

Известия

ISSN 0002-3310

Российской академии наук

ЭНЕРГЕТИКА



2023

3

СО Д Е Р Ж А Н И Е

Квалификационный анализ экспериментальных данных по высокотемпературному окислению в паре отечественных сплавов на основе циркония <i>И. С. Ахмедов, Т. А. Юдина, Д. Ю. Томащук, К. С. Долганов, М. Ф. Филиппов</i>	3
Термодинамический анализ полузакрытых циклов с кислородным сжиганием топлива и углекислотно-паровым теплоносителем <i>В. О. Киндра, И. И. Комаров, С. К. Осипов, О. В. Злышко, В. Ю. Наумов</i>	18
Обзор математических моделей систем накопления энергии для моделирования электроэнергетических систем. Часть II <i>И. А. Разживин, А. А. Суворов, М. В. Андреев, Р. А. Уфа, А. Б. Аскарлов</i>	34
Расчетное исследование раздутия и разрыва оболочек твэлов ВВЭР и PWR в экспериментах с различными условиями нагружения <i>К. С. Долганов, А. Е. Тарасов, А. В. Капустин, Д. Ю. Томащук</i>	57

CONTENTS

Qualification Analysis of Experimental Data for High-Temperature Oxidation of Russian Zirconium Alloys in Steam <i>I. S. Akhmedov, T. A. Yudina, D. Yu. Tomashchik, K. S. Dolganov, and M. F. Filippov</i>	3
Thermodynamic Analysis of Semi-Closed Cycles with Oxy-Fuel Combustion and Carbon Dioxide-Steam Working Fluid <i>V. O. Kindra, I. I. Komarov, S. K. Osipov, O. V. Zlyvko, and V. Yu. Naumov</i>	18
A Review of Mathematical Models of Energy Storage Systems for Electric Power Systems Simulation. Part II <i>I. A. Razzhivin, A. A. Suvorov, M. V. Andreev, R. A. Ufa, and A. B. Askarov</i>	34
Numerical Investigation of Cladding Ballooning and Burst in VVER and PWR Fuel Rods in Experiments with Various Loading Conditions <i>K. S. Dolganov, A. E. Tarasov, A. V. Kapustin, and D. Yu. Tomashchik</i>	57

УДК 621.039.546

КВАЛИФИКАЦИОННЫЙ АНАЛИЗ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ ПО ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОМУ ОКИСЛЕНИЮ В ПАРЕ ОТЕЧЕСТВЕННЫХ СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ ЦИРКОНИЯ

© 2023 г. И. С. Ахмедов¹, *, Т. А. Юдина¹, Д. Ю. Томашик¹,
К. С. Долганов¹, М. Ф. Филиппов¹

¹Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт проблем безопасного развития атомной энергетики Российской академии наук (ИБРАЭ РАН), Москва, Россия

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

Поступила в редакцию 07.12.2022 г.

После доработки 17.02.2023 г.

Принята к публикации 20.02.2023 г.

В статье представлены результаты квалификационного анализа экспериментальных данных по высокотемпературному окислению отечественных сплавов на основе циркония, который включает оценку согласованности результатов измерений и численного моделирования. Получены выводы о возможности применения экспериментальных программ ГНЦ НИИАР для проведения валидации тяжелоаварийных кодов и возможности программы для ЭВМ СОКРАТ-В1/В2 прогнозировать поведение оболочек из отечественных сплавов на основе циркония при высокотемпературном окислении в паре.

Ключевые слова: оболочка твэла, цирконий, окисление в паре, СОКРАТ, квалификационный анализ

DOI: 10.31857/S0002331023030032, EDN: SUVIOQ

1. ВВЕДЕНИЕ

На данный момент основным конструкционным материалом для изготовления оболочек твэлов ядерных реакторов с водным теплоносителем во всем мире являются сплавы на основе циркония. Оболочки твэлов отечественных реакторных установок выполняются из электролитического сплава Э110. В настоящее время в России осваивается технология производства циркониевой губки [3]. Это открывает возможность изготовления оболочечных труб из губчатого циркония в промышленных масштабах и постепенного перехода от оболочек из сплава Э110 на основе электролитического циркония к оболочкам из сплава Zr–1%Nb на основе губчатого циркония (Э110Г). Преимущество оболочек из губчатого циркония связано, главным образом, с отсутствием расслоения оксидной пленки в диапазоне температур 900–1050°С, которое наблюдается в сплаве на основе электролитического циркония [4].

Окисление циркония в паровой среде является важным процессом, сопровождающим осушение и разогрев активной зоны реактора в случае запроектных аварий:

– в процессе парациркониевой реакции выделяется водород, который представляет угрозу взрывобезопасности;

– реакция окисления циркония в паре является экзотермической и вносит существенный вклад в разогрев оболочек. Согласно расчетным оценкам, энерговыделение

в результате пароциркониевой реакции может превышать остаточное энерговыделение активной зоны в 3–10 раз (в зависимости от сценария аварии);

– наличие большого количества кислорода в микроструктуре оболочки может приводить к ее охрупчиванию;

– образование оксидных слоев на поверхности оболочки выполняет защитную функцию, препятствуя диффузии кислорода внутрь оболочки и тем самым замедляя скорость коррозии;

– окисление оболочек твэлов определяет состав газовой среды в активной зоне, который в свою очередь влияет на выделение продуктов деления из топлива. Так, например, при интенсивном выделении водорода среда становится преимущественно восстановительной или смешанной, что способствует интенсивному выделению из топлива Cs, Sr, Ba в металлической форме, а Mo, наоборот, выделяется слабо.

Таким образом, корректное прогнозирование высокотемпературного окисления оболочек твэлов в паре, а именно, скорости генерации водорода, общего объема образовавшегося водорода, толщины оксидного слоя на поверхности оболочек необходимо для реалистической оценки водородной взрывобезопасности, выхода радиоактивных продуктов деления из топлива, тепловыделения в активной зоне и прочностных характеристик оболочек.

Основным расчетным средством анализа тяжелых аварий на АЭС с ВВЭР в России является программа для ЭВМ СОКРАТ-В1/В2. Моделирование процесса окисления циркониевых оболочек твэлов в СОКРАТ-В1/В2 осуществляется при помощи модели PROF, которая изначально была разработана и валидирована с использованием экспериментальных данных по окислению в паре оболочек, изготовленных из зарубежного циркониевого сплава типа циркалой-4. Валидация этой модели на экспериментальных данных по высокотемпературному окислению в паре отечественных циркониевых сплавов представляет собой важную задачу, позволяющую оценить точность моделирования одного из важнейших процессов, сопровождающих развитие тяжелой аварии, при фиксированных граничных условиях.

Неотъемлемой частью валидации модели является квалификационный анализ экспериментальных данных, при котором особое внимание уделяется методике проведения эксперимента, согласованности измерений зависимых величин и неопределенностям измерений параметров, которые напрямую влияют на результаты валидации расчетной модели. По итогам такого анализа осуществляется отбор наиболее представительных и качественных экспериментальных данных. Объектом анализа в данной статье являются эксперименты по окислению оболочек из сплава Э110 в потоке пара в диапазоне температур 1000–1200°C [1, 2], проведенные в ГНЦ НИИАР. Эксперименты по окислению оболочек из перспективного сплава Э110Г [4], также проведенные в ГНЦ НИИАР, выбраны в дополнение к тестам [1, 2] для оценки возможности их применения к валидации тяжелоаварийных расчетных средств.

2. КВАЛИФИКАЦИОННЫЙ АНАЛИЗ ДАННЫХ ПО ОКИСЛЕНИЮ ОБЛОЧЕК ИЗ СПЛАВА Э110

К настоящему времени в России и за рубежом выполнено большое количество исследований по окислению оболочек из сплава Э110 в паре. На рис. 1 представлены значения констант скорости окисления, полученные разными экспериментальными группами [1, 2, 5–10]. Важно отметить, что в отсутствие парового голодания кинетика окисления не зависит от давления пара, поэтому сопоставление на одном рисунке констант скорости окисления, полученных в разных экспериментальных программах, корректно. Как следует из рисунка, результаты исследований характеризуются значи-

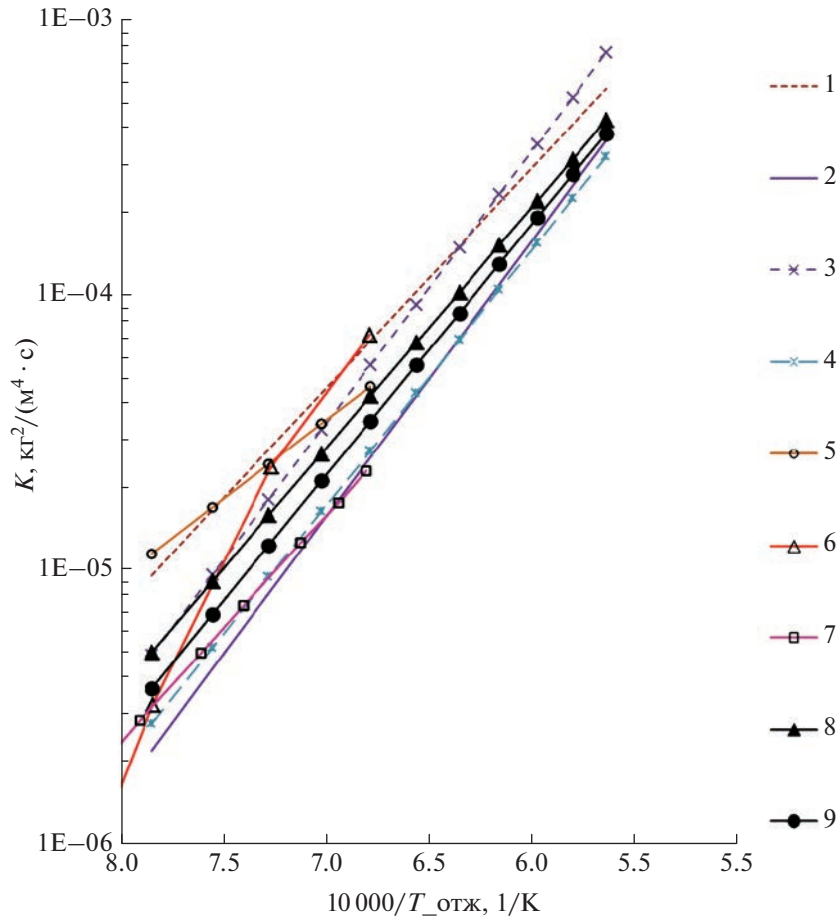


Рис. 1. Константа скорости реакции окисления оболочек из сплава Э110. 1 – ВНИИНМ (Э110) [6]; 2 – ВНИИНМ (Э110) [7]; 3 – KFKI, Венгрия (Э110) [8]; 4 – NFI, NRI, Чехия (Э110) [9]; 5 – НИИАР (Э110) [1, 2]; 6 – Steinbruck (Э110) [10]; 7 – L. Yegorova et al. (Э110) [5]; 8 – Cathcart-Pawel (циркалой-4) [11]; 9 – Leistikow-Schanz (циркалой-4) [12].

тельным разбросом. Дополнительно на рис. 1 нанесены корреляции констант скорости окисления оболочек из сплава циркалой-4, полученные Каткартом и Павелом (Cathcart–Pawel) [11], а также Ляйстиковым и Шанцем (Leistikow–Schanz) [12]. Согласно работам [13, 14], корреляция Каткарта и Павела [11] признана надежной, а корреляция Ляйстикова и Шанца [12] рассматривается как предпочтительная для использования в расчетах из-за наличия данных в широком диапазоне температур и времен выдержки. Данные корреляции находятся достаточно близко друг к другу и укладываются в границы разброса констант скорости окисления для оболочек из отечественного сплава. Сплавы циркалой-4 и Э110 близки по составу, и следовало бы ожидать близость экспериментальных данных, полученных разными исследователями. Существенный разброс кинетик окисления оболочек из сплава Э110, вероятно, может быть связан с различиями в методиках проведения экспериментов и с погрешностями измерения результирующих параметров эксперимента. При этом можно отметить, что

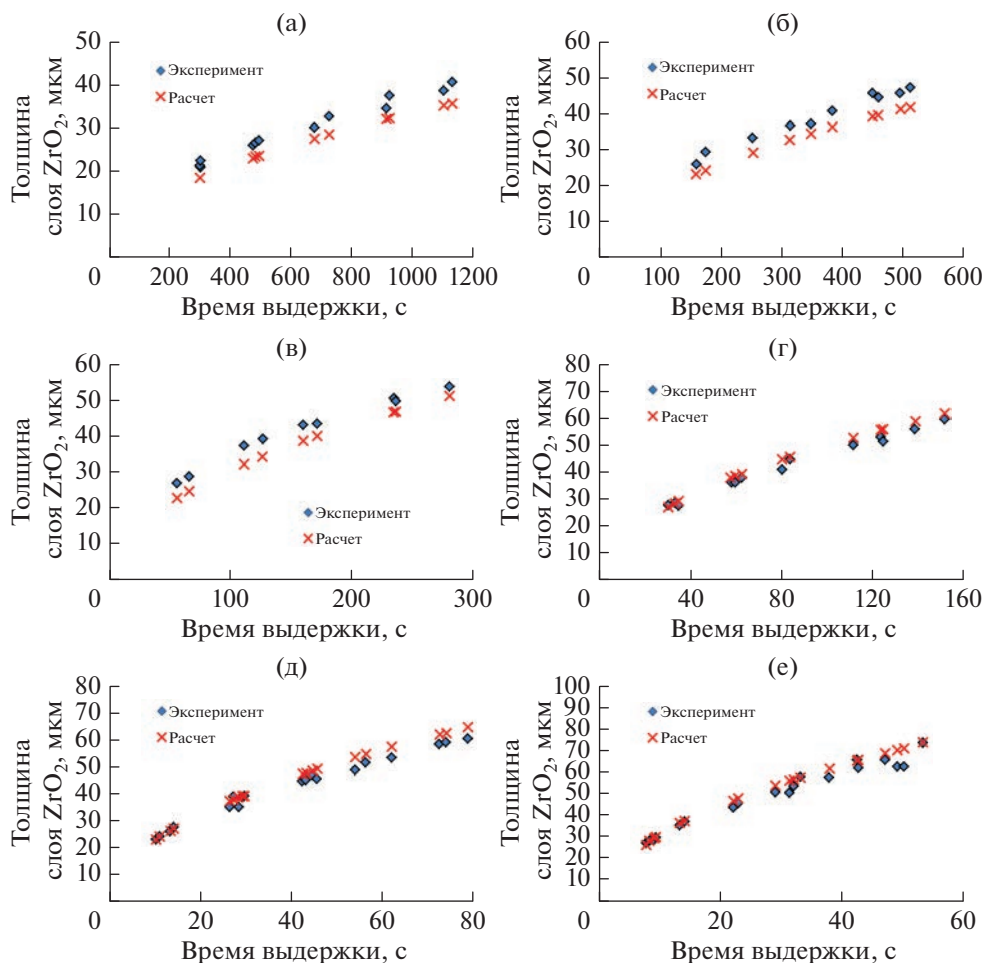


Рис. 2. Толщина слоя ZrO_2 при различных временах и температурах выдержки образцов в тестах Павела [11]. Температура выдержки: (а) 1001; (б) 1101; (в) 1203; (г) 1304; (д) 1404; (е) 1504°C.

