

Известия

ISSN 0002-3310

Российской академии наук

ЭНЕРГЕТИКА



2023

1

СОДЕРЖАНИЕ

К вопросу об определении эффективности детандер-генераторных агрегатов <i>А. В. Клименко, В. С. Агабабов, С. Н. Петин</i>	3
Современное состояние разработок и перспективы создания датчиков термодинамической активности кислорода применительно к реакторным установкам с тяжелым жидкометаллическим теплоносителем <i>Е. И. Чернов, М. Е. Чернов, В. И. Рачков, А. И. Орлов, Ю. М. Сысоев</i>	18
Обоснование практических рекомендаций по организации оптимальных режимов предварительной термической обработки и сжигания угля в пылевидном состоянии <i>Е. А. Бойко, А. В. Страшников</i>	35
К расчету нестационарного температурного поля цилиндрического тела <i>Ю. В. Видин, В. С. Злобин</i>	51
Влияние электрификации в секторе дорожного транспорта на уровень электропотребления и суточный график нагрузки в ЕЭС России <i>Ф. В. Веселов, А. И. Соляник, Р. О. Аликин</i>	57
Определение электродинамических сил между соосными витками с током различной конфигурации <i>Г. Н. Цицикян, М. Ю. Антипов</i>	72
Памяти академика Российской академии наук Ашота Аракеловича Саркисова	79

CONTENTS

On the Issue of Determining the Efficiency of Expander-Generator Units <i>A. V. Klimenko, V. S. Agababov, and S. N. Petin</i>	3
The Current State of Development and Prospects for the Creation of Sensors of Thermodynamic Activity of Oxygen in Relation to Reactor Units with a Heavy Liquid Metal Coolant <i>E. I. Chernov, M. E. Chernov, V. I. Rachkov, A. I. Orlov, and Yu. M. Sysoev</i>	18
Substantiation of Practical Recommendations on the Organization of Optimal Modes of Preliminary Heat Treatment and Combustion of Coal in a Pulverized State <i>E. A. Boiko and A. V. Strashnikov</i>	35
To the Calculation of the Unsteady Temperature Field of a Cylindrical Body <i>Yu. V. Vidin and V. S. Zlobin</i>	51
Impact of Electrification in the Road Transport Sector on the Level of Electricity Consumption and Daily Load Curve in the UES of Russia <i>F. V. Veselov, A. I. Solyanik, and R. O. Alikin</i>	57
Determination of Electrodynamic Forces between Coaxial Coil Turns with Current of Various Configuration <i>G. N. Tsitsikyan and M. Yu. Antipov</i>	72
In memory of academician of the Russian Academy of Sciences Ashot A. Sarkisov	79

УДК 662.66.001.5

К ВОПРОСУ ОБ ОПРЕДЕЛЕНИИ ЭФФЕКТИВНОСТИ ДЕТАНДЕР-ГЕНЕРАТОРНЫХ АГРЕГАТОВ

© 2023 г. А. В. Клименко¹, В. С. Агабабов², *, С. Н. Петин³¹Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования
“Национальный исследовательский технологический университет “МИСиС”, Москва, Россия²ООО “ПСК Энергомонтаж”, Москва, Россия³Национальный исследовательский университет “Московский энергетический институт”,
Москва, Россия

*e-mail: spetin@yandex.ru

Поступила в редакцию 18.10.2022 г.

После доработки 24.10.2022 г.

Принята к публикации 31.10.2022 г.

Рассмотрены методические вопросы определения термодинамической эффективности детандер-генераторных агрегатов как отдельных технологических объектов, а также при их использовании на предприятиях различного типа. Показано, что при определении термодинамической эффективности использования ДГА на тепловых электростанциях (ТЭС) требуется применение *системного подхода*, учитывающего влияние ДГА на эффективность работы основного оборудования ТЭС. Приведены зависимости, позволяющие определить влияние ДГА на термодинамическую эффективность электростанций различного типа (КЭС и ТЭЦ) при различных условиях их работы.

Ключевые слова: детандер-генераторный агрегат, термодинамическая эффективность, различные условия эксплуатации

DOI: 10.31857/S0002331023010053, **EDN:** LVTYNH

1. ВВЕДЕНИЕ

Перед использованием природного газа в промышленности или в быту его давление должно быть уменьшено по сравнению с давлением в магистральных газопроводах. Снижение давления газа в существующей газотранспортной системе осуществляется обычно в двух ступенях: на газораспределительных станциях (ГРС) от давления в магистральном трубопроводе до, как правило, 1.5 МПа, и на газорегуляторных пунктах (ГРП) от давления, поступившего после ГРС газа, до давления необходимого потребителю (обычно 0.15–0.3 МПа). В настоящее время давление газа на ГРС и ГРП чаще всего снижается дросселированием. Вместе с тем все большее распространение получают детандер-генераторные агрегаты (ДГА). Их несомненным преимуществом является тот факт, что в них помимо достижения основной цели понижения давления газа удастся получить дополнительную полезную энергию: энергия потока транспортируемого газа (без его сжигания в ДГА) преобразуется сначала в механическую в детандере, а затем в электрическую в генераторе (возможно также производство и других видов энергии).

Следует подчеркнуть, что использование ДГА в газораспределительных сетях в “чистом виде” невозможно, так как расширение газа в детандере сопровождается замет-

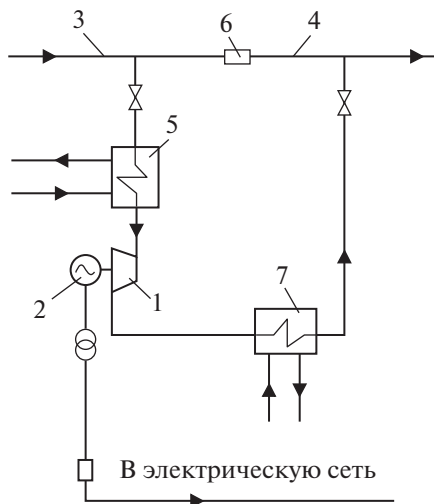


Рис. 1. Принципиальная схема включения детандер-генераторного агрегата с подогревом газа до и после детандера: 1 – турбодетандер; 2 – электрогенератор; 3 и 4 – трубопроводы высокого и низкого давления соответственно; 5 – теплообменник подогрева газа перед детандером; 6 – дросселирующее устройство; 7 – теплообменник подогрева газа после детандера.

ным уменьшением его температуры значительно превышающем падение температуры при дросселировании. Это может привести к конденсации тяжелых фракций газа и влаги, содержащихся в нем, с образованием гидратов, что недопустимо по условиям эксплуатации газового оборудования. Поэтому необходим подогрев газа. Для этого в схеме подключения ДГА в обязательном порядке должны предусматриваться теплообменники, которые могут быть установлены до и/или после детандера (рис. 1). Источники теплоты для подогрева газа могут быть различными.

Постановка задачи о термодинамической эффективности ДГА возможна в двух вариантах: в узком и широком.

В узком определяется эффективность отдельного технического устройства, а именно, ДГА. Казалось бы, оценка термодинамической эффективности такого несложного технического устройства не должна вызывать особых трудностей. Однако, как будет показано ниже, все оказывается не так просто.

В широком варианте рассматривается эффективность промышленного предприятия в целом (электростанции, котельной, металлургического комбината и т.п.) после того, как в него встраивается ДГА. Эта постановка, безусловно, сложнее. Она требует учитывать возможное влияние ДГА на работу других элементов энергетического оборудования производства. Как правило, это обстоятельство не принимается во внимание и эффективность установки ДГА оценивается как для отдельного устройства. В результате ответ на вопрос, какой же на самом деле получен эффект для производства в целом, остается открытым. Кроме того, опытные данные различных авторов, приводимые в литературе в таком упрощенном виде, не могут быть использованы для сопоставления с предлагаемыми расчетными соотношениями, а также между собой, из-за отсутствия необходимой информации.

Авторы считают необходимым еще раз вернуться к вопросу о том, как следует правильно оценивать эффективность ДГА и какие ошибки при этом исключить.

2. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ДГА КАК ОТДЕЛЬНОГО УСТРОЙСТВА

При расширении в детандере химическая энергия газа не меняется. Поэтому энергобаланс для ДГА, схема которого изображена на рис. 1, может быть записан как [1]

$$q = h_2 - h_1 + w_2^2/2 - w_1^2/2 + L_{\text{тех}}. \quad (1)$$

В уравнении (1) q – подведенное к потоку транспортируемого газа тепло; h_1 и h_2 – энтальпии потока перед ДГА и после него соответственно; $w_1^2/2$ и $w_2^2/2$ – кинетические энергии потока перед ДГА и после него соответственно; $L_{\text{тех}}$ – механическая работа, произведенная потоком (в данном случае в детандере ДГА).

Как правило, скорости потока газа w_1 и w_2 равны, что обеспечивается за счет выбора соответствующих диаметров газопроводов перед устройством и после него. Тогда кинетическая энергия потока остается неизменной, и уравнение (1) упрощается

$$q = h_2 - h_1 + L_{\text{тех}}. \quad (2)$$

При подогреве потока газа в теплообменнике 5 перед детандером подведенное к ДГА тепло q затрачивается на увеличение энтальпии потока природного газа с последующим производством этим потоком технической работы $L_{\text{тех}}$ в детандере, либо, при подогреве потока природного газа в теплообменнике 7 после детандера, на увеличение энтальпии потока после ее уменьшения в результате производства механической работы $L_{\text{тех}}$ в детандере. В частном случае, когда в результате подогрева газа обеспечивается равенство энтальпий h_2 и h_1 , оказывается, что все подведенное тепло используется для совершения механической работы.

Когда речь заходит об эффективности преобразования энергии в ДГА, то большинство исследователей [2, 3] определяют его КПД $\eta_{\text{эф}}$ как КПД отдельного агрегата по аналогии с тем, как это делается при преобразовании тепла в механическую работу в циклическом процессе, а именно, через отношение полученной механической работы к подведенному теплу:

$$\eta_{\text{эф}} = L_{\text{тех}}/q. \quad (3)$$

Очевидно, что при определении КПД (3) его значение, в силу соотношения (2), может оказаться как меньше, так и больше (!) единицы. Это наглядно можно показать с помощью h – s –диаграммы (рис. 2), где приведены процессы, происходящие при расширении в ДГА для различных температур подогрева газа до и после детандера. Там же для сравнения показан процесс дросселирования газа (процесс 0–1), который осуществляется при постоянном значении энтальпии [1]. Подчеркнем, что любой из приведенных на рис. 2 термодинамических процессов может быть реально *организован* при эксплуатации ДГА.

Процессы в ДГА могут быть организованы по-разному, что определяется различными вариантами подогрева газа.

Так, процесс 0–6 соответствует подогреву газа в теплообменнике 5 (рис. 1) перед детандером от начальной температуры в точке 0 до температуры в точке 6, а процесс 6–7 – расширению потока газа в детандере от точки 6 до точки 7. Аналогично процессы 0–3 и 0–4 – процессы подогрева газа перед детандером в теплообменнике 5, процессы 3–1 и 4–5 – соответствующие им процессы расширения газа в детандере.

Очевидно, что при расширении в ДГА энтальпия газа *на выходе* из детандера при заданных давлениях потока газа на входе $p_{\text{вх}}$ и выходе $p_{\text{вых}}$ детандера зависит от температуры, до которой подогревается газ в теплообменнике перед детандером. Энтальпия газа на выходе может быть как выше (точка 5), так и ниже (точки 2 и 7) ее значения (точка 0 на рис. 2) на входе в ДГА.

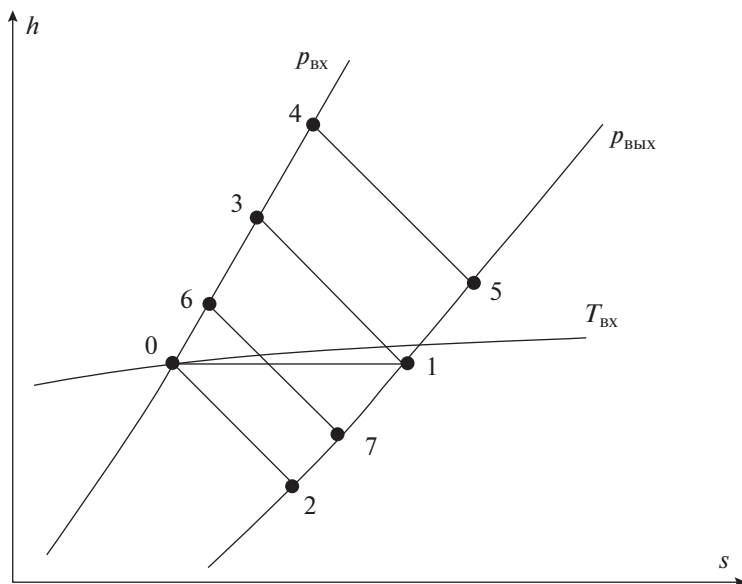


Рис. 2. Процессы в ДГА при различных уровнях температуры подогрева газа перед детандером.

Наиболее интересным и показательным является случай, когда при уменьшении давления потока газа с применением ДГА наблюдается равенство энтальпий на входе и на выходе ДГА. При этом условия транспортируемого газа на входе и выходе ДГА полностью соответствуют его параметрам при дросселировании, что значительно упрощает сравнение этих двух методов уменьшения давления.

Так, в процессе 0–3–1 на рис. 2, где процесс 0–3 – подогрев потока газа в теплообменнике 5 (рис. 1) перед детандером, а процесс 3–1 – расширение потока в детандере (позиция 1 на рис. 1) с производством технической работы, температура подогрева выбрана такой, чтобы при заданном внутреннем относительном КПД детандера после расширения потока газа в нем энтальпия потока газа на выходе из ДГА в точке 1 была равна энтальпии потока на входе в ДГА в точке 0. В этом случае механическая работа, произведенная в ДГА, определится разностью энтальпий $(h_3 - h_1)$, а подведенное тепло – разностью энтальпий $(h_3 - h_0)$. Из приведенной на рис. 2 $h-s$ -диаграммы ясно, что $(h_3 - h_1) = (h_3 - h_0)$. Очевидно, что в этом случае КПД ДГА, $\eta_{эф} = \frac{h_3 - h_1}{h_3 - h_0}$, будет равен единице.

Аналогичный результат может быть получен, если процессы в ДГА будут реализованы в последовательности 0–2–1 и 0–6–7–1 на рис. 2. В этих случаях для обеспечения равенства энтальпий потока газа он подогревается в теплообменнике 7 после детандера (рис. 1). Оба КПД и для процесса 0–2–1 $\eta_{эф} = \frac{h_0 - h_2}{h_1 - h_2}$, и для процесса 0–6–7–1

$$\eta_{эф} = \frac{h_6 - h_7}{h_6 - h_0 + h_1 - h_7} \text{ соответственно также будут равны единице.}$$

Равное единице значение КПД при преобразовании тепла в механическую работу кажется на первый взгляд нереальным. Однако в этом нет ничего противоречащего законам термодинамики. Дело в том, что ДГА не является тепловой машиной – устрой-

ством для преобразования теплоты в механическую работу, действие которого основано на циклическом процессе [1]. Известные ограничения Второго начала термодинамики на преобразования тепла в механическую работу, а именно, необходимость отвода части подведенного к циклу тепла в окружающую среду на него не распространяются. Именно об этом забывают авторы некоторых работ (например, [2, 3]), ошибочно полагая ДГА тепловой машиной и отказывая ему на этом основании в высокой эффективности.

Разумеется, что в реальной ситуации расширение газа в детандере из-за неизбежных потерь тепла на трение и пр. происходит не при постоянной энтропии s , и КПД ДГА в рассматриваемом случае оказывается меньше единицы. Это необходимо учитывать при построении процессов в $h-s$ -диаграмме.

При подогреве газа перед детандером до температуры, при которой энтальпия потока газа на выходе из детандера превышает энтальпию потока газа на входе в теплообменник перед детандером (процесс 0–4–5 на рис. 2), без учета возможности дальнейшего полезного использования энергии потока после детандера, эффективный КПД ДГА при определении его в соответствии с уравнением (3) принимает значения меньше единицы. Подведенное в теплообменнике 5 (рис. 2) тепло и механическая работа расширения газа в детандере 1 определяются разностями энтальпий $(h_4 - h_0)$ и $(h_4 - h_5)$ соответственно. Очевидно, что $(h_4 - h_5) < (h_4 - h_0)$. В этом случае КПД ДГА,

равный отношению $\eta_{\text{эф}} = \frac{h_4 - h_5}{h_4 - h_0}$, будет тем меньше единицы, чем больше при прочих

постоянных заданных условиях будет температура подогрева потока газа перед детандером. Однако, следует заметить, такое построение процесса в ДГА позволяет повысить электрическую мощность ДГА, что также немаловажно.

Ограниченность использования определения КПД ДГА в виде (3) демонстрирует случай с незначительным подводом тепла или вообще его отсутствием, когда значение КПД может неограниченно превышать единицу. Так, если рассмотреть процесс 0–6–7, когда энтальпия потока газа после детандера (точка 7) меньше, чем на входе в него, то полученная работа $(h_6 - h_7)$ оказывается больше подведенного тепла $(h_6 - h_0)$ и $\eta_{\text{эф}} > 1$. Более того при отсутствии подвода тепла при расширении газа в процессе 0–6 $\eta_{\text{эф}}$ становится бесконечно большим. Это лишь означает, что определение эффективности ДГА посредством отношения (3), строго говоря, возможно лишь в случае такого подогрева газа, который обеспечивает равенство энтальпий газа до и после ДГА.

3. ЭФФЕКТ ОТ УСТАНОВКИ ДГА НА ПРОМЫШЛЕННОМ ПРЕДПРИЯТИИ

Как уже отмечалось, установка ДГА на промышленном предприятии может влиять на режимы работы энергетического оборудования предприятия. Если такого влияния не наблюдается, что является характерным для предприятий, не генерирующих электроэнергию, то оценка эффекта от установки ДГА не представляет особых трудностей. Эффект состоит в уменьшении потребления электроэнергии, получаемой извне от сторонних источников. В этом случае важное значение имеет выбор источника подогрева газа перед детандером ДГА. При реально существующих (например, на ГРП промышленных предприятий) давлениях транспортируемого газа на входе 0.8–1.2 МПа и на выходе 0.3–0.15 МПа для обеспечения установленных условий эксплуатации газопроводов требуется подогрев транспортируемого газа перед детандером на 60–120°C. В качестве источников тепла для подогрева газа могут быть использованы высокопотенциальные источники энергии, такие как автономные, специально для этой цели предназначенные котлы, тепловые потоки технологических установок. Однако очевидно, что наибольшая эффективность ДГА достигается при использовании для

подогрева транспортируемого газа вторичных энергетических ресурсов, имеющихся на предприятии (тепло потоков сжатого газа, уходящие дымовые газы и прочие).

Более сложным оказывается случай, когда установка ДГА влияет на режимы работы энергетического оборудования предприятия. Наиболее ярко это проявляется при использовании ДГА на предприятиях, на которых генерируется электроэнергия – тепловых электростанциях (ТЭС) [4]. Например, при условии поддержания постоянной электрической мощности электростанции после включения ДГА требуется уменьшение электрической мощности основного оборудования, что может привести к изменению (обычно, уменьшению) эффективности его работы. Это требует применения при определении термодинамической эффективности так называемого *системного подхода*, учитывающего изменение эффективности работы основного оборудования ТЭС при включении в ее схему ДГА. Проведенные ранее исследования показали, что оценка системного эффекта отличается для КЭС и для ТЭЦ.

3.1. Эффект от установки ДГА на КЭС

В работе [4] были рассмотрены несколько возможных условий эксплуатации ДГА, работающих в составе турбоагрегатов конденсационного типа.

К ним относились:

1. Подогрев газа за счет высокопотенциальной энергии, связанной с пароводяным циклом КЭС:

1.1. при постоянном расходе пара на турбину при различных условиях: турбина без промежуточного и с промежуточным перегревом пара при включении ДГА в отбор после и до промежуточного перегрева пара;

1.2. при постоянной электрической мощности, вырабатываемой энергоблоком.

2. Подогрев газа за счет автономных, не связанных с пароводяным циклом КЭС источников высокопотенциальной энергии:

2.1. специально для этого предназначенных котлов;

2.2. источников, связанных с трактом уходящих дымовых газов энергетических котлов;

2.3. вторичных энергетических ресурсов высокого потенциала промышленного предприятия.

Часть публикаций, связанных с влиянием ДГА на работу КЭС (например, [5, 6]), была посвящена определению возможных изменений мощности электростанции. В них получены формулы, позволяющие определить прирост мощности конденсационных агрегатов при неизменном расходе пара на турбину при подогреве газа в ДГА паром из проточной части турбины, взятом как до промежуточного перегрева, так и после него.

При оценке влияния ДГА на эффективность работы электростанций и энергосистем с турбоагрегатами конденсационного типа в качестве критерия эффективности в работе [4] было предложено и использовано уменьшение удельного расхода топлива Δb на производство электроэнергии для всей электростанции (или одного энергоблока) после включения ДГА

$$\Delta b = b_0 - b_1, \quad (4)$$

где b_0 и b_1 определяются из выражений

$$b_0 = \frac{B_0}{N_{\text{Э}0}}; \quad b_1 = \frac{B_1}{N_{\text{Э}1}}. \quad (5)$$

В выражениях (4) и (5) b – удельный расход топлива на производство электроэнергии; B – расход топлива; $N_{\text{Э}}$ – электрическая мощность станции; индексы 0 и 1 относятся к случаям до и после включения ДГА соответственно.

В результате были получены аналитические зависимости для определения влияния ДГА на изменение удельного расхода топлива на выработку электроэнергии при подогреве газа за счет высокопотенциальной энергии как связанной, так и не связанной с его пароводяным циклом, и проведен анализ полученных зависимостей. Зависимости приведены в табл. 1 и 2.

Необходимо отметить, что при выводе формул, представленных в табл. 1 и 2, было принято условие равенства энтальпии газа на входе и выходе детандера. Этому условию отвечает процесс 0–3–1 на рис. 2.

Выбор в качестве критерия определения эффективности использования ДГА на электростанции именно *изменения (уменьшения)* удельного расхода топлива Δb на производство электроэнергии для всей электростанции (или одного энергоблока) после включения ДГА позволяет наиболее наглядно и обоснованно рассматривать полученный результат расчетов для каких-то определенных условий и режимов работы основного оборудования электростанции, системы подогрева газа в ДГА, параметров поступающего на газораспределительную станцию газа.

Обозначения, принятые в формулах таблиц 1 и 2

b_D – удельный расход топлива на выработку электроэнергии при постоянном расходе пара на турбины, кг/кВт ч; b_N – удельный расход топлива на выработку электроэнергии при постоянной мощности энергоблока, кг/кВт ч; B – расход топлива, кг/с; $D_{СП}$ – расход пара в голову турбины, кг/с; $h_{ГПП}$ – энтальпия пара в “горячей нитке” промежуточного перегрева, кДж/кг; $h_{ХПП}$ – энтальпия пара в “холодной нитке” промежуточного перегрева, кДж/кг; $h_{ГТД1}$ – энтальпии газа на входе в детандер, кДж/кг; $h_{ГТД2}$ – энтальпия газа на выходе из детандера, кДж/кг; $h_{ПВ}$ – энтальпия питательной воды на входе в котел, кДж/кг; $h_{СП}$ – энтальпия пара на входе в турбину, кДж/кг; $N_{ТД}$ – электрическая мощность турбодетандера, кВт; $h_{Г1}$ – энтальпия газа на входе в теплообменник подогрева газа, кДж/кг; $h_{Г2}$ – энтальпия газа на выходе из теплообменника подогрева газа, кДж/кг; $\eta_{КА}$ – КПД котла; $D_{ПП}$ – расход пара на промперегрев, кг/с; $N_{БЛ}$ – электрическая мощность энергоблока, кВт; Q_p^H – низшая теплота сгорания топлива, кДж/кг; $\eta_{ТР}$ – КПД транспорта тепла; G_T – расход газа на ДГА, кг/с; $\eta_{МГ}$ – механический КПД и КПД генератора паротурбинной установки; $\eta_{МГДГА}$ – коэффициент, учитывающий механические потери при работе ДГА; $h_{ОТБ}$ – энтальпия пара, отбираемого для подогрева газа, кДж/кг; h_K – энтальпия пара в конденсаторе, кДж/кг; $h_{КОТБ}$ – энтальпия конденсата отборного пара турбины, кДж/кг; $\eta_{ПДГА}$ – коэффициент, учитывающий потери тепла в теплообменнике подогрева газа и в его подводящих трубопроводах; $h_{ГВХ}$ – энтальпия газа на входе в теплообменник подогрева газа, кДж/кг.

Обозначения, принятые в формулах таблицы 2

b – удельный расход топлива на выработку электроэнергии при подогреве газа за счет высокопотенциальной энергии, не связанной с пароводяным циклом конденсационного энергоблока, кг/кВт ч; $N_{ДГА}$ – электрическая мощность ДГА, кВт; $N_Э$ – электрическая мощность конденсационного энергоблока, кВт; G_B – расход воздуха в котле, кг/с; h_{B0} – энтальпия воздуха на входе в котел до включения ДГА, кДж/кг; h_{B1} – энтальпия воздуха на входе в котел после включения ДГА, кДж/кг.

Еще одним примером последовательного подхода, учитывающего влияние установки ДГА на работу основного оборудования электростанции, являются работы [5, 6]. В отличие от работы [4], здесь в качестве критерия эффективности использовалось изменение КПД по выработке электроэнергии. В [6] приведена формула для определения изменения КПД паротурбинной установки конденсационного типа, работающей

Таблица 1. Зависимости для определения влияния ДГА на тепловую экономичность работы конденсационного энергоблока при подогреве газа за счет высокотемпературной энергии, связанной с его пароводяным циклом

	При <i>постоянном расходе пара</i> на турбину конденсационного энергоблока
При <i>постоянной электрической мощности</i>, вырабатываемой конденсационным энергоблоком	$\Delta b_D = \frac{b_{D0} \Delta N_{БЛ}}{N_{БЛ} + \Delta N_{БЛ}} + \frac{1}{(N_{БЛ} + \Delta N_{БЛ}) Q_R^H} \times$ $\times \left\{ D_{СП} \left[\frac{(h_{СП} - h_{ПВ1})}{\eta_{КА1} \eta_{ТР1}} - \frac{(h_{СП} - h_{ПВ0})}{\eta_{КА0} \eta_{ТР0}} \right] + \left[\frac{D_{ПП1}(h_{ТПП1} - h_{ХПП1})}{\eta_{КА1} \eta_{ТР1}} - \frac{D_{ПП0}(h_{ТПП0} - h_{ХПП0})}{\eta_{КА0} \eta_{ТР0}} \right] + G_T (h_{ТД1} - h_{ТД2}) \right\}$
$\Delta b_N = \frac{\Delta B}{N_{БЛ0}}, \text{ где}$ $\Delta B = \frac{1}{Q_R^H} \left\{ \left[\frac{D_{СП}(h_{СП} - h_{ПВ0})}{\eta_{КА0} \eta_{ТР0}} - \frac{D_{СП}(h_{СП} - h_{ПВ1})}{\eta_{КА1} \eta_{ТР1}} \right] + \left[\frac{D_{ПП0}(h_{ТПП0} - h_{ХПП0})}{\eta_{КА0} \eta_{ТР0}} - \frac{D_{ПП1}(h_{ТПП1} - h_{ХПП1})}{\eta_{КА1} \eta_{ТР1}} \right] + G_T (h_{ТВХ} - h_{ТД2}) \right\}$	Формула для определения $\Delta N_{БЛ}$ для турбин без промежуточного перегрева пара и турбин с промежуточным перегревом пара при включении ДГА в отбор после промежуточного перегрева пара $\Delta N_{БЛ} = G_T [(h_{Т2} - h_{ТД2}) \eta_{МГДГА} - \frac{(h_{Т2} - h_{Т1})(h_{ОТБ} - h_{К}) \eta_{МГ}}{(h_{ОТБ} - h_{КОТБ}) \eta_{ТДГА}}]$
	Формула для определения $\Delta N_{БЛ}$ для турбин с промежуточным перегревом пара при включении ДГА в отбор до промежуточного перегрева пара $\Delta N_{БЛ} = G_T [(h_{Т2} - h_{ТД2}) \eta_{МГДГА} - \frac{(h_{Т2} - h_{Т1})(h_{ОТБ} - h_{К}) + (h_{ТПП} - h_{ХПП}) \eta_{МГ}}{(h_{ОТБ} - h_{КОТБ}) \eta_{ТДГА}}]$

Таблица 2. Зависимости для определения влияния ДГА на тепловую экономичность работы конденсационного энергоблока при подогреве газа за счет высокопотенциальной энергии, не связанной с его пароводяным циклом

При подогреве газа за счет вторичных энергетических ресурсов высокого потенциала промпредприятий	При подогреве газа в специально для этого предназначенных котлах на КЭС	При подогреве газа за счет высокопотенциальной энергии, связанной с трактом уходящих дымовых газов энергетических котлов КЭС
$\Delta b = b_0 \frac{N_{\text{ДГА}}}{N_{\text{Э}} + N_{\text{ДГА}}} - \frac{G_{\text{T}}(h_{\text{T1}} - h_{\text{TД2}})}{Q_{\text{H}}^{\text{P}}(N_{\text{Э}} + N_{\text{ДГА}})}$	$\Delta b = b_0 \frac{N_{\text{ДГА}}}{N_{\text{Э}} + N_{\text{ДГА}}} - \frac{G_{\text{T}}(h_{\text{T1}} - h_{\text{TД2}})}{Q_{\text{H}}^{\text{P}}(N_{\text{Э}} + N_{\text{ДГА}})} - \frac{G_{\text{T}}(h_{\text{T2}} - h_{\text{T1}})}{Q_{\text{H}}^{\text{P}}(N_{\text{Э}} + N_{\text{ДГА}})\eta_{\text{КА}}\eta_{\text{ПДГА}}}$	$\Delta b = b_0 \frac{N_{\text{ДГА}}}{N_{\text{Э}} + N_{\text{ДГА}}} - \frac{G_{\text{T}}(h_{\text{T1}} - h_{\text{TД2}})}{Q_{\text{H}}^{\text{P}}(N_{\text{Э}} + N_{\text{ДГА}})} - \frac{G_{\text{B}}(h_{\text{B0}} - h_{\text{B1}})}{Q_{\text{H}}^{\text{P}}(N_{\text{Э}} + N_{\text{ДГА}})}$
		<i>Подогреватель газа включается параллельно регенеративному воздухоподогревателю либо перед ним</i>
	Подогреватель газа включается после регенеративного воздухоподогревателя (РВП)	
		$\Delta b = b_0 \frac{N_{\text{ДГА}}}{N_{\text{Э}} + N_{\text{ДГА}}} - \frac{G_{\text{T}}(h_{\text{T1}} - h_{\text{TД2}})}{Q_{\text{H}}^{\text{P}}(N_{\text{Э}} + N_{\text{ДГА}})}$

совместно с включенным в ее схему ДГА, при подогреве газа в теплообменнике перед детандером паром отбора турбины

$$\delta\eta = (N_{\text{дет}} - \Delta N_T) / N_T = [(N_{\text{дет}} - \Delta N_T)] \left[B(\eta_{\text{пту}} Q_i^d) \right]. \quad (6)$$

Здесь $N_{\text{дет}}$ — электрическая мощность, вырабатываемая детандером; ΔN_T — потеря мощности ПТУ при отборе части пара из проточной части для подогрева газа; N_T — мощность ПТУ; B — расход топлива; $\eta_{\text{пту}}$ — КПД паротурбинной установки (без ДГА); Q_i^d — низшая теплота сгорания топлива.

Сопоставление результатов расчетов изменения эффективности работы электростанции при использовании ДГА по формуле (6) с результатами расчетов по формулам, приведенным в табл. 1 и 2, с учетом того, что $\delta\eta$ представляет собой величину обратную Δb , показывает их хорошее совпадение.

