Российской академии наук. Физика атмосферы и океана
 Известия Российской академии наук. Энергетика
 Известия Русского географического общества
 Исследование Земли из Космоса
 Кинетика и катализ
 Коллоидный журнал
 Координационная химия
 Космические исследования
 Кристаллография
 Латинская Америка
 Лёд и Снег
 Лесоведение
 Литология и полезные ископаемые
 Мембраны и мембранные технологии
 Металлы
 Микология и фитопатология
 Микробиология
 Микроэлектроника
 Молекулярная биология
 Нейрохимия
 Неорганические материалы
 Нефтехимия
 Новая и новейшая история
 Общественные науки и современность
 Общество и экономика
 Океанология
 Онтогенез
 Палеонтологический журнал
 Паразитология
 Петрология
 Письма в Астрономический журнал
 Письма в Журнал экспериментальной и теоретической физики
 Поверхность. Рентгеновские, синхротронные и нейтронные исследования
 Почвоведение
 Приборы и техника эксперимента
 Прикладная биохимия и микробиология
 Прикладная математика и механика
 Проблемы Дальнего Востока
 Проблемы машиностроения и надежности машин
 Проблемы передачи информации
 Программирование
 Психологический журнал
 Радиационная биология. Радиоэкология
 Радиотехника и электроника
 Радиохимия
 Расплавы
 Растительные ресурсы
 Российская археология
 Российская история
 Российская сельскохозяйственная наука
 Российский физиологический журнал им. И.М. Сеченова
 Русская литература
 Русская речь
 Сенсорные системы
 Славяноведение
 Современная Европа
 Социологические исследования
 Стратиграфия. Геологическая корреляция
 США и Канада: экономика, политика, культура
 Теоретические основы химической технологии
 Теплофизика высоких температур
 Успехи современной биологии
 Успехи физиологических наук
 Физика Земли
 Физика и химия стекла
 Физика металлов и металловедение
 Физика плазмы
 Физикохимия поверхности и защита материалов
 Физиология растений
 Физиология человека
 Химическая физика
 Химия высоких энергий
 Химия твердого топлива
 Цитология
 Человек
 Экология
 Экономика и математические методы
 Электрохимия
 Энтомологическое обозрение
 Этнографическое обозрение
 Ядерная физика