измерения даже относительно недавних экспериментов [5, 10], проведенных в 2004–2005 годах, лежат вблизи границ диапазона неопределенности экспериментальных данных (рис. 1). При дальнейшем рассмотрении экспериментальных программ на рисунках будут показаны неопределенности измерений параметров, предоставленные экспериментаторами.

Учитывая, что в основе модели окисления PROF в составе СОКРАТ-В1/В2 лежат данные по окислению сплава циркалой-4, сначала рассмотрим результаты моделирования прецизионных изотермических тестов Павела [11] и Ляйстикова [17]. В серии тестов Павела [11] исследовалось одностороннее окисление в паре оболочек длиной 3 см в изотермических условиях. На рис. 2 представлены результаты расчета толщин оксидных слоев в сопоставлении с экспериментальными данными [11]. Неопределенность измерений в данной серии меньше размера маркера в единицах измерения толщины слоя ZrO_2 , поэтому на рисунке она не приводится. В серии тестов Ляйстикова [17]

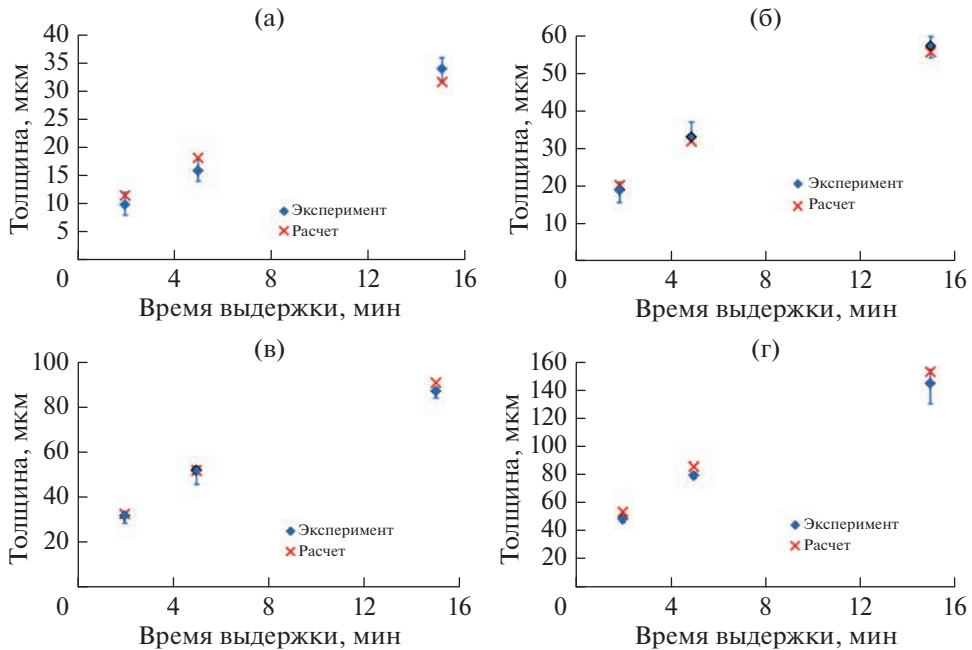


Рис. 3. Толщина внешнего слоя ZrO_2 при различных временах и температурах выдержки образцов в тестах Ляйстикова [17]. Температура выдержки: (а) 1000; (б) 1100; (в) 1200; (г) 1300°C.

объектом исследования служили короткие отрезки труб, радиальные размеры которых соответствовали оболочкам РУ PWR. Образцы испытывались в условиях двухстороннего окисления в паре при изотермических условиях. На рис. 3 и 4 представлено сравнение расчетных и измеренных значений толщины внешнего оксидного слоя и привеса в тестах [17]. Полученные расчетные зависимости толщин оксидных слоев (в тестах Павела и Ляйстикова) и привесов (в тестах Ляйстикова) подчиняются параболическому закону и хорошо описывают экспериментальные данные. Погрешность модели, оцененная по методике, описанной в [18], при расчете толщин оксидных слоев составляет (–11%; 8%), а при расчете привесов – (–1%; 9%). На основании полученных результатов моделирования можно сделать вывод о том, что СОКРАТ-В1/В2 с достаточной степенью точности прогнозирует поведение оболочек из сплава циркалой-4 в прецизионных тестах [11, 17].

В дополнение к тестам по изучению отдельных явлений был также проведен численный анализ интегральных экспериментов по заливу разогретых сборок стержней с оболочками из сплава $Zr-1\%Nb$ с помощью СОКРАТ-В1/В2. Например, при моделировании эксперимента PARAMETER-SF1 [16] относительная погрешность расчета массы водорода в конце эксперимента составила –8%, а погрешность расчета среднего массового расхода водорода – от –10 до 1% (в зависимости от стадии эксперимента).

Наличие большого разброса среди известных экспериментальных характеристик окисления оболочек из сплава Э110 (рис. 1) в условиях недостатка знаний о процедурах проведения эксперимента и методиках измерений параметров существенно усложняет выбор наиболее подходящей экспериментальной программы для проведения квалификационного анализа. Кроме того, в таких условиях не представляется

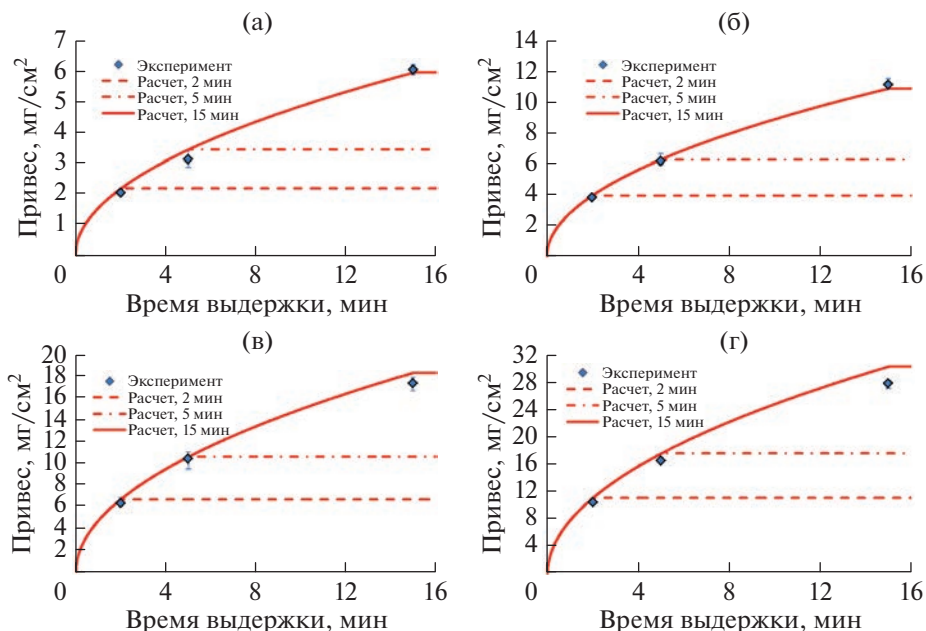


Рис. 4. Привес образцов при различных временах и температурах выдержки образцов в тестах Ляйстикова [17]. Температура выдержки: (а) 1000; (б) 1100; (в) 1200; (г) 1300°C.

возможным определить причины разброса значений привеса, полученных в разных экспериментальных исследованиях. В модели PROF СОКРАТ-В1/В2 привес кислорода, выход водорода и толщина оксидного слоя согласованы между собой. Поэтому для численного анализа может быть выбрана любая серия из экспериментов, представленных на рис. 1. В таком случае, если результаты моделирования будут демонстрировать значительное отклонение по одному или нескольким измеренным параметрам, необходимо будет выполнить оценку согласованности измерений и неопределенности условий проведения эксперимента. Если в ходе таких оценок экспериментальная программа будет признана надежной, то на основе таких данных можно делать вывод о необходимости адаптации и совершенствования модели. Для минимизации вклада неопределенностей, связанных с недостаточным описанием процедуры эксперимента, в общую неопределенность при выборе экспериментов для моделирования имеет смысл отдавать предпочтение программам с подробным описанием установки, сценария эксперимента и измерительной системы.

Одной из программ по экспериментальному исследованию окисления оболочек из сплава Э110 с наиболее подробным описанием является серия изотермических тестов с температурами выдержки 1000 и 1200°C, проведенная в ГНЦ НИИАР [1, 2]. Кроме того, в отчетах [1, 2] представлены измерения нескольких параметров, характеризующих процесс окисления (привес, толщины внутренних и внешних оксидных слоев, объем образовавшегося водорода). Серия экспериментов [1, 2] была выбрана для проведения квалификационного анализа и оценки возможности ее применения для оценки качества модели PROF СОКРАТ-В1/В2.

Эксперименты по изучению кинетики окисления оболочек [1, 2], выполненные на электронагревательном стенде в ГНЦ НИИАР, относятся к классу тестов по изучению

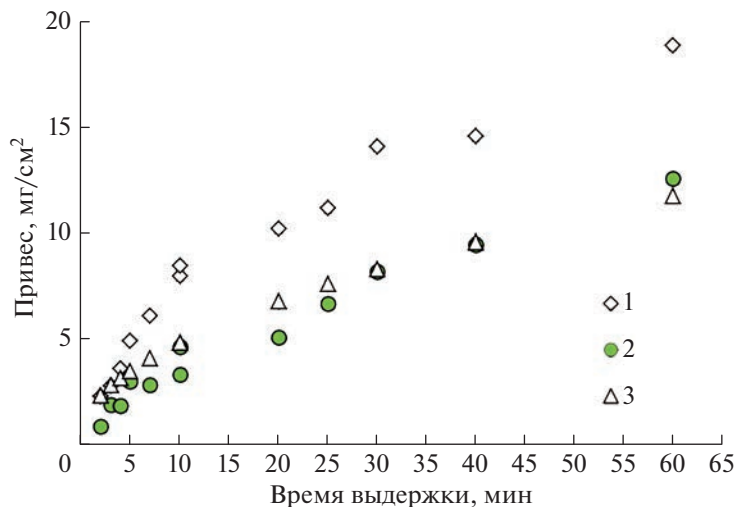


Рис. 5. Зависимость привеса от времени изотермической выдержки в экспериментах ГНЦ НИИАР по окислению облученных оболочек из сплава Э110 при температуре 1000°C. 1 – измеренные значения; 2 – значения, рассчитанные на основе данных по выходу водорода; 3 – расчет ПрЭВМ СОКРАТ-В1/В2.

отдельных явлений. Эксперименты проведены с оболочками, изготовленными из сплава Э110, при температурах 1000 и 1200°C, характерных для начальной стадии тяжелой аварии с потерей теплоносителя (стержневая геометрия активной зоны). В качестве образцов использовались короткие отрезки оболочек отработавших штатных твэлов активной зоны ВВЭР. Кроме того, были проведены эксперименты по окислению необлученных оболочек из сплава Э110 в состоянии поставки при температуре выдержки 1200°C.

На рис. 5 и 6 представлено сопоставление измеренных и рассчитанных при помощи СОКРАТ-В1/В2 значений привеса в экспериментах ГНЦ НИИАР по окислению оболочек из сплава Э110, а также значений, рассчитанных на основе экспериментальных данных по выходу водорода (предполагается, что объем выделившегося водорода в [1, 2] приведен к нормальным условиям).

Облученные образцы могут характеризоваться повышенным содержанием кислорода. Информация о его количестве и распределении внутри оболочки в отчетах [1, 2] не приводится. При расчетном моделировании окисления облученных оболочек на поверхности образца задавался слой ZrO_2 толщиной 5 мкм согласно [4]. Наибольшее влияние этого оксидного слоя наблюдается при малых привесах (малых временах и/или температурах выдержки).

Несмотря на наличие в отчетах [1, 2] измерений многих параметров, измерения привеса методически более просты и имеют меньшую относительную погрешность, поэтому они рассматриваются в качестве основных для сравнения с результатами расчета. При моделировании серии экспериментов по окислению необлученных оболочек при температуре 1200°C (рис. 6) получено хорошее совпадение измерений с результатами расчета с тенденцией к небольшой недооценке. Расчетные значения привесов облученных оболочек оказываются выше измеренных при временах выдержки

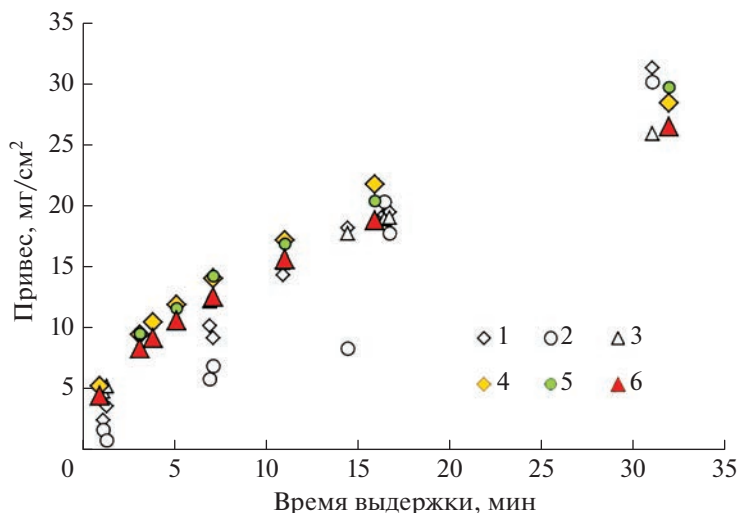


Рис. 6. Зависимость привеса от времени изотермической выдержки в экспериментах ГНЦ НИИАР по окислению оболочек из сплава Э110 при температуре 1200°C. 1 – измеренные значения (облученные оболочки); 2 – значения, рассчитанные на основе данных по выходу водорода (облученные оболочки); 3 – расчет ПрЭВМ СОКРАТ-V1/V2 (облученные оболочки); 4 – измеренные значения (необлученные оболочки); 5 – значения, рассчитанные на основе данных по выходу водорода (необлученные оболочки); 6 – расчет ПрЭВМ СОКРАТ-V1/V2 (необлученные оболочки).

до 7 мин, на временах 12–17 мин совпадение хорошее, а при больших временах выдержки расчетные значения недооценивают измеренные.

В серии тестов при температуре 1000°C расчетные значения привесов недооценивают измеренные на всем диапазоне времен выдержки (рис. 5).

Сравнительный анализ измеренных привесов образцов и привесов, рассчитанных на основе измерений объема выделившегося в ходе эксперимента водорода, позволяет сделать вывод о том, что данные измерений в сериях с облученными оболочками не согласованы друг с другом. В серии тестов по окислению оболочек при температуре 1000°C (рис. 5) видно, что значения привеса, рассчитанные на основе измерений водорода, существенно недооценивают значения привеса полученные прямыми измерениями. Аналогичная тенденция наблюдается в тестах с окислением облученных оболочек при температуре 1200°C при временах выдержки до 15 мин (рис. 6). Данный факт может свидетельствовать либо о наличии существенной экспериментальной погрешности в измерениях, либо об утечке водорода из установки мимо газоанализатора. При этом согласованность данных в серии экспериментов с необлученными оболочками при температуре 1200°C оценивается как приемлемая.