К сожалению, далеко не во всех работах, посвященных анализу эффективности применения ДГА реально работающих на электростанциях, используется подход, учитывающий влияние установки ДГА на режимы работы основного оборудования, например, [7–10]. В этих работах, как правило, рассматривается эффективность работы ДГА как отдельно взятой установки, в частности, используется показатель удельного расхода топлива в виде затраченного на подогрев газа тепла в единицах условного топлива для выработки одного кВт ч. По сути это тот же определенный выше КПД (3), отличие в том, что числитель и знаменатель здесь поменяны местами. Понятно, что влияние использования ДГА на показатели работы основного оборудования электростанции не учитывается. Как уже было показано, использование такой характеристики ограничено, она не является полной, по ней невозможно судить, насколько обоснована установка ДГА. Данные по удельному расходу невозможно сопоставить, поскольку непонятно, насколько нагревался газ, какой из процессов, изображенных на рис. 2, был в действительности реализован. Неудивительно, что имеющиеся в литературе данные заметно отличаются друг от друга. Если в [7–10] они близки (64 г у.т./кВт ч и 72 г у.т./кВт ч), то для ДГА, установленного на Гомельской ТЭЦ-2, сообщается о расходе в 130 г у.т./кВт ч [10]. Одной из возможных причин значительного расхождения значений удельных расходов топлива на генерацию электроэнергии на ДГА может быть, в частности, различие давлений и температур газа на входе и выходе ДГА на этих электростанциях. Подчеркнем, что для случаев [7–9] расчет $\eta_{\text{эф}}$ по данным об удельном расходе приводит к значениям КПД ДГА, существенно превышающим единицу.

В [11] показано, что ДГА-технологии могут с успехом использоваться не только для традиционных паротурбинных КЭС, но и для современных парогазовых установок (ПГУ). Так, при установке ДГА в ПГУ сбросного типа мощность ПГУ может быть увеличена на 1.0–1.5%, а удельный расход условного топлива уменьшен, в зависимости от соотношения мощностей паровой и газовой частей установки, на 1–4 г/кВт ч.

3.2. Эффект от установки ДГА на ТЭЦ

Особенности применения ДГА на ТЭЦ по сравнению с конденсационными электростанциями определяются спецификой требований к работе теплоэлектроцентралей.

Как известно, тепловая отопительная нагрузка, наряду с электрической нагрузкой, задаются теплоэлектроцентрали в соответствии с требованиями энергосистемы. При этом от ТЭЦ в первую очередь обычно требуется выполнение задания по отпуску теплоты на отопление и горячее водоснабжение и ее температурному уровню, зависящему от температуры наружного воздуха. Поэтому при решении задачи повышения эффективности работы ТЭЦ за счет включения в ее схему ДГА в качестве основного условия должно быть принято обязательное выполнение диспетчерского задания по тепловой нагрузке ТЭЦ.

Таблица 3. Возможные режимы подогрева газа при работе ДГА на ТЭЦ

Номер режима	График работы ТЭЦ	Расход пара на турбины	Нагрузка ПВК
1	По тепловому графику	Максимальный	Максимальная
2	По тепловому графику	Максимальный	Меньше максимальной
3	По тепловому графику	Максимальный	Отключен
4	По тепловому графику	Не максимальный	Отключен
5	По электрическому графику	Максимальный	Отключен
6	По электрическому графику	Не максимальный	Отключен
7	По электрическому графику с минимально возможной электрической нагрузкой	Не максимальный	Отключен
8	Конденсационный	Не максимальный	Отключен

Степень влияния ДГА на тепловую экономичность теплоэлектроцентрали, так же как и при их использовании на КЭС, в первую очередь определяется организацией подогрева газа в ДГА. При этом на ТЭЦ добавляется еще один возможный источник тепла — пиковые водогрейные котлы (ПВК).

Основное отличие применения ДГА на ТЭЦ связано с тем, что при работе ТЭЦ в режимах с отключенными ПВК для выполнения температурного графика прямой сетевой воды необходимо поддерживать вполне определенные значения давлений в теплофикационных отборах турбины, чего не обязательно добиваться на КЭС.

Проведенные исследования возможности подогрева газа на ТЭЦ [4] позволили определить восемь возможных режимов работы, представленных в табл. 3.

Важно отметить, что во всех рассмотренных режимах газ перед детандером может быть без каких-либо ограничений подогрет на ТЭЦ до необходимой температуры с помощью автономных высокопотенциальных источников энергии, а также уходящими дымовыми газами котлов. Однако, как было показано в [4], в некоторых из перечисленных режимов подогрев газа перед детандером не может быть проведен за счет энергии источников высокого потенциала, связанных с пароводяным циклом ТЭЦ, и в пиковых водогрейных котлах при обязательном выполнении диспетчерского задания по тепловой и электрической нагрузкам ТЭЦ. Существуют такие режимы работы основного оборудования ТЭЦ (например, режим 1 в табл. 3), при которых подогреть газ с помощью этих источников без снижения отдаваемой потребителю тепловой мощности оказывается невозможным. В режимах 3 и 7 для обеспечения возможности подогрева газа одним из указанных способов необходимо изменить состав работающего основного оборудования ТЭЦ. В остальных режимах работы основного оборудования подогрев газа перед детандером может быть осуществлен как за счет энергии источников высокого потенциала, связанных с пароводяным циклом ТЭЦ, [либо при изменении расхода пара в голову как минимум одной турбины (режимы 4, 8), либо положением диафрагмы (режим 5), либо расходом и положением диафрагмы одновременно (режим 6)], так и в пиковых водогрейных котлах (режим 2). Было также подчеркнуто, что одновременное сохранение постоянными тепловой и электрической нагрузок ТЭЦ после включения ДГА оказывается возможным только в одном режиме, когда ТЭЦ работает по электрическому графику с не максимальным расходом пара на турбины (режим 6).

Таким образом, выбор системы подогрева газа перед детандером на ТЭЦ представляет собой достаточно сложную, многофакторную задачу. Для ее обоснованного решения требуются тщательный анализ, в первую очередь, режимов работы ТЭЦ, в том

Таблица 4. Зависимости для определения влияния ДГА на тепловую экономичность работы теплоэлектростанции при подогреве газа за счет высокопотенциальной энергии, связанной с пароводяным циклом ТЭЦ и высокопотенциальной энергии ПВК

При подогреве газа за счет высокопотенциальной энергии, связанной с пароводяным циклом ТЭЦ	При подогреве газа за счет высокопотенциальной энергии ПВК
$\Delta b = \frac{b_0 N_{Э2} - \frac{1}{Q_{НЛ}^P} \left[\Delta Q_{СТ,Э} \left(1 - \frac{q_0}{q_{СТ,доп}} \right) - G_T (i_{T1} - i_{ТД2}) \left(1 + \frac{1}{\eta_{ТДГА} \eta_{КА} \eta_{ТР}} \right) \right] + G_T (i_{T2} - i_{ТД2}) \left(b_0 \eta_{ЭмДГА} + \frac{P}{Q_{НЛ} \eta} \right)}{N_{Э} + \Delta D_{П1} (b_0 - h_{0ТБ}) \eta_{МГ} + G_T (i_{T2} - i_{ТД2}) \eta_{ЭмДГА} + \Delta N_{Э2}}$	$\Delta b = \frac{b_0 N_{ДГА} - \frac{1}{Q_{НЛ}^P} \left(\frac{\Delta Q_{ДГА}}{\eta_{ТДГА} \eta_{ПВК} \eta_{ТР}} + \Delta Q_{ГП} \right)}{N_{Э} + N_{ДГА}}$

числе и перспективных, а также научно обоснованные методики, позволяющие рассчитать, в частности, изменение тепловой экономичности работы ТЭЦ при использовании на ней детандер-генераторного агрегата для выработки электроэнергии при различных способах подогрева газа в нем.

В [4] для режима 6 (табл. 3), при котором постоянство тепловой нагрузки ТЭЦ после включения ДГА может быть обеспечено как изменением расхода пара на турбины, так и изменением положения диафрагмы, были получены зависимости для определения влияния ДГА на тепловую экономичность работы теплоэлектроцентрали при подогреве газа за счет высокопотенциальной энергии, связанной с пароводяным циклом ТЭЦ и высокопотенциальной энергии ПВК (табл. 4).

В табл. 4 приняты следующие обозначения:

Δb – уменьшение удельного расхода топлива; $\Delta Q_{\text{ДГА}}$ – энергия для подогрева газа в ДГА; $\Delta Q_{\text{СТ}}$ – выработанное в котле дополнительное тепло для подогрева газа в ДГА; $\Delta Q_{\text{СТЭ}}$ – часть полученной паром в котле энергии, затрачиваемая на выработку электрической мощности $\Delta N_{\text{Э1}}$ в турбогенераторе; $\eta_{\text{КА}}$, $\eta_{\text{ТР}}$ и $\eta_{\text{ТПДГА}}$ – КПД котла, транспорта тепла и подогрева газа в теплообменнике и в подводящих к нему трубопроводах; $\eta_{\text{МГ}}$ – КПД механический и генератора энергоблока; $\Delta Q_{\text{ДГАК}}$ – дополнительное тепло, которое необходимо затратить в котле для получения $\Delta Q_{\text{ДГА}}$; $h_{\text{ГТД2}}$ – энтальпия газа на выходе из детандера; $h_{\text{Г1}}$ – энтальпия, которую газ имел бы после дросселирования; $h_{\text{Г2}}$ – энтальпия газа на выходе из теплообменника; h_0 – энтальпия пара на входе в турбоагрегат; $h_{\text{ОТБ}}$ – энтальпия пара в отборе на подогрев газа в ДГА; $G_{\text{Г}}$ – расход газа на детандер; $\Delta Q_{\text{ГП}}$ – физическое тепло поступающего в котел топлива (газа), которое должно быть сожжено дополнительно в котле, по сравнению с вариантом работы без ДГА; b_0 – удельный расход топлива на выработку электроэнергии до включения ДГА; $\Delta N_{\text{Э1}}$ – дополнительная мощность в турбине, полученная за счет дополнительно сгенерированного в котле пара; $\Delta N_{\text{Э2}}$ – уменьшение мощности турбоагрегата после прикрытия диафрагмы; $\Delta N_{\text{Э3}}$ – уменьшение мощности турбоагрегата после прикрытия диафрагмы; $\Delta D_{\text{ДП1}}$ – расход пара отбора для подогрева газа; q_0 – удельный расход теплоты на выработку электроэнергии до включения ДГА; $q_{\text{СТ,ДОП}}$ – удельный расход теплоты на выработку электроэнергии $\Delta N_{\text{Г}}$ в дополнительном цикле, организованном при подводе тепла $\Delta Q_{\text{СТ,Э}}$.

Методика, позволяющая учитывать влияние ДГА на эффективность работы основного оборудования ТЭЦ, была верифицирована по результатам, полученным при проведении испытаний ДГА на ТЭЦ-21 АО “Мосэнерго” [12]. При анализе результатов испытаний было установлено, что среднегодовой удельный расход условного топлива на выработку электроэнергии за счет использования ДГА уменьшился на 1.25 г у.т./кВт ч). Расчеты, проведенные с использованием зависимостей, приведенных в табл. 4, показали, что это снижение должно составить 1.30 г у.т./кВт ч).

Сделанные оценки [12] подтверждают, что при работе оборудования ТЭЦ по тепловому графику использование ДГА позволяет уменьшить удельный расход условного топлива на выработку электроэнергии для всей ТЭЦ на 0.1–0.3% исходного, а при работе оборудования в конденсационном режиме уменьшение удельного расхода условного топлива может составить 1.0–1.2%.

ВЫВОДЫ

1. Вопрос об эффективности использования ДГА в газораспределительных сетях может рассматриваться как для отдельно взятого устройства, так и для промышленного предприятия в целом, куда встраивается ДГА. Во втором случае необходимо прини-

мать во внимание возможное влияние ДГА на режимы работы основного энергетического оборудования предприятия.

2. Эффективность преобразования тепловой энергии в механическую в ДГА не имеет тех ограничений, которые установлены 2-м началом термодинамики для циклических процессов, и определяется исключительно внутренними потерями при осуществлении расширения газа. Если ими пренебречь, то для случая, когда подогрев газа осуществляется так, что его энтальпия на входе и выходе ДГА одинаковы, КПД преобразования равен 1.

3. Показано, что при использовании ДГА на электростанциях при определении термодинамической эффективности требуется применение так называемого *системного подхода*, учитывающего изменение эффективности работы основного оборудования ТЭС при включении в ее схему ДГА.

4. Приведены зависимости, позволяющие определить влияние ДГА на термодинамическую эффективность электростанций различного типа (КЭС и ТЭЦ) при различных условиях их работы.

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда гранта на проведение фундаментальных научных исследований Российского научного фонда по приоритетному направлению деятельности Российского научного фонда “Проведение фундаментальных научных исследований и поисковых научных исследований малыми отдельными научными группами” (№ Проекта 22-29-00096).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кириллин В.А., Сычев В.В., Шейндлин А.Е. Техническая термодинамика, М., “Энергия”, 1968, 472 с. с илл.
2. Куличихин В.В. Бесперспективность использования детандер-генераторных агрегатов на тепловых электростанциях / Куличихин В.В. / Надежность и безопасность энергетики. 2018. Т. 11. № 2. С. 161–166.
3. Куличихин В.В. Детандер-генераторные агрегаты в энергетике России. Мифы и реальность / Куличихин В.В., Тюняев М.В. / Надежность и безопасность энергетики. 2016. № 4 (35). С. 62–69.
4. Агабабов В.С. Влияние детандер-генераторных агрегатов на тепловую экономичность тепловых электрических станций: диссертация ... доктора технических наук: 05.14.14 / Агабабов Владимир Сергеевич; НИУ “МЭИ”. Москва, 2003. С. 354
5. Охотин В.С. Термодинамический анализ детандер-генераторных агрегатов (ДГА) в схеме паротурбинных установок с подогревом газа паром из отбора турбины / Охотин В.С. / Вестник МЭИ. 2004. № 4. С. 34–40.
6. Охотин В.С. Детандер-генераторные агрегаты (ДГА) в схеме конденсационных и теплофикационных паротурбинных установок с подогревом газа паром из отбора турбины (термодинамический анализ) / Охотин В.С. / Новое в российской энергетике. 2005. № 2. С. 23–30.
7. Бушин П.С. Опытнo-промышленная газотурбинная расширительная станция на Среднеуральской ГРЭС / Бушин П.С. / Энергетическое строительство. 1995. № 4. С. 57.
8. Каршакова Л. Опыт эксплуатации турбодетандера и перспективы применения его в Беларуси. Сообщение инж.-тех. Лукомльской ГРЭС на семинаре “Новые направления в энергоэффективных технологиях и оборудовании”, 16 мая 2002 г. в рамках форума “Белпромэкспо”.
9. Базыленко А.А. Энергетическая характеристика детандер-генераторной установки Лукомльской ГРЭС / Базыленко А.А. / Энергия и менеджмент. 2006. № 3. С. 18–23.
10. Зенович-Лешкевич-Ольпинский Ю.А. Повышение эффективности использования детандер-генераторных установок на тепловых электростанциях / Зенович-Лешкевич-Ольпинский Ю.А., Карницкий Н.Б., Зенович-Лешкевич-Ольпинская А.Ю. / Надежность и безопасность энергетики. 2015. № 3 (30). С. 56–60.
11. Агабабов В.С. Применение детандер-генераторных агрегатов в парогазовых установках сбросного типа / Агабабов В.С., Корягин А.В. / Промышленная энергетика. 2004. № 10. С. 45–48.
12. Гуськов Ю.Л. Опыт эксплуатации детандер-генераторного агрегата на ТЭЦ–21 Мосэнерго / Гуськов Ю.Л., Малянов В.В., Давыдов Ю.Я., Агабабов В.С., Корягин А.В. / Электрические станции. — 2003. № 12. С. 15–17.

On the Issue of Determining the Efficiency of Expander-Generator Units**A. V. Klimenko^a, V. S. Agababov^{b, *}, and S. N. Petin^c**

^a*Federal State Autonomous Educational Institution higher education
“National Research Technological University “MISiS”, Moscow, Russia*

^b*ООО “PSK Energomontazh”, Moscow, Russia*

^c*National Research University “MPEI”, Moscow, Russia*

**e-mail: spetin@yandex.ru*

Methodological issues of determining the thermodynamic efficiency of expander-generator units as separate technological objects, as well as when they are used at enterprises of various types, are considered. It is shown that when determining the thermodynamic efficiency of the use of DGA at thermal power plants (TPP), a systematic approach is required, taking into account the effect of DGA on the efficiency of the main equipment of TPP. Dependences are given that make it possible to determine the effect of DGA on the thermodynamic efficiency of power plants of various types (CPP and CHPP) under various operating conditions.

Keywords: expander-generator unit, thermodynamic efficiency, various operating conditions

УДК 621.039

СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ РАЗРАБОТОК И ПЕРСПЕКТИВЫ СОЗДАНИЯ ДАТЧИКОВ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЙ АКТИВНОСТИ КИСЛОРОДА ПРИМЕНИТЕЛЬНО К РЕАКТОРНЫМ УСТАНОВКАМ С ТЯЖЕЛЫМ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКИМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ

© 2023 г. Е. И. Чернов¹, М. Е. Чернов¹, В. И. Рачков², А. И. Орлов²*, Ю. М. Сысоев¹

¹Акционерное общество “Экон”, Обнинск, Россия

²Акционерное общество “Прорыв”, Москва, Россия

*e-mail: oai@proryv2020.ru

Поступила в редакцию 22.09.2022 г.

После доработки 24.10.2022 г.

Принята к публикации 31.10.2022 г.

Успешное развитие мировой ядерной энергетики не представляется возможным без перехода на новую технологическую платформу. Наиболее перспективной ядерной технологией для этого на сегодня выглядят быстрые реакторы, охлаждаемые жидкометаллическими теплоносителями. В 2021 г. началось строительство первой в мире ядерной энергетической установки с быстрым реактором БРЕСТ-ОД-300 в городе Северск, Россия. Этот реактор, обладая целым рядом инновационных решений, использует жидкий свинец в качестве теплоносителя первого контура. Свинец относится к классу тяжелых жидкометаллических теплоносителей и по технологическим свойствам схож с эвтектическим сплавом Pb–Bi. Обоснованию работоспособности и безопасности тяжелых жидкометаллических теплоносителей в России уделялось особое внимание начиная с 60-х гг. прошлого века. Ключевым элементом технологии такого теплоносителя является датчик термодинамической активности кислорода, с помощью которого контролируется окислительный потенциал теплоносителя и обеспечивается чистота и коррозионная устойчивость контура. В данной статье приводится обзор основных конструктивных решений, предлагаемых для датчика активности кислорода, дается их анализ, а также рассматриваются предложения по разработке усовершенствованной конструкции датчиков, которая бы отвечала требованиям крупномасштабной ядерной энергетики.

Ключевые слова: тяжелый жидкометаллический теплоноситель, свинцовый теплоноситель, датчик термодинамической активности кислорода, окислительный потенциал, жидкометаллическая коррозия, ДАК

DOI: 10.31857/S0002331023010041, EDN: LVTINF

ВВЕДЕНИЕ

Возрастающее потребление энергии в мире, уменьшение запасов углеводородного топлива и необходимость снижения экологически вредных выбросов требуют внедрения установок и развития технологий, позволяющих отказаться от использования углеводородного сырья для выработки тепловой и электрической энергии.

Наибольшие перспективы в этом направлении открывает создание ядерных энергетических установок (ЯЭУ) на быстрых нейтронах, охлаждаемых тяжелым жидкометаллическим теплоносителем (ТЖМТ) на основе свинца. Такие установки предназначены для работы в условиях топливного самообеспечения, кроме того, благодаря при-

сущей их свойствам надежности и внутренней безопасности, они являются наиболее экологичными и защищенными.

Опыт создания и эксплуатации реакторов, охлаждаемых ТЖМТ, показал обоснованность и эффективность использования данного теплоносителя [1–5].

Технология ТЖМТ имеет ключевое значение; один из главных ее элементов, влияющих на надежность и безопасность эксплуатации, — контроль в составе ТЖМТ примеси кислорода. Такой контроль необходим для недопущения коррозионных процессов конструкционных сталей, а также процессов образования твердой фазы оксида свинца, приводящих к образованию отложений. Наиболее перспективным современным способом такого контроля является электрохимический, с использованием гальванического концентрационного элемента на основе твердого оксидного электролита. Этот метод хорошо известен и применяется для определения содержания кислорода в различных отраслях промышленности, например: в энергетике, химической промышленности и автомобилестроении — для контроля кислорода в газах, в металлургии и полупроводниковой технике — в расплавах металлов, а также в ядерной энергетике для контроля термодинамической активности (ТДА) кислорода в жидкометаллических теплоносителях на основе натрия, а позже в ТЖМТ на основе свинца [12–16]. Эти приборы позволяли проводить измерения ТДА кислорода в ходе НИОКР, в основном отвечали требованиям того времени.

Таким образом, очевидна необходимость создания датчика ТДА кислорода с присущим ему свойством внутренней безопасности, поскольку этого требует идеология создания новых промышленных ЯЭУ с охлаждением ТЖМТ на основе свинца.

1. Обзор существующих методов и средств контроля ТДА кислорода в ТЖМТ

1.1. Состояние разработок за рубежом

В мире уже более тридцати лет наблюдается повышенный интерес к исследованиям в области технологии тяжелого теплоносителя. Так, например, в Японии разработан и введен в эксплуатацию исследовательский свинцово-висмутовый циркуляционный контур [6, 7], в Италии разрабатывается проект экспериментального реактора CIRCE с естественной циркуляцией жидкого свинца [8, 9], аналогичные проекты ведутся в Германии [10] и во Франции (Кадараш) [11], в Китае, Бельгии и других странах.

Внимание зарубежных исследователей фокусируется на вопросах разработки экспериментальных устройств для контроля ТДА кислорода, предназначенных для лабораторных исследований, в частности: освоения принципов измерений, определения граничных условий эксплуатации и эксплуатационных режимов, материалах, входящих в состав его конструкции, интерпретации показаний твердоэлектrolитных ячеек в ходе различных экспериментальных исследований, надежности, точности и достоверности показаний, ресурсу работы в лабораторных установках.

Анализ опубликованных иностранных исследований показывает, что ведутся активные разработки твердоэлектrolитных ячеек для контроля ТДА кислорода при проведении экспериментальных исследований. Большое внимание уделяется исследованию различных конструкций и применяемых материалов.

Так, исследователи в рамках проекта DEMETRA провели сравнительный анализ различных лабораторных устройств [17] с точки зрения наилучшей точности показаний, надежности и ресурса приборов. Внимание было уделено надежности герметизации элементов конструкции, влиянию состава твердоэлектrolитной керамики на основе диоксида циркония на достоверность и точность показаний, материалам корпуса, электрода сравнения и потенциалосъемника.

Большое внимание уделяется исследованию конструкций лабораторных датчиков в целом, а также их элементов, различных составов электродов сравнения, их положительных и отрицательных качествах. В качестве последних рассмотрены в основном

открытый воздушный электрод Pt-воздух, а также герметичный электрод: жидкий металл/оксид металла, в качестве которых применялись Bi/Bi₂O₃, Cu/Cu₂O, Fe/Fe₃O₄, In/In₂O₃, и другие материалы [17–20].

Как известно, значительное влияние на работоспособность датчика оказывает степень ионной проводимости керамического чувствительного элемента (КЧЭ), которая, в свою очередь, зависит от химического и фазового состава керамики, технологии изготовления КЧЭ. В ходе различных исследований экспериментально подтверждено улучшение прочностных характеристик и ухудшение ионной проводимости КЧЭ при частичной стабилизации диоксида циркония ZrO₂ легирующей добавкой оксида иттрия Y₂O₃ [17, 18, 21].

Часть зарубежных исследований посвящена вопросам надежности и точности показаний ячеек. Подтверждено влияние различных примесей (продуктов коррозии) в составе расплава ТЖМТ на показания, проведены сравнительные измерения и сравнение показаний нескольких одновременно установленных в одной точке лабораторных датчиков [17, 22–24].

Важный вопрос – минимальная нижняя граница температурного диапазона, в котором отсутствует отклонение показаний ячейки от расчетной зависимости Нернста. Часть исследований посвящена определению факторов и степени их влияния на данную величину температуры. К таким факторам отнесены химсостав и количество легирующей добавки к материалу твердого электролита, внутреннее электросопротивление электрохимической ячейки [18, 25, 26], а также новые материалы электродов, например, легированный стронцием манганит лантана – легированный гадолинием церий [27].

Показано влияние на продолжительность работы лабораторных приборов таких факторов, как изменение характеристик эталонного электрода, качество его герметизации, разрушение КЧЭ вследствие термомеханических нагрузок, зафиксировано изменение показаний после длительной (6500 часов) эксплуатации экспериментального датчика ТДА кислорода [17, 23].

Также зарубежные исследователи применяют разработанные экспериментальные лабораторные датчики для контроля активности кислорода при проведении различных экспериментов: по очистке ТЖМТ от примесей, коррозионных испытаний [24].

Анализ опубликованных данных об уровне исследований в направлении разработки датчиков термодинамической активности кислорода в расплавах ТЖМТ показывает, что иностранные исследователи, начав работы значительно позднее примерно в 90-х гг. XX в., в настоящее время находятся на этапе всестороннего широкого исследования, а также изготовления и применения экспериментальных твердоэлектролитных ячеек и лабораторных датчиков. Зарубежные исследования основываются на использовании результатов ранних разработок советских и российских ученых, а также активно проводимому за рубежом широкому спектру исследований по большинству проблем и задач на пути создания данных устройств.

1.2. Ретроспектива и современное состояние разработок в России

В СССР работы по освоению ТЖМТ на основе свинца для охлаждения РУ проводились с конца 40-х – начала 50-х гг. В 1958 году был введен в эксплуатацию стенд 27/ВТ, в 1963 г. – атомная подводная лодка (АПЛ) проекта 645 с ЯЭУ, охлаждаемой свинец-висмутовым теплоносителем [30–32]. Данные установки принято считать первым поколением РУ, а несколько позже, в 70-х – 80-х гг., разработаны и созданы РУ второго поколения: АПЛ проектов 705 и 705К, стенд КМ-1 [33, 34]. Принципиальное отличие РУ второго поколения заключалось в реализации необходимых условий эксплуатации ТЖМТ, в частности, недопущение несанкционированного попадания кислорода в теплоноситель, поскольку это неизбежно приводило к ухудшению тепло-

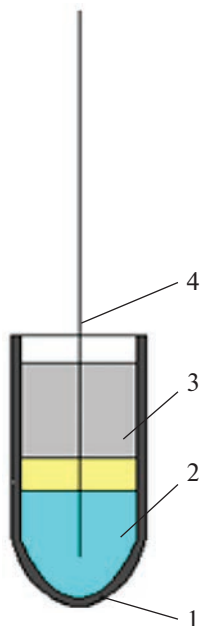


Рис. 1. Лабораторный пробирочный датчик.

гидравлических характеристик и образованию твердой оксидной фазы в циркуляционном контуре. Контроль термодинамической активности кислорода стал важнейшим элементом технологии тяжелого жидкометаллического теплоносителя.

Таким образом, на пути создания датчиков контроля кислорода отечественные исследователи прошли путь от создания экспериментальных ячеек до внедрения на действующие РУ штатных устройств контроля ТДА кислорода в жидкометаллическом расплаве.

Изначально для контроля содержания в жидком металлическом теплоносителе примеси кислорода использовался метод отбора проб с последующим анализом [29, 35], однако необходим был другой, более оперативный и точный способ и устройства для его реализации.

В 70-х годах были разработаны первые экспериментальные электрохимические твердоэлектролитные ячейки для контроля кислорода в жидких металлах при проведении лабораторных исследований и экспериментов [28, 36, 37].

Основу конструкции ячейки (рис. 1) составляла керамическая пробирка из диоксида циркония 1. Внутрь помещали электрод сравнения: металл/окись металла 2, в качестве которого использовали различные составы, например: $\text{Bi/Bi}_2\text{O}_3$, Ni/NiO , $\text{Fe/Fe}_3\text{O}_4$, $\text{In/In}_2\text{O}_3$, Pt-воздух и др. Герметичность обеспечивала пробка 3 из оксида алюминия, ЭДС контролировали при помощи потенциалосъемника 4 из молибдена. Данное лабораторное устройство позволяло контролировать ТДА кислорода в ходе лабораторных экспериментов, однако было крайне ненадежным и хрупким. Тем не менее на его основе были разработаны и изготовлены лабораторные активометры, используемые для контроля кислорода в теплоносителе циркуляционного контура (рис. 2).

Прибор измерял значения ТДА кислорода в керамической чашечке 2, в которую теплоноситель поступал из тракта циркуляции, был оснащен механизмом перемещения чашки с пробой, системой подвода-отвода расплава, термопарами. Измерения

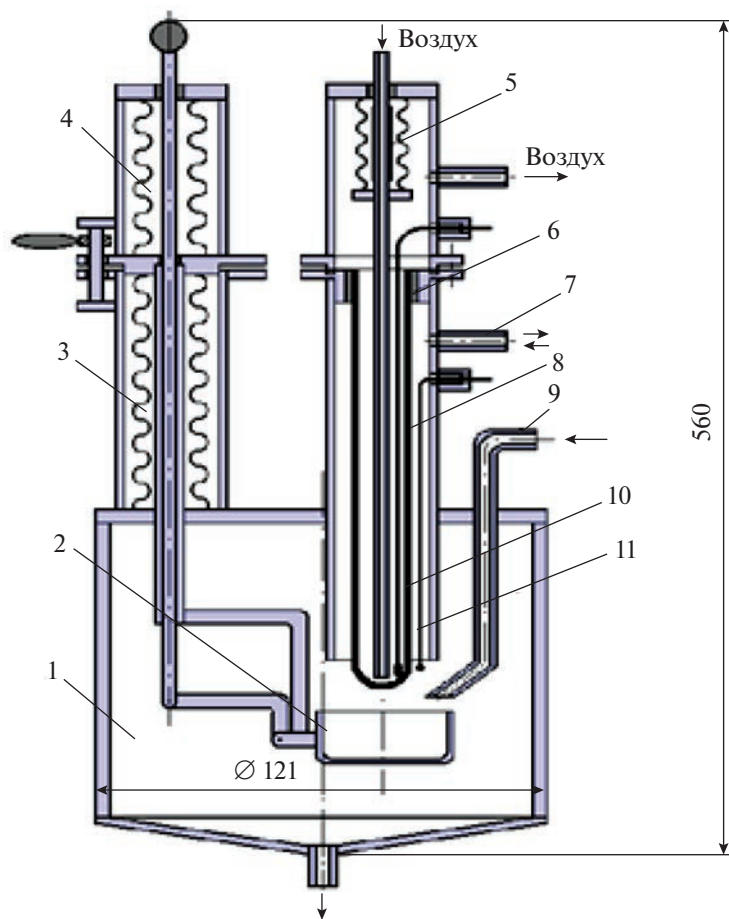


Рис. 2. Активометр для потока.

можно было осуществлять как при непрерывном потоке теплоносителя, так и при отсечении от контура пробы расплава. Однако прибор обладал и существенными недостатками: сложностью конструкции и эксплуатации, низкой точностью и термостойкостью.

С целью использования в контурах охлаждения проектируемых РУ и экспериментальных стендов с ТЖМТ на основе свинца в 70–80-х гг. [37] была разработана конструкция датчика (рис. 3), имеющая в основе твердый оксидный электролит в виде таблетки диаметром 5 мм и высотой 5 мм. Разработанная конструкция позволяла использовать датчик не только в стационарном расплаве, но и непосредственно в трубопроводе при циркуляции теплоносителя, что обеспечивало удобство эксплуатации, отсутствие влияния газовой атмосферы на показания, надежность. Была разработана и отлажена технология изготовления этих приборов, разработано и изготовлено технологическое оборудование, налажен выпуск различных модификаций, наиболее распространенная известна под названием ДАК-45. Результаты проведенных многочисленных испытаний данного устройства позволили допустить эксплуатацию ДАК-45 в реакторной установке АПЛ проекта 705 и 705К, охлаждаемой свинцом-висмутом.

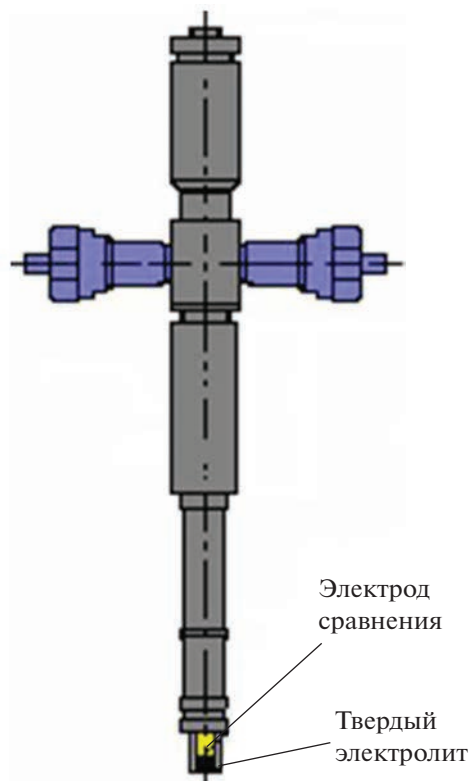


Рис. 3. Датчик ДАК-45 для циркуляционных контуров.

С созданием ДАК-45 поставленная задача контроля примеси растворенного в теплоносителе свинец-висмут кислорода для циркуляционных контуров и стендов была в целом решена. Появление инструмента оперативного контроля ТДА кислорода в режимах эксплуатации контуров с ТЖМТ обеспечило интенсивное развитие средств технологии и лучшее понимание процессов, протекающих в контурах с тяжелым теплоносителем, позволило надежно контролировать кислородный режим теплоносителя действующих РУ АПЛ.

Датчик ДАК-45 отличался непревзойденными даже на сегодняшний день техническими характеристиками: ресурсом работы до 12000 часов (в некоторых случаях до 100 000 часов) в интервале температур 280–500 (650)°С при давлении теплоносителя до 6.0 МПа, скорости изменения температуры до 10°С/с и в диапазоне измерения ТДА кислорода в пределах $-1-10^{-7}$ [38, 39].

Несмотря на сложность конструкции и технологии изготовления, необходимости использования для производства сложного и уникального технологического оборудования, относительно небольшой выход годных изделий, высокие трудозатраты при изготовлении, ДАК-45 был надежным и безотказным прибором для условий эксплуатации в циркуляционных контурах.

Возрождение интереса к тематике ТЖМТ на основе свинца в контексте разработки новых проектов энергетических реакторов в начале 2000-х годов потребовало проведения комплекса исследований, направленных на определение свойств ТЖМТ, при-

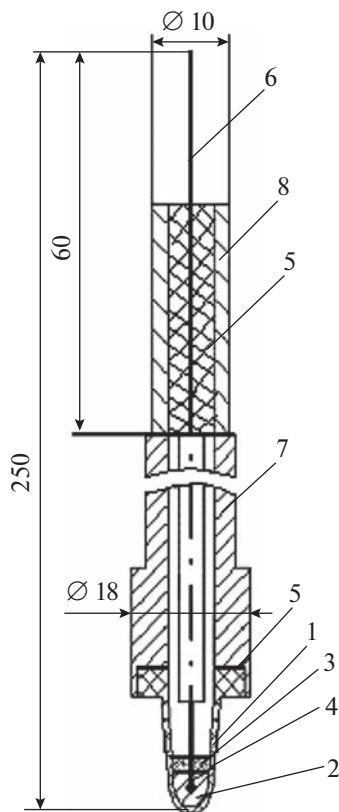


Рис. 4. ДАК капсульного типа.

менительно к использованию его в разрабатываемых проектах реакторов на быстрых нейтронах [40, 41]. Новые прикладные экспериментальные исследования: изучение кинетики растворения PbO и предельной кинетики растворимости кислорода в расплавах Pb и $Pb-Bi$, исследование полей термодинамической активности кислорода в свинецсодержащих расплавах, определение влияния течи парогенератора на технологические параметры и исследование процесса взаимодействия расплавов на основе свинца с водой, исследования процессов массообмена и диффузии, многочисленные коррозионные испытания и ресурсные испытания элементов и устройств технологии ТЖМТ потребовали большого количества простых и надежных датчиков ТДА кислорода лабораторного типа [42].

Такой лабораторный датчик для контроля ТДА кислорода в статическом расплаве был разработан, налажен его серийный выпуск, прибор сертифицирован как средство измерения [43–45]. В основе конструкции – короткая пробирка (капсула) из ZrO_2 легированного добавкой Y_2O_3 . Общий вид капсульного датчика представлен на рис. 4.

Внутри керамической капсулы 1 размещен электрод сравнения 2, 3, например, $Bi-Bi_2O_3$. Капсула герметична с корпусом 7 при помощи стеклогерметика 5. В верхней части датчика расположен гермоввод 8 с потенциалосъемником 6.

На основе данной конструкции лабораторного датчика были разработаны различные экспериментальные системы измерения ТДА кислорода и макетные образцы: для

устройств баковой компоновки глубиной до 8 метров — датчик с тремя чувствительными элементами, датчик периодического контроля, оснащенный электроприводом [46–48], разработана автоматизированная система управления содержанием кислорода в теплоносителе [49].

Однако необходимо отметить, что конструкция капсульного датчика подразумевает использование его в первую очередь в статическом тяжелом теплоносителе. Несмотря на то что данный датчик на сегодняшний день является единственным аттестованным средством измерения ТДА кислорода, а также более чем двадцатилетний опыт широкого его использования в различных экспериментальных исследованиях, применение его в циркуляционных контурах стенов и разрабатываемых ЯЭУ с ТЖМТ на основе свинца требует дополнительного обоснования.

Таким образом, на сегодняшний день уровень отечественных разработок в области исследования и создания электрохимических твердоэлектролитных датчиков контроля ТДА кислорода в ТЖМТ является передовым. Пройден большой путь от создания экспериментальных ячеек на твердых электролитах до создания средств измерения ТДА кислорода для проведения экспериментальных исследований и датчиков для циркуляционных стенов, а также и внедрение на действующие РУ штатных устройств контроля ТДА кислорода в жидкометаллическом расплаве.

Россия является лидером, обладая приоритетом, признаваемым и западными исследователями [18]. Данный приоритет, созданный в том числе и благодаря советским работам, подтвержден широким применением лабораторных датчиков в экспериментальных исследованиях, а также созданию промышленного датчика для ЯЭУ АПЛ.

Тем не менее вопрос создания штатных устройств контроля ТДА кислорода для новых ядерных энергетических установок на быстрых нейтронах, охлаждаемых тяжелым жидкометаллическим теплоносителем на основе свинца, пока не решен.

2. Актуальные задачи по созданию средств контроля (датчиков) ТДА кислорода применительно к создаваемым промышленным ЯЭУ с ТЖМТ и возможные пути их решения

К современному средству контроля термодинамической активности кислорода в ТЖМТ для разрабатываемых промышленных ЯЭУ на быстрых нейтронах можно предъявить следующие основные требования: **безопасная и надежная работа** в условиях длительной эксплуатации при рабочих условиях, а также **достоверность показаний** на протяжении срока эксплуатации.

В соответствии с техническим заданием на ДАК для РУ БРЕСТ-ОД-300 основные условия эксплуатации датчика таковы:

- рабочая температура: $T = 380\text{--}600^\circ\text{C}$;
- максимальное рабочее давление (избыточное): $P = 0.5$ МПа;
- срок непрерывной работы: 1 г.;
- назначенный ресурс: 2 г.

К основным потенциальным событиям, связанным с датчиком, которые могут привести к **проблемам безопасности** для РУ БРЕСТ-ОД-300 и других установок такого типа можно отнести:

— выход из строя датчика с прекращением показаний (внутренний обрыв, короткое замыкание), что будет составлять косвенную угрозу безопасности эксплуатации ЯЭУ, поскольку исчезнет возможность контролировать важнейший параметр технологии теплоносителя — содержание кислорода;

— выход из строя датчика с прекращением показаний, разрушением элементов его конструкции и попаданием фрагментов в расплав, что создаст прямую угрозу безопасности эксплуатации ЯЭУ, связанную с возможностью попадания фрагментов керамики и других элементов конструкции в механизмы или устройства циркуляционного контура;

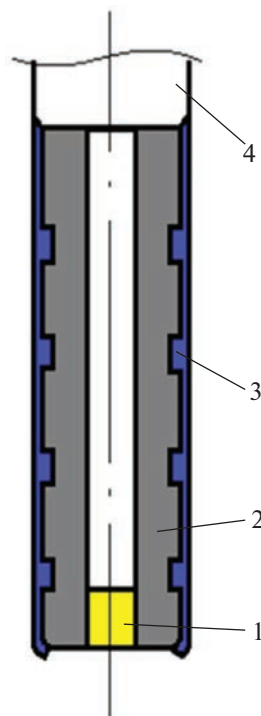


Рис. 5. Схема чувствительного элемента датчика ДАК-45.

– выход из строя датчика с разрушением элементов его конструкции и выходом расплава наружу – в рабочие помещения, что также создаст прямую угрозу безопасности эксплуатации ЯЭУ, связанную с разгерметизацией контура и радиоактивным загрязнением;

– нарушения в работе датчика, которые могут привести не к прекращению показаний, а к передаче недостоверных показаний.

Анализ известных на сегодняшний день конструкций датчиков показывает, что проблемы безопасности и надежной эксплуатации в подобных условиях наиболее удачным образом были решены в конструкции датчика типа ДАК-45. В связи с этим решение задачи создания современного надежного средства контроля ТДА применительно к условиям РУ с ТЖМТ возможно на базе известной конструкции ДАК-45 – штатного датчика ТДА, разработанного применительно к транспортным ЯЭУ с теплоносителем свинец-висмут, путем модернизации этого прибора применительно к новым задачам и адаптации к новым технологическим и производственным возможностям.

Конструкция чувствительного элемента ДАК-45 (рис. 5) включает твердый электролит 1 из ZrO_2 , полностью стабилизированный добавкой Y_2O_3 в виде таблетки диаметром ≈ 5 мм и высотой ≈ 5 мм, изолирующую керамическую втулку 2 из оксида бериллия BeO , наружную стальную трубку 3 из феррито-мартенситной стали, переходящую в корпус 4, являющийся несущим элементом конструкции и герметично соединенной со втулкой 2.

Герметичность между твердым электролитом и керамической изолирующей втулкой обеспечивается технологическим приемом совместного высокотемпературного спекания этих двух деталей при температуре порядка $1600\text{--}1700^\circ\text{C}$, что обеспечивает



Рис. 6. Трещина в твердом электролите ДАК-45 не приводит к разрушению и потере герметичности.

диффузионное взаимопроникновение этих двух разнородных материалов, образующих в месте стыка прочное герметичное соединение.

Герметичность между керамической изолирующей втулкой и наружной стальной трубкой достигается методом газостатического обжата.

Надежность и прочность, а следовательно долговечность такой конструкции, несмотря на известную относительно низкую термостойкость диоксида циркония, полностью стабилизированного оксидом иттрия, достигается тем, что таблетка из твердого электролита находится в предварительно сжатом состоянии, обеспечиваемым некоторой разницей в коэффициентах термического линейного расширения (КТЛР) сопрягаемых материалов: твердого электролита 1 и изолирующей втулки 2. Необходимая разница в КТЛР достигается на этапе подготовки керамических материалов, путем варьирования составами и технологическими режимами.

Даже в тех случаях, когда происходило растрескивание твердого электролита в виде таблетки 1 (рис. 6) в результате чрезмерных механических воздействий или термоударов, разгерметизации датчика не происходило.

Необходимо отметить, что в датчиках капсульного типа (рис. 4), где керамический чувствительный элемент является несущим элементом конструкции датчика, образование трещин в нем неизбежно приводит к его разрушению.

Работоспособность датчика в значительной степени определяется поведением важнейшей его составляющей – керамического чувствительного элемента. Конструкция, технология изготовления датчика должны обеспечивать прочность, герметичность этого элемента, а также надежность и герметичность его закрепления. Обеспечение этих условий является сложной научно-технической задачей, обусловленной различными термомеханическими свойствами и отличающимся КТЛР сопрягаемых деталей. В рабочих условиях в расплаве ТЖМТ, характеризующихся широким интервалом рабочих температур, термоударами, высоким рабочим давлением, гидродинамическими нагрузками от набегающего потока расплава, вибрацией, конструкция датчика и керамический чувствительный элемент, в частности, испытывают значительные механические знакопеременные нагрузки. В данных условиях особую роль играет учет напряженно-деформированного состояния керамического чувствительного элемента.

Керамика, и, в частности, ZrO_2 , обладает высокими прочностными характеристиками при работе на сжатие, но в силу присущей керамике ограниченной пластичности плохо сопротивляется нагрузкам на изгиб и разрыв. В связи с этим керамическая пробирка в конструкции капсульного датчика (рис. 4), являясь по сути консольной бал-

кой с односторонней заделкой, испытывает изгибающие нагрузки от температурной деформации, от гидродинамического давления при движении металла, от вибраций и гидроударов. Превышение предельно допустимых нагрузок приводит к разрушению керамического чувствительного элемента в капсульном датчике.

Конструкция датчика другого типа – ДАК-45 (рис. 5) предусматривает гораздо более простую геометрическую форму твердого электролита – в виде таблетки с близкими размерами по высоте и диаметру, что положительно сказывается на прочности данной детали. Кроме того, такая таблетка полностью утоплена в толстостенную изолирующую керамическую втулку, что практически исключает воздействие на твердый электролит внешних динамических нагрузок при движении расплава. При этом таблетка из ZrO_2 находится в предварительно сжатом состоянии, что значительно увеличивает прочность конструкции.

Однако полностью исключить возможность растрескивания керамического чувствительного элемента в датчике ТДА кислорода в процессе работы, как показывает практика, нельзя. Тем не менее необходимо минимизировать или свести к нулю последствия от возможного образования таких трещин. Это и предусмотрено конструкцией типа ДАК-45, где разрушение твердого электролита не приводит к выходу из строя датчика.

Дополнительную степень защиты конструкции ДАК-45, предохраняя от выхода расплава ТЖМТ наружу, придает керамический гермоввод, расположенный в верхней части датчика, обеспечивающий также электроизоляцию потенциалосъемника.

Несмотря на все достоинства, ДАК-45 также не лишен недостатков, связанных в первую очередь с технологией изготовления. Например, способ уплотнения керамической втулки 2 и стального корпуса 3 (рис. 5) – газостатическое обжатие – предусматривает сжатие под высоким давлением (порядка 5–7 Мпа) при высокой температуре (порядка 1000–1100°C) керамического чувствительного элемента для осуществления герметичного соединения. Это приводит к зарождению внутренних напряжений, способных вызвать разрушение керамики как в процессе изготовления, так и эксплуатации, что может привести к погрешности в измерениях.

Проблемы достоверности показаний – постепенное или скачкообразное изменение значений ЭДС датчика в процессе проведения измерений сложно распознать и диагностировать, поскольку такое изменение показаний может быть как признаком неисправности датчика, так и отражением реальной ситуации с поведением ТДА кислорода в расплаве.

Тем не менее известные причины, вследствие которых ДАК может неадекватно отражать ТДА кислорода в расплаве, можно классифицировать на две основные группы:

- проблемы на внешней поверхности керамического чувствительного элемента датчика (на внешнем электроде);
- внутренние проблемы работоспособности датчика.

Известно значение влияния, оказываемого отложениями продуктов коррозионного взаимодействия материалов контура с теплоносителем на метрологические характеристики (точность и инерционность) датчиков [15, 38, 39]. Блокирующее действие таких отложений на внешней поверхности керамического чувствительного элемента рассматривается как образование комбинированного электрода. Особенности такого электрода заключаются в том, что его отдельные элементы обмениваются через электролит ионами кислорода. Этот обменный ток выравнивает окислительный потенциал соседних участков. При этом, если окислительный потенциал данных отложений на поверхности электрода является равновесным относительно окислительного потенциала теплоносителя, то такие отложения лишь повышают инерционность датчика. Однако в реальных условиях контура термодинамическое равновесие между концентрацией кислорода в растворенном виде и в связанной форме в составе отложений в виде оксидных образований соблюдается далеко не всегда [50], особенно в присут-

ствии продуктов коррозии конструкционных сталей, что характерно для ситуации в реальном циркуляционном контуре. В таких условиях, при образовании неравновесных отложений на поверхности датчика, показания не будут соответствовать значению ТДА кислорода в потоке расплава. Отклонения в показаниях могут усугубляться дефектами поверхности КЧЭ, способствующими накоплению и задержке отложений на ней, в частности, формой и шероховатостью поверхности, раковинами и включениями, трещинами.

Искажения показаний, связанные с процессами, происходящими внутри конструкции датчика и отдельных его элементов, возможны по нескольким разнообразным причинам: снижению сопротивления изоляции и шунтированию полезного сигнала; “старению” материала твердого электролита и увеличению его электросопротивления из-за внутренних преобразований в керамическом материале твердого электролита [51]; химические процессы, происходящие с материалами электрода сравнения, потенциальсъемника и других элементов конструкции [52, 53].

Необходимо отметить, что проблемы достоверности показаний присущи в той или иной степени любой разработанной на сегодняшний день конструкции датчика. Несмотря на значительные усилия, прилагаемых разработчиками для минимизации и устранения явления искажения показаний ДАК, проблема не была решена на ранних этапах разработок в прежних конструкциях, не решена она и до сих пор.

Как уже отмечалось, создание новых безопасных ядерных энергетических установок на быстрых нейтронах, охлаждаемых тяжелым жидкометаллическим теплоносителем на основе свинца, требует применения надежных, безотказных и точных средств контроля состояния теплоносителя. В основе идеологии датчика термодинамической активности кислорода для таких установок должна лежать концепция абсолютной пассивной внутренней безопасности данного устройства.

По мнению авторов, фундаменту, на котором можно основывать разработку ДАК ТДА кислорода в ЯЭУ с ТЖМТ на основе свинца, в наибольшей степени соответствует конструкция ДАК-45.

Однако напрямую данная конструкция не может считаться пригодной для непосредственного применения в новых условиях поскольку:

- изменился состав ТЖМТ, сегодня это преимущественно чистый свинец;
- изменились условия эксплуатации датчика, в частности, увеличилась рабочая температура до 650°C;
- повысились требования к безопасности;
- изменились требования к габаритным размерам датчика, в частности, к необходимой длине, которая должна быть увеличена;
- новые требования к технологии изготовления должны включать ее доступность, безвредность и предусматривать использование стандартного технологического оборудования;
- новые требования к конструкции датчика должны включать применение известных и разработанных и безопасных материалов.

Также, по мнению авторов, задачи разработки нового датчика можно решать с учетом конструктивных и технологических наработок, полученных при создании газовых твердоэлектролитных сенсоров для высокотемпературных газоанализаторов кислорода, предназначенных для эксплуатации в дымовых и других газах при температурах до 800°C. Такие высокотемпературные приборы разработаны, производятся более 25 лет и надежно работают на многих предприятиях России и за рубежом. Такие газоанализаторы предназначены для работы в условиях агрессивного воздействия дымовых газов и высокой температуры, имеют срок службы 7–15 лет и являются аттестованным средством измерения концентрации кислорода [54, 55].

Твердоэлектролитные сенсоры таких приборов – также “таблеточного” типа различной формы (рис. 7), изготовленные из отечественных материалов по разработан-



Рис. 7. Твердоэлектролитные сенсоры.

ной и запатентованной технологии [56, 57] состоит из твердоэлектролитной таблетки на основе керамического материала диоксида циркония в кубической фазе, полностью стабилизированного оксидом иттрия ($\text{ZrO}_2 \cdot \text{Y}_2\text{O}_3$), изолирующей втулки из алюмомагнезильной шпинели (АМШ) и стальной оболочки являющейся корпусом. Требуемый согласованный КТЛР таблетки и изолирующей втулки достигается составом материала АМШ и технологическими режимами термообработки.

Керамические детали — твердый электролит и изолирующая втулка изготовлены методом горячего шликерного литья керамики в металлические формы на отечественном оборудовании [58]. Надежное, герметичное соединение таблетки из твердого электролита с керамической втулкой осуществляется методом совместного спекания при высокой температуре, а втулки с металлическим корпусом — технологическим процессом диффузионной пайки.

Кроме того, данные сенсоры (рис. 7) с использованием электролита на основе оксида гафния, стабилизированного оксидом гадолиния ($\text{HfO}_2 \cdot \text{Ga}_2\text{O}_3$), снабженные электродом сравнения из индия ($\text{In}/\text{In}_2\text{O}_3$), также нашли свое применение в макетных образцах датчиков внутриреакторного контроля кислорода и водорода. В ходе экспериментальных исследований для обоснования контроля содержания примесей в первом контуре ЯЭУ на БН с натриевым теплоносителем [59, 60] данные сенсоры в составе макетных датчиков стабильно отработали в жидком натрии 6000 часов при температуре 350–480°C в условиях радиоактивного облучения.

Ставя во главу угла безопасность эксплуатации и достоверность показаний будущего штатного датчика ТДА кислорода для новых ЯЭУ с ТЖМТ на основе свинца, такую разработку необходимо основывать на базе вышеописанных известных конструкций: ДАК-45 и “таблеточных” твердоэлектролитных сенсоров для контроля кислорода в газе и жидком натрии. На базе данных разработок, используя накопленный опыт изготовления и применения различных керамических материалов, изготовления герметичных соединений, конструирования, разработки технологий, испытаний твердоэлектролитных датчиков и эксплуатации их при проведении различных прикладных исследований, возможно изготовить надежное и точное средство измерения кислорода в ТЖМТ новых ЯЭУ на быстрых нейтронах.

Основные необходимые направления работ на этом направлении:

- разработка новых и апробирование уже известных керамических материалов для условий нового применения;
- разработка адаптированной конструкции датчика;
- разработка и освоение необходимой технологии изготовления;
- проведения комплекса необходимых экспериментальных исследований в обоснование работоспособности, надежности, метрологических характеристик;
- сертификация.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Очевидна необходимость создания штатного средства измерения — датчика термодинамической активности кислорода, применительно к условиям работы и требованиям вновь разрабатываемых промышленных ядерных энергетических установок с охлаждением тяжелым жидкометаллическим теплоносителем на основе свинца. Такой прибор должен быть надежным, обеспечивать достоверные показания, являться средством измерения и быть безопасным в эксплуатации.

Анализ отечественных и зарубежных разработок в данном направлении демонстрирует высокую активность зарубежных исследователей по решению большинства проблем и задач на пути создания экспериментальных датчиков. Несмотря на то что большинство работ посвящено различным аспектам изучения работоспособности твердо-электролитных ячеек и лабораторных устройств, спектр проводимых исследований широк, он охватывает большинство существующих материаловедческих, конструкторско-технологических и метрологических вопросов.

Уровень отечественных разработок в области создания электрохимических твердо-электролитных датчиков контроля ТДА кислорода в ТЖМТ является передовым, Россия обладает приоритетом, созданным в том числе и благодаря советским разработкам, а также созданию промышленного датчика для ЯЭУ АПЛ. Это подтверждает многолетний опыт изготовления и широкое применение как лабораторных датчиков в экспериментальных исследованиях по технологии ТЖМТ, так и успешная эксплуатация ДАК-45 — штатного средства контроля ТДА кислорода ЯЭУ АПЛ.

Тем не менее вопрос создания устройств контроля ТДА кислорода для новых ядерных энергетических установок, охлаждаемых тяжелым жидкометаллическим теплоносителем на основе свинца, пока не решен.

Решение задачи создания надежного средства контроля ТДА с присущим ему свойством внутренней безопасности применительно к условиям РУ БРЕСТ ОД 300 (и других установок с ТЖМТ) возможно на базе модернизации конструкций датчиков “таблеточного” типа. Эту работу можно проводить на основе опыта создания и многолетней успешной эксплуатации таких приборов: ДАК-45 для расплава свинец-висмут, а также высокотемпературного сенсора для контроля кислорода в газах и жидком натрии. Данная работа требует проведения комплекса исследований в направлении подтверждения работоспособности в новых условиях известных, а также создания новых: конструкций, технологий и материалов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Субботин В.И. Основы безопасности ядерной энергетики // Сборник тезисов международной конференции “ТЖМТ-98”, Т. 1. Обнинск. 1999. С. 33–43.
2. Орлов В.В., Филин А.И., Цикунов В.С., Сила-Новицкий А.Г., Смирнов В.С., Леонов В.Н. Задачи и требования к конструкции опытно-демонстрационного реактора БРЕСТ-ОД-300 // Сборник тезисов международной конференции “ТЖМТ-98”, Т. 2. Обнинск. 1999. С. 450–457.
3. Кривенцев В., Хорошев М., Батра К. Обзор деятельности МАГАТЭ в области развития технологий быстрых реакторов: текущее состояние дел и перспективы // Сборник тезисов докладов V конференции “Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях (ТЖМТ-2018)”, Обнинск, ГНЦ РФ-ФЭИ, 2018. 155 с.
4. Тошинский Г.И. Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерной энергетике // Сборник тезисов докладов V конференции “Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях (ТЖМТ-2018)”, Обнинск, ГНЦ РФ-ФЭИ, 2018. 155 с.
5. Иностраннный источник
6. Такизука Т., Цудзимота К., Соса Т., Такано Х. Использование тяжелого жидкометаллического теплоносителя в ускорительно-управляемых трансмутационных системах JAERI // Сборник докладов конференции “Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерной технологии”, Т. 1. Обнинск. 1999. С. 149.
7. Aria Y. et al. Recent Progress of Nitride Fuel Development in JAERI // Proc. Int. Conf. Future Nuclear Systems “Global 97”. Yokohama. 1997. P. 78.

8. Чинотти Л., Корсини Дж., Джерарди Дж. и др. Проблемы, связанные с конструкцией ускорительно-управляемой системы, охлаждаемой свинцово-висмутовой эвтектикой // Сборник докладов конференции “Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерной технологии”, Т. 1. Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ. 1999. С. 173.
9. Cinotti L., Corcini G. A proposal for enhancing the primary coolant circulation in the EA. // International Workshop on Physics of Accelerator-Driven System for Nuclear Transmutation and Clean Energy Production. Trento, Italy. 1997. P. 67.
10. Corrosion and Oxygen control. Minutes of the Workshop on Heavy Liquid Metal Technology. September 16–17. 1999. Forschungszentrum Karlsruhe, Germany. P. 49.
11. Nakagata T., et al. Nuclear Data for OMEGA Project. // Proc. 3rd OECD/NEA Int. Information Exchange Mtd. On P–T, Cadarache. 1994. P. 371.
12. Караваяев Ю.Н., Неймулин А.Д., Пальгуев С.Ф. Твердые электролиты для кислородных датчиков // Тезисы доклада Всесоюзного симпозиума. Ангарск. 1971. С. 7.
13. Явойский В.И., Лузгин В.П., Вишкареев А.Ф. Окисленность стали и методы ее контроля. М.: Металлургия. 1970. 284 с.
14. Чернов Е.И., Бабошин А.В., Чернов М.Е. Высокотемпературные твердоэлектролитные газоанализаторы // Сборник тезисов докладов научно-практической конференции “Энергосбережение в регионах России. Проблемы и возможности”. Калуга. 2000. С. 58.
15. Шматко Б.А., Шимкевич А.Л., Блохин В.А. Диагностика коррозии и контроль технологических процессов методами активометрии в теплоносителе свинец-висмут // Сборник докладов конференции “Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерной технологии”, Т. 2. Обнинск. 1999. С. 741.
16. Мартынов П.Н., Чернов М.Е., Шелемetyев В.М. Капсульные твердоэлектролитные датчики для контроля кислорода // Новые промышленные технологии. 2004. № 3. С. 26.
17. Carsten Schroer, Juergen Kony, Ariadna Verdaguer, Jordi Abellà, Alessandro Gessi, Alena Kobzova, Stella Babayan, Jean-Louis Courouau. Design and testing of electrochemical oxygen sensors for service in liquid lead alloys. Journal of Nuclear Materials, 415, 2011. P. 338–347.
18. Bassini S., Antonelli A., Di Piazza I., Tarantino M. Oxygen sensors for Heavy Liquid Metal coolants: Calibration and assessment of the minimum reading temperature. Journal of Nuclear Materials, 486, 2017. P. 197–205.
19. Pribadi Mumpuni Adhia, Masatoshi Kondob, Minoru Takahashi. Performance of solid electrolyte oxygen sensor with solid and liquid reference electrode for liquid metal. Sensors and Actuators, B 241. 2017. P. 1261–1269.
20. Manfredia G., Lima J., Rosseela K., Van den Boscha J., Aerts A., Th. Doneuxb, Buess-Hermanb C. Liquid metal/metal oxide reference electrodes for potentiometric oxygen sensor operating in liquid lead bismuth eutectic in a wide temperature range. Procedia Engineering 87, 2014. P. 264–267.
21. Tianpeng Wen, Lei Yuan, Tao Liu, Qiaoyang Sun, Endong Jin, Chen Tian, Jingkun Yu. Enhanced ionic conductivity and thermal shock resistance of MgO stabilized ZrO2 doped with Y2O3. Ceramics International, V. 46. I. 12. 15 August 2020. P. 19835–19842. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2020.05.038>
22. Lim J., Mariën A., Rosseel K., Aerts A., Van den Bosch J. Accuracy of potentiometric oxygen sensors with Bi/Bi2O3 reference electrode for use in liquid LBE. Journal of Nuclear Materials 429 2012. P. 270–275.
23. Yuji Kurata, Yuji Abe, Masatoshi Futakawa, Hiroyuki Oigawa. Characterization and re-activation of oxygen sensors for use in liquid lead–bismuth. Journal of Nuclear Materials 398 2010. P. 165–171.
24. Brissonneau L., Beauchamp F., Morier O., Schroer C., Kony J., Kobzova A., Di Gabriele F., Courouau J.-L. Oxygen control systems and impurity purification in LBE: Learning from DEMETRA project. Journal of Nuclear Materials 415 (2011) 348–360.
25. Abu Khalid Rivai, Minoru Takahashi. Investigations of a zirconia solid electrolyte oxygen sensor in liquid lead. Journal of Nuclear Materials 398 2010. P. 160–164.
26. Pribadi Mumpuni Adhia, Nariaki Okubob, Atsushi Komatsub, Masatoshi Kondoc, Minoru Takahashic. Electrochemical impedance analysis on solid electrolyte oxygen sensor with gas and liquid reference electrodes for liquid LBE. Energy Procedia 131 2017. P. 420–427.
27. Lim J., Manfredi G., Mariën A., Van den Bosch J. Performance of potentiometric oxygen sensors with LSM-GDC composite electrode in liquid LBE at low temperatures. Sensors and Actuators B 188 2013. P. 1048–1054.
28. Субботин В.И., Ивановский М.Н., Арнольдов М.Н. Физико-химические основы применения жидкометаллических теплоносителей. М.: Атомиздат. 1970. С. 178.
29. Безносков А.В., Серов В.Е., Гулевский В.А., Орлов Ю.И. Анализ методов и устройств контроля примесей в системах со свинцовым теплоносителем // Сборник тезисов докладов “Использование жидких металлов в народном хозяйстве”. Обнинск: ФЭИ. 1993. С. 124–126.
30. Субботин В.И. Жидкометаллические теплоносители в ядерной энергетике // Материалы Российской межотраслевой конференции “Теплофизика 2002”. Т. 1. Тезисы докладов. Обнинск, ГНЦ РФ-ФЭИ, 2002. 332 с.