Результаты моделирования серии тестов ГНЦ НИИАР по окислению оболочек из сплава Э110 [1, 2] с помощью СОКРАТ-V1/V2 позволяют сделать вывод, что в случае согласованных результатов измерений параметров эксперимента расчетная зависимость привеса от времени выдержки демонстрирует хорошее совпадение с экспериментальной. Расчетные зависимости привесов оболочек от времени выдержки во всех сериях подчиняются параболическому закону.

Принимая во внимание результаты моделирования тестов ГНЦ НИИАР по окислению оболочек из сплава Э110 [1, 2] с помощью СОКРАТ-V1/V2, корректное воспроиз-

ведение зависимостей ключевых параметров (привес, толщина оксидного слоя) от времени выдержки в прецизионных тестах Павела [11] и Ляйстикова [17], схожесть сплавов Э110 и циркалой-4, а также результаты численного анализа интегрального эксперимента PARAMETER-SF1 [16], можно сделать следующие выводы:

- результаты измерений в экспериментальном исследовании окисления необлученных оболочек в паре при температуре 1200°C [2] согласованы и могут использоваться для валидации расчетных средств, применяемых для анализа тяжелых аварий;
- результаты измерений в экспериментальных исследованиях окисления облученных оболочек в паре при температурах 1000 и 1200°C [1, 2] не согласованы. Такие данные не могут быть рекомендованы для валидации расчетных средств или построения корреляционной зависимости для описания кинетики окисления;
- основания для адаптации и совершенствования модели окисления PROF в составе программы для ЭВМ СОКРАТ-В1/В2 отсутствуют.

3. КВАЛИФИКАЦИОННЫЙ АНАЛИЗ ДАННЫХ ПО ОКИСЛЕНИЮ ОБОЛОЧЕК ИЗ СПЛАВА Э110Г

Основным преимуществом губчатого циркония по сравнению с электролитическим является отсутствие расслоения оксидной пленки в диапазонах 900–1050°C. По этой причине в настоящее время активно исследуются сплавы на основе губчатого циркония, которые в перспективе могут заменить стандартный сплав Э110. Известные экспериментальные исследования по окислению Э110Г довольно разрозненны и плохо документированы, температурный диапазон экспериментальных исследований ограничен областью проектных режимов (до 1200°C). В открытой литературе представлены результаты экспериментов по двустороннему окислению облученных оболочек (ГНЦ НИИАР) [4], необлученных оболочек из Э110Г в состоянии поставки, проведенных в Венгрии [15], а также единичные данные по двустороннему окислению необлученных оболочек из Э110Г, выполненные в России в рамках исследований по охрупчиванию оболочек ВВЭР [5]. Результаты измерений привесов в тестах [4, 5, 15] нанесены на рис. 7–9. Для оболочек, изготовленных с использованием губчатого циркония в различных комбинациях состава исходной шихты, на рисунках используются следующие обозначения: E110g(fr) – 100%-ая губка производства CEZUS FA (Франция), E110g(3fr) – тройная шихта с 70% губки производства CEZUS FA (Франция), E110g(3ru) – тройная шихта с 70% губки производства ОАО “ЧМЗ” (Россия). На рисунке также приведена реалистичная корреляция, описывающая данные [15].

Экспериментальные зависимости привеса от времени выдержки при температурах изотермического режима 1000–1200°C [4, 5, 15] расположены достаточно близко друг к другу (рис. 7–9). Привесы необлученных оболочек оказываются выше, чем привесы облученных при небольших временах выдержки. В работе [4] данный эффект связывается с наличием защитного оксидного слоя на поверхности предварительно облученных оболочек. При увеличении времени выдержки эффект предварительного облучения ослабляется. Кроме этого, можно отметить, что при температуре изотермического режима 1200°C привес необлученных оболочек из сплава E100g(3ru) при небольших временах выдержки лежит на уровне привесов, измеренных в тестах с облученными оболочками [4], что, вероятно, может говорить о большем влиянии состава сплава на кинетику окисления, по сравнению с влиянием предварительного облучения.

Реалистическая корреляция [15] с хорошей степенью точности описывает значения привесов при температурах выдержки 1000 и 1100°C, полученные разными экспери-

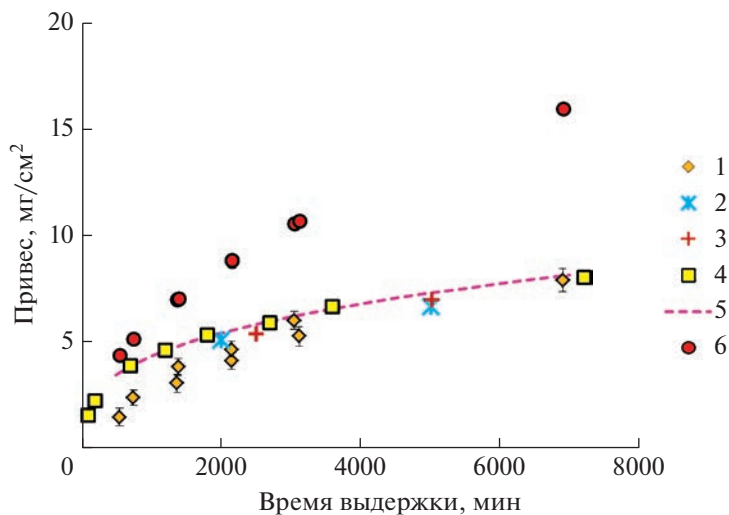


Рис. 7. Зависимость привеса образца от времени при температуре 1000°C. 1 – А.В. Горячев и др. (облученные оболочки) [4]; 2 – E110 g(fr) L. Yegorova et al. (необлученные оболочки) [5]; 3 – E110 g(3ru) L. Yegorova et al. (необлученные оболочки) [5]; 4 – М. Kiraly (необлученные оболочки) [15]; 5 – реалистичная корреляция М. Kiraly (необлученные оболочки) [15]; 6 – расчет ПрЭВМ СОКРАТ-В1/В2.

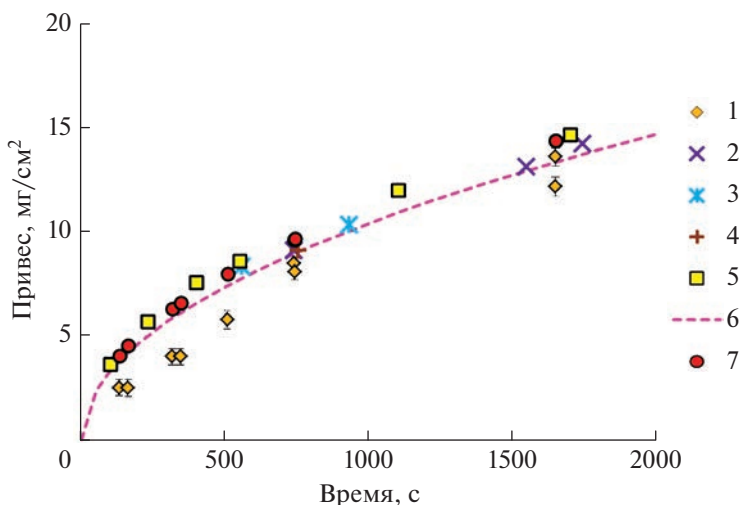


Рис. 8. Зависимость привеса образца от времени при температуре 1100°C. 1 – А.В. Горячев и др. (облученные оболочки) [4]; 2 – E110 g(3ru) L. Yegorova et al. (необлученные оболочки) [5]; 3 – E110 g(fr) L. Yegorova et al. (необлученные оболочки) [5]; 4 – E110 g(3fr) L. Yegorova et al. (необлученные оболочки) [5]; 5 – М. Kiraly (необлученные оболочки) [15]; 6 – реалистичная корреляция М. Kiraly (необлученные оболочки) [15]; 7 – расчет ПрЭВМ СОКРАТ-В1/В2.

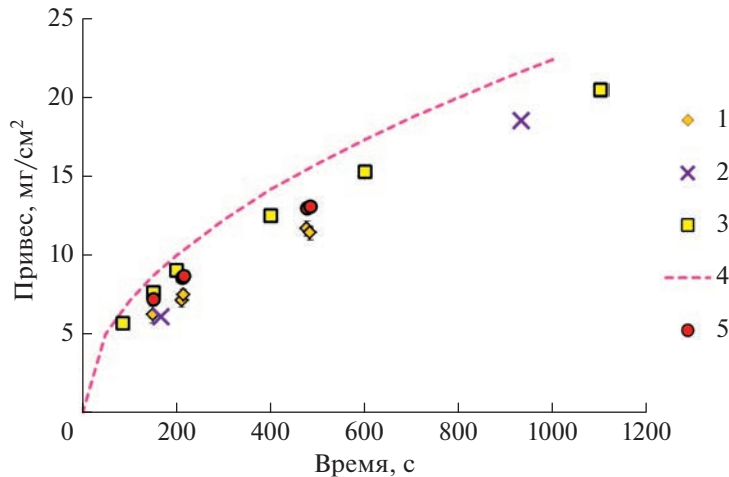


Рис. 9. Зависимость привеса образца от времени при температуре 1200°C. 1 – А.В. Горячев и др. (облученные оболочки) [4]; 2 – E110 g(3гу) L. Yegorova et al. (необлученные оболочки) [5]; 3 – M. Kiraly (необлученные оболочки) [15]; 4 – реалистическая корреляция M. Kiraly (необлученные оболочки) [15]; 5 – расчет ПрЭВМ СОКРАТ-В1/В2.

ментальными группами. При температуре 1200°C корреляция [15] переоценивает экспериментальные данные.

Для проведения квалификационного анализа с применением СОКРАТ-В1/В2 выбрана группа экспериментов ГНЦ НИИАР [4] по окислению оболочек из сплава Zr–1% Nb на основе трехкомпонентной шихты Г100, которая включает три экспериментальных серии в изотермических условиях при температурах от 900 до 1200°C, характерных для начальной стадии тяжелой аварии с потерей теплоносителя (стержневая геометрия). Оболочки в составе экспериментальной ТВС были предварительно облучены на исследовательском реакторе МИР до максимального выгорания топлива 37.9 МВт сут/кг U. Как и рассмотренные выше эксперименты со сплавом Э110, данная серия относится к классу тестов по исследованию отдельных явлений.

Степень окисления определялась по привесу образцов, при этом для исключения ошибок, связанных с отслоением оксида с поверхности образца, после окисления взвешивалось все содержимое тигля. В отчете [4] приведены расчетные формулы для оценки привесов внешней и внутренней поверхности образцов по результатам металлографической экспертизы (по измеренным значениям толщин слоев ZrO и ZrO₂). Однако результаты измерений толщины оксидных слоев в отчете отсутствуют. Представленные в [4] расчетные формулы приведены в предположении, что привес внутренней поверхности оболочки рассчитывался как разность измеренного привеса и привеса, рассчитанного через толщину внешнего оксидного слоя, поскольку на внутренней поверхности наблюдалось отслоение оксида. Оценка согласованности измерений параметров эксперимента в таком случае затруднительна, поэтому сравнение результатов расчета с экспериментальными данными осуществлялась только по измеренным значениям привеса образца.

Результаты численного моделирования группы тестов [4] также нанесены на рис. 7–9. Во всех сериях тестов наблюдается тенденция к переоценке экспериментальных привесов, которая уменьшается с увеличением температуры изотермической выдержки.

При температурах 1100 и 1200°С расчетная зависимость привеса от времени изотермической выдержки лежит в пределах разброса экспериментальных данных [5, 15] по окислению необлученных оболочек из сплава Э110Г, хотя и завышает данные по окислению облученных оболочек [4] (рис. 7–8).

Относительная близость экспериментальных данных [4, 5, 15] в совокупности с хорошим результатами численного моделирования с помощью СОКРАТ-В1/В2 серии экспериментов [4] при температурах выдержки 1100 и 1200°С, тестов [1, 2] с оболочками из сплава Э110 в случае согласованных данных, прецизионных тестов [11, 17] с оболочками из сплава циркалой-4 позволяет сделать вывод о том, что данные [4] могут рассматриваться как пригодные для валидации моделей окисления тяжелоаварийных расчетных средств. Кроме того, несмотря на то, что в библиотеке свойств материалов СОКРАТ-В1/В2 к настоящему моменту времени материал Э110Г отсутствует, а при моделировании тестов [4] в качестве материала оболочки задавался стандартный сплав Э110, получено достаточно хорошее совпадение расчетных привесов с измеренными в сериях с температурами выдержки 1100 и 1200°С. Такие результаты моделирования позволяют предположить, что до появления специальной модели окисления сплава Э110Г СОКРАТ-В1/В2 может применяться к прогнозированию поведения оболочек твэлов из сплава Э110Г при окислении в паре в данном диапазоне температур.

Близость экспериментальных данных [4, 5, 15] при температуре изотермического режима 1000°С может свидетельствовать о том, что, скорее всего, результаты серии [4] при данной температуре могут быть пригодны для валидации тяжелоаварийных кодов. Однако расчетные данные при моделировании серии [4] оказываются намного выше измеренных привесов и облученных [4], и необлученных [5, 15] оболочек из Э110Г (рис. 7). Это может быть связано с эффектом резкого снижения скорости окисления губчатого циркония при температуре 1000°С по сравнению со сплавами Э110 и циркалой-4, отмеченным в работе [5]. Несмотря на это, в условиях отсутствия специальной модели окисления сплава Э110Г СОКРАТ-В1/В2 может применяться для прогнозирования окисления оболочек из сплава Э110Г при температуре 1000°С, но значение рассчитываемой величины привеса необходимо рассматривать как верхнюю оценку. При быстропротекающих ТА с разрывом первого контура или обесточиванием блока АЭС окисление в стержневой геометрии происходит до достижения оболочками твэлов температуры 2000°С, скорость разогрева активной зоны составляет 0.1–1 К/с. Поскольку кинетика окисления зависит от температуры экспоненциально, переоценка окисления при 1000°С не внесет значительного вклада в протекание тяжелой аварии, скорость наработки и интегральную массу водорода. При авариях с длительным нахождением активной зоны при температурах порядка 1000°С (например, в бассейнах выдержки или при заливе активной зоны в стержневой геометрии с низкими расходами теплоносителя) программа СОКРАТ-В1/В2 может давать завышенные значения скорости и массы вышедшего водорода.