31. Ефанов А.Д., Иванов К.Д., Мартынов П.Н., Орлов Ю.И. Технология свинцово-висмутowego теплоносителя на ЯЭУ первого и второго поколений // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2007. № 1. С. 138–144.
32. Зеленский В.Н., Комлев О.Г., Тошинский Г.И. Исследование теплотехнических характеристик ядерной энергетической установки стенда 27/ВТ // Сборник тезисов докладов третьей межотраслевой конференции “Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерной технологии (ТЖМТ-2008)”. Обнинск: ГНЦ РФ ФЭИ. 2008. 126 с.
33. Тошинский Г.И. Атомная энергетическая установка с жидкометаллическим теплоносителем для подводных лодок. Роль российской науки в создании отечественного подводного флота / Под общ. Ред. А.А. Саркисова: РАН. М.: Наука, 2008. 654 с. http://elib.biblioatom.ru/text/rol-nauki-v-sozdanii-podvodnogo-flota_2008/go,600/
34. Филатов Б.В., Василенко В.А. и др. Стенд КМ-1. Опыт эксплуатации / Сб. докладов конф. “Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях”. Обнинск, 1999. Т. 1. С. 80.
35. Козлов Ф.А. Жидкометаллические теплоносители ЯЭУ. Очистка от примесей и их контроль. М.: Энергоатомиздат. 1983. 180 с.
36. Козлов Ф.А., Кузнецов Э.К., Воробьев Т.А., Ульман Х., Реец Т., Рихтер В. Электрохимическая ячейка для измерения активности кислорода в натрии // Атомная энергия. 1981. Т. 51. № 2. С. 99.
37. Блохин В.А., Будылов Е.Г., Великанович Р.И. и др. Опыт создания и эксплуатации твердо-электролитных активометров кислорода в теплоносителе свинец–висмут / Сб. докладов конф. “Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерных технологиях”. — Обнинск, 1999. Т. 2. С. 631.
38. Горелов И.Н., Рыжков А.Н., Шматко Б.А. Твердоэлектролитные приборы для контроля примеси кислорода в жидких металлах и газах // Сборник тезисов докладов межотраслевой конференции “Теплофизика–91”. Обнинск: ФЭИ. 1993. 131 с.
39. Шматко Б.А., Шимкевич А.Л., Блохин В.А. Диагностика коррозии и контроль технологических процессов методами активометрии в теплоносителе свинец–висмут // Сборник докладов конференции “Тяжелые жидкометаллические теплоносители в ядерной технологии”, Т. 2. Обнинск. 1999. С. 741.
40. Орлов В.В., Филин А.И., Цикунов В.С., Сила-Новицкий А.Г., Смирнов В.С., Леонов В.Н. Задачи и требования к конструкции опытно-демонстрационного реактора БРЕСТ-ОД-300 // Сборник тезисов международной конференции “ТЖМТ-98”, Т. 2. Обнинск. 1999. С. 450–457.
41. Филин А.И. Экспериментальные работы в подтверждение концепции быстрого реактора со свинцовым теплоносителем (БРЕСТ). Результаты и планирование // Сборник докладов конференции “ТЖМТ”, Т. 2. Обнинск. 1999. С. 436.
42. Гулевский В.А., Мартынов П.Н., Орлов Ю.И., Чернов М.Е. и др. Перспективные методы контроля состояния тяжелых теплоносителей // Сборник тезисов докладов Российской межотраслевой конференции “Тепломассоперенос и свойства жидких металлов”. Обнинск. 2002. С. 190.
43. Мартынов П.Н., Чернов М.Е., Гулевский В.А., Проворов А.А. Разработка электрохимического датчика капсульного типа для контроля кислорода в тяжелых теплоносителях // Атомная энергия. 2005. Т. 98. Вып. 5. С. 360.
44. Чернов М.Е. Датчик капсульного типа для контроля кислорода в контурах ЯЭУ с теплоносителями свинец и свинец-висмут: диссертация кандидата технических наук: 05.14.03. ГНЦ РФ ФЭИ, Обнинск, 2005. 172 с.
45. Мартынов П.Н., Асхадуллин Р.Ш., Стороженко А.Н., Чернов М.Е. и др. Особенности метрологической поверки датчиков активности кислорода в жидкометаллических теплоносителях // Известия ВУЗов. Ядерная энергетика. № 3. 2012. С. 68.
46. Чернов М.Е., Мартынов П.Н., Стороженко А.Н. и др. Достижения и перспективы в разработке датчиков контроля кислорода для моноблочных РУ с теплоносителями Pb–Bi и Pb. Новые промышленные технологии, 2011, Вып. 1. С. 11–13.
47. Асхадуллин Р.Ш., Стороженко А.Н., Шелемetyев В.М., Скоморохов А.Н., Садовничий Р.П., Легких А.Ю. Современное состояние разработок АО “ГНЦ РФ-ФЭИ” датчиков активности кислорода для реакторных установок с тяжелым жидкометаллическим теплоносителем // Вопросы атомной науки и техники. Серия: ядерно-реакторные константы. № 5. 2017. С. 12–19.
48. Садовничий Р.П., Мартынов П.Н., Асхадуллин Р.Ш., Стороженко А.Н., Чернов М.Е. Контроль содержания кислорода в ТЖМТ. Проблемы и решения // Вопросы атомной науки и техники. Серия: ядерно-реакторные константы. № 3. 2015. С. 115–126.
49. Мартынов П.Н., Асхадуллин Р.Ш., Симаков А.А., Ланских В.С., Чернов М.Е. и др. Автоматическая система управления термодинамической активностью кислорода в винцово-висмутowym теплоносителе // Известия ВУЗов. Ядерная энергетика. № 3. 2009. С. 176–183.
50. Гулевский В.А., Мартынов П.Н., Орлов Ю.И., Чернов М.Е. и др. Обобщение результатов экспериментальных исследований поведения примеси кислорода в циркуляционных контурах

- с тяжелыми теплоносителями // Сборник тезисов докладов Российской межотраслевой конференции “Тепломассоперенос и свойства жидких металлов”. Обнинск. 2002. С. 163.
51. Перфильев В. М., Демин А. К., Кузин Б. Л., Липилин А. С. Высокотемпературный электролиз газов. М.: Наука. 1988. 232 с.
 52. Шелемetyев В. М., Иванов И. И., Асхадуллин Р. Ш., Стороженко А. Н., Кузин П. В. Влияние конструктивного исполнения электрода сравнения на метрологические характеристики твердоэлектродного датчика кислорода в газе // Вопросы атомной науки и техники. Серия: ядерно-реакторные константы. № 1. 2019. С. 96–116.
 53. Осипов А. А., Иванов К. Д., Садовничий Р. П., Шелемetyев В. М. Эффекты поляризации и электронной проводимости ионных проводников на основе ZrO_2 // Вопросы атомной науки и техники. Серия: ядерно-реакторные константы. № 2. 2014. С. 48–60.
 54. Чернов Е. И., Денискин Е. И. и др. Приборы для систем контроля технического процесса сжигания топлива // Сборник тезисов докладов конференции “Методы и средства измерения теплофизических параметров”. Обнинск. 1996. С. 160.
 55. Чернов Е. И. и др. Датчик контроля дымовых газов // Патент на изобретение № 2142129 от 10.02.1997 г.
 56. Чернов Е. И., Чернов М. Е. Чувствительный элемент газоанализатора кислорода и способ его изготовления // Патент на изобретение № 2339027, от 10.12.2007 г.
 57. Чернов Е. И., Чернов М. Е. Чувствительный элемент газоанализатора кислорода и химнедожога. Патент на изобретение № 2584265, от 14.04.2015.
 58. Чернов Е. И., Чернов М. Е. Литьевая установка. Патент на полезную модель № 149450, от 11.07.2014.
 59. Блохин В. А., Борисов В. В. и др. Датчик контроля кислорода в натрии // Вопросы атомной науки и техники. Серия: ядерно-реакторные константы. № 4. 2016. С. 108–115.
 60. Блохин В. А., Борисов В. В., Камаев А. А. и др. Датчики для внутриреакторного контроля водорода и кислорода в натрии // Вопросы атомной науки и техники. Серия: ядерно-реакторные константы. № 4. 2017. С. 5–14.

The Current State of Development and Prospects for the Creation of Sensors of Thermodynamic Activity of Oxygen in Relation to Reactor Units with a Heavy Liquid Metal Coolant

E. I. Chernov^a, M. E. Chernov^a, V. I. Rachkov^b, A. I. Orlov^b, *, and Yu. M. Sysoev^a

^aJSC “Ekon”, Obninsk, Russia

^bJSC “Proryv”, Moscow, Russia

*e-mail: oai@proryv2020.ru

Successful development of the world nuclear energy is not possible without a transition to a new technological platform. The most promising nuclear technology for this today seems to be fast reactors cooled by liquid metal coolants. In 2021, the construction of the world’s first nuclear power plant with a fast reactor BREST-OD-300 began in the city of Seversk, Russia. This reactor, having a number of innovative solutions, uses liquid lead as the primary coolant. Lead belongs to the class of heavy liquid metal coolants and is similar in technological properties to the Pb-Bi eutectic alloy. Since the 60s of the last century, special attention has been paid to the substantiation of the operability and safety of heavy liquid metal coolants in Russia. The key element of the technology of such a coolant is the thermodynamic oxygen activity sensor, which controls the oxidation potential of the coolant and ensures the cleanliness and corrosion resistance of the circuit. This article provides an overview of the main design solutions proposed for the oxygen activity sensor, their analysis is given, and proposals for the development of an improved sensor design that would meet the requirements of large-scale nuclear power are considered.

Keywords: heavy liquid metal coolant, lead coolant, oxygen thermodynamic activity sensor, oxidation potential, liquid metal corrosion, OAS

УДК 662.6/.9

ОБОСНОВАНИЕ ПРАКТИЧЕСКИХ РЕКОМЕНДАЦИЙ ПО ОРГАНИЗАЦИИ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЙ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ И СЖИГАНИЯ УГЛЯ В ПЫЛЕВИДНОМ СОСТОЯНИИ

© 2023 г. Е. А. Бойко¹, *, А. В. Страшников¹, **

¹ФГАОУ ВО «Сибирский федеральный университет», Красноярск, Россия

*e-mail: EBoiko@sfu-kras.ru

**e-mail: savtr@mail.ru

Поступила в редакцию 22.06.2022 г.

После доработки 24.10.2022 г.

Принята к публикации 31.10.2022 г.

На основе данных о реакционной способности угля выполнено расчетное обоснование требований к организации процессов его подготовки и сжигания с учетом исходного качества и режимов работы систем подготовки и топочных устройств энергетических паровых котлов. Установлена взаимосвязь между такими режимными параметрами работы устройства для предварительной термической обработки угля как размер пылеугольных частиц, температура и длительность обработки с качеством исходного топлива с целью обеспечения устойчивого воспламенения и полноты выгорания продуктов термохимического превращения угля в условиях топочной камеры котельного агрегата. Результаты цикла аналитических исследований обобщены и доведены до уровня инженерной методики (в виде номограммы), которая позволяет по известным характеристикам исходного топлива (реакционная способность и размер частиц) определять оптимальные значения температуры и времени процесса предварительной термической обработки угля перед сжиганием в топочной камере парового котла. Найденные режимные параметры работы устройства предварительной термообработки угля обеспечивают выполнение поверочных (тепловых) и конструкторских расчетов реальных топливоиспользующих установок, например, систем безмазутной растопки и пылеприготовления. Установлено, что наиболее оптимальный режим предварительной термообработки полифракции бурых канско-ачинских углей с точки зрения эффективности воспламенения и сжигания продуктов термообработки составляет 800–850°C при времени обработки 0.6–1.2 с. Результаты расчетных исследований нашли свое подтверждение при проведении экспериментальных работ на специальном лабораторном стенде, обеспечивающем режим предварительной термической обработки угля в пылевидном состоянии в широком диапазоне температур и дожигания пыле- и газообразных продуктов термообработки в различных условиях.

Ключевые слова: уголь, термообработка, режим, термоокислительная деструкция, воспламенение, горение, экспериментальная установка

DOI: 10.31857/S000233102301003X, EDN: LVQGZR

ВВЕДЕНИЕ

В связи с прогнозируемым увеличением в ближайшие 20 лет абсолютного количества твердого топлива в мировом производстве электрической энергии (28% в 2035 г. [1]) и наблюдающимся дефицитом электрической и тепловой энергии значительное внима-

ние в мире уделяется повышению эффективности и экологической безопасности процессов сжигания твердых топлив на пылеугольных тепловых электрических станциях, вырабатывающих 40.6% электрической и тепловой энергии [2]. В то же время прослеживается общемировая тенденция существенного колебания качества энергетических углей, что приводит к увеличению использования непроектных топлив, т.е. углей с теплотехническими характеристиками, отличающимися от проектных. В связи с этим ухудшаются как технико-экономические, так и экологические показатели работы энергетических котельных агрегатов. По этой причине особую актуальность приобретает создание и применение новых технологий, способствующих эффективному сжиганию твердых топлив независимо от их качества. К основному числу таких технологий относятся системы безмазутной подсветки и растопки котлов, предварительной термической подготовки топлива, эколого- и энергоэффективных горелочных и топочных устройств, разработка которых основана на глубоком понимании протекания физико-химических процессов при термическом превращении углей в пылевидном состоянии. При этом отсутствие надежных методов проектирования подобных устройств является сдерживающим фактором развития технологии подготовки и сжигания угля.

Аналитические и экспериментальные исследования процесса термической обработки различных углей показали, что эффективность их энергетического использования во многом будет определяться параметрами температурно-временного режима его подготовки. С другой стороны, как отмечено в работе [3], температурно-временной режим обработки пылеугольных частиц главным образом определяется качеством исходного угля, размером частиц и температурой процесса. Поэтому для разработки практических рекомендаций по организации температурно-временного режима обработки угля в пылевидном состоянии на реальных энерготехнологических установках необходима оптимизация критериев, характеризующих эффективность энергетического использования продуктов термообработки с одновременной оценкой динамики изменения их качества.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧ ИССЛЕДОВАНИЯ

Согласно [3] параметры оптимизации режима предварительной термообработки угля в пылевидном состоянии должны удовлетворять следующим условиям, обеспечивающим успешное энергетическое использование продуктов термической подготовки:

- максимальное испарение влаги и удаление балластных летучих (CO_2);
- обеспечение минимальной концентрации летучих веществ, газифицированных вокруг топливной частицы, обеспечивающей стабильное их воспламенение при попадании в реакционное пространство (например, в топочную камеру котельного агрегата);
- минимизация тепловых потерь с химическим и механическим недожогом при дожигании продуктов термообработки в условиях реакционного пространства.

Математическая форма записи параметров оптимизации имеет следующий вид:

$$W^h, C_{\text{CO}_2} \rightarrow \min; \sum_{i=1}^n C_i^{\text{Vol}} \geq C_{\text{Vol}}^{\min}; \sum_{i=1}^n \tau'_{i, \text{Vol}} \leq \tau_{\text{пр}}, \quad (1)$$

где W^h , C_{CO_2} – содержание влаги и балластных летучих в твердых продуктах термической переработки, %; $\sum_{i=1}^n C_i^{\text{Vol}}$ – суммарное значение концентрации горючих i -тых газообразных компонентов в составе вышедших летучих веществ, кг/м^3 ; $\sum_{i=1}^n \tau'_{i, \text{Vol}}$ – длительность выделения в условиях реакционного пространства (топочной камеры котлоагрегата) остаточных летучих веществ из топлива после его предварительной термической обработки, с; $\tau_{\text{пр}}$ – необходимое время пребывания угольных частиц в

топочной камере по условию отсутствия тепловых потерь с химическим и механическим недожогом, с.

Выбор первого критерия в качестве параметра оптимизации обоснован в работах [4, 5] и обусловлен необходимостью исключения процесса выделения балластирующих компонентов топлива из совокупного топочного процесса, обеспечивая тем самым минимальные энергетические затраты на воспламенение и выгорание пыле- и газообразных продуктов термообработки в топочном объеме парового котла.

Выполнение второго критерия оптимизации $\sum_{i=1}^n C_i^{\text{Vol}} \geq C_{\text{Vol}}^{\text{min}}$ гарантирует устойчивость воспламенения газообразных продуктов термической обработки угля и, как следствие, устойчивость воспламенения и выгорания пылеугольного факела независимо от качества исходного топлива и режима работы топочной камеры котельного агрегата.

Суть третьего критерия заключается в сокращении длительности выделения летучих веществ, лимитирующих процесс выгорания твердого органического топлива (в частности, углей с высоким выходом летучих веществ) в топочной камере, за счет предварительной термической обработки угольных частиц. Как показано в работе [3] применительно к бурым углям Канско-Ачинского месторождения, к числу таких летучих веществ относятся оксид углерода и смолистые вещества в парообразном состоянии. Необходимое время пребывания пылеугольных частиц $\tau_{\text{пр}}$ в топочной камере котлоагрегата с учетом скорости витания пылеугольных частиц оценивается по выражению (2).

$$\tau_{\text{пр}} = \tau_{\text{г}} \frac{\omega_{\text{г}}}{\omega_{\text{г}} - \omega_{\text{вит}}}, \quad (2)$$

где $\omega_{\text{г}}$ — средняя расходная скорость топочных газов, м/с; $\omega_{\text{вит}}$ — скорость витания частиц угольной пыли, м/с; $\tau_{\text{г}}$ — длительность пребывания топочных газов в топке, соответствующая известной величине механического недожога и зависящая от отношения объема топочной камеры к объему продуктов сгорания топлива, может быть найдена в первом приближении по уравнению, отвечающему большинству конструкций камерных топков паровых котлов [6]

$$\tau_{\text{г}} = \frac{273Q_i'}{q_V V_{\text{г}} T_{\text{ср}}}, \quad (3)$$

где Q_i' — calorific способность топлива на рабочую массу, кДж/кг; q_V — теплонепрежение топочного объема, кВт/м³; $V_{\text{г}}$ — объем газообразных продуктов сгорания, образующихся при сжигании 1 кг топлива, м³/кг; $T_{\text{ср}}$ — средняя температура пылеугольного факела, К.

На рис. 1 представлен расчетный график изменения времени пребывания пылеугольных частиц ($\tau_{\text{пр}}$, с) с различной теплотой сгорания (Q_i' , кДж/кг) при двух температурах сжигания ($T_{\text{ср}}$, К), характерных для топочных камер с твердым и жидким шлакоудалением от теплонепрежения топочного объема (q_V , кВт/м³).

Рядом экспериментально-расчетных исследований, опубликованных в работах [7–9] на примере канско-ачинских углей, показано, что из трех вышеперечисленных параметров оптимизации наиболее приоритетным и объективным является второй критерий, характеризующий устойчивое воспламенение и выгорание пылеугольного факела, в связи с тем, что обеспечение этого критерия гарантирует выполнение первого и третьего условий оптимизации процесса предварительной термоподготовки угля в пылевидном состоянии. Однако ни в одной из вышеперечисленных работ не приводится строгого математического описания для выполнения количественной оценки

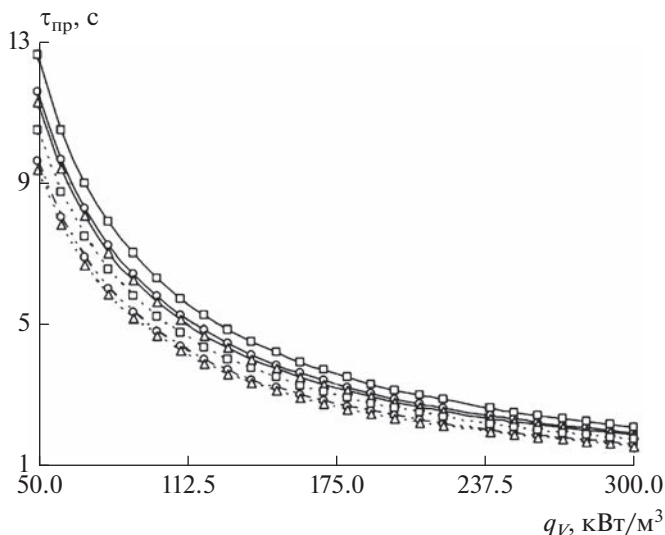


Рис. 1. Зависимость времени пребывания пылеугольных частиц в топочной камере котельного агрегата от теплонпряжения топочного объема: Δ — $Q_f^r = 10000$ кДж/кг; $\circ$ — $Q_f^r = 15000$ кДж/кг; $\square$ — $Q_f^r = 20000$ кДж/кг; --- — $T_{ср} = 1473$ К; — — $T_{ср} = 1773$ К.

данного параметра применительно к процессу предварительной термической обработки пылеугольных частиц.

Результаты многочисленных исследований процесса воспламенения твердого органического топлива, проводившиеся как в условиях лабораторного эксперимента, так и в условиях промышленных энергетических установок, отчетливо показывают, что летучие вещества играют весьма значительную роль как при воспламенении, так и на начальной стадии горения топлива [3, 7, 10, 11].

В работе [3] отмечается, что условия воспламенения летучих веществ (температура, концентрация) не характеризуют способность к возгоранию самой углеродной основы, но в ряде случаев именно начиная с температуры воспламенения летучих веществ наблюдается устойчивое горение нелетучего коксового остатка. Предположение о том, что на воспламенение угольных частиц существенное влияние оказывает прогрев частиц за счет горения летучих, подтверждено специальными опытами [11]. Установлено, что воспламенение летучих веществ во время их выделения невозможно до тех пор, пока температура пылевоздушной смеси и концентрация летучих веществ в ней не достигнут соответствующих значений.

Оптимизация мощности и параметров устройства предварительной термической обработки угольной пыли определяется условиями воспламенения пылегазовоздушного потока (смеси). Поскольку процесс термической обработки реализуется, как правило, в камерах циклонного типа, можно с достаточной вероятностью предположить, что образующийся многокомпонентный пылегазовый поток характеризуется повышенным уровнем турбулентности, обусловленным конструкцией устройства. Повышенный уровень турбулентности способствует интенсификации процессов турбулентного обмена импульсом, теплотой и массой в поперечном направлении, что дает возможность рассматривать устройство термической обработки твердого топлива в пылевидном состоянии в первом приближении как “реактор Лонгвелла”, в котором

создается интенсивная мелкомасштабная турбулентность, обеспечивающая почти мгновенное смешение продуктов сгорания с нагреваемой аэросмесью [12]. Иными словами, в первом приближении многокомпонентный поток в устройстве термической подготовки твердого топлива предполагается рассматривать одномерным с равномерной структурой полей концентраций, температур и скорости в поперечных сечениях устройства. Это допущение позволяет исключить анализ влияния реальной аэродинамической обстановки процесса на параметры потока и достаточной степенью упрощения оценить конечные эффекты.

РАСЧЕТНОЕ ОБОСНОВАНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОЙ ТЕРМООБРАБОТКИ УГЛЯ

Для количественной оценки условий воспламенения с учетом принятых допущений необходимо и достаточно определить величину минимальной концентрации летучих веществ ($\sum_{i=1}^n C_i^{\text{Vol}}$), газифицированных вокруг частицы, при которой возможно пламенное горение летучих веществ, после ее попадания в топочную камеру котельного агрегата.

При этом необходимо учитывать, что существуют так называемые концентрационные границы зажигания – верхняя и нижняя границы концентраций компонентов горючей смеси, когда избыток горючего и окислителя препятствует возникновению пламени. Для практических задач большее значение имеет нижняя концентрационная граница, так как верхняя не может быть достигнута для пылеугольных частиц на значительном расстоянии от ее поверхности [13].

Исходя из вышесказанного, для определения режимов предварительной термической обработки угля необходимо определить аналитическую форму записи следующего условия: $\sum_{i=1}^n C_i^{\text{Vol}} \geq C_{\text{Vol}}^{\min}$ или $\sum_{i=1}^n C_i^{\text{Vol}} - C_{\text{Vol}}^{\min} \geq 0$, где $C_{\text{Vol}}^{\min}$ – нижняя концентрационная граница, характеризующая возможность стабильного пламенного горения летучих продуктов термической деструкции топлива.

Математическая задача определения концентрации летучих веществ на нижней концентрационной границе может быть представлена следующей системой уравнений:

$$D_{\text{Vol}} \left(\frac{d^2 C_{\text{Vol}}}{dr^2} + \frac{2}{r} \frac{dC_{\text{Vol}}}{dr} \right) - W \frac{dC_{\text{Vol}}}{dr} = 0, \quad (4)$$

$$\lim_{r \rightarrow \infty} C_{\text{Vol}} = 0, \quad (5)$$

$$-D_{\text{Vol}} \frac{dC_{\text{Vol}}}{dr} \Big|_{r=r_0} = L_{\text{Vol}}, \quad (6)$$

$$C_{\text{Vol}} - C_{\text{Vol}}^{\min} \geq 0, \quad (7)$$

где $C_{\text{Vol}} = \sum_{i=1}^n C_i^{\text{Vol}}$ – суммарная концентрация летучих веществ, кг/м³; D_{Vol} – коэффициент диффузии летучих веществ, м²/с; W – скорость молярного переноса, м/с; r_0 – радиус частицы, м; r – текущий радиус сферы газифицированных летучих, м; L_{Vol} – поток летучих с поверхности, кг/(м² · с); $C_{\text{Vol}}^{\min}$ – значение концентрации летучих веществ на нижней концентрационной границе, кг/м³.

Скорость молярного переноса W определяется на основе рассуждений, изложенных в [3]. Выделим две контрольные поверхности S_1 и S_2 . Поверхность S_1 совпадает с

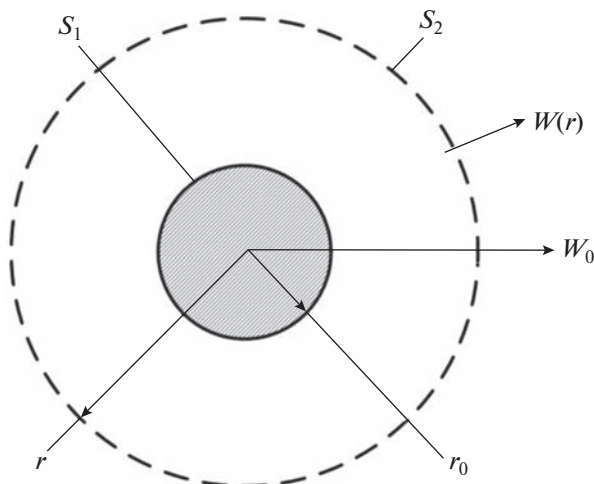


Рис. 2. Схема к определению минимальной концентрации летучих веществ.

геометрической поверхностью частицы, S_2 представляет собой произвольную сферическую поверхность радиуса r , удаленную на расстояние $r - r_0$ от первой (см. рис. 2).

Если обозначить скорости движения летучих веществ через эти поверхности соответственно W_0 и $W(r)$, то количество летучих веществ, прошедших за время $d\tau$ через эти поверхности, можно записать в виде:

$$V_1 = 4\pi r_0^2 W_0 d\tau \quad (8)$$

$$V_2 = 4\pi r^2 W(r) d\tau. \quad (9)$$

Поскольку все количество летучих веществ проходит через первую и вторую поверхность, то справедливо равенство $4\pi r_0^2 W_0 d\tau = 4\pi r^2 W(r) d\tau$.

Откуда

$$W(r) = \frac{r_0^2 W_0}{r^2}. \quad (10)$$

Согласно [3] отношение $\frac{r_0^2 W_0}{r^2}$ для удобства вычислений можно представить в виде следующего равенства:

$$\frac{r_0^2 W_0}{r^2} = \frac{\alpha D_{\text{Vol}}}{r^2}. \quad (11)$$

Тогда уравнение (4) с учетом (11) можно представить в виде

$$\frac{d^2 C_{\text{Vol}}}{dr^2} + \left(\frac{2}{r} - \frac{\alpha}{r^2} \right) \frac{dC_{\text{Vol}}}{dr} = 0. \quad (12)$$

Решением этого уравнения является функция [14]:

$$C_{\text{Vol}} = \frac{A_1}{\alpha} \exp\left(-\frac{\alpha}{r}\right) + A_2 \quad (13)$$

Таблица 1. Состав газа пиролиза бородинского угля

Температура процесса, °C	Состав газа пиролиза, объемн, %				
	CO ₂	смола	CO	H ₂	CH ₄
400	74.5	—	15.2	2.4	7.6
600	38.7	4.8	20.4	7.4	29
800	19.8	4.5	25.2	30.7	19.8
1000	16.4	1.1	22.9	45.1	14.9
1200	10.7	0.4	26.4	55.6	6.0

где A_1 и A_2 — константы интегрирования. Для определения численных значений этих констант воспользуемся условиями (5) и (6). После некоторых преобразований получим:

$$A_1 = -\frac{L_{Vol}}{D_{Vol}} r_0^2 \exp\left(\frac{r_0 W_0}{D_{Vol}}\right), \quad (14)$$

$$A_2 = \frac{L_{Vol}}{W_0} \exp\left(\frac{r_0 W_0}{D_{Vol}}\right). \quad (15)$$

Таким образом, окончательное решение уравнения (4), удовлетворяющее условиям (5) и (6), имеет вид:

$$C_{Vol} = \frac{L_{Vol}}{W_0} \exp\left(\frac{r_0 W_0}{D_{Vol}}\right) \left[1 - \exp\left(-\frac{r_0^2 W_0}{D_{Vol} r}\right)\right]. \quad (16)$$

Для определения потока летучих L_{Vol} необходимо знать, во-первых, время выделения и, во-вторых, количество выделяющихся летучих веществ.

$$L_{Vol} = \frac{m}{\tau f}, \quad (17)$$

где m — количество выделившихся к данному моменту времени летучих веществ, кг; τ — время термического разложения, с; f — поверхность угольной частицы, м².

При определении поверхности частицы, в качестве упрощения, принимается сферическая форма пылеугольной частицы. Для определения скорости движения потока летучих с поверхности угольной частицы предположим, что имеет место поток летучих веществ интенсивностью L_{Vol} , и выделим на пути этого потока некоторую поверхность f . Считаем, что плотность вещества потока летучих равна γ_{Vol} (кг/м³). Тогда за время τ через выделенную поверхность пройдет следующее количество вещества [3], м³:

$$\frac{f L_{Vol}}{\gamma_{Vol}} \tau. \quad (18)$$

Это же самое количество вещества (м³) можно представить как:

$$f W_0 \tau. \quad (19)$$

Приравняв (18) и (19), получим соотношение

$$W_0 = \frac{L_{Vol}}{\gamma_{Vol}}. \quad (20)$$

Плотность летучих веществ γ_{Vol} можно определить, зная их состав (см. табл. 1 на примере газообразных продуктов термического разложения бородинского угля). В табл. 2

Таблица 2. Плотность летучих веществ (газообразных продуктов) термической деструкции бородинского угля

Температура процесса, °C	400	600	800	1000	1200
Плотность летучих веществ γ_{Vol} , кг/м ³	0.698	0.407	0.239	0.166	0.12

Таблица 3. Коэффициенты диффузии летучих веществ термической деструкции бородинского угля, см²/с

T , °C	D_{H_2}	D_{CO}	D_{CH_4}	$D_{смолы}$	D_{CO_2}	$D_{смеси}$
400	2.745	0.668	0.922	0.505	0.762	0.807
600	4.181	1.001	1.457	0.911	1.250	1.455
800	5.995	2.284	2.544	1.654	2.129	3.142
1000	8.108	3.886	4.150	2.529	3.393	5.721
1200	10.578	6.249	5.454	3.684	4.647	8.425

приведены значения плотности летучих веществ, выделяющихся при термическом разложении бородинского угля. Проведение настоящих исследований на бородинском угле Канско-Ачинского месторождения обусловлено значительным потенциалом месторождения с точки зрения балансовых запасов и масштабов его энергетического использования в настоящее время и на длительную перспективу.

Коэффициент диффузии летучих веществ D_{Vol} может быть рассчитан по формуле [13]:

$$D_{Vol} = \frac{1 - \mu_A}{\frac{\mu_B}{D_{AB}} + \frac{\mu_C}{D_{AC}} + \dots + \frac{\mu_D}{D_{AD}}}, \quad (21)$$

где D_A — коэффициент диффузии компонента A в смеси компонентов $B, C, \dots, D$; $\mu_A, \mu_B, \mu_C, \dots, \mu_D$, — мольные доли компонентов A, B, C, D в смеси; D_{AB}, D_{AC}, D_{AD} — коэффициент диффузии для бинарной системы $(A-B), (A-C)$ и т.д.

Коэффициенты диффузии для бинарной системы $D_{1,2}$ рассчитываются по формуле [13]:

$$D_{1,2} = \frac{0.002628}{P \sigma_{1,2}^2 \Omega_{1,2}^{(1,1)*}} \sqrt{\frac{T^3 (M_1 + M_2)}{2 M_1 M_2}}, \quad (22)$$

где P — давление, МПа; T — температура, К; M_1, M_2 — молекулярные массы газов 1 и 2;

$\sigma_{1,2}$ — постоянная сил, определяемая по формуле $\sigma_{1,2} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}$, Å; $\Omega_{1,2}^{(1,1)*}$ — приведенный интеграл столкновений, учитывающий характер взаимодействия молекул. Значения σ_1, σ_2 и $\Omega_{1,2}^{(1,1)*}$ принимаются по данным работы [13].

Результаты расчета коэффициентов диффузии летучих веществ, газообразных продуктов термической деструкции бородинского угля в зависимости от состава выделяющихся летучих веществ приведены в табл. 3.

Если при решении уравнения (16) воспользоваться неравенством (7), которое означает, что для того чтобы произошло воспламенение, концентрация летучих веществ

Таблица 4. Зависимость нижней концентрационной границы воспламенения летучих веществ бородинского угля от температуры процесса

Температура процесса, °C	400	600	800	1000	1200
Концентрация, C_{Vol}^{min} , кг/м ³	0.03019	0.01558	0.00938	0.00582	0.00464

должна быть больше значения ее на нижней концентрационной границе, значение W_0 выразить через размер пылеугольной частицы и время процесса ее температурной обработки, используя уравнения 18–20, получим зависимость, связывающую между собой основные режимные параметры работы устройства для предварительной термической обработки пылеугольных частиц и минимальную концентрацию летучих веществ, выделившихся при термическом разложении топлива в пылеподогревателе, обеспечивающую устойчивое воспламенение и выгорание пылеугольного факела.

$$\gamma_{Vol} \exp\left(\frac{r_0^2 V^{daf} \gamma_r}{3\gamma_{Vol} \tau D_{Vol}}\right) \left(1 - \exp\left(-\frac{r_0^2 V^{daf} \gamma_r}{3\gamma_{Vol} \tau D_{Vol}}\right)\right) - C_{Vol}^{min} = 0, \quad (23)$$

где γ_r — плотность органической части пылеугольной частицы, кг/м³; V^{daf} — выход летучих веществ на горючую массу топлива, в долях.

Значения C_{Vol}^{min} рассчитываются по формуле Ле-Шателье [13]

$$\frac{100}{C_{Vol}^{min}} = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \dots + \frac{n_i}{N_i}, \quad (24)$$

где C_{Vol}^{min} — граница зажигания горючего газа, кг/м³; $N_1, N_2, \dots, N_i$ — граница зажигания отдельных газов, входящих в состав сложного газа, %; $n_1, n_2, \dots, n_i$ — процентное содержание отдельных газов в сложном горючем газе, %.

Величины $n_1, n_2, \dots, n_i$ заимствованы для бородинского угля при температурах 400, 600, 800, 1000 и 1200°C из [9], а значения $N_1, N_2, \dots, N_i$ — из [13]. Результаты расчетов нижней концентрационной границы воспламенения газообразных продуктов термического разложения бородинского угля по формуле Ле-Шателье приведены в табл. 4.

Уравнение (23) позволяет связать между собой такие режимные параметры работы устройства предварительной термической обработки угля как размер пылеугольных частиц (r_0), температура ($T_{тп}$) и время ($\tau_{тп}$) обработки с качеством исходного топлива, исходя из условия обеспечения устойчивого воспламенения и выгорания продуктов термохимического превращения угля в условиях топочной камеры котельного агрегата (см. условие 1). В данном случае решением трансцендентного уравнения (23) является время термообработки ($\tau_{тп}$, с) при условии изменения размеров пылеугольных частиц (r_0) от 50 до 1000 мкм. Температура термической обработки варьировалась от 400 до 1200°C. Уравнение (23) решалось комбинированным численным методом (сочетание методов бисекции и секущих) с точностью 10^{-6} [15].

Результаты цикла аналитических исследований обобщены и доведены до уровня инженерной методики (в виде номограмм — см. рис. 3 и 4). Полученные номограммы позволяют по известным характеристикам исходного топлива (реакционная способность и размер частиц) определять оптимальные значения температуры и времени процесса предварительной термической обработки бородинского угля перед сжиганием в топочной камере парового котла. В свою очередь, найденные режимные параметры работы устройства термообработки угля позволяют выполнить поверочный (тепловой) и конструкторский расчеты пылеподогревателя.

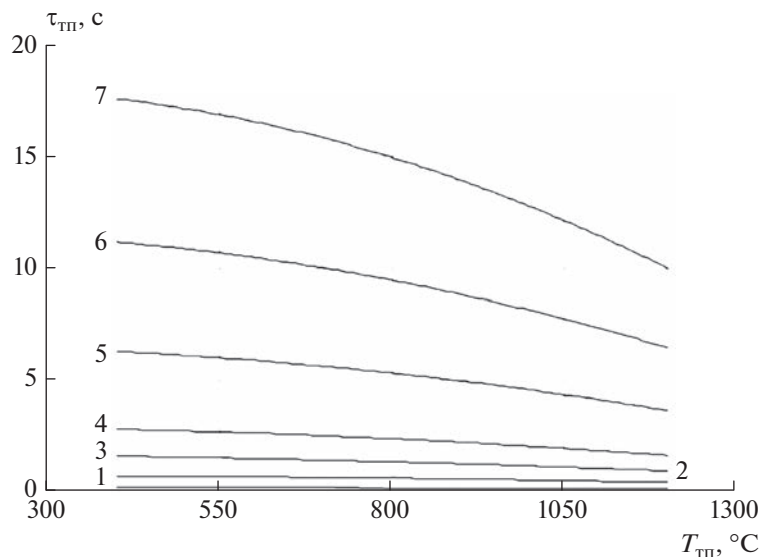


Рис. 3. Зависимость времени термической обработки ($\tau_{\text{тп}}$, с) бородинского угля по условию устойчивости воспламенения пылеугольного факела от температуры обработки ($T_{\text{тп}}$, °C) и размера частиц (r_0 , мкм): 1 – 50; 2 – 100; 3 – полифракция; 4 – 200; 5 – 300; 6 – 400; 7 – 500.

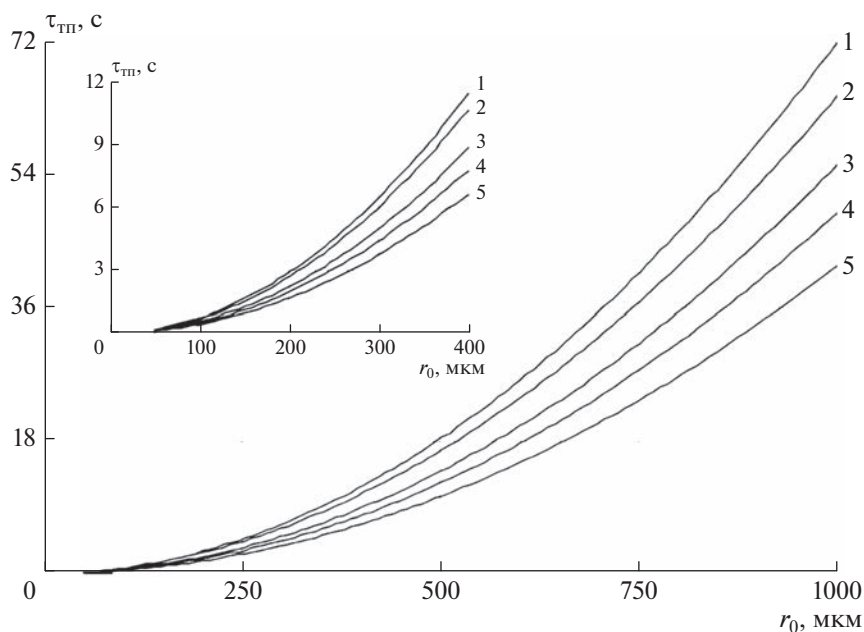


Рис. 4. Зависимость времени термической обработки ($\tau_{\text{тп}}$, с) бородинского угля по условию устойчивости воспламенения пылеугольного факела от размера частиц (r_0 , мкм) и температуры обработки ($T_{\text{тп}}$, °C): 1 – 400; 2 – 600; 3 – 800; 4 – 1000; 5 – 1200.

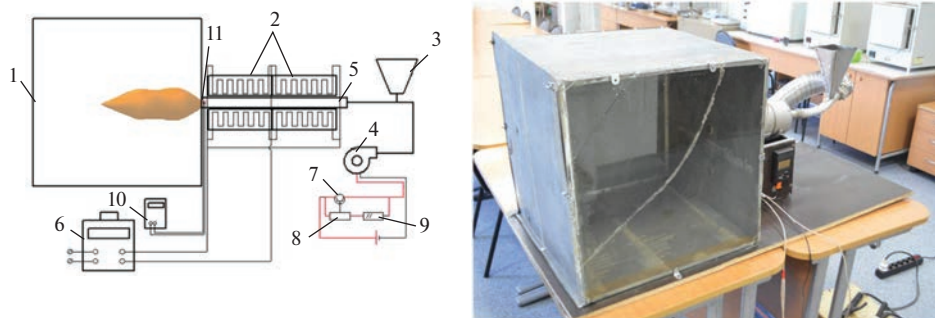


Рис. 5. Принципиальная схема и вид лабораторной установки по предварительной термической обработке угля в пылевидном состоянии: 1 – камера дожигания продуктов термообработки; 2 – муфельный электронагреватель; 3 – бункер угольной пыли; 4 – дутьевой вентилятор; 5 – горизонтальная цилиндрическая реакционная камера (участок термообработки); 6 – автотрансформатор; 7 – транзистор; 8 – переменный резистор; 9 – резистор; 10 – контроллер температуры; 11 – термопара.

Необходимо отметить, что сопоставлением полученных результатов, представленных на рис. 3 и 4, хорошо подтверждается ранее высказанное предположение [16], сформулированное в виде третьего условия оптимизации (формула 1). Для всех расчетных режимов на примере предварительной термической обработки и сжигания бородинского угля показано строгое соблюдение условия $\sum_{i=1}^n \tau'_{i, Vol} \leq \tau_{пр}$ при температуре процесса в устройстве предварительной термоподготовки $T_{тп} > 600^\circ\text{C}$.

Причем длительность термообработки пылеугольных частиц разных размеров, обеспечивающая устойчивость воспламенения пыле- и газообразных продуктов сокращается при изменении размера с 500 мкм до 50 мкм при температуре термообработки 400°C почти в 18 раз, а при температуре обработки 1200°C до 7.5.

Для частиц монофракционного состава, например, частиц размером 100 мкм, изменение температуры процесса предварительной термообработки с 400 до 1200°C приводит к сокращению времени термообработки по условию обеспечения устойчивости воспламенения пыле- и газообразных продуктов термообработки на 47%, для частиц с размером 500 мкм – 55%, 1000 мкм – 62%.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА И РЕЗУЛЬТАТЫ НАТУРНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

В подтверждение обоснованности теоретических выводов и отработки режимов выполнен цикл экспериментальных исследований процесса предварительной термической обработки бородинского угля в пылевидном состоянии с последующим сжиганием газообразных и твердых продуктов термообработки.

Экспериментальная установка для исследования процессов термоокислительной декструкции пылевидного твердого топлива с последующим дожиганием продуктов термообработки в условиях предварительного высокоскоростного нагрева с горизонтальной реакционной камерой (трубчатой печью) представлена на рис. 5.

Основной частью экспериментальной установки является горизонтальная цилиндрическая реакционная камера (10) длиной 450 мм и диаметром 35 мм с электрическим компенсационным обогревом и камерой дожигания (1), что позволяет проводить исследования в стационарном режиме при соблюдении различных условий как по температуре предварительной термической обработки пылевоздушного потока

(200–1200°C), времени пребывания частиц угля в реакционном пространстве (0.1–0.8 с), так и размера пылеугольных частиц (63–1000 мкм).

Угольная пыль из бункера пыли поступает в реакционное пространство через тангенциальную горелку из аэромеханического питателя пыли. Транспорт пыли к горелке осуществляется в зависимости от целей эксперимента либо инертным газом (аргон), либо воздухом. Расход воздуха определяется по ротаметру марки РМ 0.04Ж.

Для исследования процессов предварительной термообработки угольных частиц и горения пылегазообразных продуктов термообработки в качестве первичного и вторичного воздуха используются воздух, нагнетаемый дутьевым вентилятором (4), оснащенный частотным преобразователем для регулирования производительности вентилятора. Расход воздуха в зону термообработки варьировался в диапазоне $(1-8) \times 10^{-4} \text{ м}^3/\text{с}$, что обеспечивает необходимое по условиям эксперимента время пребывания угольных частиц в зоне предварительной термообработки от 0.1 до 0.8 с.

Температурный режим работы реакционной камеры и соответственно процесса термообработки определяется величиной подаваемого напряжения, регулирование значения которого осуществляется однофазным регулятором напряжения (РНО). Регистрация температурного режима работы трубчатой печи осуществляется с помощью платино-платиновой термопары (ПП₆₈), соединенных с регистрирующим прибором-самописцем марки КСП-4.

Дожигание пылегазообразных продуктов термообработки пылеугольных частиц осуществляется в реакционной камере (1), имитирующей топочное пространство. Такая организация процесса предварительной термической обработки и дожигания пылегазообразных продуктов термоподготовки позволяет выполнять сбор и количественную оценку недогоревших коксовых частиц с анализом величины механического недожога топлива от температурного уровня его предварительного нагрева.

Такая конструкция экспериментальной установки позволяет осуществлять газовый анализ газообразных продуктов, выделяющихся при предварительном нагреве топлива. Отбор газов и угольных частиц осуществляется трубками Прандтля в устье горелочного устройства, за счет разрежения, создаваемого перистальтическим насосом для отбора газообразных продуктов термоокислительной деструкции на анализ, осуществляется тягонапоромером марки ТНЖ-Н с классом точности 1.5 и поддерживается порядка 0.1–0.2 мм рт. ст. Анализ состава газообразных продуктов термообработки угольных частиц осуществлялся на хроматографическом газоанализаторе марки 3700 (ЛХМ-80).

Экспериментальная установка обладает минимальной инерционностью, так выход на стационарный режим ее работы составляет не более 5 мин, скорость изменения температурного режима работы установки – 100°C/мин.

Демонстрация наглядных результатов проведения экспериментальных исследований по предварительной термической обработке угля в пылевидном состоянии и дожиганию пыле- и газообразных продуктов представлена на рис. 6.

Кривые динамики выделения индивидуальных компонентов суммарного газа при термоокислительной деструкции бородинского угля полифракционного состава ($R_{90} = 60\%$) с длительностью термообработки $\tau_{\text{тп}} = 0.5$ с приведены на рис. 7. Характеристики исходного бурого бородинского угля приведены в работе [6].

Полученные экспериментальные данные по динамике термоокислительной деструкции полифракции бородинского угля в условиях высокоскоростного нагрева отражают сложный характер зависимостей выхода индивидуальных компонентов суммарного газа как от времени, так и от температуры протекания процесса. При этом характер соответствующих закономерностей различен для каждого из компонентов. Например, динамика массового выхода CO_2 с повышением температуры заметно ниже, чем выделения CO , CH_4 и H_2 . При этом конечный выход CO , CO_2 , CH_4 и H_2 , как иллюстрирует рис. 8, возрастают с повышением температуры процесса термообработ-

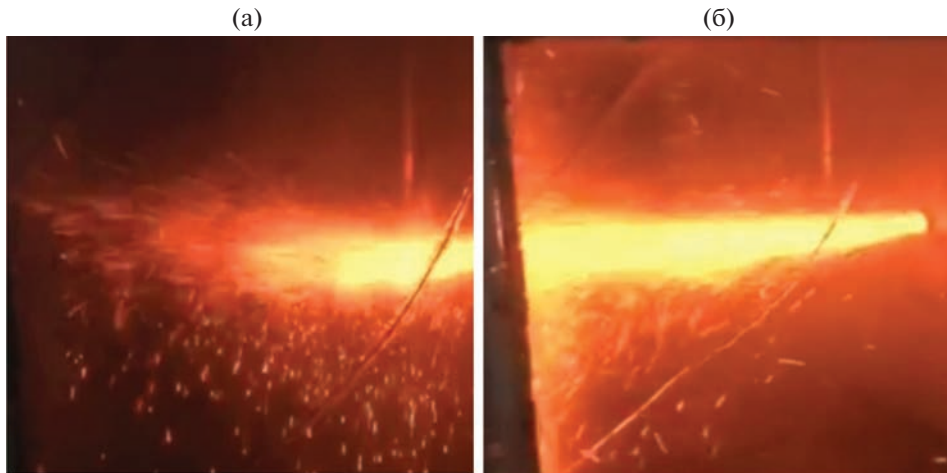


Рис. 6. Структура факела при сжигании продуктов предварительной термической обработки полифракции бородинского угля: (а) – температура предварительной обработки $T_{\text{тп}} = 600^\circ\text{C}$; (б) – $T_{\text{тп}} = 800^\circ\text{C}$. Длительность термообработки составила $\tau_{\text{тп}} = 0.5$ с.

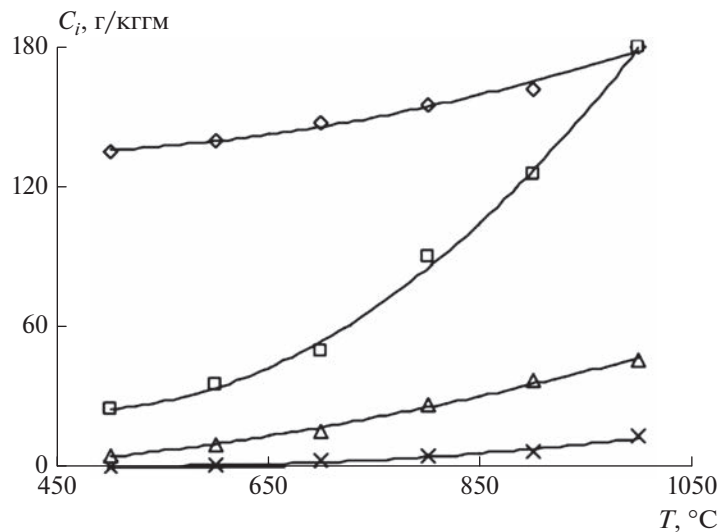


Рис. 7. Конечный выход индивидуальных газовых компонентов при термоокислительной деструкции бородинского угля (размер 63–150 мкм; время предварительной термообработки $\tau_{\text{тп}} = 0.5$ с) в условиях высокоскоростного нагрева: $\diamond$ – CO₂; $\square$ – CO; Δ – CH₄; $\times$ – H₂.

ки. Количественная оценка скоростей реакций позволила выделить параллельно-последовательные группы, константы скорости которых отличаются в 2–5 раз. Более быстрые из них обусловлены разрывом слабых периферийных кислородосодержащих связей, а группа медленных реакций включает в себя процессы более глубокой деструкции ядра макромолекулы угля. Интересно отметить, что в суммарном газе низ-

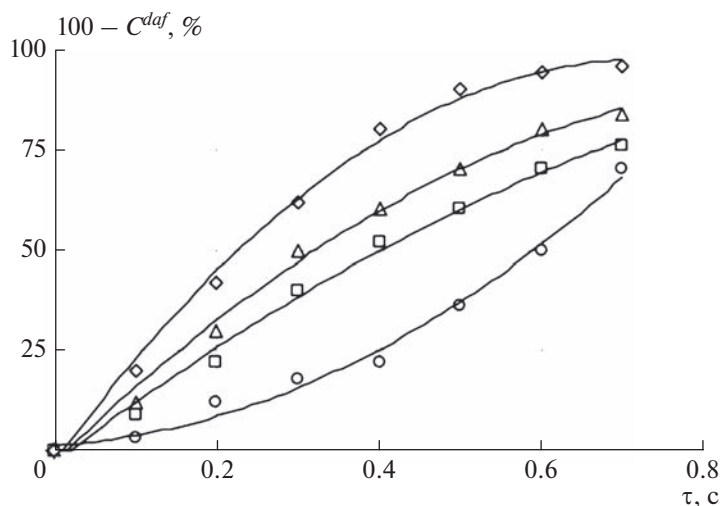


Рис. 8. Интенсивность выгорания нелетучих остатков частиц (размер 63–100 мкм) бординского угля при различной температуре предварительной обработки, °C: ○ — 400; □ — 600; Δ — 800; ◇ — 1000.

котемпературных опытов преобладают продукты группы более быстрых реакций — CO и CO₂. С повышением температуры неуклонно возрастает доля продуктов медленных реакций — H₂ и CH₄. Роль последовательных стадий увеличивается с повышением температуры процесса, параллельных — с увеличением скорости нагрева.

Повышение температуры процесса предварительной термообработки топлива в диапазоне температур от 400 до 1000 °C приводит к росту выхода таких индивидуальных газообразных компонентов как CO₂ на 27%, CO — 83%, CH₄ — 89% и H₂ — 93%.

Типичные результаты интенсивности выгорания нелетучих остатков термообработки бординского угля на примере частиц размером от 63 до 100 мкм представлены на рис. 8.

Исследование кривых выгорания нелетучих остатков показало, что при скоростях нагрева менее 10³ град/с выгорание коксовых частиц завершается в период их прогрева. При больших скоростях нагрева время выгорания нелетучих остатков складывается из неизотермической и изотермической составляющих.

Анализ экспериментальных данных по исследованию кинетики различных этапов термохимического превращения пылевидного топлива позволяет констатировать, что реакционный механизм и профиль кривых остаются неизменными при экстремальных скоростях нагрева (в пределах 10⁻²–10⁶ град/с).

Экспериментально установлено, что с повышением температуры предварительной термообработки пылеугольных частиц (размер 63–100 мкм) с 400 до 1000 °C интенсивность выгорания нелетучих остатков повышается на 42%. При температуре предварительной термообработки пылеугольных частиц 1000 °C нелетучие остатки выгорают с полнотой 99% за 0,7 с. Снижение температуры предварительной термообработки до 400 °C при прочих равных условиях приводит к уменьшению полноты выгорания до 73%.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Установлена взаимосвязь между такими режимными параметрами работы устройства для предварительной термической обработки угля как размер пылеугольных частиц (r_0), температура ($T_{\text{тп}}$) и длительность ($\tau_{\text{тп}}$) обработки с качеством исход-

ного топлива с целью обеспечения устойчивого воспламенения и полноты выгорания продуктов термохимического превращения угля в условиях топочной камеры котельного агрегата. Длительность термообработки пылеугольных частиц разных размеров, обеспечивающая устойчивость воспламенения пыле- и газообразных продуктов сокращается при изменении размера с 500 мкм до 50 мкм при температуре термообработки 400°C почти в 18 раз, а при температуре обработки 1200°C до 7.5. Для частиц монофракционного состава, например, частиц с размером 100 мкм, изменение температуры процесса предварительной термообработки с 400 до 1200°C приводит к сокращению времени термообработки по условию обеспечения устойчивости воспламенения пыле- и газообразных продуктов термообработки на 47%, для частиц с размером 500 мкм – 55%, 1000 мкм – 62%.

2. Результаты цикла аналитических исследований обобщены и доведены до уровня инженерной методики (в виде номограммы), которая позволяет по известным характеристикам исходного топлива (реакционная способность и размер частиц) определять оптимальные значения температуры и времени процесса предварительной термической обработки угля перед сжиганием в топочной камере парового котла. Найденные режимные параметры работы устройства предварительной термообработки угля обеспечивают выполнение поверочных (тепловых) и конструкторских расчетов реальных топливоиспользующих установок, например, систем безмазутной растопки и пылеприготовления.

3. Установлено, что оптимальный режим предварительной термообработки углей в пылевидном состоянии (полифракция), с точки зрения эффективности воспламенения и выгорания продуктов термообработки, составляет $T_{\text{тп}} = 800\text{--}850^\circ\text{C}$ при времени обработки $\tau_{\text{тп}} = 0.6\text{--}1.2$ с. Результаты расчетных исследований нашли свое подтверждение при проведении экспериментальных работ на специальном лабораторном стенде, обеспечивающим режим предварительной термической обработки угля в пылевидном состоянии в широком диапазоне температур и дожигания пыле- и газообразных продуктов термообработки в различных условиях.

4. Экспериментально установлено, что повышение температуры процесса предварительной термообработки бурого бородинского угля в диапазоне температур от 400 до 1000°C приводит к росту выхода таких индивидуальных газообразных компонентов как CO_2 на 27%, CO – 83%, CH_4 – 89% и H_2 – 93%. С повышением температуры предварительной термообработки пылеугольных частиц (размер 63–100 мкм) с 400 до 1000°C интенсивность выгорания нелетучих остатков повышается на 42%. При температуре предварительной термообработки пылеугольных частиц 1000°C нелетучие остатки выгорают с полнотой 99% за 0.7 с. Снижение температуры предварительной термообработки до 400°C при прочих равных условиях приводит к уменьшению полноты выгорания до 73%.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. BP Energy Outlook 2035. February 2015. BP p.l.c., 2015. 98 P. <http://www.bp.com/content/dam/bp/pdf/energy-economics/energy-outlook-2015/bp-energy-outlook-2035-booklet.pdf>
2. Key World Energy Statistics 2012: International Energy Agency. OECD/IEA, 2012. 80 p. www.iea.org
3. Бойко Е.А. Реакционная способность энергетических углей // Красноярск: ИПЦ СФУ. 2011. С. 606.
4. Заворин А.С., Некряч Е.Н. Об условиях преобразования минеральной части пылевидного бурого угля при горении // Изв. вузов. Энергетика. 1988. № 9. С. 91–94.
5. Brown R. C. Thermochemical Processing of Biomass // Conversion into Fuels. Chemicals and Power. San Francisco. CA, USA: John Wiley & Sons, 2011. P. 348.
6. Тепловой расчет котельных агрегатов (нормативный метод). Изд. 3-е, перераб. и дополнен. СПб.: НПО ЦКТИ, 1998. С. 257.
7. Мецераков В.Г., Верзаков В.Н., Маршак Ю.Л. и др. Структура факела в тангенциальной топочной камере котла БКЗ-500-140 при сжигании березовского и ирша-бородинского углей // Теплоэнергетика. 1989. № 8. С. 13–18.

8. Маршак Ю.Л., Митор В.В. Проектирование топок с жидким шлакоудалением (руководящие указания и дополнения к нормативному методу теплового расчета котельных агрегатов) // М.: ВТИ, 1983. С. 102.
9. Бойко Е.А., Страшников А.В. Кинетика термохимического превращения твердого органического топлива при высокоскоростном нагреве // Известия РАН. Энергетика. 2021. № 4. С. 103–126.
10. Сотников И.А., Ожерблом Ю.И., Итман Д.Л. и др. Основные проектные и конструктивные решения по паровому котлу П-67 на канско-ачинских углях для энергоблоков мощностью 800 МВт // Теплоэнергетика. 1978. № 8. С. 15–21.
11. Бабий В.И., Куваев Ю.Ф. Горение угольной пыли и расчет пылеугольного факела // М.: Энергоатомиздат, 1986. С. 209.
12. McGraw, Michael. Coal-water slurries are ready for utility boilers // FRI News. 1989. № 29. P. 1–5.
13. Померанцев В.В., Арефьев К.М., Ахмедов Д.Б. и др. Основы практической теории горения // Л.: Энергоатомиздат, 1986. С. 312.
14. Бойко Е.А., Страшников А.В. Теоретическое обобщение и развитие математического аппарата неизотермической кинетики // Известия РАН. Энергетика. 2021. № 2. С. 97–118.
15. Амосов А.А., Дубинский Ю.А., Копченкова Н.В. Вычислительные методы для инженеров // М.: Высшая школа, 1994. С. 554.
16. Кузнецов П.Н., Федорчук М.А., Тарасова Л.С., Колесникова С.М., Каменский Е.С. Реакционная способность бурых углей в условиях термоокислительной деструкции // Химия твердого топлива. 2012. № 1. С. 1–12.

Substantiation of Practical Recommendations on the Organization of Optimal Modes of Preliminary Heat Treatment and Combustion of Coal in a Pulverized State

E. A. Boiko^a, * and A. V. Strashnikov^a, **

^a*Siberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia*

**e-mail: EBoiko@sfu-kras.ru*

***e-mail: savtr@mail.ru*

Based on the data on the reactivity of coal, a calculated justification of the requirements for the organization of its preparation and combustion processes was carried out, taking into account the initial quality and operating modes of the preparation systems and combustion devices of power steam boilers. The relationship between such operating parameters of the device for preliminary heat treatment of coal as the size of pulverized coal particles, temperature and duration of treatment with the quality of the source fuel has been established in order to ensure stable ignition and completeness of burnout of the products of thermochemical transformation of coal in the conditions of the furnace chamber of the boiler unit. The results of the cycle of analytical studies are summarized and brought to the level of engineering methodology (in the form of a nomogram), which allows determining the optimal values of temperature and time of the process of preliminary heat treatment of coal before combustion in the furnace chamber of a steam boiler based on the known characteristics of the initial fuel (reactivity and particle size). The found operating parameters of the device for preliminary heat treatment of coal ensure the performance of verification (thermal) and design calculations of real fuel-using installations, for example, fuel-free kindling and dust preparation systems. It is established that the most optimal mode of preliminary heat treatment of brown Kansk-Achinsk coals polyfraction, in terms of the efficiency of ignition and combustion of heat treatment products, is 800–850°C with a processing time of 0.6–1.2 s. The results of the calculated studies were confirmed during experimental work on a special laboratory stand, which provides a mode of preliminary heat treatment of coal in a pulverized state in a wide temperature range and afterburning of dust and gaseous heat treatment products under various conditions.

Keywords: coal, heat treatment, mode, thermal oxidative destruction, ignition, gorenje, experimental installation

УДК 536.24

К РАСЧЕТУ НЕСТАЦИОНАРНОГО ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО ТЕЛА

© 2023 г. Ю. В. Видин¹*, В. С. Злобин¹

¹Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования
“Сибирский федеральный университет”, Красноярск, Россия

*e-mail: zlobinsfu@mail.ru

Поступила в редакцию 22.05.2022 г.

После доработки 24.10.2022 г.

Принята к публикации 31.10.2022 г.

Определение температурного режима тел цилиндрической формы в начальный период времени, т.е. при малых значениях числа Фурье, является достаточно трудоемкой задачей. В процессе вычисления требуется учитывать большое число членов ряда для получения результата необходимой точности. При этом требуется вычислять собственные числа характеристического уравнения для каждого слагаемого этого ряда. В статье предложен достаточно простой и эффективный аналитический метод определения собственных чисел с высокой точностью. Метод основан на использовании специальной функции, обратной отношению функций Бесселя первого рода нулевого и первого порядка. В этом случае процедура определения собственных чисел сводится к несложному быстросходящемуся итерационному процессу. Использование данной процедуры позволяет определять любое собственное число характеристического уравнения с высокой точностью, необходимой для инженерного расчета. Применение данного метода в инженерной практике существенно упрощает процесс определения температурного режима тел цилиндрической формы, а также может быть распространен на другие задачи.