4. ВЛИЯНИЕ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО ОБЛУЧЕНИЯ ОБОЛОЧЕК ИЗ СПЛАВА Э110 И Э110Г НА КИНЕТИКУ ОКИСЛЕНИЯ

Выше было продемонстрировано, что результаты экспериментальных исследований окисления оболочек из сплавов Э110 и Э110Г характеризуются существенным разбросом. Причиной рассогласованности экспериментальных данных может быть недостаток описания методики проведения экспериментов, включая возможные неопределенности экспериментальных условий и измерений, что затрудняет корректное сопоставление результатов расчета с измерениями. При исследовании окисления дополнительный вклад в неопределенность экспериментальных данных вносит эффект

предварительного облучения оболочки, влияние которого однозначно не установлено. Сравнение измеренных значений в экспериментах по окислению облученных и необлученных оболочек при температуре 1200°C [2] (рис. 6) свидетельствует о том, что при временах выдержки до 20 мин привес необлученных оболочек и соответствующий выход водорода выше, чем в случае облученных оболочек. Привесы в необлученных оболочках Э110Г [4] выше по сравнению с облученными оболочками, что объясняется авторами [4] наличием защитного оксидного слоя на внешней поверхности облученных оболочек. В то же время в работе [5], где изучалось двустороннее окисление оболочек Э110, рефабрированных из коммерческих твэлов ВВЭР-1000, облученных до уровней выгорания 50–53 МВт сут/кг U, отмечается противоположная тенденция, хотя на внешней поверхности оболочек также присутствовал оксидный слой толщиной 5 мкм. Более быстрая кинетика окисления облученных оболочек Э110 в работе [5] связывалась с окислением некоторых продуктов деления, присутствовавших на внутренней поверхности, и изменением микроструктуры оболочек в ходе штатной эксплуатации. Различия в тенденциях и их интерпретации указывают на то, что данные по окислению облученных оболочек характеризуются значительным разбросом, возможны систематические погрешности, и эти данные следует использовать лишь для качественных оценок, но в целом окисление облученных и необлученных оболочек принципиально не различается.

5. ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведенный квалификационный анализ опубликованных экспериментальных данных ГНЦ НИИАР по окислению оболочек из сплавов Э110 [1, 2] и Э110Г [4], дополненный результатами моделирования этих тестов с помощью программы для ЭВМ СОКРАТ-В1/В2, а также моделирования прецизионных тестов с оболочками из сплава циркалой-4 Павела [11] и Ляйстикова [17], интегрального эксперимента по заливу горячих стержневых сборок PARAMETER-SF1 [16] (оболочки стержней из сплава Э110) позволяют сделать следующие выводы:

1) в настоящее время экспериментальные программы по окислению оболочек из отечественных сплавов Э110 и Э110Г характеризуются разрозненностью результатов и недостаточными описаниями методик проведения экспериментов и, в частности, процедур измерений. В открытых источниках информация о прецизионных тестах по окислению оболочек из сплавов Э110 и Э110Г, подобных [11, 17], не представлена. Отсутствие экспериментов такого рода может приводить к неточному представлению об окислении оболочек из отечественных сплавов. Влияние предварительного облучения оболочки однозначно не установлено, что может быть следствием нехватки прецизионных экспериментальных программ, акцентирующих внимание на исследовании эффекта предварительного облучения;

2) в случае согласованных результатов измерений данные тестов ГНЦ НИИАР по окислению оболочек из сплавов Э110 [1, 2] могут применяться для валидации тяжелоаварийных кодов;

3) СОКРАТ-В1/В2 может применяться к прогнозированию поведения оболочек при окислении в паре в диапазоне температур 1000–1200°C;

4) основания для адаптации и совершенствования модели окисления PROF в составе программы для ЭВМ СОКРАТ-В1/В2 отсутствуют;

5) результаты измерений привеса в тестах ГНЦ НИИАР по окислению оболочек из сплава Э110Г [4] могут использоваться для валидации тяжелоаварийных кодов;

6) при условии проведения соответствующей валидации и оценки погрешности программа для ЭВМ СОКРАТ-В1/В2 может применяться для прогнозирования поведения оболочек из сплава Э110Г при высокотемпературном окислении в паре, за исключением случаев с длительным нахождением оболочек при температуре 1000°C.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кунгурцев И.А., Смирнов В.П., Жителев В.А., Ступина Л.Н. и др. Исследование кинетики окисления при температуре 1000°C в паро-аргоновой среде образцов оболочки твэла ВВЭР-440, отработавшего до выгорания 42.2 МВт сут/кг U. Отчет ГНЦ РФ НИИАР О-4652. Дмитровград, 1997.
2. Кунгурцев И.А., Чесанов В.В., Кузьмин И.В., Лебедюк И.В. Исследование окисления образцов оболочки отработавшего твэла ВВЭР-1000 и необлученной оболочки из сплава Э-110 при температуре 1200°C. Отчет ГНЦ РФ НИИАР. Дмитровград, 1999.
3. В Росатоме освоено производство циркониевой губки для ядерного топлива // <http://atominfo.ru/> URL: <http://atominfo.ru/newsz04/a0139.htm> (дата обращения: 02.11.2021).
4. Горячев А.В., Косвинцев Ю.Ю., Леценко А.Ю. Особенности кинетики высокотемпературного окисления облученных оболочек ВВЭР. Журн. Физика и химия обработки материалов, 2009. № 2. С. 14–23.
5. Yegorova L., Lioutov K., Jouravkova N., Konobeev A., Smirnov V., Chesanov V., Goryachev A. Experimental Study of Embrittlement of Zr-1%Nb VVER Cladding under LOCA-Relevant Conditions, NUREG/IA-0211, U.S. Nuclear Regulatory Commission, March 2005.
6. Solyany V.I., Bibilashvili Yu.K., Tonkov V.Yu. High Temperature Oxidation and Deformation of Zr-1%Nb Alloy of VVER Fuels, Proceedings OECD-NEA-CSNI/IAEA Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Safety and Fission Product Release in Off-Normal and Accident Condition. Riso/Denmark, 16–20 May 1983. P. 163.
7. Соколов Н.Б., Андреева-Андреевская Л.Н., Власов Ф.Ю., Карнов В.М., Нечаева О.А., Салатов А.В., Тонков В.Ю. Кинетики взаимодействия материалов активной зоны реактора типа ВВЭР. Рекомендации к использованию в рамках международной стандартной проблемы по эксперименту CORA-W2. Отчет № 8068. Всероссийский НИИ Неорганических Материалов им. акад. А.А. Бочвара. Москва, 1993.
8. Freska J., Konczos G., Maroti L., Matus L. Oxidation and Hydriding of Zr-1%Nb Alloys by Steam. Report KFKI-1995-17/G, 1995.
9. Vrtlikova V., Valach M., Molin M. Oxidation and Hydriding Properties of Zr-1%Nb cladding Materials in comparison with Zircalloys, Technical Committee Meeting on Influence of Water Chemistry on Fuel Cladding Behaviour, 4–8 October 1993.
10. Steinbruck M., Ver N., Große M. Oxidation of Advanced Zirconium Cladding Alloys in Steam at Temperatures in the Range of 600–1200°C. Oxid Met 2011 № 76. P. 215–232.
11. Cathcart J.V., Pawel R.E., McKee R.A., Druschel R.E., Yurek G.J., Campbell J.J., Jury S.H. Zirconium Metal-Water Oxidation Kinetics IV. Reaction Rate Studies. ORNL/NUREG-17, 1977.
12. Leistikow S., Schanz G., Berg H.V., Aly A.E. Comprehensive presentation of Extended Zr-4/Steam Oxidation Results 600–1600°C. Proc.OECD-NEA-CSNI/IAEA Specialists' Meeting on Water Reactor Fuel Safety and Fission Product Release in Off-Normal and Accident Conditions, Riso Nat. Lab. Denmark, 1983.
13. Schanz G. Recommendations and Supporting information on the Choice of Zirconium Oxidation Models in Severe Accident Codes, FZKA 6827, SAM-COLOSS-P043, 2003.
14. Berdyshev A.V., Matveev L.V., Veshchunov M.S. Development of the data base for the kinetic model of the zircaloy 4/steam oxidation at high temperatures (1000°C ≤ T ≤ 1825°C). Препринт № IBRAE-97-05. М.: Институт проблем безопасного развития атомной энергетики РАН, 1997. С. 32.
15. Kiraly M., Kulacsy K., Hozer Z., Perez-Fero E., Novotny T. High-temperature steam oxidation kinetics of the E110G cladding alloy. Journal of Nuclear Materials. 2016. № 475. P. 27–36.
16. Tomashchik D.Yu., Dolganov K.S., Kiselev A.E., Ryzhov N.I., Yudina T.A. Numerical Assessment of Parameter-Sf1 Test on Oxidation And Melting of Lwr Fuel Assembly under Top Flooding Conditions. Nuclear Engineering and Design. 1 December 2020. V. 369.
17. Leistikow S., Schanz G., Berg H.V. Kinetik und Morphologie der isothermen Dampf-Oxidation von Zircaloy 4 bei 700–1300°C. KfK 2587, 1987.
18. Dolganov K.S., Kiselev A.E., Ryzhov N.I., Filippov M.F., Chalyi R.V., Yudina T.A., Shevchenko S.A., Yashnikov D.A., Kozlova N.A. Evaluation of sokrat code possibility to model uranium-dioxide fuel dissolution by molten zirconium. Atomic Energy, 2018. V. 125. № 2.

**Qualification Analysis of Experimental Data for High-Temperature Oxidation
of Russian Zirconium Alloys in Steam**

I. S. Akhmedov^{a, *}, T. A. Yudina^a, D. Yu. Tomashchik^a, K. S. Dolganov^a, and M. F. Filippov^a

^a *Nuclear Safety Institute of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russia*

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

The paper presents the results of qualification analysis of experimental data on high-temperature oxidation of the Russian zirconium alloys in steam, which include an assessment of the consistency of measurement results in tests, and numerical modeling of experiments with SOCRAT-V1/V2 code. Conclusions are provided on the possibility of using the SSC RIAR experimental programs for validation of severe accident codes, and the applicability of the SOCRAT-V1/V2 code for prediction of the high-temperature oxidation of the Russian zirconium claddings of fuel rods.

Keywords: fuel rod cladding, zirconium, oxidation in steam, SOCRAT, qualification analysis

УДК 620.4

ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПОЛУЗАКРЫТЫХ ЦИКЛОВ С КИСЛОРОДНЫМ СЖИГАНИЕМ ТОПЛИВА И УГЛЕКИСЛОТНО-ПАРОВЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ

© 2023 г. В. О. Киндра¹, *, И. И. Комаров¹, С. К. Осипов¹,
О. В. Злышко¹, В. Ю. Наумов¹

¹Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования
“Национальный исследовательский университет “МЭИ”, Москва, Россия
*e-mail: kindra.vladimir@yandex.ru

Поступила в редакцию 06.10.2022 г.

После доработки 17.02.2023 г.

Принята к публикации 20.02.2023 г.

Снижение выбросов вредных веществ при производстве электроэнергии на тепловых электрических станциях возможно за счет перехода на полужакрытые газотурбинные циклы с кислородно-топливным сжиганием и углекислотно-паровым рабочим телом. Их основными преимуществами по сравнению с закрытыми циклами Ренкина на водяном паре и открытыми циклами Брайтона на продуктах сгорания топливно-воздушной смеси являются отсутствие опасности образования токсичных веществ и эффективная, основанная на термодинамическом принципе сепарация компонентов теплоносителя, позволяющая впоследствии утилизировать диоксид углерода высокой чистоты. В настоящей работе представлены результаты термодинамического анализа энергетических показателей наиболее известных кислородно-топливных циклов с углекислотно-паровым рабочим телом. Подробно описана методика моделирования тепловых схем перспективных энергетических комплексов, учитывающая потери на охлаждение высокотемпературных углекислотных турбин, затраты энергии на производство и сжатие кислорода, а также сжатие углекислого газа перед захоронением. По результатам математического моделирования установлено, что электрический КПД нетто для полужакрытого комбинированного цикла с кислородным сжиганием топлива может достигать значения 44.5% при температуре на входе в газовую турбину 1400°C, а для цикла Аллама – 43.2% при 1100°C.

Ключевые слова: выбросы, диоксид углерода, эффективность, рециркуляция, воздуходелительная установка, энергетический баланс, моделирование

DOI: 10.31857/S0002331023030056, EDN: TAMVRV

ВВЕДЕНИЕ

Вклад энергетического сектора в глобальные экологические проблемы

Непрерывное увеличение численности населения и высокие темпы индустриализации привели к аномальному росту потребления ископаемого топлива, наблюдающемуся на протяжении последних 70 лет. Намечившаяся тенденция предопределила ряд серьезных экологических последствий, обусловленных значительными выбросами токсичных веществ и парниковых газов в атмосферу. Анализ многочисленных прогнозных данных позволяет прийти к выводу, что избежать существенных экономических потерь и обеспечить достижимость критериев устойчивого развития возможно за счет перехода к экологически безопасным технологиям производства [1].

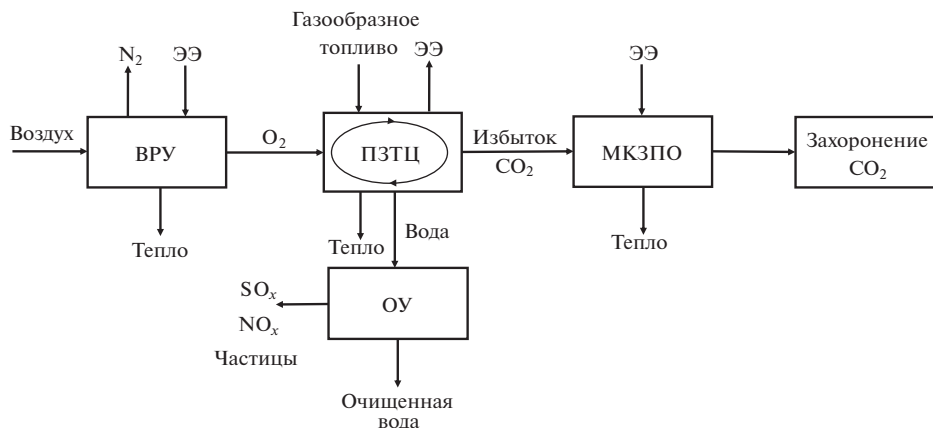


Рис. 1. Концептуальная схема материальных и энергетических потоков КТЭК.

Очевидно, что для эффективного снижения выбросов необходимо сосредоточить основные усилия на предотвращении их образования для наиболее крупных источников. Результаты статистического анализа свидетельствуют о существенном вкладе энергетического сектора в общей структуре выбросов токсичных веществ и парниковых газов [2]. В частности, в результате добычи и сжигания нефти, природного газа и угля на электростанциях образуется порядка 13–19% оксидов азота, 56–60% оксидов серы, 30% углекислого газа. При этом на долю тепловых электрических станций приходится примерно 25% мировых выбросов парниковых газов [3].

Значительный вклад энергетической отрасли в общей структуре выбросов связан с широким распространением тепловых электрических станций, работающих по циклам Ренкина, Брайтона и Брайтона–Ренкина. Традиционные технологии обладают высокой эффективностью, однако их недостатком является большое количество выбросов. При внедрении традиционных технологий предотвращения образования и улавливания вредных веществ, эффективность значительно снижается, а удельная стоимость установленной мощности растет. Более того, степень улавливания из уходящих газов диоксида углерода для существующих установок гораздо меньше заявляемых 90% [4].

Достичь практически полного сокращения выбросов токсичных веществ и неконденсирующихся парниковых газов от тепловых электрических станций возможно за счет перехода на кислородно-топливные энергетические комплексы (КТЭК) (рис. 1) [5]. Данные установки включают в себя полузакрытый топливный цикл (ПЗТЦ), многоступенчатый компрессор сжатия углекислого газа для подачи на захоронение (МКЗПО), воздухоразделительную установку (ВРУ) для получения кислорода и очистительное устройство (ОУ) для удаления из цикла конденсата и вредных веществ. Их основным преимуществом по сравнению с закрытыми циклами Ренкина на водяном паре и открытыми циклами Брайтона на продуктах сгорания топливно-воздушной смеси является кислородное сжигание углеводородов, обеспечивающее отсутствие опасности образования токсичных веществ и эффективную, основанную на термодинамическом принципе, сепарацию компонентов теплоносителя, позволяющую впоследствии утилизировать диоксид углерода высокой чистоты.

Первые модификации данных циклов появлялись еще в конце прошлого века. Сегодня США, Япония и европейские страны активно развивают данное направление. За счет выделения грантов, субсидирования “зеленых” технологий производства электро-

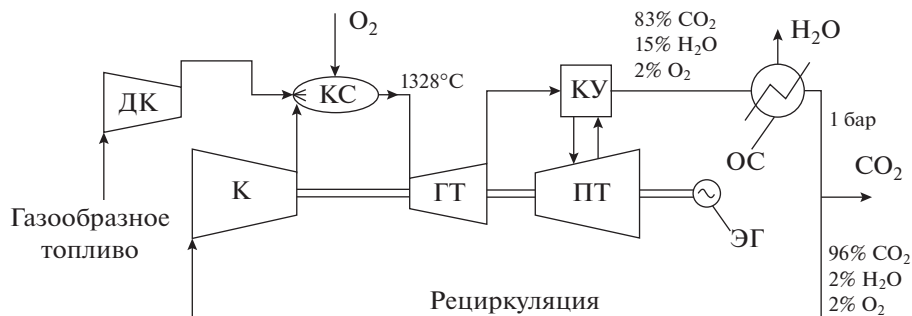


Рис. 2. Принципиальная тепловая схема полужакрытого цикла с кислородным сжиганием топлива.

энергии, создания законодательных баз, стимулирующих сокращение выбросов, проводятся научные исследования, строятся экспериментальные установки и создаются предпосылки для создания серийного производства энергоблоков с “нулевыми” выбросами вредных веществ. Крупные энергетические корпорации объединяют усилия с целью создания демонстрационных установок, способных отпускать до 50 МВт электроэнергии в сеть [6]. Для России данное направление также является актуальным в связи с необходимостью снижения выбросов вредных веществ в атмосферу и высокой вероятностью введения трансграничного углеродного налога. Для оценки перспективности использования КТЭК для производства электроэнергии необходимо провести ряд исследований, а именно: оценить термодинамическую эффективность, разработать энергетическое оборудование, произвести оценку экономической эффективности установки. Таким образом, целью настоящей работы является оценка и сравнение термодинамической эффективности перспективных КТЭК.

ОБЪЕКТ ИССЛЕДОВАНИЯ

В качестве объектов исследования были выбраны наиболее перспективные кислородно-топливные циклы с рециркуляцией диоксида углерода в камеру сгорания: полужакрытый комбинированный цикл с кислородным сжиганием топлива (SCOC-CC) и цикл Аллама. Основное отличие данных установок заключается в использовании различных способов утилизации теплоты потока на выходе из газовой турбины: в цикле SCOC-CC применяется утилизационный паротурбинный цикл, а в цикле Аллама – регенератор.

Полужакрытый комбинированный цикл с кислородным сжиганием топлива и углекислотно-паровым рабочим телом

Полужакрытый комбинированный цикл с кислородным сжиганием топлива имеет наиболее простую среди прочих кислородно-топливных циклов конфигурацию. По сути это аналог бинарного цикла Брайтона–Ренкина с кислородно-топливной камерой сгорания, в которую подается поток углекислого газа на рециркуляцию (рис. 2).

Цикл SCOC–CC работает следующим образом. В камеру сгорания (КС) дожимным компрессором (ДК) подается топливо и кислород. Образующиеся продукты сгорания более чем на 80% состоящие из диоксида углерода при температуре 1400°C подаются в газовую турбину (ГТ), соединенную с электрогенератором (ЭГ). После совершения работы в газовой турбине рабочая среда поступает в котел-утилизатор (КУ), служащий для генерации пара, направляющегося в паровую турбину (ПТ). Дымовые газы после КУ попадают в охладитель-сепаратор (ОС), где происходит конденсация и отделение

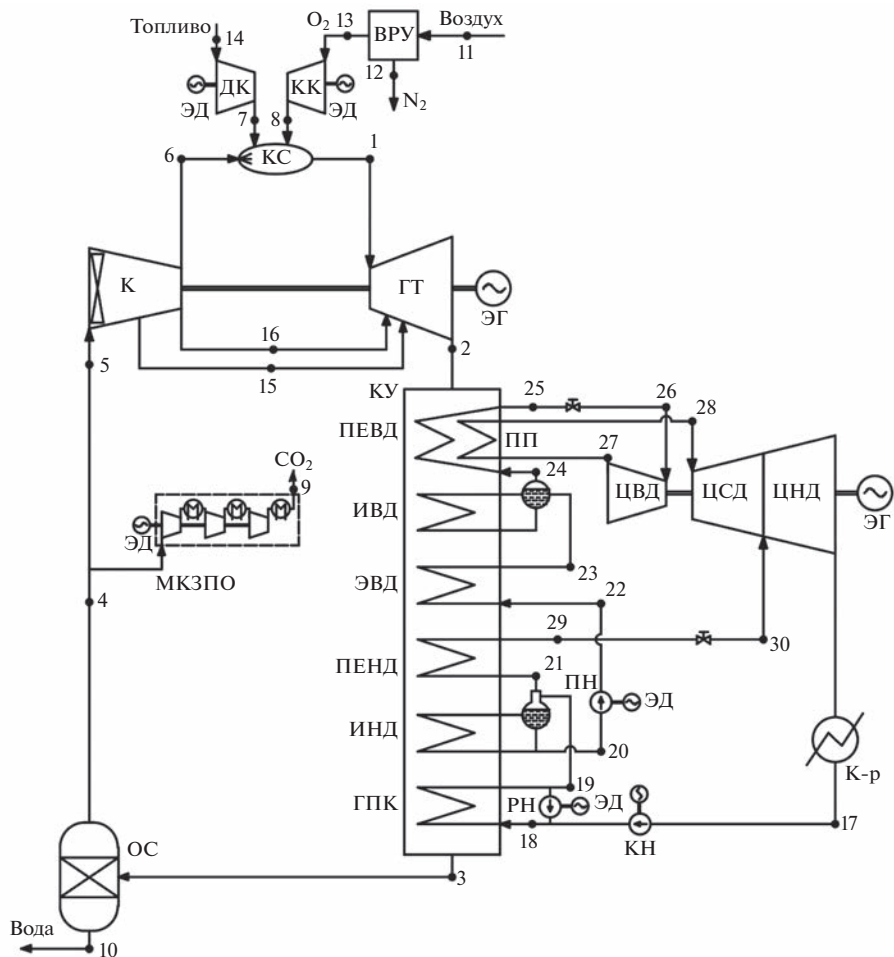


Рис. 3. Принципиальная тепловая схема цикла SCOC-CC: ПП – промежуточный пароперегреватель; ПЕВД и ПЕНД – пароперегреватели высокого и низкого давления; ИВД, ИНД – испарители высокого и низкого давления; ЭВД – экономайзер высокого давления; ГПК – газовый подогреватель конденсата; ЦВД, ЦСД, ЦНД – цилиндр высокого, среднего и низкого давления паровой турбины; К-р – конденсатор; КН – конденсатный насос; РН – рециркуляционный насос; ПН – питательный насос; ЭД – электродвигатель.

большей части воды при давлении, близком к атмосферному. Далее меньшая часть потока диоксида углерода выводится из цикла с целью последующего захоронения. Большая часть рабочей среды, состоящей преимущественно из углекислого газа, подается на вход компрессора (К) для последующей рециркуляции в камеру сгорания.

Более подробная принципиальная тепловая схема полужакрытого комбинированного цикла, представленная на рис. 3, использовалась при создании математической модели. Ее отличительными признаками являются:

- использование двухконтурного котла-утилизатора с промежуточным перегревом для генерации пара;
- использование барабана низкого давления, совмещенного с деаэрационной колонкой;

- использование ВРУ;
- использование дожимного компрессора для сжатия природного газа;
- использование компрессора кислорода (КК);
- использование многоступенчатого компрессора захоронения с промежуточным охлаждением.

Главным преимуществом данного цикла является использование отработанной паротурбинной технологии для утилизации теплоты потока на выходе из газовой турбины. Основным недостатком являются значительные затраты энергии на привод компрессора вследствие сжатия диоксида углерода в газообразном состоянии. Кроме того, необходима организация двух циклов на различных теплоносителях, что повышает стоимость установки.

Цикл Аллама

Ряд перечисленных выше недостатков цикла SCOC-CC были устранены в цикле Аллама, а именно: уменьшение работы сжатия углекислого газа за счет использования промежуточного охлаждения и использование одного вида теплоносителя. В цикле Аллама углекислый газ сжимается в многоступенчатом компрессоре с промежуточным охлаждением (МКПО CO₂) и поступает в углекислотный насос (Н), где давление рабочего тела повышается до максимального. После насоса диоксид углерода направляется в регенератор (Р), где нагревается за счет потока рабочего тела после газовой турбины и горячего потока воздуха из ВРУ. Использование низкопотенциальной теплоты ВРУ, получаемой за счет охлаждения воздуха после осевого компрессора, позволяет увеличить количество регенерируемой в цикле теплоты. После регенератора большая часть потока углекислого газа направляется в камеру сгорания для ограничения начальной температуры, оставшаяся подается в систему охлаждения газовой турбины. В камере сгорания углекислый газ смешивается с потоками сжатого кислорода и природного газа, после чего происходит кислородно-топливное сжигание и нагрев рабочей среды до температуры на входе в турбину. Благодаря рециркуляции диоксида углерода рабочее тело более чем на 90% состоит из углекислого газа. Расширение в проточной части газовой турбины происходит до давления 30 бар, что меньше критического давления для углекислого газа. Таким образом, степень расширения в турбине равняется 10 [7]. После газовой турбины рабочее тело подается в регенератор.

Принципиальная тепловая схема цикла Аллама, представленная на рис. 4, использовалась при разработке математической модели. Ее отличительными признаками являются наличие следующих элементов:

- регенератора, который состоит из двух двухпоточных теплообменников (первый теплообменник используется для подогрева теплоносителя, используемого в качестве хладагента газовой турбины, с помощью теплоты сжатого в ВРУ воздуха, а второй теплообменник осуществляет подогрев диоксида углерода на выходе из углекислотного насоса с помощью теплоты, содержащейся в выхлопных газах газовой турбины);
- многоступенчатого компрессора для сжатия кислорода с промежуточным охлаждением (МККПО);
- многоступенчатого компрессора с промежуточным охлаждением для сжатия углекислого газа в энергетическом цикле.

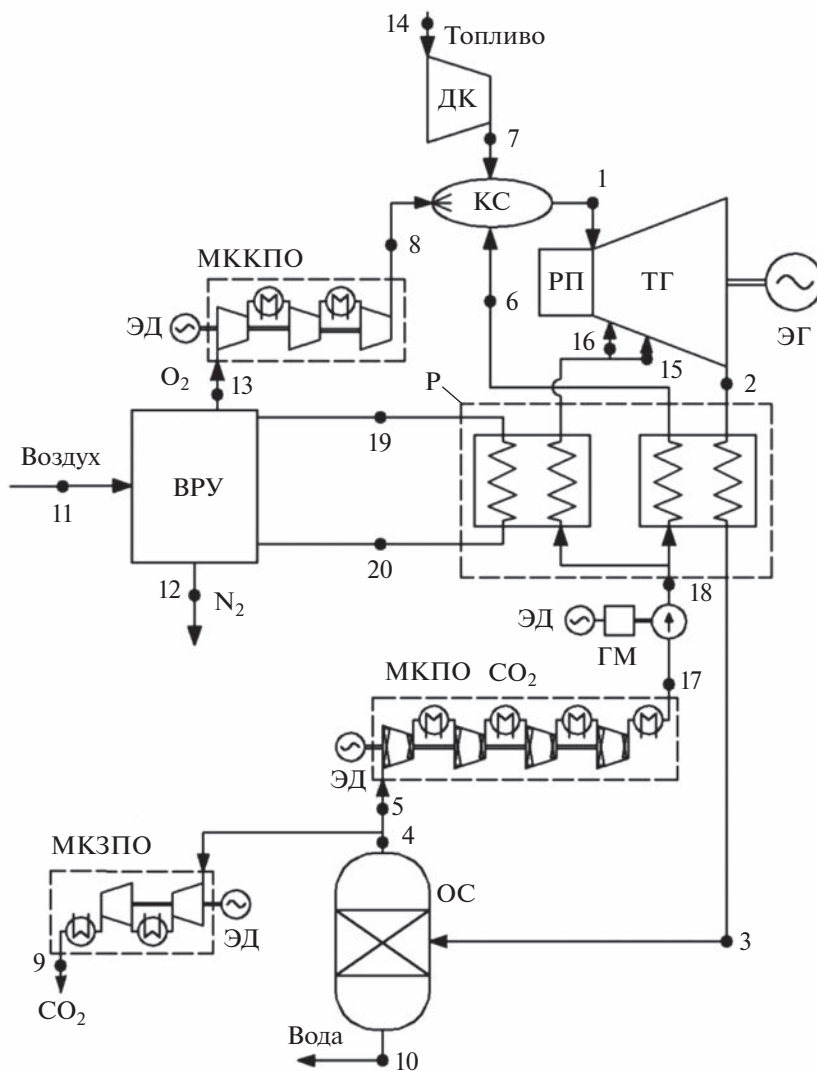


Рис. 4. Принципиальная тепловая схема цикла Аллама: ГМ – гидромфуга; РП – разгрузочный поршень.

РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ РАСЧЕТА ТЕПЛОВЫХ СХЕМ КИСЛОРОДНО-ТОПЛИВНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ КОМПЛЕКСОВ

Общие подходы к моделированию

Разработанная математическая модель КТЭК состоит из трех частей, соединенных между собой материальными и энергетическими связями (рис. 1): модель ВРУ, модель ПЗТЦ и модель МКЗПО, сжимающего удаляемый на захоронение углекислый газ.