Ключевые слова: температурное поле, характеристическое уравнение, собственные числа, функции Бесселя, обратные специальные функции, аналитическое решение

DOI: 10.31857/S0002331023010089, **EDN:** LWOGNL

Тела цилиндрической формы относятся к наиболее часто встречающимся конструктивным элементам в технике и инженерной практике [1]. При тепловой обработке таких изделий, как правило, различают две основные стадии процесса, начальную и упорядоченную (регулярную). Для анализа распределения температуры во времени и по сечению такого тела необходимо осуществить исследование следующей математической задачи, представленной в безразмерном виде, являющимся более предпочтительным, а именно [2]

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial Fo} = \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial \psi^2} + \frac{1}{\psi} \frac{\partial \vartheta}{\partial \psi}, \quad (1)$$

$$0 < Fo < \infty, \quad 0 \leq \psi \leq 1,$$

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial \psi} = 0 \quad \text{при} \quad \psi = 0, \quad (2)$$

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial \psi} = -\text{Bi} \vartheta \text{ при } \psi = 1, \quad (3)$$

$$\vartheta(\psi, 0) = 1. \quad (4)$$

Здесь Bi безразмерное число подобия Био, характеризующее интенсивность теплообмена на наружной поверхности тела. Используя классический метод математической физики разделения переменных, решение задачи (1)–(4) удастся получить в форме бесконечного ряда [1–3]

$$\vartheta(\psi, \text{Fo}) = \sum_{n=1}^{\infty} A_n J_0(\mu_n \psi) \exp(-\mu_n^2 \text{Fo}), \quad (5)$$

где $J_0(\mu_n \psi)$ — подробно изученная функция Бесселя первого рода нулевого порядка [4–12].

Собственные числа μ_n данной зависимости являются корнями характеристического уравнения

$$\frac{J_0(\mu)}{J_1(\mu)} = \frac{\mu}{\text{Bi}}, \quad (6)$$

в котором $J_1(\mu)$ — функция Бесселя первого рода первого порядка, также всесторонне исследована и протабулирована [3–6, 10, 13]. Коэффициенты ряда (5) A_n определяются по соотношению

$$A_n = \frac{2J_1(\mu)}{\mu_n [J_0^2(\mu_n) + J_1^2(\mu_n)]}. \quad (7)$$

Значения первых шести корней μ_n уравнения (6) и коэффициентов A_n выражения (7) приведены в широко известной монографии [1] для некоторых конкретных величин чисел Bi в форме таблиц.

При сравнительно больших числах Фурье $\text{Fo} \geq 0.3$ ряд (5) будет быстросходящимся, и тогда все его члены, за исключением первого, становятся пренебрежимо малыми. Для такой стадии процесса, называемой регулярной, аналитическое решение (5) существенно упрощается

$$\vartheta(\psi, \text{Fo}) = A_1 J_0(\mu_1 \psi) \exp(-\mu_1^2 \text{Fo}). \quad (8)$$

Это относительно несложное математическое выражение может быть использовано в дальнейшем для изучения различных других процессов, например, для определения термических напряжений в конструкциях [8]. При этом для нахождения первого собственного числа μ_1 для любого значения Bi может быть применена простая аналитическая формула

$$\mu_1^2 = \frac{12(\text{Bi} + 2)}{\text{Bi} + 6} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{2\text{Bi}(\text{Bi} + 6)}{3(\text{Bi} + 2)^2}} \right], \quad (9)$$

полученная авторами данной работы на основе разложения функций $J_0(\mu)$ и $J_1(\mu)$ в полиномы ограниченных порядков. Выражение (9) обладает высокой точностью, если $\text{Bi} < 2$. Так, в частности, при $\text{Bi} = 1$ расчет по (9) дает результат

$$\mu_1^2 = \frac{12(1 + 2)}{1 + 6} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{2 \times 1 \times (1 + 6)}{3(1 + 2)^2}} \right] = 1.574287,$$

Таблица 1. Предельные значения корней уравнения (6) для $2 \leq n \leq 6$

Bi	μ_2	μ_3	μ_4	μ_5	μ_6
0	3.8317	7.0156	10.1735	13.3237	16.4706
∞	5.5201	8.6537	11.7916	14.9309	18.0711

т.е. $\mu_1 = 1.2547$, а соответствующая табличная величина [1] $\mu_1 = 1.2558$. Следовательно невязка в данном случае составляет менее 0.1%. При этом с уменьшением Bi она становится еще ниже. Причем нужно заметить, что для тел цилиндрической формы безразмерный теплотехнический параметр Bi , являющийся весьма важным показателем, на практике сравнительно редко превышает значение 1. Кроме этого, следует также иметь ввиду, что при проведении реальных инженерных расчетов используется исходная величина Bi известная неизбежно с некоторой погрешностью. К особенностям рекомендуемой зависимости (9) относится также то, что она дает оценку μ_1 несколько заниженную на всем интервале чисел Bi . Так, для $Bi = 2$ согласно (9) получим $\mu_1 = 1.5925$, а табличная величина [1] $\mu_1 = 1.5994$.

Для расчета температурного поля на начальной стадии нагрева необходимо в решении (5) учитывать большое число слагаемых ряда и с уменьшением числа Fo приходится принимать во внимание все возрастающее количество членов бесконечной суммы (5). Для этого необходимо знать несколько первых корней характеристического уравнения (6). При этом важно знать предельные значения μ_n . В табл. 1 указаны эти значения для случая, когда $2 \leq n \leq 6$.

Данная таблица может быть легко продолжена до необходимых еще больших порядковых номеров n . Для определения указанных корней при $0 < Bi < \infty$ целесообразно записать характеристическое уравнение (6), по аналогии с элементарными функциями [17], через обратную функцию, т.е. принять, что

$$\operatorname{arc} \frac{J_0(\mu)}{J_1(\mu)} = \frac{\mu}{Bi}. \quad (10)$$

В табл. 2 приведены численные величины обратной функции отношения $J_0(\mu)$ и $J_1(\mu)$, принадлежащей также к классу специальных функций, в зависимости от аргумента μ . Для сокращения объема таблицы шаг по оси $\operatorname{arc} \frac{J_0(\mu)}{J_1(\mu)}$ принят 0.1 на интервале 0–1 и увеличен до 0.2 в дальнейшем. Использование табл. 2 позволяет оперативно вычислять искомые значения μ_n с помощью несложного быстросходящегося итерационного процесса.

Предположим, что надо найти μ_2 в случае, когда $Bi = 2$. На первом шаге последовательных приближений задаемся $\frac{\mu_{2\min}}{Bi} = \frac{3.8713}{2} = 1.9159$. Из табл. 2 следует, что для $\operatorname{arc} \frac{J_0(\mu_{2\max})}{J_1(\mu_{2\max})} = 1.9159$ $\mu_{2\max} = 4.34$. Таким образом, можно утверждать, что искомый корень μ_2 находится в интервале $3.8317 < \mu_2 < 4.34$. Далее, принимая за основу $\mu_{2\max} = 4.34$ и учитывая, что $\frac{\mu_{2\max}}{Bi} = \frac{4.34}{2} = 2.17$, снова на основе табл. 2 находим по

Таблица 2. Таблица значений корней характеристического уравнения (6) в зависимости от обратной функции $\text{Arg} \frac{J_0(\mu)}{J_1(\mu)}$

$\text{Arg} \frac{J_0(\mu)}{J_1(\mu)}$	μ_1	μ_2	μ_3	μ_4	μ_5	μ_6
0	2.4048	5.5201	8.6537	11.7915	14.9309	18.0711
0.1	2.3030	5.4195	8.5535	11.6914	14.8309	17.9711
0.2	2.1984	5.3190	8.4540	11.5925	14.7322	17.8726
0.3	2.0928	5.2206	8.3573	11.4965	14.6366	17.7773
0.4	1.9877	5.1258	8.2648	11.4049	14.5456	17.6866
0.5	1.8847	5.0361	8.1777	11.3190	14.4603	17.6017
0.6	1.7850	4.9522	8.0967	11.2392	14.3812	17.5230
0.7	1.6896	4.8747	8.0222	11.1659	14.3086	17.4508
0.8	1.5992	4.8037	7.9541	11.0990	14.2424	17.3850
0.9	1.5142	4.7389	7.8922	11.0382	14.1822	17.3252
1.0	1.4347	4.6801	7.8360	10.9832	14.1277	17.2711
1.2	1.2919	4.5785	7.7392	10.8882	14.0337	17.1777
1.4	1.1692	4.4952	7.6597	10.8102	13.9566	17.1011
1.6	1.0641	4.4264	7.5941	10.7458	13.8928	17.0377
1.8	0.9739	4.3692	7.5394	10.6921	13.8396	16.9849
2.0	0.8961	4.3212	7.4934	10.6469	13.7948	16.9403
2.2	0.8287	4.2805	7.4544	10.6085	13.7567	16.9024
2.4	0.7700	4.2457	7.4209	10.5755	13.7240	16.8699
2.6	0.7185	4.2156	7.3919	10.5470	13.6957	16.8417
2.8	0.6731	4.1894	7.3667	10.5220	13.6710	16.8171
3.0	0.6327	4.1665	7.3445	10.5001	13.6492	16.7954
3.2	0.5968	4.1462	7.3248	10.4807	13.6299	16.7762
3.4	0.5645	4.1281	7.3073	10.4634	13.6127	16.7591
3.6	0.5354	4.1120	7.2916	10.4479	13.5973	16.7438
3.8	0.5091	4.0975	7.2775	10.4340	13.5834	16.7299
4.0	0.4851	4.0844	7.2648	10.4213	13.5709	16.7174
4.2	0.4633	4.0724	7.2532	10.4098	13.5594	16.7060
4.4	0.4433	4.0616	7.2426	10.3994	13.5490	16.6956
4.6	0.4249	4.0517	7.2329	10.3897	13.5394	16.6861
4.8	0.4079	4.0425	7.2240	10.3809	13.5306	16.6773
5.0	0.3923	4.0341	7.2157	10.3728	13.5225	16.6692
5.2	0.3777	4.0263	7.2081	10.3652	13.5150	16.6617
5.4	0.3642	4.0191	7.2011	10.3582	13.5080	16.6547
5.6	0.3516	4.0124	7.1945	10.3517	13.5016	16.6483
5.8	0.3398	4.0062	7.1884	10.3456	13.4955	16.6422
6.0	0.3288	4.0004	7.1827	10.3399	13.4899	16.6366
6.2	0.3185	3.9949	7.1773	10.3346	13.4846	16.6313
6.4	0.3088	3.9898	7.1723	10.3296	13.4796	16.6264
6.6	0.2996	3.9850	7.1676	10.3249	13.4749	16.6217
6.8	0.2910	3.9805	7.1631	10.3205	13.4705	16.6173
7.0	0.2828	3.9762	7.1589	10.3163	13.4663	16.6131
7.2	0.2751	3.9722	7.1549	10.3124	13.4624	16.6092
7.4	0.2678	3.9684	7.1512	10.3087	13.4587	16.6055
7.6	0.2609	3.9648	7.1476	10.3051	13.4552	16.6020
7.8	0.2543	3.9613	7.1443	10.3018	13.4518	16.5986
8.0	0.2481	3.9581	7.1410	10.2986	13.4486	16.5955
8.2	0.2421	3.9550	7.1380	10.2955	13.4456	16.5924
8.4	0.2364	3.9520	7.1350	10.2926	13.4427	16.5895

величине $\text{arc} \frac{J_0(\mu_{2\min})}{J_1(\mu_{2\min})}$ новое значение снизу для μ_2 , а именно $\mu'_{2\min} = 4.2862$, т.е. вторая “вилка” оказывается существенно меньше первой, а именно $4.2862 < \mu_2 < 4.34$. Табличное значение μ_2 согласно [1] для $Bi = 2$ равно $\mu = 4.2910$. Если за основу взять

$\mu'_{2\min} = 4.2862$, то из условия $\text{arc} \frac{J_0(\mu'_{2\max})}{J_1(\mu'_{2\max})} = 2.1431$ следует $\mu''_{2\max} = 4.2917$. Таким

образом, получим величину $\mu''_{2\max}$ практически совпадающую с действительной. Подобный подход применим и ко всем последующим числам μ_n . Так, например, требуется вычислить μ_6 при $Bi = 2$. Естественно, что нужно за исходное значение принять со-

гласно данным табл. 1 $\mu'_{6\min} = 16.4706$. Тогда, исходя из условия $\frac{\mu'_{6\min}}{Bi} = 8.2353$, т.е.

зная $\text{arc} \frac{J_0(\mu_{6\max})}{J_1(\mu_{6\max})} = 8.2353$, получим на основе табл. 2 $\mu_{6\max} = 16.5920$. Отсюда следует, что имеет место “вилка” $16.4706 < \mu_6 < 16.5920$. Если итерацию повторить, т.е.

принять, что $\text{arc} \frac{J_0(\mu''_{6\min})}{J_1(\mu''_{6\min})} = 8.296$, то нижняя граница $\mu_{6\min} = 16.591$. Отсюда имеем

очень узкий интервал $16.591 < \mu_6 < 16.592$. Табличное значение μ_6 при $Bi = 2$, согласно данным [1], равно $\mu_6 = 16.5910$.

Итак, предложенный итерационный экспресс-способ позволяет весьма быстро и сравнительно просто вычислить любой корень μ_n уравнения (6) с высокой степенью точности. Имея в распоряжении необходимое количество собственных чисел μ_n , можно провести расчет нестационарного температурного поля в цилиндрическом теле при малых величинах Fo , т.е. может быть выполнено исследование теплового процесса на начальной его стадии. В работе [16] предложено инженерное аналитическое решение аналогичных задач для тел плоской и сферической конфигураций. Следует добавить, что с помощью рекомендуемого метода может быть на основе аналитического решения (9) для первого собственного значения μ_1 несложно получить также очень близкое его верхнее значение.

В заключение следует отметить, что введение в расчетную практику некоторых обратных специальных функций позволяет существенно расширить возможности эффективного решения многих важных теплофизических задач.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: Высшая школа, 1967. 600 с.
2. Лыков А.В. Тепломассообмен. Справочник. М. Энергия, 1978. 480 с.
3. Лыков А.В. Тепломассообмен. Справочник. М. Энергия, 1971. 560 с.
4. Ватсон Г.Н. Теория бесселевых функций. Часть первая и вторая. М.: Изд-во иностранной литературы, 1949. С. 220.
5. Корнев Б.Г. Введение в теорию бесселевых функций. Главная редакция физико-математической литературы изд-ва “Наука”, М., 1971.
6. Кузьмин Р.О. Бесселевы функции. Л.–М.: Государственное теоретико-техническое издательство. 1933 г. 152 с.

7. Чистова Э.А. Таблицы функций Бесселя от действительного аргумента и интегралов от них. Изд-во АН СССР. 1958 г.
8. Грей Э., Мэтьюз Г. Функции Бесселя и их приложение к физике и механике. М.: Изд-во ИЛ. 1949 г.
9. Корнев Б.Г. Некоторые задачи теории упругости и теплопроводности, решаемые в бесселевых функциях. М.: Физматгиз, 1960. 458 с.
10. Юшков П.П. Функции Бесселя и их приложения к задачам охлаждения цилиндра. Под ред. акад. А.В. Лыкова. Минск: Изд-во АН БССР. 1962 г. 170 с.
11. Люстерник Л.А., Акушский И.А., Диткин В.А. Таблицы бесселевых функций. М. –Л.: Гостехиздат. 1949 г.
12. Янке Е., Эмде Ф., Лёш Ф. Специальные функции. М.: Наука, 1977. 342 с.
13. Кузнецов Д.С. Специальные функции. М.: Изд-во “Высшая школа”. 247 с.
14. Справочник по специальным функциям / Под ред. М. Абрамовиц и И. Стиган. М.: Наука, 1979. 890 с.
15. Видин Ю.В., Злобин В.С., Иванов Д.И. Нестационарный теплоперенос в неоднородных конструкциях криволинейной конфигурации. Красноярск, СФУ, 2016. 167 с.
16. Видин Ю.В., Злобин В.С. Известия РАН Энергетика, 2022 г. № 2. С. 1–6.
17. Рыбасенко В.Д., Рыбасенко И.Д. Элементарные функции: Формулы, таблицы, графики. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1987. 416 с.

To the Calculation of the Unsteady Temperature Field of a Cylindrical Body

Yu. V. Vidin^a, * and V. S. Zlobin^a

^aSiberian Federal University, Krasnoyarsk, Russia

**e-mail: zlobinsfu@mail.ru*

Determining the temperature regime of cylindrical bodies in the initial period of time, i.e. at small values of the Fourier number, is a rather time-consuming task. In the calculation process, it is necessary to take into account a large number of members of the series to obtain the result of the required accuracy. In this case, it is required to calculate the eigenvalues of the characteristic equation for each term of this series. The article offers a fairly simple and effective analytical method for determining eigenvalues with high accuracy. The method is based on the use of a special function, the inverse of the relation of the Bessel functions of the first kind of zero and first order. In this case, the procedure for determining eigenvalues is reduced to a simple fast-converging iterative process. Using this procedure allows you to determine any eigenvalue of the characteristic equation with high accuracy required for engineering calculation. The application of this method in engineering practice significantly simplifies the process of determining the temperature regime of cylindrical bodies, and can also be extended to other tasks.

Keywords: temperature field, characteristic equation, eigenvalues, Bessel functions, inverse special functions, analytical solution

УДК 338.47,338.45.01

ВЛИЯНИЕ ЭЛЕКТРИФИКАЦИИ В СЕКТОРЕ ДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА НА УРОВЕНЬ ЭЛЕКТРОПОТРЕБЛЕНИЯ И СУТОЧНЫЙ ГРАФИК НАГРУЗКИ В ЕЭС РОССИИ

© 2023 г. Ф. В. Веселов¹, *, А. И. Соляник¹, Р. О. Аликин¹¹Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт энергетических исследований Российской академии наук (ИНЭИ РАН), Москва, Россия

*e-mail: erifedor@mail.ru

Поступила в редакцию 27.09.2022 г.

После доработки 24.10.2022 г.

Принята к публикации 31.10.2022 г.

В статье выполнена оценка влияния потенциальных масштабов развития электрификации в автотранспортном секторе России (переход на электротранспорт разного типа) на величину совокупного спроса на электроэнергию и мощность в стране. При достаточно скромных целевых параметрах развития электротранспорта до 2030 г., принятых в официальных документах, на более далекую перспективу масштабное замещение нефтетоплива электроэнергией даст существенный эффект снижения выбросов парниковых газов, но потребует и более интенсивного развития генерирующих и сетевых мощностей в электроэнергетике. Сценарный прогноз развития электротранспорта выполнен с выделением трех сегментов — легковой, грузовой и автобусный транспорт, что позволяет учесть характерные для каждого из них характеристики электропотребления. Еще одним важным результатом является оценка возможных масштабов влияния электротранспорта на конфигурацию типового суточного графика нагрузки. В работе рассмотрены различные режимы использования зарядной инфраструктуры электротранспорта, обеспечивающие разный уровень неравномерности внутрисуточного электропотребления. По результатам расчетов показано, что в зависимости от сценария развития электротранспорта, дополнительное годовое электропотребление в стране составит от 168 до 460 млрд кВт ч. При этом в зависимости от режима зарядки электромобилей дополнительная потребность в мощности составит от 26 до 74 млн кВт, а амплитуда колебаний почасовых нагрузок электротранспорта будет варьироваться от двухкратных до четырехкратных значений.

Ключевые слова: электрификация, электромобили, декарбонизация, электропотребление, электрическая нагрузка

DOI: 10.31857/S0002331023010077, EDN: LWJPZS

ВВЕДЕНИЕ

Декарбонизация глобальной экономики в настоящее время стала важнейшим приоритетом в долгосрочных стратегиях трансформации энергетики стран-участниц Парижского соглашения. Большинство развитых стран, начиная с 2000 г., а наиболее активно — в последние 15 лет, прикладывают значительные усилия по увеличению доли безуглеродных ресурсов в структуре потребления первичных топливно-энергетических ресурсов (ТЭР).

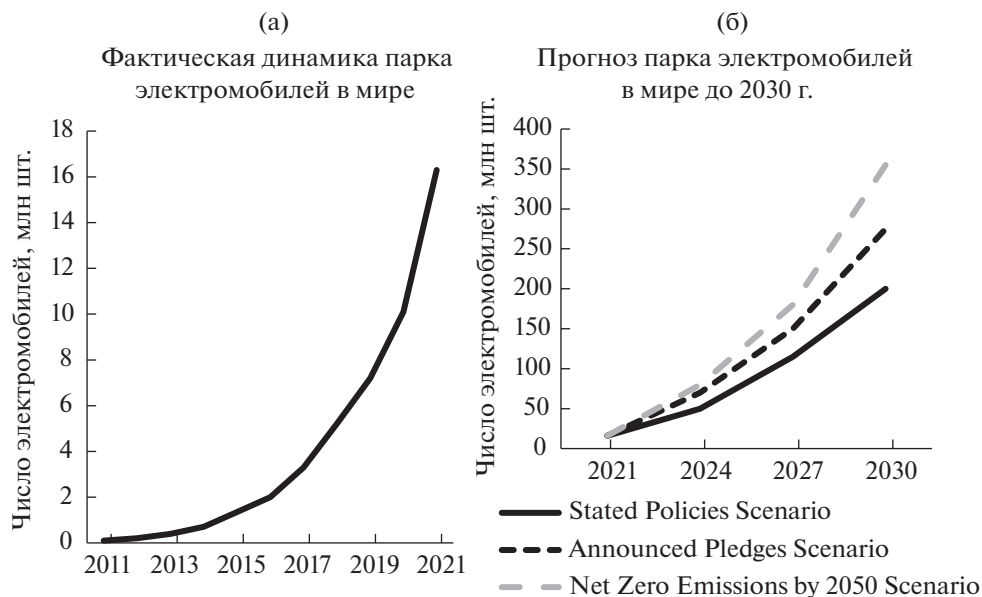


Рис. 1. Динамика глобального парка электромобилей в прошедшем (а) и следующем (б) десятилетиях, млн единиц (на основе данных МЭА [3]).

В настоящее время транспортный сектор является вторым по объему “загрязнителем” атмосферы после электроэнергетики и формирует около 20% мировых выбросов CO_2 , а именно 7 млрд т CO_2 [1] из общих 36.3 млрд т [2]. Это означает, что даже частичный перевод автомобильного парка с традиционных энергоносителей (бензина и дизельного топлива) на электроэнергию позволит существенно снизить углеродный след транспортного сектора (абстрагируясь от углеродного следа самой сетевой электроэнергии, который зависит от доли газовой и угольной генерации в электробалансе).

Сегмент электрифицированного автодорожного транспорта в последние годы демонстрирует феноменальные темпы развития. По данным ежегодного мониторинга Международного энергетического агентства (МЭА) [3], в 2021 г. совокупный мировой парк легковых электромобилей составил 16.5 млн единиц, демонстрируя экспоненциальный рост с 2014–2015 гг. (рис. 1). Более того прогнозы МЭА показывают дальнейший быстрый рост числа электромобилей в мире — в зависимости от сценария развития мировой энергетики их число к 2030 г. составит от 200 до 350 млн единиц.

В Евросоюзе развитие электрифицированного транспорта является одним из важнейших элементов так называемой программы “Green Deal” (“Зеленая сделка”), утвержденной в конце 2019 г. и нацеленной на достижение полной углеродной нейтральности Евросоюза к 2050 г. В качестве краткосрочной цели программой “Green Deal” предусматривается достижение численности парка электромобилей (включая гибриды) в ЕС на уровне 13 млн единиц уже к 2025 г., а к середине века — ввести полный запрет на продажи автомашин на традиционных видах топлива [4]. В ряде государств (Великобритания, Франция, страны Скандинавии) такой запрет планируется ввести еще раньше — уже с 2030–2040 гг.

В США, согласно указу Д. Байдена, к 2030 году до 50% новых легковых машин должны быть электрифицированными, гибридными или работать на водородных топлив-

ных элементах [5]. За счет их внедрения уровень эмиссии парниковых газов, приходящийся на единицу автопарка США, должен снизиться на 60% относительно 2020 г.

Стратегия развития электротранспорта в Китае, утвержденная министерством транспорта этой страны в 2019 г., предполагает мощную экспансию, в т.ч. и на мировой рынок. Плановый объем производства электромобилей (включая гибриды) на 2030 г. установлен в объеме 38 млн единиц. Предполагается, что к этому времени доля электротранспорта в суммарных годовых продажах автомашин достигнет 40%, что позволит на 50% снизить энергопотребление на долю ВВП страны [6].

Несмотря на то, что в России электромобили пока не получили широкого распространения (в отличие, например, от Китая и Европы), на законодательном уровне уже создан ряд инициатив в этой области (в частности, в 2021 г. была утверждена национальная Концепция развития производства и использования электрического автомобильного транспорта на перспективу до 2030 г. [7], в ряде городов страны запущены маршруты электробусов, строятся электрозарядные станции). Таким образом, возникает разумная потребность в анализе возможных последствий развития электрифицированного автомобильного транспорта в России — в части его воздействия на энергосистему страны (уровень электропотребления, спроса на мощность и профиль типового суточного графика нагрузки).

1. СЦЕНАРНЫЙ ПРОГНОЗ ВЛИЯНИЯ ЭЛЕКТРОМОБИЛЕЙ НА ГОДОВОЕ ЭЛЕКТРОПОТРЕБЛЕНИЕ В ЕЭС РОССИИ ДО 2050 г.

На перспективу до 2030 г. показатели роста электрифицированного автотранспорта определены в Концепции развития производства и использования электрического автомобильного транспорта. В частности, предполагается достижение уровня годового производства электромобилей в 217 тыс. штук, а их накопленный парк (с учетом импортных машин) составит 1.4 млн штук. К сожалению, этот документ не содержит ни целевых показателей за пределами горизонта 2030 г., ни четких пропорций распределения парка электромобилей между разными сегментами транспорта — легковым, крупнопассажирским и грузовым. Такое деление очень важно, поскольку технико-экономические показатели принципиально различаются для каждого из сегментов.

В этой связи прогноз масштабов развития электротранспорта и его влияния на электропотребление после 2030 г. был выполнен сценарно, с детализацией по сегментам транспорта (легкового, грузового и крупнопассажирского). В каждом сегменте выделяется свой набор базовых факторов, определяющих совокупную численность его автопарка. Доля же электротранспорта в совокупном автопарке каждого сегмента задается в процентном выражении по состоянию на 2050 г. и отражает несколько сценариев электрификации (условно — активная, медленная или средняя по темпам).

В наиболее массовом сегменте рынка (легковой транспорт) базовой гипотезой является привязка динамики общего парка автомобилей к произведению прогнозной численности населения страны на определенную дату и показателю обеспеченности автотранспортом на 1000 человек. Последний показатель достаточно распространен в международных сравнительных оценках как индикатор “насыщенности” авторынка в той или иной стране.

На рис. 2 представлены некоторые из публичных прогнозов численности населения России, выполненные в последние годы (Прогноз социально-экономического развития Российской Федерации на период до 2036 г. (Минэкономразвития РФ, ноябрь 2018) [8], прогноз Росстата (2020) [9], прогноз ООН (2019) [10]). Как показано на рис. 2, на уровне 2035 года диапазон прогнозов крайне широкий и составляет 18 млн человек.

Для целей данного исследования оптимистический сценарий численности населения был сформирован на основе оценки Росстата (средний и высокий сценарии) с корректировкой их на величину расхождения с фактической численностью в 2022 г.

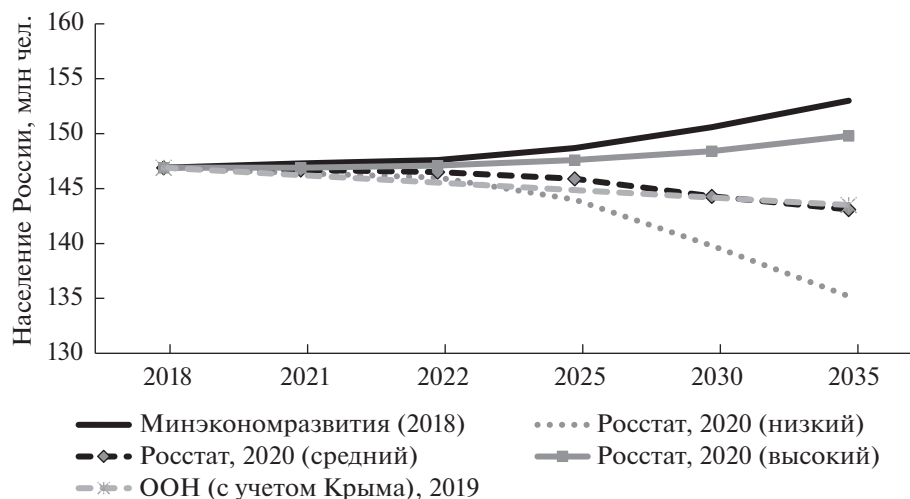


Рис. 2. Прогнозы численности населения России на перспективу до 2050 г.

(145,6 млн чел.). При сохранении тенденции к 2050 году это позволит достичь уровня 155,1 млн человек. Консервативная оценка опирается на прогноз ООН, сформированный до 2050 г. (138,2 млн чел.). Таким образом, на 2050 год диапазон неопределенности в численности населения составит 138–155 млн человек, что составляет чуть более 10% от уровня оптимистического прогноза.

Вторым ключевым параметром для прогнозирования общей численности автопарка является показатель обеспеченности населения страны автомобилями (т.н. коэффициент автомобилизации на 1000 человек). В России его ретроспективные значения можно определить на основе ежегодных отчетов “Автостата” о численности парка легковых автомобилей для каждого года [11] и деления этого значения на фактическое количество населения по данным Росстата. Динамика численности автопарка и выведенного на ее основе показателя коэффициента автомобилизации показана на рис. 3. Ретроспективный анализ свидетельствует о значительном торможении темпов роста этих показателей на отрезке 2014–2021 гг. после стремительного роста в нулевые годы. На перспективу до 2050 г. в работе принята гипотеза ИНП РАН [12] о достижении пикового уровня насыщения легковыми автомобилями в 378 авто на 1000 человек (с учетом потенциала совместного использования легковых автомобилей: такси, каршеринг и проч.).

Произведение двух показателей (численности населения страны и коэффициента обеспеченности автомобилями) позволяет спрогнозировать общую динамику автопарка легковых машин в России. В консервативном сценарии к 2050 г. он составит более 52 млн единиц, а в оптимистическом — почти 59 млн автомашин.

Ввиду высокой неопределенности будущих технико-экономических характеристик электромобилей (влияющих на их конкурентоспособность с традиционными, использующими нефтепродукты), а также масштабов стимулирования потребителей к отказу от двигателей внутреннего сгорания, доля рынка электромобилей по сценариям была задана параметрически. Для сегмента легковых электромобилей предполагается достижение к 2050 г. определенной доли авторынка — 30, 50 или 70% от совокупного автопарка. Последний показатель соответствует прогнозируемому МЭА уровню внедрения электромобилей, необходимому для достижения углеродной нетто-нейтральности к 2050 г. в целом по миру [13].

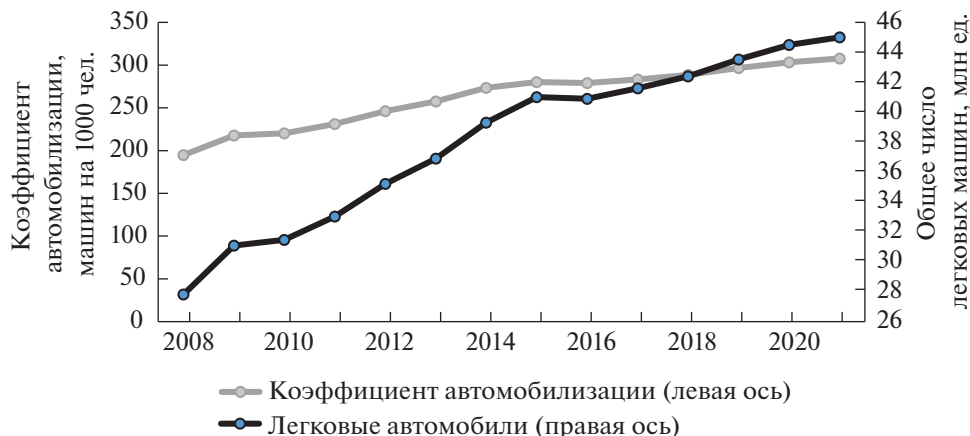


Рис. 3. Ретроспективная динамика коэффициента автомобилизации (количество легковых автомобилей на 1000 чел.) и общего парка легковых машин в России в 2008–2021 гг.