Для моделирования КТЭК использовался программный комплекс Aspen Plus [8], имеющий большое количество встроенных математических моделей оборудования и способов определения теплофизических свойств чистых веществ и их смесей. Система охлаждения газовой турбины моделировалась в соответствии с методикой, описан-

Таблица 1. Исходные данные для моделирования тепловых схем

Параметр	Единица измерения	SCOC-CC	Аллам
Температура на входе в газовую турбину	°С	1400	1100
Давление на входе в газовую турбину	МПа	6	30
Давление в охладителе-сепараторе	МПа	0.1	3
Температура топлива	°С	15	
Давление топлива	МПа	0.7	
Низшая теплота сгорания топлива	МДж/кг	50	
Высшая теплота сгорания топлива	МДж/кг	55.5	
Давление пара ВД на входе в турбину	МПа	13	—
Давление промежуточного перегрева на входе в турбину	МПа	3	
Давление пара НД на входе в турбину	МПа	1	—
Недогрев в пароперегревателях котла-утилизатора	°С	20	—
Недогрев в испарителях котла-утилизатора	°С	10	—
Недогрев на выходе из экономайзера и ГПК	°С	10	—
Температура хладагента в газовой турбине	°С	330-450	200
Минимальный недогрев в регенераторе	°С	—	5
Давление захоронения CO ₂	МПа	10	
Минимальная температура в цикле	°С	30	
Мощность нетто энергоблока	МВт	200	

ной в [9]. Исходные данные для моделирования обеих тепловых схем представлены в табл. 1. Выбранные параметры являются близкими к оптимальным согласно результатам исследований, описанных в [10–14]. Потери давления в различных элементах тепловой схемы были приняты по результатам обзора литературы [6, 15–17].

В связи с отсутствием в открытых источниках результатов исследований полноты сгорания природного газа в среде диоксида углерода высокого давления избыток кислорода был принят равным нулю при расчетах. Кроме того, если сжигать природный газ в КС с избытком кислорода это приведет к накоплению его в цикле, так как КТЭК являются полузакрытыми.

Для определения теплофизических свойств рабочей среды использовалась база данных NIST REFPROP [18], которая содержит наиболее точные функции для расчета параметров углекислотных циклов [19, 20].

Влияние потери теплоты через теплоизоляцию, утечек через уплотнения, схемы движения рабочего тела и других конструктивных элементов не учитывалось при оценке эффективности установок из-за отсутствия реальных данных о характеристиках энергетического оборудования.

Для оценки энергозатрат на производство кислорода с высокой степенью чистоты 99.5–99.6% использовалась методика расчета наиболее эффективной воздухоразделительной установки низкого давления, представленная в [21]. В рассматриваемой ВРУ давление на выходе из воздушного компрессора составляет 0.609 МПа. По результатам расчетов была получена оценка затрат электроэнергии на производство кислорода 1092 кДж/кг O₂ или 0.428 кВт ч/нм³ O₂, что согласуется с данными о ВРУ ОАО “Крио-

генмаш” 0.4–0.45 кВт ч/нм³ O₂ [22]. В рассматриваемой ВРУ температура потока после воздушного компрессора составляет 241.4°C, при этом на входе в кислородные и азотные регенераторы температура воздуха обычно составляет 20–40°C, что достигается за счет использования водяного охлаждения. За счет охлаждения данного потока воздуха в регенераторе цикла Аллама возможно увеличить эффективность энергоустановки без изменения структуры ВРУ.

Методика расчета основных энергетических характеристик КТЭК

Основным энергетическим критерием сравнения рассматриваемых КТЭК являлся электрический КПД нетто, который рассчитывался по формуле (1).

$$\eta_{\text{нетто}}^{\text{э}} = \frac{N_{\text{э}}^{\text{отп}}}{B_{\text{т}} Q_{\text{н}}^{\text{р}}} = \frac{N_{\text{ГТ}} + N_{\text{ПТ}} - (N_{\text{к}} + N_{\text{ДК}} + N_{\text{КК}} + N_{\text{ВРУ}} + N_{\text{КЗ}} + N_{\text{Н}})}{B_{\text{т}} Q_{\text{н}}^{\text{р}}}, \quad (1)$$

где $\eta_{\text{нетто}}^{\text{э}}$ – электрический КПД нетто энергоблоков, %; $N_{\text{э}}^{\text{отп}}$ – отпускаемая электрическая мощность энергоблока, МВт; $N_{\text{ГТ}}$ – электрическая мощность газовой турбины, МВт; $N_{\text{ПТ}}$ – электрическая мощность паровой турбины, МВт; $N_{\text{к}}$ – электрическая мощность компрессора CO₂, МВт; $N_{\text{ДК}}$ – электрическая мощность дожимного компрессора, МВт; $N_{\text{КК}}$ – электрическая мощность кислородного компрессора, МВт; $N_{\text{ВРУ}}$ – электрическая мощность воздухоразделительной установки, МВт; $N_{\text{КЗ}}$ – электрическая мощность компрессора захоронения, МВт; $N_{\text{Н}}$ – электрическая мощность насосов, МВт; $B_{\text{т}}$ – расход метана в камеру сгорания энергоблока, кг/с; $Q_{\text{н}}^{\text{р}}$ – низшая теплота сгорания топлива (метана), МДж/кг.

При проведении термодинамического анализа КТЭК составлялись уравнения материальных и энергетических балансов. В отличие от традиционных паротурбинных и газотурбинных установок, являющихся открытыми со стороны продуктов сгорания, ПЗТЦ являются полузакрытыми. Данный фактор обуславливает необходимость учета теплоты конденсации водяных паров, содержащихся в углекислотно-паровой смеси. Поэтому при составлении энергетических балансов для кислородно-топливных установок важно учитывать, что к циклу подводится топливо с высшей теплотой сгорания. Равенство входящих и выходящих из энергетического комплекса тепловых потоков может быть описано при помощи уравнения (2).

$$\begin{aligned} & Q_{\text{топл}}^{\text{хим}} + Q_{\text{топл}}^{\text{физ}} + Q_{\text{возд}}^{\text{физ}} = \\ & = N_{\text{э}}^{\text{отп}} + Q_{\text{N}_2}^{\text{физ}} + Q_{\text{H}_2\text{O}}^{\text{физ}} + Q_{\text{CO}_2}^{\text{физ}} + Q_{\text{OC}} + \sum Q_{\text{пот}}^{\text{ВРУ}} + \sum Q_{\text{ПО}}^{\text{К}} + \sum Q_{\text{ПО}}^{\text{КЗ}} + \sum Q_{\text{проч}}, \end{aligned} \quad (2)$$

где $Q_{\text{топл}}^{\text{хим}}$ – химическая теплота топлива по высшей теплоте сгорания, МВт; $Q_{\text{топл}}^{\text{физ}}$ – физическая теплота топлива, МВт; $Q_{\text{возд}}^{\text{физ}}$ – физическая теплота воздуха, МВт; $Q_{\text{N}_2}^{\text{физ}}$ – физическая теплота сбрасываемого азота, МВт; $Q_{\text{H}_2\text{O}}^{\text{физ}}$ – физическая теплота удаляемой воды, МВт; $Q_{\text{CO}_2}^{\text{физ}}$ – физическая теплота удаляемого углекислого газа, МВт; Q_{OC} – теплота, удаляемая в охладителе-сепараторе, МВт; $\sum Q_{\text{пот}}^{\text{ВРУ}}$ – потеря теплоты в ВРУ, МВт; $\sum Q_{\text{ПО}}^{\text{К}}$ – сумма потерь теплоты в промежуточных охладителях углекислотного компрессора, МВт; $\sum Q_{\text{ПО}}^{\text{КЗ}}$ – сумма потерь теплоты в промежуточных охладителях компрессора захоронения углекислого газа, МВт; $\sum Q_{\text{проч}}$ – сумма прочих потерь теплоты включая потери в маслоохладителях и охладителях электрогенератора, МВт.

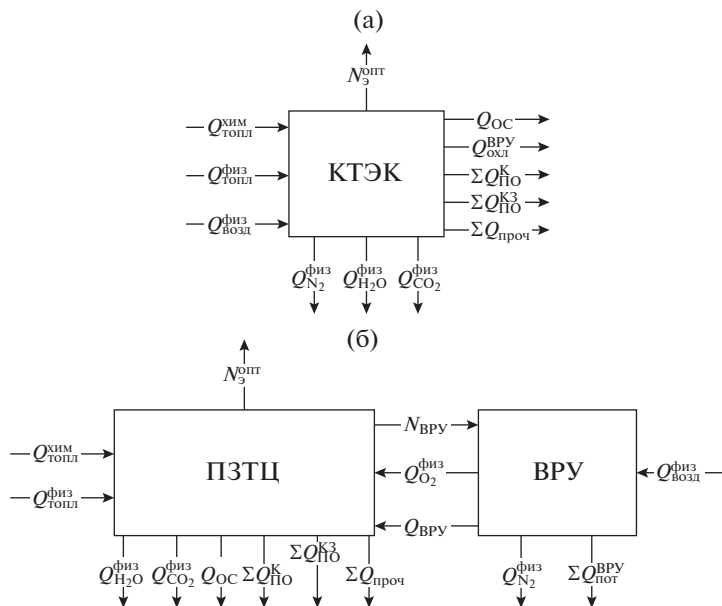


Рис. 5. Схема подвода и отвода энергетических потоков для кислородно-топливного энергетического комплекса. (а) ВРУ, ПЗТЦ и МКЗПО рассматриваются в составе КТЭК; (б) ПЗТЦ и МКЗПО рассматривается самостоятельно.

Другим важным отличием КТЭК является наличие воздуходелительной установки. Отмеченный фактор особенно важен, когда существует интеграция ВРУ в схему энергетической установки (характерно для цикла Аллама). В данном случае энергетический баланс кислородно-топливного энергетической установки целесообразно рассчитывать согласно уравнению (3).

$$\begin{aligned}
 & Q_{\text{топл}}^{\text{хим}} + Q_{\text{топл}}^{\text{физ}} + Q_{\text{вру}} + Q_{\text{O}_2}^{\text{физ}} = \\
 & = N_{\text{э}}^{\text{отп}} + N_{\text{вру}} + Q_{\text{H}_2\text{O}}^{\text{физ}} + Q_{\text{CO}_2}^{\text{физ}} + Q_{\text{ос}} + \Sigma Q_{\text{по}}^{\text{кз}} + \Sigma Q_{\text{по}}^{\text{кз}} + \Sigma Q_{\text{проч}},
 \end{aligned} \quad (3)$$

где $Q_{\text{вру}}$ – теплота, переданная от ВРУ энергоустановке, МВт; $Q_{\text{O}_2}^{\text{физ}}$ – физическая теплота кислорода, МВт.

На рис. 5 приведены схемы подвода и отвода энергетических потоков для КТЭК для случаев, когда ВРУ и ПЗТЦ рассматриваются в рамках единого энергетического комплекса и отдельно, МКЗПО включен в обоих случаях.

Несмотря на тот факт, что сведение энергетического баланса для КТЭК производилось с использованием высшей теплоты сгорания топлива, электрический КПД нетто оценивался по нижней теплоте в соответствии с общепринятой практикой для обеспечения возможности сравнения энергетических показателей с параметрами паротурбинных, газотурбинных и парогазовых энергоблоков.

РЕЗУЛЬТАТЫ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОГО АНАЛИЗА КТЭК

По результатам расчета тепловых схем были получены показатели работы энергетических комплексов на базе циклов SCOC-CC и Аллама (табл. 2). Электрический КПД

Таблица 2. Результаты моделирования тепловых схем SCOC-CC и Аллама

Параметр	Единица измерения	SCOC-CC	Аллам
Электрическая мощность газовой турбины	МВт	356.34	342.89
Электрическая мощность CO ₂ компрессора	МВт	168.79	42.14
Электрическая мощность паровой турбины	МВт	94.70	–
Электрическая мощность питательного насоса	МВт	1.01	–
Электрическая мощность конденсатного насоса	МВт	0.10	–
Электрическая мощность CO ₂ насоса	МВт	–	30.65
Электрическая мощность CO ₂ компрессора захоронения	МВт	12.36	1.98
Электрическая мощность кислородного компрессора	МВт	24.79	26.94
Электрическая мощность дожимного компрессора	МВт	4.84	0.81
Расход метана	кг/с	8.99	9.27
Расход кислорода	кг/с	35.86	36.96
Электрическая мощность ВРУ	МВт	39.16	40.36
Электрическая мощность нетто энергоблока	МВт	200.00	200.00
Теплота топлива по низшей теплоте сгорания	МВт	449.42	463.26
КПД нетто энергоблока	%	44.50	43.17

нетто цикла Аллама находится на уровне 43.17%, что меньше, чем у полузакрытого цикла, имеющего эффективность на уровне 44.50%. При этом у полузакрытого цикла начальная температура на 300°C выше, чем у цикла Аллама, и имеет более низкое начальное и конечное давление. В случае с циклом SCOC-CC рабочее тело сжимается без промежуточного охлаждения, что обуславливает высокую температуру на входе в камеру сгорания и приводит к необходимости утилизации теплоты уходящих газов турбины в паровом котле-утилизаторе. В цикле Аллама поток сжимается с промежуточным охлаждением, а теплота уходящих газов и сжатого воздуха используется для подогрева потока после насоса на входе в камеру сгорания. Таким образом, цикл Аллама имеет большую долю регенерируемого тепла в цикле. Однако стоит отметить, что эффективность цикла SCOC-CC может быть еще несколько повышена за счет увеличения числа контуров и количества промежуточных перегревов в КУ.

Оценки эффективности цикла Аллама, приведенные в различных источниках, варьируются от 46 до 56% [15, 16, 23]. На итоговую эффективность влияют: подходы к оценке затрат энергии на производство кислорода, а также расходов и потерь с охлаждением газовой турбины, выбранная температура хладагента, схема регенеративного подогрева, оценка гидравлических сопротивлений и подходы к оценке теплофизических свойств рабочей среды. В настоящей работе произведен учет всех возможных потерь. При этом следует отметить, что существенное повышение эффективности цикла Аллама возможно за счет: перехода на высокотемпературные мембраны для производства кислорода, увеличения числа теплообменных аппаратов в регенеративной системе, совершенствования системы охлаждения газовой турбины, утилизации различных источников низкопотенциальной теплоты.

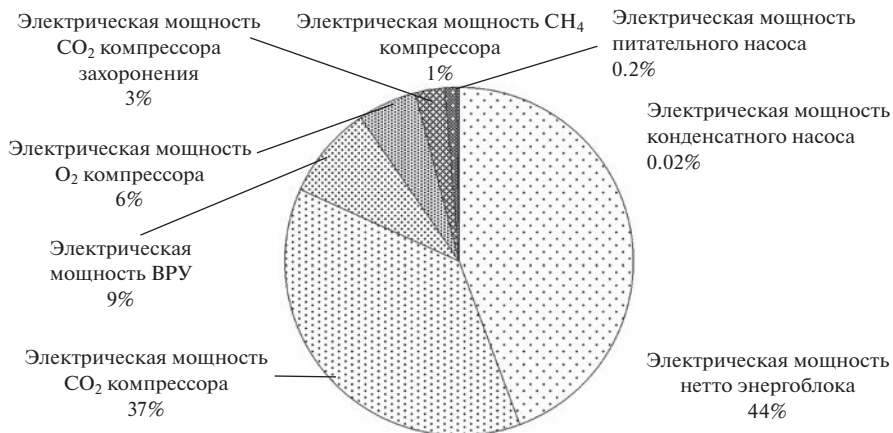


Рис. 6. Затраты электрической мощности брутто в энергоблоке на основе полужакрытого комбинированно-го цикла с кислородным сжиганием топлива.

Распределение потоков электрической мощности в рамках КТЭК, работающего по циклу SCOC-CC, представлено на рис. 6. Установлено, что основные затраты электрической энергии приходятся на сжатие углекислого газа в компрессоре, далее следуют затраты электроэнергии на ВРУ и кислородный компрессор. Затраты на захоронение углекислого газа, сжатие метана и воды в паротурбинной установке достаточно невелики за счет небольших массовых расходов и малых степеней сжатия.

На рис. 7 показано распределение энергии в цикле SCOC-CC. Доля электрической мощности нетто в структуре энергетического баланса энергоблока оказалась ниже значения электрического КПД нетто энергоблока, что обусловлено отличием подходов к составлению энергетического баланса и расчету КПД нетто: в первом случае рассматривается высшая теплота сгорания топлива, а во втором – низшая. При включении ВРУ в энергетический баланс видно, что значительная часть теплоты (12%) поступает с воздухом, при этом потери теплоты в ВРУ и с удаляемым азотом выше (17%) из-за подвода электроэнергии для сжатия воздуха. При расчете без включения ВРУ в энергетический баланс энергозатраты на производство кислорода явно видны в виде электрической мощности ВРУ. Таким образом, криогенная технология разделения воздуха, необходимая для работы полужакрытого комбинированного цикла, является причиной значительных потерь энергии. При этом из-за особенностей процесса получения кислорода потери энергии в ВРУ представлены в первую очередь теплотой, которая удаляется при охлаждении сжатого воздуха. Для полезной утилизации данной теплоты был разработан цикл Аллама, который позволяет за счет теплоты сжатого в ВРУ воздуха нагреть диоксид углерода в ПЗТЦ.

По результатам моделирования КТЭК на базе цикла Аллама построена диаграмма распределения потоков электрической мощности, представленная на рис. 8. Основная часть мощности углекислотной турбины отдается в сеть. Главная статья потерь энергии приходится на ВРУ, после чего следуют затраты электроэнергии на привод компрессоров и насоса для сжатия углекислотного рабочего. Из-за высокого начального давления доля затрат электроэнергии на сжатие кислорода увеличилась по сравнению с циклом SCOC-CC. Таким образом, основным источником собственных нужд для полужакрытого комбинированного цикла является многоступенчатый компрессор для сжатия углекислотной среды, а для цикла Аллама – воздуходелительная установка, что вызвано использованием промежуточного охлаждения во втором случае.

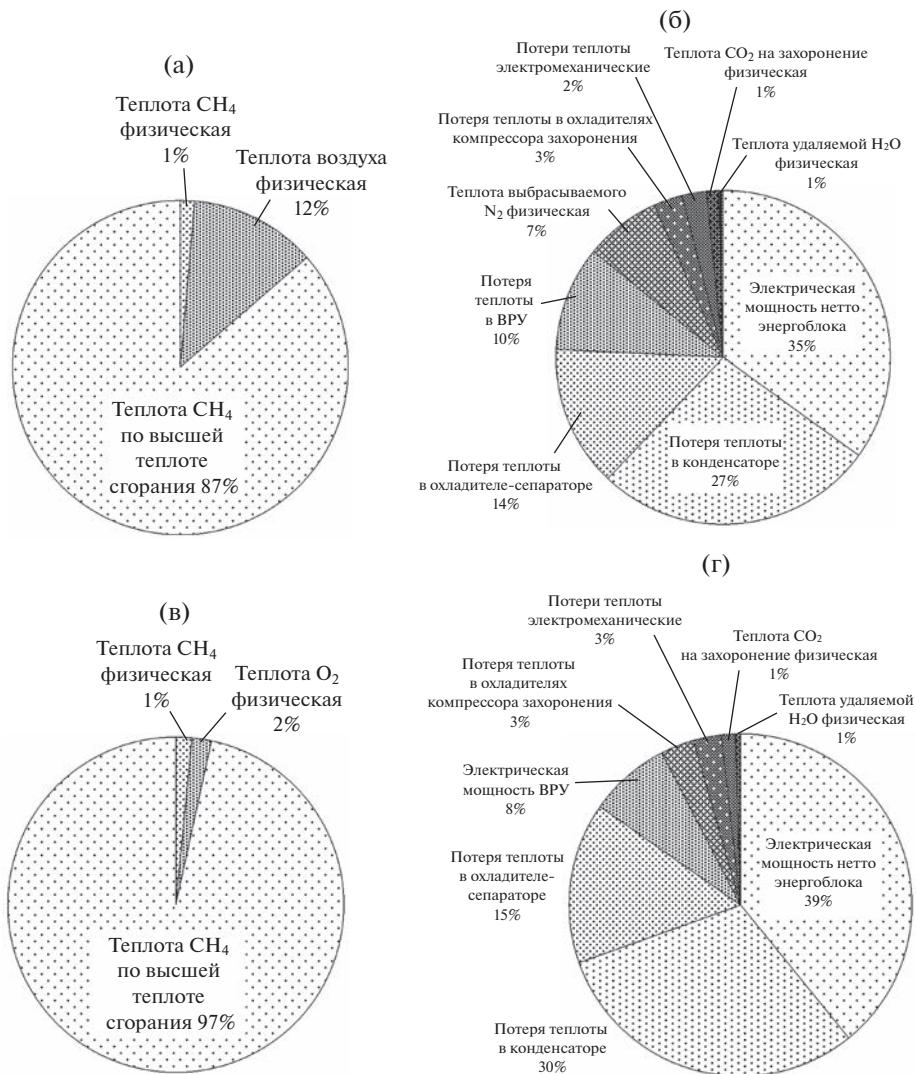


Рис. 7. Энергетические балансы энергоблока на основе цикла SCOC-CC.

(а) – поступление теплоты в КТЭК; (б) – расход теплоты в КТЭК; (в) – поступление теплоты в ПЗТЦ; (г) – расход теплоты в ПЗТЦ и МКЗПО.

Основные потери теплоты в цикле Аллама (рис. 9) приходятся на промежуточные охладители углекислотного компрессора и охладитель-сепаратор. Таким образом, в цикле Аллама значительная часть подведенной теплоты расходуется в холодном источнике (47% для КТЭК и 49% для ПЗТЦ), что сближает его с паротурбинными циклом. При включении ВРУ в энергетический баланс значительные потери теплоты связаны с удаляемым азотом, а при рассмотрении ПЗТЦ с затратами электроэнергии на ВРУ. Потери теплоты в ВРУ в цикле Аллама ниже за счет использования теплоты воздуха в системе регенерации установки, что в целом снижает потери энергии, связанные с производством кислорода.

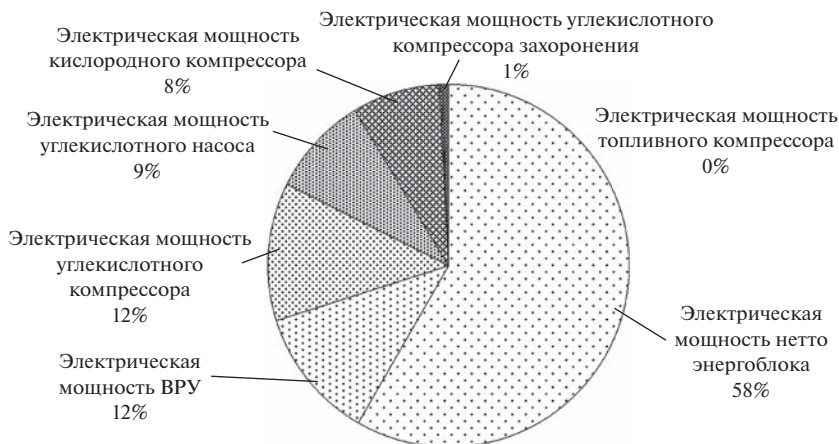


Рис. 8. Затраты электрической мощности брутто в энергоблоке на основе цикла Аллама.

Таким образом, основные потери теплоты в кислородно-топливных циклах приходятся на холодный источник:

- конденсатор паротурбинной установки и охладитель-сепаратор в полужакрытом цикле;
- промежуточные охладители компрессора и охладитель-сепаратор в цикле Аллама.

Важным отличием рассматриваемых циклов является организация системы сжатия рабочей среды: в полужакрытом цикле для сжатия рабочего тела применяется компрессор, а в цикле Аллама – компрессор с промежуточным охлаждением и насос. С одной стороны, существенное снижение потерь на сжатие рабочей среды в цикле Аллама достигается за счет роста потерь в промежуточных охладителях, с другой – низкая температура рабочего тела на выходе из насоса позволяет эффективно применять регенерацию и утилизировать низкопотенциальную теплоту ВРУ. В случае полужакрытого цикла сжатие рабочего тела происходит с большими затратами энергии, однако высокая температура рабочей среды на выходе из компрессора обеспечивает относительно невысокий расход топлива в камеру сгорания.

ВЫВОДЫ

1. Создание полужакрытых термодинамических циклов с кислородным сжиганием топлива позволит значительно снизить выбросы вредных веществ в атмосферу при производстве электроэнергии. Их очевидным преимуществом по сравнению с возобновляемыми источниками является высокая энергоэффективность, компактность, возможность регулирования отпуска электроэнергии.

2. Описана методика расчета энергоустановок с охлаждаемой газовой турбиной, два способа составления энергетического баланса и методика определения электрического КПД нетто для кислородно-топливных энергетических комплексов.

3. По результатам моделирования кислородно-топливных энергоустановок при сопоставимых исходных данных и единой расчетной методике установлено, что электрический КПД нетто полужакрытого цикла с кислородным сжиганием топлива составляет 44,50%, а цикла Аллама, который имеет начальную температуру на 300°С меньше, 43,17%. Последний позволяет добиться большей степени регенерации теплоты внутри цикла из-за использования углекислотного компрессора с промежуточным

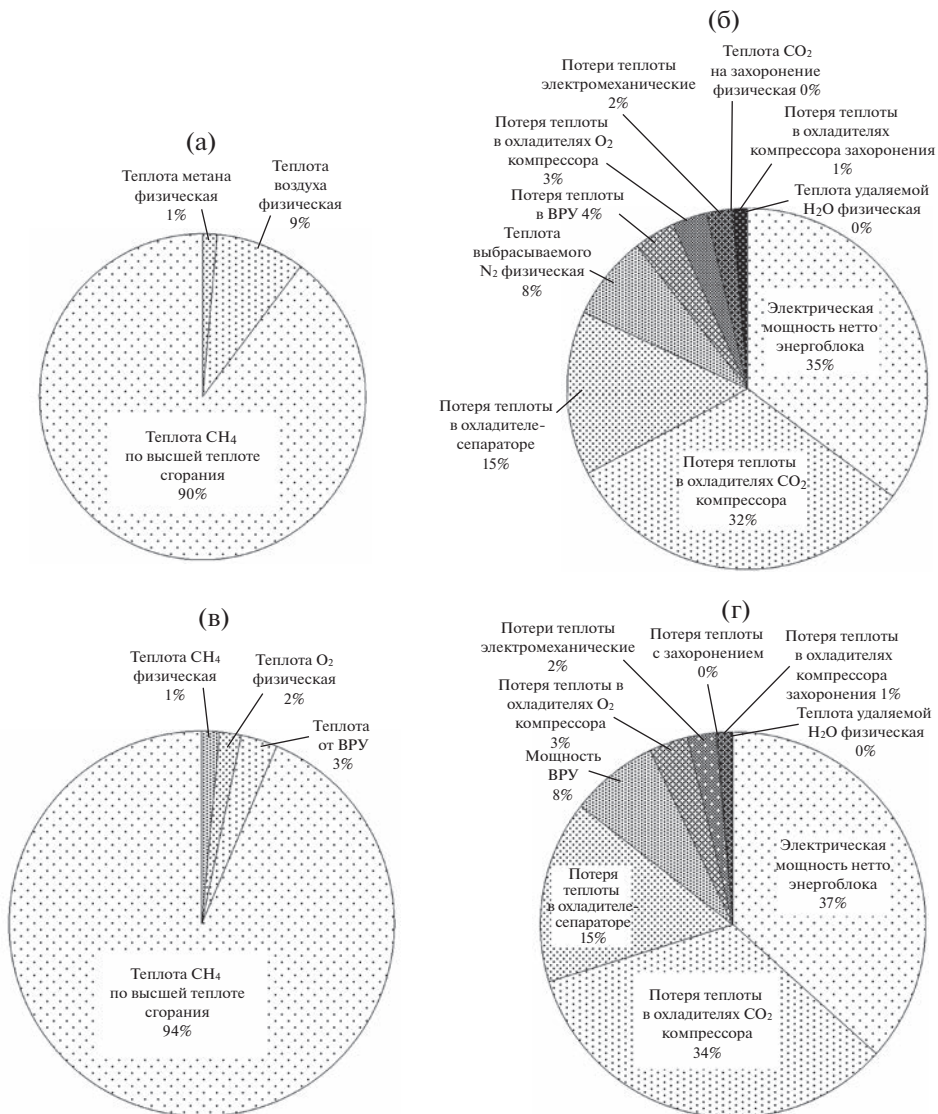


Рис. 9. Энергетические балансы энергоблока на основе цикла Аллама.

(а) – поступление теплоты в КТЭК; (б) – расход теплоты в КТЭК; (в) – поступление теплоты в ПЗТЦ; (г) – расход теплоты в ПЗТЦ и МКЗПО.

охлаждением и за счет интеграции ВРУ, однако использование большого количества регенераторов значительно снижает КПД нетто установки.

4. Полученный КПД нетто кислородно-топливных циклов выше эффективности парогазовых установок с улавливанием углекислого газа при схожем уровне температур на входе в газовую турбину (35–42%). При этом эффективность существующих систем улавливания диоксида углерода из уходящих газов парогазовых энергоблоков обычно не превышает 50%. Поэтому развитие кислородно-топливных энергетических комплексов является перспективным направлением снижения выбросов энергетического сектора.