Оценка абсолютных величин автопарка легковых электромобилей в России для рассматриваемых демографических сценариев представлена в табл. 1. Показатель 2030 г. соответствует параметрам официально утвержденной Концепции развития электро-транспорта в России (при этом принято допущение, что легковые авто будут формировать 98% общего автопарка электротранспорта в это период). Показатели 2050 г. определены в долях от совокупного парка легковых машин. Для промежуточных лет прогнозного периода предполагается линейная траектория роста от уровня 2035 г. к уровню 2050 г.

Как видно из табл. 1, даже при 30%-й доле рынка число легковых электромобилей в стране вырастет до 15.6–17.6 млн единиц в зависимости от демографического сценария. При условии же массового внедрения легковых электромобилей (с достижением доли рынка на уровне среднемировой по прогнозам МЭА — 70%) их численность в стране составит 36.5–41 млн единиц.

Влияние масштабов развития легковых электромобилей на годовой объем электропотребления оценивается через усредненный показатель экономичности двигателя легкового электромобиля (в качестве типового объекта рассматривается одна из наиболее популярных на мировом рынке моделей — Nissan Leaf) и его типичный среднегодовой пробег. Расход электроэнергии автомобиля Nissan Leaf составляет около 19 кВт ч на 100 км пробега. Среднее значение пробега 1 российского автомобиля за год, по данным «Автостата», составляет около 17.5 тыс. км.

Как следствие, прирост потребления электроэнергии за счет развития электро-транспорта в легковом сегменте оценивается в величину от 52 до 136 млрд кВт ч на уровне 2050 г. (табл. 2). В целях сокращения числа вариантов для дальнейшего анализа были оставлены только 3 варианта из 6 первоначальных:

- 1) вариант 1 — 30%-я доля легковых электромобилей при консервативном демографическом прогнозе (минимальный уровень развития);
- 2) вариант 2 — 50%-я доля легковых электромобилей при консервативном демографическом прогнозе (средний уровень развития);
- 3) вариант 3 — 70%-я доля легковых электромобилей при оптимистическом демографическом прогнозе (максимальный уровень развития).

Таблица 1. Прогноз численности парка легковых электромобилей в России до 2050 г., млн ед.

	Годы						
	2022	2025	2030	2035	2040	2045	2050
Численность парка легковых автомобилей							
в консервативном сценарии численности населения	44.8	44.2	44.9	45.3	47.5	49.8	52.1
в оптимистическом сценарии численности населения	44.8	45.0	47.3	49.8	52.7	55.6	58.6
В т.ч. парк электромобилей:							
в консервативном сценарии численности населения:							
Доля легковых электромобилей:							
30%	—	—	1.4	5.0	8.5	12.1	15.6
50%	—	—	1.4	7.6	13.7	19.9	26.0
70%	—	—	1.4	10.2	18.9	27.7	36.5
в оптимистическом сценарии численности населения:							
Доля легковых электромобилей:							
30%	—	—	1.4	5.4	9.5	13.5	17.6
50%	—	—	1.4	8.4	15.4	22.3	29.3
70%	—	—	1.4	11.3	21.2	31.1	41.0

Таблица 2. Оценка дополнительного объема электропотребления за счет развития легкового электротранспорта, млрд кВт ч

	Годы				
	2030	2035	2040	2045	2050
Консервативный сценарий численности населения					
Доля легковых электромобилей:					
30%	4.6	16.5	28.3	40.1	51.9
50%	4.6	25.1	45.6	66.0	86.5
70%	4.6	33.8	62.9	92.0	121.1
Оптимистический сценарий численности населения					
Доля легковых электромобилей:					
30%	4.6	18.1	31.5	45.0	58.4
50%	4.6	27.8	51.0	74.2	97.3
70%	4.6	37.6	70.5	103.4	136.3
Варианты, отобранные для дальнейшего анализа:					
Вариант 1	4.6	16.5	28.3	40.1	51.9
Вариант 2	4.6	25.1	45.6	66.0	86.5
Вариант 3	4.6	37.6	70.5	103.4	136.3

Вторым рассмотренным сегментом транспорта являются крупнопассажирские (автобусные) перевозки. Для прогноза динамики автобусного парка в стране была принята гипотеза о его корреляции с численностью населения в городах-миллионниках (поскольку именно на них приходится наибольшая часть автобусного парка страны). В 2022 г., по оценкам Росстата, доля населения городов-миллионников составила 24.5% совокупного населения страны (что составляет 35.7 млн человек). В нашем прогнозе предполагается сохранение (хотя и с постепенным замедлением темпов) тенденции роста доли населения городов-миллионников в процентном отношении (пример-

Таблица 3. Оценка потенциала развития электробусов и их влияния на электропотребление в России

	Годы					
	2022	2030	2035	2040	2045	2050
Численность населения городов-миллионников, млн чел.	35.7	37.6	39.1	40.7	42.4	44.1
<i>в % от населения РФ</i>	24.5%	27%	29%	30%	31%	32%
Автобусный парк всего, млн ед.	0.412	0.434	0.451	0.470	0.489	0.509
Число электробусов (при той или иной доле рынка к 2050 г.), млн ед.						
30% (вариант 1)		0.05	0.076	0.101	0.127	0.153
50% (вариант 2)		0.05	0.101	0.152	0.203	0.254
70% (вариант 3)		0.05	0.127	0.203	0.280	0.356
Вклад электробусов в электропотребление (при раз- ной доле рынка), млрд кВт ч						
30% (вариант 1)		11.7	17.7	23.7	29.7	35.7
50% (вариант 2)		11.7	23.7	35.6	47.6	59.6
70% (вариант 3)		11.7	29.6	47.5	65.5	83.4

но на 1–2 п.п. за пятилетие). В итоге к 2050 г. доля населения этих агломераций достигнет 32% от совокупного населения России или 44.1 млн чел. При условии линейной зависимости от этого параметра число автобусов в России вырастет с 412 тыс. в 2022 г. (данные из отчета “Автостата”) до 509 тыс. к 2050 г. (табл. 3).

Для электробусов, также как и легковых электромобилей, рассматриваются те же доли от суммарного их автопарка – 30, 50 и 70%. С точки зрения показателя экономической эффективности – приведенной стоимости владения за весь жизненный цикл – электробусы пока существенно уступают классическим автобусам с дизельным двигателем [14]. Однако при прогнозировании следует учитывать, что рынок электробусов практически полностью формируется государственными и муниципальными заказами. Это позволяет, по существу, субсидировать их более высокую стоимость из бюджетных средств, обеспечивая высокие показатели роста их доли на рынке перевозок (penetration rate). Величина среднегодового пробега электробуса в работе принята равной 150 тыс. км в год (подразумевается активное использование электробусов на городских рейсовых маршрутах). С точки зрения эффективности использования энергии за эталон был принят удельный расход электроэнергии московских электробусов (156 кВт ч/100 км по данным [15]). Отметим, что в литературе встречаются как более оптимистичные, так и более консервативные оценки удельного расхода электроэнергии электробусами. В частности, в [16] приводится диапазон 165–185 кВт ч/100 км, однако данная оценка выполнена применительно к длинному (и, как следствие, более тяжелому) автобусу–“гармошке”. В итоге прирост электропотребления в этом сегменте оценивается в 36–83 млрд кВт ч на уровне 2050 г.

Наконец, в секторе грузоперевозок целесообразно выделить два вида транспорта, различающиеся по своим характеристикам электропотребления и длительности пробега: легкий коммерческий транспорт (грузовые микроавтобусы) и грузовики. Разумным допущением при прогнозе общей величины автопарка этих средств представляется привязка к динамике грузоперевозок; однако ни в Прогнозе социально-экономического развития России до 2036 г., ни в иных документах такой показатель не публикуется. В этой связи было принято решение оценивать динамику парка грузовиков и грузовых микроавтобусов путем экстраполяции сложившегося тренда за последние 12 лет (соответственно, 0.3 и 1.4% в среднем за год, по данным ежегодных отчетов “Автостата” [17]).

Учитывая гораздо более высокий расход электроэнергии на единицу пробега (около 145 кВт ч/100 км по усредненным оценкам из источников [18, 19]), а также частые поездки между городами, требующие оснащения междугородних шоссе большим количеством зарядных станций, разумно рассмотреть для грузовых видов транспорта иные, более низкие, показатели целевой доли рынка, нежели для легковых электромобилей или субсидируемых электробусов. Прогноз численности электромобилей в грузовом сегменте был выполнен исходя из долей рынка в 10, 20 и 30% для соответствующих сценариев (табл. 4). При этом к 2050 г. прирост электропотребления за счет электрификации грузовых автоперевозок составит от 22 до 66 млрд кВт ч. Отметим, что в рамках работы были выполнены также и оценки исходя из долей рынка, аналогичных легковому сегменту (30/50/70%), при этом расчеты показали гораздо более высокий прирост электропотребления (в частности, в сценарии 70% в секторе грузоперевозок формировалось бы почти 500 млрд кВт ч дополнительного электропотребления, что в 2.2 раза превышает объем расхода электроэнергии в легковом и пассажирском сегментах вместе взятых и равно половине годового производства электроэнергии в настоящее время).

На рис. 4 показан суммарный прирост электропотребления в транспортном секторе, возникающий при достижении целевых уровней электрификации в каждом из четырех сегментов рынка. К 2040 г. его объем составит 93–240 млрд кВт ч, а к 2050 г. — от 168 до 460 млрд кВт ч. При этом более одной трети электропотребления сектора будет приходиться на долю грузовиков, несмотря на их относительную малочисленность в общем автопарке. Более чем 15-миллионный парк легковых электромобилей будет формировать лишь около 30% электропотребления в силу относительно небольшого показателя среднего годового пробега и кратно более низкого удельного расхода электроэнергии на километраж. Электробусы и электрифицированный коммерческий транспорт обеспечат примерно по 13–18% совокупного электропотребления.

2. ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ЭЛЕКТРОМОБИЛЕЙ НА ХАРАКТЕР ТИПОВЫХ СУТОЧНЫХ ГРАФИКОВ В ЕЭС РОССИИ

Не менее важным для долгосрочного планирования сценариев развития ЕЭС России является влияние электротранспорта на профиль суточного графика нагрузки. Для количественного анализа дополнительной потребности в мощности и параметров суточной неравномерности потребления электроэнергии электротранспортом был проанализирован опыт западно- и североевропейских стран. Такой выбор обоснован двумя факторами: во-первых, страны Западной и Северной Европы уже достигли статистически значимого уровня внедрения электротранспорта (penetration rate), а во-вторых, они достаточно близки к России с точки зрения климатических условий и сопоставимы по уровню урбанизации.

Полученные данные показывают наличие ярко выраженного утреннего и вечернего пика нагрузок легкового электротранспорта в сочетании с весьма глубоким ночным “провалом”. Так, в работе немецких ученых из Института Карлсруэ [20] показано, что в рабочие дни утренний пик наступает в районе 8–9 часов утра и быстро сменяется дневным провалом нагрузки (рис. 5, верхний график). Вечерний пик более растянут — с 16 до 19 ч, причем в странах Скандинавии он смещен в сторону более ранних часов (по-видимому, в силу особенностей рабочего дня в этих странах¹). В остальных рассматриваемых в исследовании странах (Великобритания, Германия, Нидерланды, Швейцария) вечерний пик начинается с 17–18 ч. С 20 до 22 ч объем потребления лег-

¹ Так, например, в Дании практикуется сокращенный рабочий день, причем не только в пятницу, но и в некоторые другие рабочие дни. Разрешается покидать работу родителям, дети которых ходят в детский сад или начальные классы школы.

Таблица 4. Оценка потенциала развития электрифицированного грузового транспорта и его влияния на электропотребление в России

	Годы				
	2030	2035	2040	2045	2050
Грузовые автомобили, млн ед.	3.9	3.9	4.0	4.0	4.1
<i>Число электрифицированных грузовиков (при разной доле рынка), млн ед.</i>					
10% (вариант 1)	0.01	0.1	0.2	0.3	0.4
20% (вариант 2)	0.01	0.2	0.4	0.6	0.8
30% (вариант 3)	0.01	0.3	0.6	0.9	1.2
<i>Вклад грузовиков в электропотребление при разной доле рынка, млрд кВт ч</i>					
10% (вариант 1)	1.4	15.7	30.0	44.3	58.5
20% (вариант 2)	1.4	30.3	59.2	88.1	117.1
30% (вариант 3)	1.4	45.0	88.5	132.0	175.6
Легкий коммерческий транспорт (ЛКТ), млн ед.	4.7	5.0	5.4	5.7	6.1
<i>Число электрифицированного ЛКТ (при разной доле рынка), млн ед.</i>					
10% (вариант 1)	0.02	0.2	0.3	0.5	0.6
20% (вариант 2)	0.02	0.3	0.6	0.9	1.2
30% (вариант 3)	0.02	0.5	0.9	1.4	1.8
<i>Вклад ЛКТ в электропотребление при разной доле рынка, млрд кВт ч</i>					
10% (вариант 1)	0.7	5.9	11.1	16.3	21.5
20% (вариант 2)	0.7	11.3	21.9	32.4	43.0
30% (вариант 3)	0.7	16.7	32.6	48.6	64.5

ковых электромобилей резко снижается и остается на минимальных уровнях вплоть до раннего утра.

В выходные дни график потребления легковых электромобилей приобретает абсолютно иную конфигурацию (рис. 5, нижней график). Ночной провал графика сохраняется, однако при этом отсутствуют выраженные утренние и вечерние пики. В выходные дни потребление легковых электромобилей растет плавно, начиная с 8–9 ч утра, и к 12 ч достигает своеобразного “плато”, сохраняющегося вплоть до вечерних часов (18–19 ч). Таким образом, в период с 12 до 19 часов почасовое потребление электротранспорта держится на достаточно стабильном уровне, без резких пиков и провалов. При этом конфигурация графика несколько варьируется по странам. В Швейцарии и Германии нагрузки начинают расти еще с раннего утра и достигают “плато” уже к 10–11 часам (на 1–2 часа опережая график других европейских стран), а во второй половине дня почасовое потребление там начинает постепенно снижаться (тогда как в Великобритании и Дании оно сохраняется на стабильном уровне до вечерних часов). Вызывает определенные вопросы график потребления выходного дня в Нидерландах — рост там начинается после полудня, при этом поздним вечером потребление сильно превышает показатели всех остальных стран. К сожалению, авторы работы не дают пояснений причин столь сильного смещения графика нагрузки в Нидерландах.

Очень близким по конфигурации к рис. 4 оказался и график суточного потребления легковых электромобилей во Франции по данным [21] (первоисточником являются данные системного оператора французской энергосистемы — компании RTE). Единственная разница состоит в том, что утренний пик во Франции оказывается более низким, не столь сильно выраженным, как например, в Германии или Дании. Если в рассмотренных выше странах Северной и Западной Европы в некоторые утренние ча-

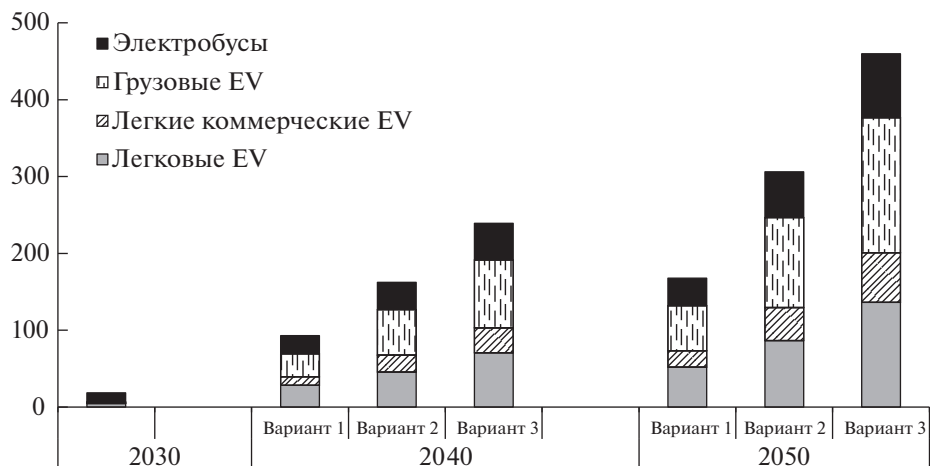


Рис. 4. Совокупный прирост электропотребления в транспортном секторе при разных масштабах его электрификации, млрд кВт ч.

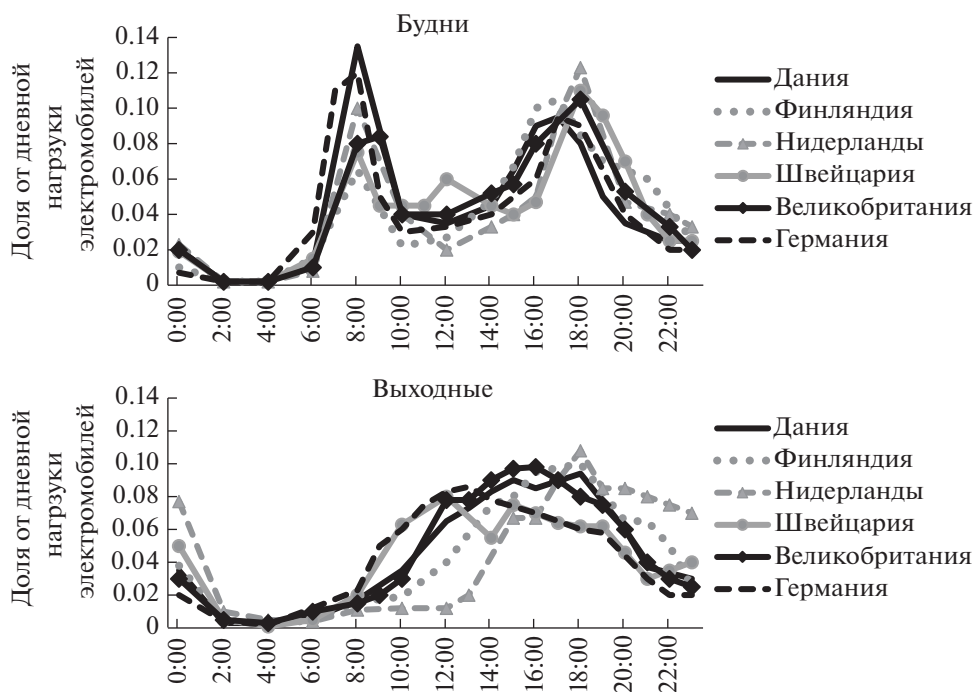


Рис. 5. Суточный график потребления энергии легковыми электромобилями в рабочий (верхний график) и выходной (нижний график) день, в долях от суммарного суточного потребления.

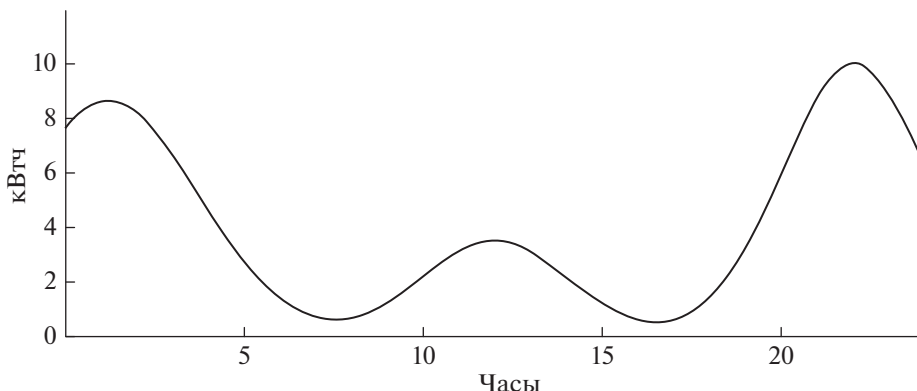


Рис. 6. Суточный график потребления электроэнергии для среднего электробуса в провинции Шандун, Китай, кВт ч.

сы потребление доходит до 9–12% суммарного за сутки, то во Франции по данным местного системного оператора оно не превышает 5% суточного. В вечерние же часы цифры оказались сопоставимыми — около 9% суточного потребления.

Электрифицированный грузовой транспорт, по данным статьи [22], характеризуется более ровным графиком потребления в дневные часы рабочих дней, чем легковые автомобили. При этом у грузовиков в выходные дни профиль суточной кривой примерно такой же, как и в рабочий день, хотя сами объемы ниже.

Суточный график потребления электробусов взят из работы [23], посвященной проблемам развития соответствующей зарядной инфраструктуры в провинции Шандун, Китай (рис. 6). Кривая суточного потребления электробусов выглядит иначе, чем для личного пассажирского транспорта. Основная зарядка осуществляется в ночные часы перед выходами автобусов на рейс. Кроме того, имеет место небольшой по амплитуде дневной пик, поскольку электробусам требуется дополнительная подзарядка внутри дня: емкость их аккумуляторов обычно недостаточна для многократного передвижения по заданному маршруту городской сети.

Проведенный анализ зарубежного опыта позволил сформировать два варианта суточных профилей нагрузки по каждому из трех сегментов транспорта (легковому, грузовому и автобусному) для представленных на рис. 4 вариантов прироста электропотребления за счет электрификации разных категорий автодорожного транспорта.

Первый вариант (далее — разуплотненный график) построен максимально приближенным к усредненному суточному профилю электропотребления соответствующего сегмента транспорта на основе проанализированной выборки зарубежных исследований. В данном варианте присутствуют ярко выраженные пики потребления в утренние и вечерние часы, а также ночной провал. Для электробусов пик спроса, напротив, приходится на ночные часы.

Второй вариант (далее — плотный график) построен в допущении о более равномерном характере использования зарядной инфраструктуры. В частности, предполагается активное использование возможностей т.н. медленной зарядки электромобилей (всех их видов, но в особенности — легковых) в ночные часы. Для этого частные жилые дома, а также общественные парковки и гаражные кооперативы должны быть оборудованы соответствующими зарядными установками. Кроме того, предполагается более равномерный характер использования общественной зарядной инфраструктуры (например, паркинги рядом с офисными центрами) в дневное время суток. Как

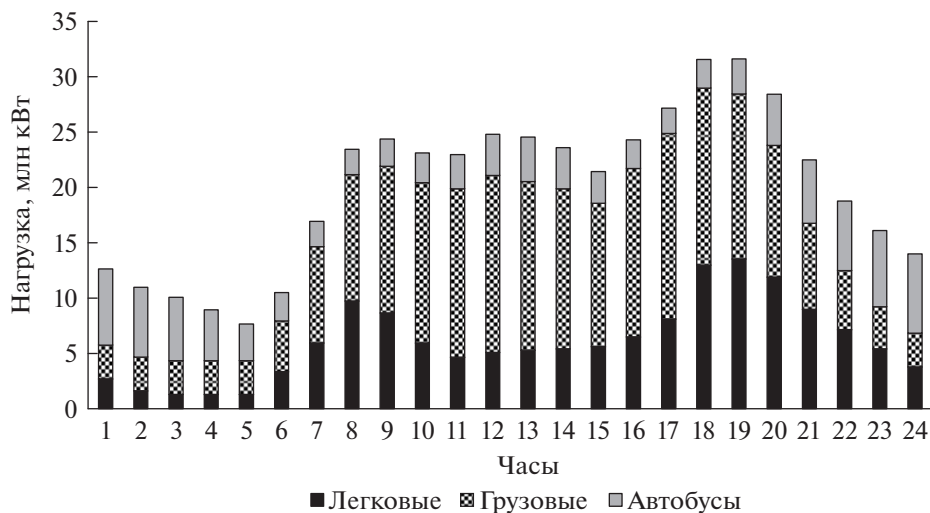


Рис. 7. График суточного потребления электротранспорта в 2050 г. (годовое потребление 168 млрд кВт ч, разуплотненный график), млн кВт².

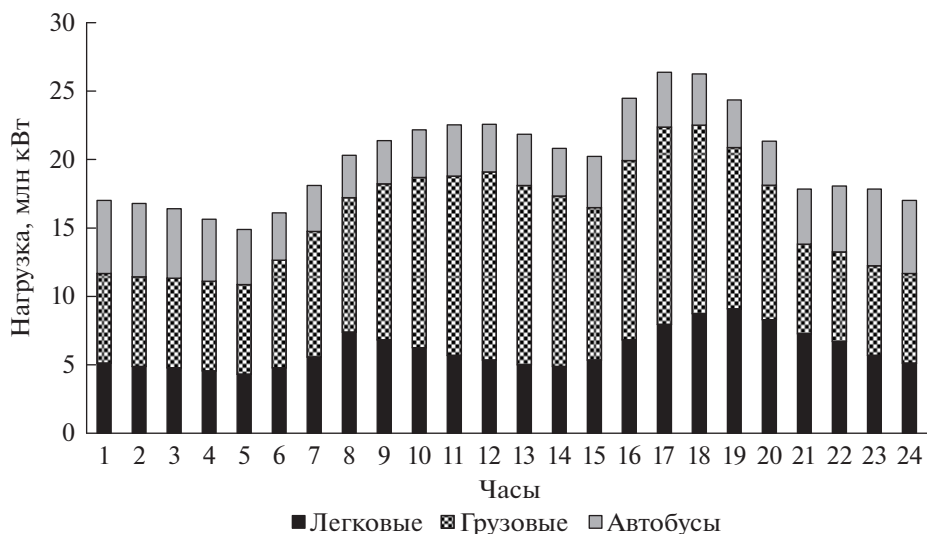


Рис. 8. График суточного потребления электротранспорта в 2050 г. (годовое потребление 168 млрд кВт ч, плотный график), млн кВт.

следствие, во втором варианте графики нагрузки всех видов транспорта оказываются гораздо более сглаженными, без резких утренних и вечерних пиков потребления.

Ниже, на рис. 7 и 8 представлен прогноз почасовых суточных нагрузок электротранспорта при разуплотненном и плотном графике зарядки для минимального варианта развития электротранспорта в 2050 г. (168 млрд кВт ч, см. рис. 4).

² Здесь и далее показатели грузовых машин включают в себя и микроавтобусы.

Таблица 5. Изменение суточных максимума и минимума потребления электромобилей в 2050 г. при разных масштабах их развития, млн кВт

		Вариант 1	Вариант 2	Вариант 3
Разуплотненный график				
Суточный максимум	млн кВт	31.6	57.9	88.1
Суточный минимум	млн кВт	7.7	13.8	20.3
Разница	млн кВт	23.9	44.1	67.8
То же в % от максимума		75.7%	76.2%	77.0%
Плотный график				
Суточный максимум	млн кВт	26.4	48.8	73.5
Суточный минимум	млн кВт	14.9	27.0	40.4
Разница	млн кВт	11.5	21.8	33.1
То же в % от максимума		43.6%	44.7%	45.1%

В варианте с разуплотненным графиком пик потребления рабочего дня приходится на 18–19 ч вечера и составляет порядка 31.5 ГВт. В дневное время нагрузка составляет 21–25 ГВт, сохраняясь на стабильном уровне с 8 ч утра и до вечернего максимума. В ночные часы происходит постепенное падение почасового потребления до уровня 8–9 ГВт к 4–5 ч утра. Таким образом, внутрисуточный перепад почасовой нагрузки достаточно сильный и достигает 22 ГВт.

В варианте с плотным графиком вечерний максимум рабочего дня приходится на 17–18 часов и составляет 26 ГВт. При этом в дневные часы нагрузки варьируются в узком диапазоне 20–22 ГВт (что сопоставимо с показателями разуплотненного графика), в ночные же часы потребление существенно выше – 15–17 ГВт. Внутрисуточный перепад нагрузок сокращается в 2 раза – до уровня 11 ГВт, что снижает требования к уровню развития новой маневренной генерации и накопителей в энергосистеме по сравнению с вариантом разуплотненного графика.

В вариантах с более высоким годовым электропотреблением конфигурация графиков 7 и 8 меняется – растет внутрисуточный перепад почасовых нагрузок. Повышение суточного минимума и максимума нагрузок электротранспорта по вариантам показано в табл. 5. При разуплотненном режиме зарядки рост пикового часового потребления может достичь 58 млн кВт в варианте 2 и почти 90 млн кВт – в варианте 3. При этом суточные минимумы растут с заметным отставанием, что приводит к значительному увеличению внутрисуточной амплитуды колебаний нагрузки – до 44 млн кВт в варианте 2 и до 68 млн кВт – в варианте 3.

При плотном режиме зарядки создаваемые электромобилями пиковые и минимальные суточные нагрузки растут гораздо более “синхронно”. Так, в варианте 3 суточный максимум вырастет на 73 млн кВт, а минимум – на 40 млн кВт. Таким образом, внутрисуточный перепад нагрузок составит 33 млн кВт, что ровно вдвое меньше по сравнению с вариантом разуплотненного режима зарядки.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведенный анализ показывает, что электромобили являются достаточно мощным фактором, влияющим на будущие объемы электропотребления и спроса на мощность в ЕЭС России. В зависимости от доли электротранспорта в совокупном автопарке страны, а также общих темпов роста самого автопарка, количество легковых электромобилей в России к 2050 г. может составить 15–50 млн единиц; количество электрифицированных грузовиков и автобусов может достигать нескольких сотен тысяч. При этом годовой объем спроса на электроэнергию со стороны электротранспорта составит 168 млрд кВт ч по нижней границе будущего парка электромобилей и до

460 млрд кВт ч — по его верхней границе. Таким образом, электротранспорт к середине века может добавить порядка 15–42% к текущему электропотреблению ЕЭС России (1090 млрд кВт ч в 2021 г.).

В структуре спроса до 40% будут занимать грузовые машины и микроавтобусы — несмотря на их гораздо меньшую численность по сравнению с легковыми электромобилями, большой пробег грузовиков и очень высокий удельный расход электроэнергии на километраж пробега обуславливают достаточно большой вклад грузовиков в суммарное электропотребление транспорта. Еще 30% общего потребления транспорта приходится на долю легковых электромобилей, примерно по 15% — на долю микроавтобусов и крупных пассажирских автобусов.

Еще более сильное влияние электромобили окажут на конфигурацию суточных графиков нагрузки. Если в выходные дни суточная неравномерность в характере заряда электротранспорта будет не столь выраженной, то в будние дни колебания будут значительными. Особенно это проявляется в случае с разуплотненным режимом зарядки электромобилей: разница между суточным минимумом и максимумом будет варьироваться от 25 млн кВт при минимальном развитии электромобилей до 68 млн кВт при максимальном варианте их развития. Таким образом, электромобили к середине века могут стать очень существенным фактором, требующим повышения потребности в маневренных возможностях производственной структуры в ЕЭС России. При более равномерном режиме зарядки электромобилей (что может быть достигнуто, например, при введении динамического, т.е. зависящего от реально складывающейся балансовой ситуации в энергосистеме, ценообразования на стоимость электроэнергии из сети) величина внутрисуточного перепада нагрузки заметно снизится.

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда (проект № 21-79-30013 от 17.03.2021).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. IEA. Tracking transport report 2021. — URL: <https://www.iea.org/reports/tracking-transport-2021> (дата обращения: 09.09.2022)
2. IEA. Global Energy Review: CO₂ Emissions in 2021 Global emissions rebound sharply to highest ever level. — URL: <https://www.iea.org/reports/global-energy-review-co2-emissions-in-2021-2> (дата обращения: 09.09.2022)
3. IEA. Global EV Outlook 2022. April 2022. — URL: <https://iea.blob.core.windows.net/assets/ad8fb04c-4f75-42fc-973a-6e54c8a4449a/GlobalElectricVehicleOutlook2022.pdf> (дата обращения: 09.09.2022)
4. European Commission. The Green Deal, December 2019. [Электронный ресурс]. — URL: https://eur-lex.europa.eu/resource.html?uri=cellar:b828d165-1c22-11ea-8c1f-01aa75ed71a1.0002.02/DOC_1&format=PDF (дата обращения: 20.05.2022)
5. Официальный пресс-релиз Президента США, 5 августа 2021. [Электронный ресурс]. — URL: <https://www.whitehouse.gov/briefing-room/statements-releases/2021/08/05/fact-sheet-president-biden-announces-steps-to-drive-american-leadership-forward-on-clean-cars-and-trucks/> (дата обращения: 20.05.2022)
6. Агентство NOW gmbh. Factsheet: Battery electric mobility in China. Status October 2020. [Электронный ресурс]. — URL: <https://www.now-gmbh.de/wp-content/uploads/2020/11/Factsheet-China-Battery-EN.pdf> (дата обращения: 20.05.2022)
7. Концепция по развитию производства и использования электрического автомобильного транспорта в Российской Федерации на период до 2030 года (утв. Распоряжением Правительства Российской Федерации от 23 августа 2021 г. № 2290-р)
8. Прогноз социально-экономического развития Российской Федерации на период до 2036 года. Разработан Министерством экономического развития Российской Федерации, дата опубликования 28 ноября 2018 г. — URL: https://www.economy.gov.ru/material/directions/makroec/prognozy_socialno_ekonomicheskogo_razvitiya/prognoz_socialno_ekonomicheskogo_razvitiya_rossiyskoy_federacii_na_period_do_2036_goda.html
9. Официальный сайт Росстата, раздел “Демография”, подраздел “Демографический прогноз до 2036 г.” (для открытия файла требуется программа MS Excel). — URL: <https://rosstat.gov.ru/folder/12781>
10. Новостной сайт РБК. ООН оценила демографические перспективы хуже Росстата. — URL: <https://www.rbc.ru/economics/24/06/2019/5d0b43749a794718129aa169>

11. Информационно-аналитический портал “Автостат”. Годовой отчет “Структура и прогноз парка легковых автомобилей в России”. — URL: <https://www.autostat.ru/research/product/397/>
12. ИНИП РАН. Потенциальные возможности роста российской экономики: анализ и прогноз. Июль 2022 г. — URL: <https://ecfor.ru/wp-content/uploads/2022/07/potentsialnye-vozmozhnosti-rosta-rossijskoj-ekonomiki-analiz-i-prognoz.pdf>
13. IEA. Global EV Outlook 2022. — URL: <https://www.iea.org/reports/global-ev-outlook-2022>
14. Зиновьев С. Кто заменит электробус? // За рулем, 15 февраля 2022. — URL: <https://www.zr.ru/content/articles/933331-kto-zamenit-ehlektrobus/>
15. Журнал “За рулем”, интервью с исполнительным директором ФГУП “НАМИ”. — URL: <https://www.zr.ru/content/articles/933443-mosgortrans/>
16. Информационно-деловой портал автобусной техники “SustainableBus.com”. — URL: <https://www.sustainable-bus.com/news/electric-bus-range-focus-on-electricity-consumption-a-sum-up/>
17. Информационно-аналитический портал “Автостат”. Годовой отчет «Структура и прогноз парка грузовых и коммерческих автомобилей в России». — URL: <https://www.autostat.ru/research/product/443/>
18. Argonne National Laboratory. Comprehensive Total Cost of Ownership Quantification for Vehicles with Different Size Classes and Powertrains. Report # ANL/ESD-21/4, April 2021.
19. Ассоциация производителей электротранспорта и инфраструктуры “Transport environment” [электронный ресурс] — URL: https://www.transportenvironment.org/wp-content/uploads/2021/07/20180725_T&E_Battery_Electric_Trucks_EU_FINAL.pdf
20. Babrowski S., Heinrichs H., Jochem P., Fichtner W. Load shift potential of electric vehicles in Europe // Journal of Power Sources, Vol. 255 (2014), p. 283–293.
21. Assoumou E., Marmorat J.-P., Houel J., Roy V. Load curve impact of large electric vehicles fleet in the Paris Ile-de-France region. [Research Report] Working Paper 2015-04-18, Chaire Modélisation prospective au service du développement durable. 2015, pp. 40 Les Cahiers de la Chaire.
22. Taljegard M., Göransson L., Odenberger M., Johnsson F. Spacial and dynamic energy demand of the E39 highway — Implications on electrification options // Applied Energy, Vol. 195 (2017). P. 681–692.
23. Wu Kuihua, Niu Xinsheng, Wang Jian, Wu Kuizhong, Jia Shanjie. Electric Vehicle Load Characteristic Analysis and Impact of Regional Power Grid / Proc. of 2nd International Conference on Electronic & Mechanical Engineering and Information Technology (EMEIT-2012). Beijing, 2012.

Impact of Electrification in the Road Transport Sector on the Level of Electricity Consumption and Daily Load Curve in the UES of Russia

F. V. Veselov^{a, *}, A. I. Solyanik^a, and R. O. Alikin^a

^aEnergy Research Institute of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russia

*e-mail: erifedor@mail.ru

The article assesses the impact of potential motor transport sector electrification on the value of the aggregate demand for electricity and capacity in the UES of Russia. Despite official documents suppose quite modest quantitative targets for the electric transport until 2030, in the longer term, a large-scale replacement of oil fuel with electricity will have a significant effect on reducing greenhouse gas emissions, but will also require a more intensive development of generating and network capacities in the electric power industry. The scenario forecast for the development of electric transport is made with the allocation of three segments – cars, trucks and buses, which allows taking into account the characteristics of electricity consumption characteristic of each of them. Another important result is an assessment of the possible extent of the influence of electric transport on the configuration of a typical daily load curve. The paper considers various modes of using infrastructure for electric transport charging, which result in different daily load curves. It is shown that, depending on the scales of electric transport development, their annual electricity consumption in the country will lay in the diapason from 168 to 460 TWh. At the same time, depending on the charging mode of electric vehicles, the additional power demand will vary from 26 to 74 million kW, and the amplitude of fluctuations in the hourly loads of electric vehicles will vary from two to four times.

Keywords: electrification, electric vehicles, decarbonization, electricity demand, load curve

УДК 621.3.011.32

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКИХ СИЛ МЕЖДУ СООСНЫМИ
ВИТКАМИ С ТОКОМ РАЗЛИЧНОЙ КОНФИГУРАЦИИ© 2023 г. Г. Н. Цицикян¹, *, М. Ю. Антипов¹, **¹Филиал “ЦНИИ СЭТ” ФГУП “Крыловский государственный научный центр”,
Санкт-Петербург, Россия

*e-mail: G_Tsitsikyan@ksrc.ru

**e-mail: posich@mail.ru

Поступила в редакцию 01.04.2022 г.

После доработки 12.08.2022 г.

Принята к публикации 15.08.2022 г.

Поставленная задача, вынесенная в заголовок и продиктованная различными практическими приложениями, базируется на известных рекомендациях по расчету коэффициентов взаимной индукции, включая методы расчета, использующие специальные функции, такие как полные эллиптические интегралы первого и второго рода, а также сферические функции Лежандра второго рода с полуцелым индексом [1–5]. К числу практических приложений могут быть отнесены оценки взаимных индуктивностей в системах бесконтактных зарядных устройств и электродинамических взаимодействий в обмотках трансформаторов, индукторов, в нагрузочных устройствах соленоидального исполнения, в обмотках приводных устройств и т.д. Этим вопросам посвящено большое число публикаций и руководств. Примером могут служить работы [6–9].

Ключевые слова: соосные витки различной конфигурации, электродинамические силы, коэффициенты взаимной индукции

DOI: 10.31857/S0002331022060048, EDN: ВПНАС

В статье рассмотрены расчетные рекомендации для сил взаимодействия между соленоидом и соосным витком в двух модификациях: с использованием полных эллиптических интегралов первого и второго рода и функции Лежандра второго рода с полуцелым индексом. Вместе с тем выражение для силы взаимодействия двух соосных круговых контуров радиусов R_1 и R_2 с токами i_1 и i_2 , данные в [5] и перезаписанные в виде

$$f_z = \mu_0 i_1 i_2 \frac{z}{\sqrt{R_1 R_2}} \frac{Q_{1/2}^1(g)}{(g^2 - 1)^{1/2}}, \quad (1)$$

где $g = \frac{z^2 + R_1^2 + R_2^2}{2R_1 R_2}$, с расстоянием z между параллельными плоскостями расположения контуров, и в варианте (П2.-3) в [5] в виде:

$$f_z = \mu_0 i_1 i_2 \frac{z}{[z^2 + (R_1 + R_2)^2]^{1/2}} \left[K(k) - \frac{z^2 + R_1^2 + R_2^2}{z^2 + (R_1 - R_2)^2} E(k) \right], \quad (2)$$

дают основание утверждать, что присоединенная функция Лежандра второго рода с полуцелым индексом $Q_{1/2}^1(g)$ с $g = \frac{2-k^2}{k^2}$ и с $k^2 = \frac{4R_1R_2}{z^2 + (R_1 + R_2)^2}$, равна

$$Q_{1/2}^1(g) = \frac{(1-k^2)^{1/2}}{k} K(k) - \frac{2-k^2}{2k(1-k^2)^{1/2}} E(k), \quad (3)$$

что и было продемонстрировано в [5].

Для случая, когда $R_1 = R_2 = R$ и $z = R$, $g = 1.5$ и $k^2 = 0.8$, имеем

$$f_z = \mu_0 i_1 i_2 \frac{Q_{1/2}^1(1.5)}{(2.25-1)^{1/2}} \cong -\mu_0 i_1 i_2 \frac{0.639}{1.118} = -\mu_0 i_1 i_2 \times 0.5716.$$

Численное значение для $Q_{1/2}^1(1.5) \cong -0.639$ можно проверить по формуле (3), подставляя $k^2 = 0.8$, и тогда, определяя K и E для этого значения, будем иметь:

$$Q_{1/2}^1(1.5) = \frac{0.4472}{0.8944} 2.2572 - \frac{1.2}{2\sqrt{0.8}\sqrt{0.2}} 1.1785 = -0.6392.$$

Выражение (3) проверялось численно на примере, когда в одном из вариантов $k^2 = 0.25$, ($k = 0.5$). В этом случае $g = 7.0$ и $Q_{1/2}^1(7) = -0.0455$. Для правой стороны (3) независимое вычисление через полные эллиптические интегралы дает такое же численное значение.

В работе [5] формула (11) было записано выражение для коэффициента взаимной индукции двух круговых соосных контуров с принятыми там обозначениями в виде:

$$\begin{aligned} M &= \frac{\mu_0}{2} [(R_1 + R_2)^2 + x^2]^{1/2} [2(K - E) - k^2 K] = \mu_0 (R_1 R_2)^{1/2} \left[\left(\frac{2}{k} - k \right) K - \frac{2}{k} E \right] = \\ &= \mu_0 \frac{(R_1 R_2)^{1/2}}{k} [(2 - k^2) K - 2E], \end{aligned} \quad (4)$$

где x — расстояние между плоскостями расположения контуров с радиусами R_1 и R_2 , и тогда

$k^2 = \frac{4R_1R_2}{(R_1 + R_2)^2 + x^2}$. Вместе с тем в формуле (2) в [5] выражение для k^2 записано с

опечаткой как $k^2 = \frac{4R_1R^2}{(R_1 + R_2)^2 + x^2}$.

Далее произведем сопоставление выражений для сил взаимодействия между соосными соленоидами длиной $2s_1$ и радиусом R_1 с круговым витком R_2 , принимая за основу рис. 1 в [6] при $a = 0$ и $s_2 \rightarrow 0$, который здесь воспроизведен также на рис. 1.

Выражение для силы взаимодействия между соленоидом и витком с токами i_1 и i_2 по оси z (рис. 1) известно и представлено формулой (29) в [6], которая при $a = 0$ и $s_1 = s$ может быть записана в виде:

$$f = -\frac{\mu_0 i_1 i_2 w}{(2s/R_1)} \left(\frac{R_2}{R_1} \right)^{1/2} [Q_{1/2}(g_1) - Q_{1/2}(g_2)], \quad (6)$$

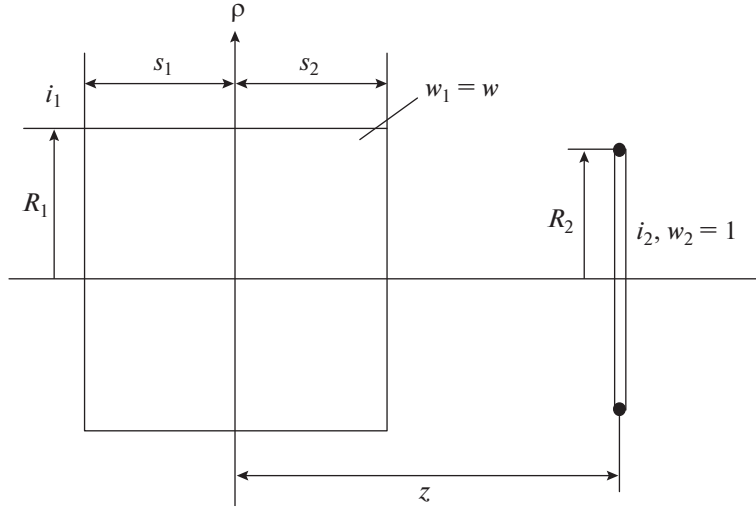


Рис. 1. Соленоид с током i_1 , с числом витков $w_1 = w$ и длиной $2s_1$, и соосный круговой виток с током i_2 радиуса R_2 , отстоящий от оси ρ на расстояние z .

где

$$g_{1,2} = 1 + \frac{(z \mp s)^2 + (R_2 - R_1)^2}{2R_1R_2} = \frac{(z \mp s)^2 + R_1^2 + R_2^2}{2R_1R_2}. \quad (7)$$

Здесь $Q_{1/2}(g_{1,2})$ – функции Лежандра второго рода, которые могут быть представлены через полные эллиптические интегралы первого и второго рода в виде [1]:

$$Q_{1/2}(g_{1,2}) = g_{1,2} \frac{2^{1/2}}{(g_{1,2} + 1)^{1/2}} K \left(\left(\frac{2}{g_{1,2} + 1} \right)^{1/2} \right) - 2^{1/2} (g_{1,2} + 1)^{1/2} E \left(\left(\frac{2}{g_{1,2} + 1} \right)^{1/2} \right). \quad (8)$$

Учитывая, что [5]

$$k_{1,2}^2 = \frac{2}{g_{1,2} + 1} = \frac{4R_1R_2}{(z \mp s)^2 + (R_1 + R_2)^2}, \quad (9)$$

подстановкой (9) в (8) и далее в (6) в результате получим:

$$f = -\frac{\mu_0 i_1 i_2 w}{2s} (R_1 R_2)^{1/2} \left\{ \frac{(z - s)^2 + R_1^2 + R_2^2}{2R_1 R_2} k_1 K(k_1) - \left(\frac{(z - s)^2 + (R_1 + R_2)^2}{2R_1 R_2} \right)^{1/2} E(k_1) - \right. \\ \left. - \frac{(z + s)^2 + R_1^2 + R_2^2}{2R_1 R_2} k_2 K(k_2) + \left(\frac{(z + s)^2 + (R_1 + R_2)^2}{2R_1 R_2} \right)^{1/2} E(k_2) \right\}. \quad (10)$$

Результат (10) можно переписать в следующем виде:

$$f = -\frac{\mu_0 i_1 i_2 w}{2s} (R_1 R_2)^{1/2} \left\{ \left(\frac{2}{k_1^2} - 1 \right) k_1 K(k_1) - \frac{2}{k_1} E(k_1) - \left(\frac{2}{k_2^2} - 1 \right) k_2 K(k_2) + \frac{2}{k_2} E(k_2) \right\}. \quad (11)$$

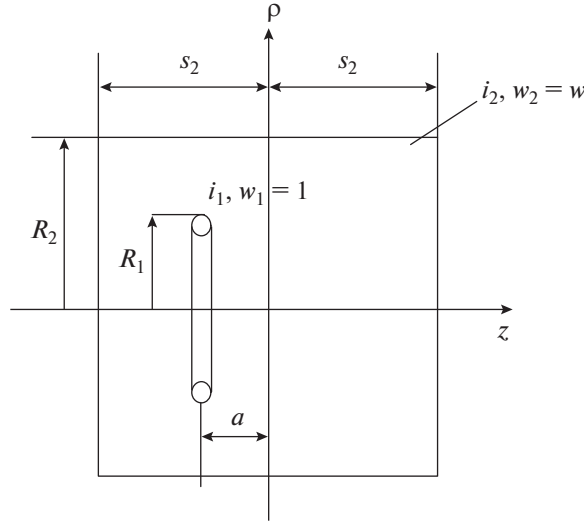


Рис. 2. Виток радиуса R_1 внутри коаксиального соленоида радиуса R_2 .

Полагая в формуле (6) $R_2 = 0.5R_1$ и $s = R_1$, найдем по формуле (6) при $z = s$, с учетом табличных значений [7] для $Q_{1/2}$:

$$f_z = -\frac{\mu_0 i_1 i_2 w}{2} (0.5)^{1/2} [Q_{1/2}(1.25) - Q_{1/2}(5.25)] = -\mu_0 i_1 i_2 w \frac{0.707}{2} (0.6266 - 0.047) = -\mu_0 i_1 i_2 w \cdot 0.2049.$$

Полагая в (9) $k_1^2 = 0.888$ и $k_2^2 = 0.32$ и осуществляя вычисления по формуле (11) с учетом таблиц для K и E от k^2 , найдем:

$$f = -\mu_0 i_1 i_2 w \frac{(0.5)^{1/2}}{2} \left[\left(\frac{2}{0.888} - 1 \right) 0.888^{1/2} K(0.888) - \frac{2}{0.888^{1/2}} E(0.888) - \left(\frac{2}{0.32} - 1 \right) \times \right. \\ \left. \times 0.32^{1/2} K(0.32) + \frac{2}{(0.32)} E(0.32) \right] = -\mu_0 i_1 i_2 w \cdot 0.2042,$$

т.е. практически то же значение, что и по предыдущему расчету.

При расположении витка внутри соосного соленоида как на рис. 2, можно воспользоваться следующим рядом для силы взаимодействия [6]:

$$f_z = \pi \frac{\mu_0 i_1 i_2 w}{2s_2/R_2} \left(\frac{R_1}{R_2} \right)^2 \sum_{n=1}^2 (-1)^{n-1} \left[\frac{1}{2} (q_{1n}^2 + 1)^{-3/2} + \left(\frac{R_1}{R_2} \right)^2 \frac{3}{16} \frac{1 - 4q_{1n}^2}{(q_{1n}^2 + 1)^{7/2}} + \right. \\ \left. + \left(\frac{R_1}{R_2} \right)^4 \frac{15}{128} \frac{8q_{1n}^4 - 12q_{1n}^2 + 1}{(q_{1n}^2 + 1)^{11/2}} - \dots \right], \quad (12)$$

где $q_{11} = (-s_2 + a)/R_2$, $q_{12} = (-s_2 - a)/R_2$, который при $a = 0$ обращается в ноль.

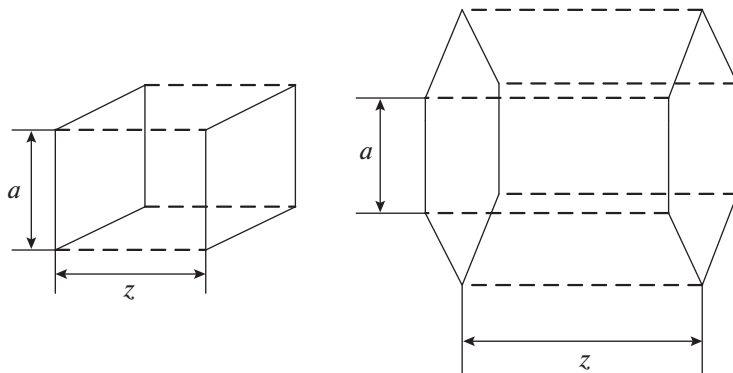


Рис. 3. Параллельные витки квадратной и шестиугольной формы со сторонами a и при расстоянии между плоскостями, равным z .

При расположении витка с противоположной стороны плоскости с ρ (рис. 2) значение силы следует изменить на противоположное.

Витки, расположенные в параллельных плоскостях и формирующие соленоиды, могут быть и другой формы. Здесь будут рассмотрены витки в форме квадрата ($n = 4$) и шестиугольника ($n = 6$). Оценку силовых взаимодействий между этими витками осуществим, используя выражения для взаимной индуктивности (4.47) и (4.48), приведенные в [2].

При $n = 4, 6$ и близко расположенных многоугольниках запишем для M ($n = 4$) и ($n = 6$) выражения (4–47) и (4–48), данные в [2]:

$$M|_{n=4} = \frac{2\mu_0}{\pi} a \left(\ln \frac{a}{z} - 0.7740 + \frac{z}{a} - 0.0429 \frac{z^2}{a^2} - 0.109 \frac{z^4}{a^4} + \dots \right), \quad (13)$$

$$M|_{n=6} = \frac{3\mu_0}{\pi} a \left(\ln \frac{a}{z} - 0.1515 + 0.3954 \frac{z}{a} - 0.1160 \frac{z^2}{a^2} - 0.052 \frac{z^4}{a^4} + \dots \right). \quad (14)$$

$$\text{Тогда } \frac{\partial M}{\partial z} \Big|_{n=4} \cong \frac{\mu_0}{\pi} \left(-2 \frac{a}{z} + 2 - 0.1716 \frac{z}{a} - 0.872 \frac{z^3}{a^3} + \dots \right), \quad (15)$$

и при $z = 0.5a$ имеем для (15) — $\mu_0 0.6986$.

Действуя аналогично для $n = 6$, получим:

$$\frac{\partial M}{\partial z} \Big|_{n=6} \cong \frac{\mu_0}{\pi} \left(-3 \frac{a}{z} + 1.1862 + 0.696 \frac{z}{a} - 0.624 \frac{z^3}{a^3} + \dots \right), \quad (16)$$

и при $z = 0.5a$ имеем:

$$\frac{\partial M}{\partial z} \Big|_{n=6} \cong \frac{\mu_0}{\pi} (-6 + 1.1862 + 0.348 - 0.078) = -\mu_0 1.4463. \quad (17)$$

Умножая (15) и (16) на произведение токов $i_1 i_2$ в витках, найдем и силу взаимодействия для случая $n = 4$:

$$f_z|_{n=4} = i_1 i_2 \frac{\partial M}{\partial z} \Big|_{n=4} \cong \frac{\mu_0}{\pi} i_1 i_2 \left(2 - 2 \frac{a}{z} - 0.1716 \frac{z}{a} - 0.872 \frac{z^3}{a^3} \right), \quad (18)$$

и аналогичную формулу для $n = 6$

$$f_z|_{n=6} \cong \frac{\mu_0}{\pi} i_1 i_2 \left(-3 \frac{a}{z} + 1.1862 + 0.696 \frac{z}{a} - 0.624 \frac{z^3}{a^3} \right). \quad (19)$$

Теперь исходим из предпосылки, что площади, охватываемые квадратными и круговыми витками, равны, т.е., что $a^2 = \pi R^2$ и $R = \frac{a}{\sqrt{\pi}} = 0.5642a$. Тогда при $z = 0.5a$ значение для силы взаимодействия равно: $f_z|_{n=4} \cong -\mu_0 i_1 i_2 0.6986$.

Теперь определяем k^2 :

$$k^2 = \frac{4R^2}{0.25a^2 + 4R^2} = \frac{4R^2}{0.25\pi R^2 + 4R^2} \cong 0.836,$$

и тогда по формуле (2) получим:

$$f_z = \mu_0 i_1 i_2 0.405 [K(0.836) - 3.5466E(0.836)] = -\mu_0 i_1 i_2 0.703.$$

Для выяснения возможности оценки силы взаимодействия через эквивалентный по площади правильный шестиугольник со стороной a заметим, что площадь, охватываемая таким шестиугольником равна:

$$\sqrt{3}a^2 + 0.866a^2 \cong 2.598a^2.$$

Эквивалентные по площади круговой контур определяется из равенства:

$$\pi R^2 = 2.598a^2, \text{ и тогда } R \cong 0.9094a.$$

Теперь можно сопоставить результаты вычислений по формул (19) и (2), приняв $z = 0.5a$. Подставив в формулу (19) принятые условия имеем

$$f_z|_{n=6} \cong \frac{\mu_0}{\pi} i_1 i_2 (-6 + 1.1862 + 0.348 - 0.078) = -\mu_0 i_1 i_2 1.446.$$

Находим теперь $\frac{z}{R} = \frac{0.5}{0.9094} \cong 0.55$ и $k^2 = \frac{4R^2}{z^2 + 4R^2} \cong 0.93$.

Тогда получим в согласии с таблицей из приложения 4 в [2]

$$\begin{aligned} f_z &\cong \mu_0 i_1 i_2 \frac{1}{\left(1 + \frac{4}{0.55^2}\right)^{1/2}} \left[K(0.93) - \left(1 + \frac{2}{0.55^2}\right) E(0.93) \right] = \\ &= \mu_0 i_1 i_2 \frac{1}{14.223^{1/2}} [2.7471 - 7.6117 \cdot 1.0791] = -\mu_0 i_1 i_2 1.449 \end{aligned}$$

против $-\mu_0 i_1 i_2 1.446$, и результаты расчетов практически одинаковы.

Близость значений для силы f дает основание утверждать, что и при условии равенства площадей, охватываемых квадратными и шестиугольными контурами, электродинамическую силу можно оценивать по формулам (18) и (19), не прибегая к нахождению полных эллиптических интегралов первого и второго рода.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Определение электродинамических сил между соосными витками с токами можно производить по выражениям, представленным в данной статье формулами (1), (2), для силы между соленоидом и соосным витком — по формулам (6), (11) и (12), а для квадратных и шестиугольных контуров — по формулам (18) и (19) при условии, что $0 < \frac{z}{a} \leq 0.5$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Справочник по специальным функциям с формулами, графиками и математическими таблицами. Под ред. М. Абрамовица и Н. Стиган. Перевод на русский язык. Москва “Наука”. ГРФМЛ, 1979, 832 стр.
2. Калантаров П.Л., Цейтлин Л.А. Энергоатомиздат Ленингр. отд. 1986. 488 с.
3. Garrett M.W. Calculation of Fields, forces, and Mutual Inductences of Current Systems by Elliptic Integrals, Journal of Applied Physics, V. 34. № 9. 1963. pp. 2567–2573.
4. Chester Snow Formulas for Computing Capacitance and Inductance. National Bureau of Standards, Circular 544. P. 1954–69.
5. Цицикян Г.Н. О коэффициентах взаимной индукции и силах взаимодействия круговых коаксиальных контуров. Электричество. 2019. № 6. с. 59–65.
6. Цицикян Г.Н. Взаимные индуктивности и силы взаимодействия соосных контуров, соленоидов и катушек. Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт. № 6. 1985. с. 90–99.
7. Цицикян Г.Н., Бобровников П.В., Антипов М.Ю. Руководство по расчету индуктивности и электродинамических сил в токоведущих частях электротехнических комплексов. Монография. — СПб. ФГУП “Крыловский государственный научный центр” 2020, 118 с.
8. Raju S., Wu R., Chan M., Patrick Yue C. Modeling of mutual coupling between planar inductors in wireless power electronics. V. 20. № 1. January 2014. pp. 481–490.
9. Lee S.-H., Lorenz R.D. Development and Validation of Model for 95%-Efficiency 220-W Wireless Power Transfer Over a 30-cm Air Gap. IEEE Trans. on Industry Applications, V. 47. № 6. Nov/Dec 2011. pp. 1495–2504.

Determination of Electrodynamic Forces between Coaxial Coil Turns with Current of Various Configuration

G. N. Tsitsikyan^{a, *} and M. Yu. Antipov^{a, **}

^aSET Branch of KSRC, St. Petersburg, Russia

*e-mail: G_Tsitsikyan@ksrc.ru

**e-mail: posich@mail.ru

Determination of electrodynamic forces, as may be required for various practical purposes, is based on known calculation recommendations for mutual inductance coefficients, including the calculation methods with special functions, like complete elliptic integrals of the 1st and the 2nd kind, as well as spherical Legendre functions of the 2nd kind with half-integer index [1–5]. Some examples of practical tasks requiring these calculations are the assessments of mutual inductances in non-contact chargers, as well as the assessments of electrodynamic interactions in the windings of transformers, inductors, various solenoid-based loading devices, electric drives, etc. These applications are discussed in numerous publications and guides, e.g. [6–9].

Keywords: coaxial turns of various configurations, electrodynamic forces, mutual inductance coefficient

ПАМЯТИ АКАДЕМИКА РОССИЙСКОЙ АКАДЕМИИ НАУК
АШОТА АРАКЕЛОВИЧА САРКИСОВА

DOI: 10.31857/S0002331023010065, EDN: LVZNMG



17 октября 2022 года на 99 году жизни скончался вице-адмирал, академик Российской академии наук Саркисов Ашот Аракелович.

Человек легендарной судьбы, участник Великой Отечественной войны, вступил добровольцем в Красную армию в 1941 г., воевал на передовой Карельского фронта практически непрерывно до 1945 г., командовал минометной батареей бригады морской пехоты.

Академик Ашот Аракелович Саркисов — ученый с мировым именем, внесший значительный вклад в развитие атомной энергетики. При всем многообразии научных интересов А.А. Саркисова наиболее значимые результаты его работ относятся к решению проблем обеспечения надежности, эффективности и безопасности использования атомной энергии на всех стадиях жизненного цикла ядерных энергетических установок — от основополагающих принципов создания до вывода из эксплуатации с экологической реабилитацией.

Теоретические и экспериментальные исследования основных физических процессов в ядерных энергетических установках позволили А.А. Саркисову разработать динамическую теорию ядерного реактора, область действия которой охватывает как штатные стационарные режимы работы, так и переходные процессы, характерные для экстремальных и аварийных внешних условий.

К числу важнейших фундаментальных исследований относятся также труды с обобщением работоспособности систем безбатарейного пуска и расхолаживания судовых ядерных энергоустановок, работы по обеспечению их бесшумности и живучести в экстремальных условиях.

Проведенные А.А. Саркисовым теоретические и экспериментальные исследования позволили создать принципиально новый бесшумный энергоисточник — термоэлектрический генератор, встроенный в активную зону ядерного реактора.

Академик А.А. Саркисов внес большой вклад в подготовку офицерских инженерных кадров для атомного подводного флота, возглавляя Севастопольское высшее военно-морское инженерное училище. А.А. Саркисов более трех десятилетий возглавлял созданную им научную школу по динамике и безопасности судовых ядерных энергетических установок.

Последние 30 лет деятельность А.А. Саркисова была неразрывно связана с Институтом проблем безопасного развития атомной энергетики Российской академии наук. Под руководством А.А. Саркисова в ИБРАЭ РАН проводились фундаментальные исследования, направленные на решение сложнейшей экологической проблемы глобального масштаба — радиоэкологической реабилитации арктического региона.

Заслуги А.А. Саркисова перед Отечеством отмечены многими государственными и академическими наградами, в числе которых Золотая медаль имени А.П. Александрова, Премия правительства Российской Федерации в области науки и техники, Международная премия “Глобальная энергия”, три ордена Красной Звезды, орден Отечественной Войны II степени, орден Отечественной Войны I степени, орден “За службу Родине в Вооруженных Силах СССР”, орден “Знак Почета”, орден Почета, орден “За заслуги перед Отечеством” IV степени, орден “За заслуги перед Отечеством” III степени, орден “За заслуги перед Отечеством” II степени, 22 медали СССР.

Светлая память о великом ученом и замечательном человеке — Саркисове Ашоте Аракеловиче, навсегда останется в наших сердцах.