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

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Pata U.K.* Linking renewable energy, globalization, agriculture, CO₂ emissions and ecological footprint in BRIC countries: A sustainability perspective // *Renewable Energy*. 2021. V. 173. P. 197–208.
2. Emissions from public electricity and heat production-explanatory indicators (ENER 009) – European Environment Agency [Electronic resource]: Indicator Specification. URL: <https://www.eea.europa.eu/data-and-maps/indicators/emissions-co2-so2-nox-from-1> (accessed: 17.06.2022).
3. US EPA OAR. Sources of Greenhouse Gas Emissions [Electronic resource]: Overviews and Fact-sheets. 2015. URL: <https://www.epa.gov/ghgemissions/sources-greenhouse-gas-emissions> (accessed: 17.06.2022).
4. *Jacobson M.Z.* The health and climate impacts of carbon capture and direct air capture // *Energy Environ. Sci.* 2019. V. 12. № 12. P. 3567–3574.
5. *Rogalev A. et al.* Research and Development of the Oxy-Fuel Combustion Power Cycles with CO₂ Recirculation // *Energies*. 2021. V. 14. № 10. P. 2927.
6. *Allam R. et al.* Demonstration of the Allam Cycle: An Update on the Development Status of a High Efficiency Supercritical Carbon Dioxide Power Process Employing Full Carbon Capture // *Energy Procedia*. 2017. V. 114. P. 5948–5966.
7. *Allam R.J. et al.* High Efficiency and Low Cost of Electricity Generation from Fossil Fuels While Eliminating Atmospheric Emissions, Including Carbon Dioxide // *Energy Procedia*. 2013. V. 37. P. 1135–1149.
8. Aspen Technology Inc. Aspen Plus [Electronic resource]: USA. 2013. URL: <https://www.aspentech.com/en/products/engineering/aspen-plus> (accessed: 19.07.2021).
9. *Роголев А. и др.* Исследование экологически безопасных энергетических комплексов с кислородным сжиганием топлива // *Новое в российской электроэнергетике*. 2019. № 8. P. 6–25.
10. *Yang H. et al.* Evaluation of design performance of the semi-closed oxy-fuel combustion combined cycle // *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*. 2012. V. 134. № 11.
11. *Kindra V.O. et al.* Parametric optimization of the semi-closed oxy-fuel combustion combined cycle // *J. Phys.: Conf. Ser.* 2020. V. 1683. № 5. P. 052028.
12. *Rogalev A. et al.* Thermodynamic optimization and equipment development for a high efficient fossil fuel power plant with zero emissions // *Journal of Cleaner Production*. 2019. V. 236. P. 117592.
13. *Трухний А.Д.* Парогазовые установки электростанций: учебник для вузов. М.: Издательство МЭИ, 2017. P. 675.
14. *Choi B.S.* Influence of a recuperator on the performance of the semi-closed oxy-fuel combustion combined cycle // *Applied Thermal Engineering*. 2017. P. 11.
15. *Mitchell C. et al.* An initial assessment of the value of Allam Cycle power plants with liquid oxygen storage in future GB electricity system // *International Journal of Greenhouse Gas Control*. 2019. V. 87. P. 1–18.
16. *Scaccabarozzi R., Gatti M., Martelli E.* Thermodynamic analysis and numerical optimization of the NET Power oxy-combustion cycle // *Applied Energy*. 2016. V. 178. P. 505–526.
17. *Zhao Y. et al.* Parametric study of a direct-fired supercritical carbon dioxide power cycle coupled to coal gasification process // *Energy Conversion and Management*. 2018. V. 156. P. 733–745.
18. *Lemmon E.W. et al.* NIST Standard Reference Database 23: Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties-REFPROP, Version 10.0, National Institute of Standards and Technology. 2018.
19. *Bertini M. et al.* Evaluation of the property methods for pure and mixture of CO₂ for power cycles analysis // *Energy Conversion and Management*. 2021. V. 245. P. 114568.
20. *White C.W., Weiland N.T.* Evaluation of Property Methods for Modeling Direct-Supercritical CO₂ Power Cycles // *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*. 2018. V. 140. № 1. P. 011701.
21. *Ануров С.А.* Криогенные технологии разделения газов. ООО “АР-Консалт”. М.: Общество с ограниченной ответственностью АР-Консалт, 2017. С. 233.
22. *Кортиков А., Тарасова Е., Агекян Г.* Современные типы воздухоразделительных установок ОАО Криогенмаш для получения технического кислорода // *Технические газы*. 2010. № 2. С. 31–38.
23. *Dokhaee E. et al.* Simulation of the Allam cycle with carbon dioxide working fluid and comparison with Brayton cycle // *Int J Energy Environ Eng.* 2021. V. 12. № 3. P. 543–550.

Thermodynamic Analysis of Semi-Closed Cycles with Oxy-Fuel Combustion and Carbon Dioxide-Steam Working Fluid**V. O. Kindra^a, *, I. I. Komarov^a, S. K. Osipov^a, O. V. Zlyvko^a, and V. Yu. Naumov^a**^a*National Research University "Moscow Power Engineering Institute", Moscow, Russia***e-mail: kindra.vladimir@yandex.ru*

Reducing emissions of harmful substances during the production of electricity at thermal power plants is possible by the transition to semi-closed gas turbine cycles with oxy-fuel combustion and carbon dioxide-steam working fluid. Their main advantages compared with closed Rankine cycles with water vapor and open Brayton cycles with combustion products of the air-fuel mixture are the absence of the toxic substances formation danger and the effective separation of working fluid components based on the thermodynamic principle, which allows to subsequently dispose of high-purity carbon dioxide. This paper presents the results of the energy performance thermodynamic analysis of the most known oxy-fuel combustion power cycles with a carbon dioxide-steam working fluid. A technique for modeling thermal schemes of promising power units is described in detail, taking into account losses for cooling high-temperature carbon dioxide turbines, energy costs for the production and compression of oxygen, as well as compression of carbon dioxide before disposal. Based on the results of mathematical modeling, it was found that the net electrical efficiency for the semi-closed combined cycle with oxy-fuel combustion can reach 44.5% at a gas turbine inlet temperature of 1400°C, and 43.2% for the Allam cycle at 1100°C.

Keywords: emissions, carbon dioxide, efficiency, recirculation, air separation unit, energy balance, modeling

УДК 621.311.001.57

ОБЗОР МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ СИСТЕМ НАКОПЛЕНИЯ ЭНЕРГИИ ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ. ЧАСТЬ II

© 2023 г. И. А. Разживин¹, *, А. А. Суворов¹, М. В. Андреев¹, Р. А. Уфа¹, А. Б. Аскарров¹

¹Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования
“Национальный исследовательский Томский политехнический университет”, Томск, Россия

*e-mail: lionrash@tpu.ru

Поступила в редакцию 18.08.2022 г.

После доработки 17.02.2023 г.

Принята к публикации 20.02.2023 г.

С развитием электроэнергетических систем (ЭЭС) с преобладанием возобновляемых источников энергии становится актуальным применение систем накопления энергии (СНЭ). При увеличении мощности применяемых СНЭ и доли их использования в ЭЭС они начинают оказывать существенное влияние на динамические свойства ЭЭС. Соответственно, решая задачи проектирования и эксплуатации ЭЭС с СНЭ, необходимым становится анализ и учет специфики их функционирования. Поскольку основной способ получения обозначенной информации математическое моделирование, то возникает вопрос адекватности подходов и способов воспроизведения процессов в СНЭ в составе ЭЭС. В первой части статьи были рассмотрены детальные математические модели основных элементов СНЭ. В рамках второй части статьи представлен анализ математических моделей разной степени детализации СНЭ в зависимости от типа накопителя энергии и ряда других факторов. Также в статье представлен обзор применяемых подходов к упрощению моделей СНЭ и их математическое описание. Рассматриваются области применения таких моделей. Кроме этого, представлен анализ ограничений и недостатков, связанных с упрощением моделей. Статья является обзорной и может помочь в выборе математической модели СНЭ для решения необходимых задач.

Ключевые слова: системы накопления электрической энергии, переходные процессы, математические модели, электроэнергетические системы

DOI: 10.31857/S000233102303007X, EDN: TBBYWM

ВВЕДЕНИЕ

В первой части статьи “Обзор математических моделей систем накопления энергии для моделирования электроэнергетических систем. Часть I” были обозначены основные типы систем накопления энергии (СНЭ), которые применяются в реальных электроэнергетических системах (ЭЭС). Среди них выделены наиболее перспективные СНЭ подключаемые к ЭЭС через статический преобразователь напряжения (СПН): аккумуляторные батареи (АБ), суперконденсаторы (СК), сверхпроводниковые накопители энергии (СПИН), водородные топливные элементы (ТЭ) и маховиковые накопители (МН). Для данных типов СНЭ были рассмотрены принципы реализации детальных моделей, топологии основных конфигураций преобразователей постоянного тока, модель СПН и их математическое описание. Были рассмотрены основные стратегии системы автоматического управления (САУ) СНЭ. Отмечено, что принцип по-

строения детальных моделей непосредственно накопителей энергии (НЭ) основан на представлении их в виде эквивалентных электрических схем. Однако применение детальных моделей затруднительно по ряду причин. Во-первых, параметрирование моделей зачастую требует проведения натуральных экспериментов по извлечению параметров схемы замещения, во-вторых, их математическое моделирование, основанное на сугубо численном подходе, в частности, при моделировании ЭЭС реальной размерности требует высоких вычислительных ресурсов. Кроме этого, применение детальных моделей, способных воспроизводить широкий спектр переходных процессов, не всегда целесообразно. Для отдельных задач исследования режимов работы СНЭ в ЭЭС воспроизведение широкого спектра физико-химических процессов в накопителе или быстрой динамики силовых ключей СПН является необязательным. В связи с чем помимо детальных моделей высокого порядка разработано большое количество упрощенных математических моделей. В основном такие модели представляют идеализированные источники тока или напряжения с учетом и без учета уровня состояния заряда (СЗ). Также среди упрощенных моделей встречаются те, которые частично воспроизводят переходные процессы в НЭ или отражающие в какой-то степени динамику силовых ключей СПН. В связи с этим, поскольку для разных типов накопителей возможно применение различных подходов к упрощению их моделей, то вопрос моделирования и выбора подходящих моделей для разных типов СНЭ в зависимости от решаемых задач является актуальным. Данному вопросу посвящена вторая часть статьи.

В ряде работ рассматриваются упрощенные модели некоторых типов СНЭ [1–3]. Однако в литературе отсутствует широкий обзор упрощенных математических моделей для распространенных СНЭ, используемых в составе ЭЭС. Поэтому вкладом второй части данной статьи является описание современных подходов к возможным упрощениям математических моделей как самих накопителей, так и в целом СНЭ. Помимо описания моделей обозначены задачи, в которых данные модели могут быть применены. Также отдельно выделены те недостатки, которые присущи упрощенным моделям и ситуации в моделировании переходных процессов, в которых упрощенные модели не воспроизводят определенный спектр процессов и могут привести к неадекватным результатам моделирования. Статья будет интересна специалистам, занимающимся моделированием работы накопителей энергии в ЭЭС. Кроме этого, статья может поспособствовать в выборе математической модели СНЭ для решения конкретной исследовательской или практической задачи.

Статья организована следующим образом: в разделе 1 кратко представлены виды упрощенных моделей, применяемые для всех типов СНЭ. В разделе 2 рассматриваются принципы формирования упрощенных математических моделей для распространенных типов СНЭ. В разделе 3 описывается подход к представлению СНЭ в виде моделей низкого порядка. В разделе 4 представлено описание математической модели СНЭ как обобщенной модели. В разделе 5 рассматривается модель в виде идеального источника постоянного напряжения. В разделах 6–8 рассматриваются модели, построенные на принципе “усреднения” детальных моделей СПН.

1. СПОСОБЫ УПРОЩЕНИЯ МОДЕЛЕЙ СНЭ

Для решения различных задач в ЭЭС с СНЭ разработаны и применяются упрощенные математические модели. Упрощения математических моделей СНЭ выполняются как для самого НЭ, так и для интерфейса НЭ с ЭЭС, т.е. преобразователя постоянного тока и СПН или одновременно для модели НЭ и интерфейса (преобразователя посто-

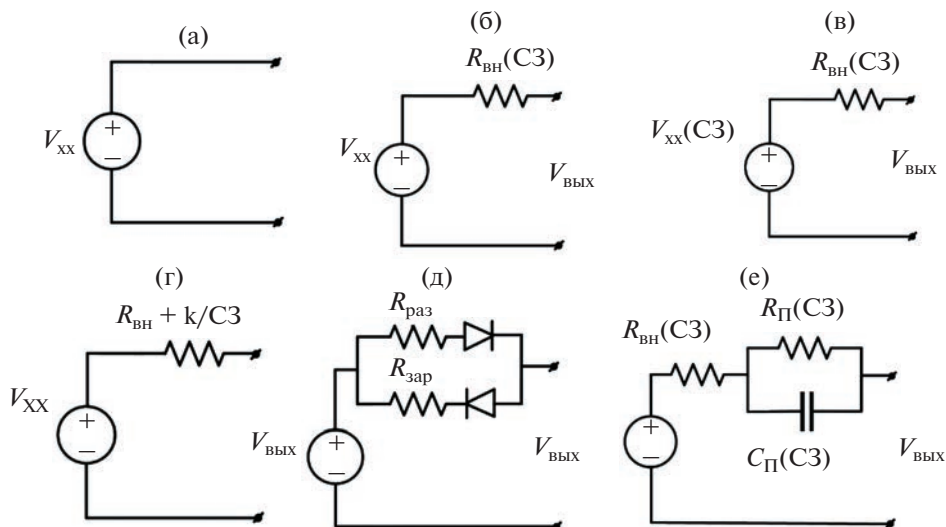


Рис. 1. Упрощенные модели АБ: (а) идеализированная модель АБ; (б) упрощенная модель АБ; (в) упрощенная модель АБ 1-ой модификации; (г) упрощенная модель АБ 2-ой модификации; (д) упрощенная модель АБ 3-ей модификации; (е) модель на основе схемы Тевенина.

янного тока и СПН). На основе этого можно выделить следующие применяемые подходы к упрощению моделей СНЭ:

- а) упрощение непосредственно НЭ;
- б) представление модели СНЭ моделью низкого порядка;
- в) моделирование всей СНЭ в виде обобщенной модели;
- г) моделирование СНЭ в виде источника напряжения (с постоянным напряжением V_{dc}) и детальным воспроизведением СПН;
- д) моделирование СНЭ идеальным источником напряжения [4];
- е) моделирование СНЭ в виде усредненных моделей, в которых преобразователь постоянного тока воспроизводится идеальным источником постоянного тока, а СПН идеальным источником напряжения при детальном или упрощенном представлении НЭ [5];
- ж) моделирование СНЭ в виде усредненной модели зависимого источника [6].

2. УПРОЩЕНИЯ МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ НЭ

2.1. Упрощенные модели АБ

Распространенным подходом является представление АБ в виде идеального источника напряжения или упрощенной модели с учетом внутренних потерь [7, 8]. На рис. 1 представлены распространенные упрощенные модели АБ и их модификации.

В идеализированной модели АБ (рис. 1а) не учитывается состояние заряда и внутренние параметры АБ, модель представляется идеальным источником напряжения, соответственно модель НЭ представляется источником бесконечной мощности $V_{\text{ВЫХ}} = V_{\text{XX}}$. Применяется в задачах, не требующих учета состояния заряда и переходных процессов в АБ.

Для упрощенной модели АБ (рис. 1б) возможно применение двух вариантов конфигурации: с постоянным внутренним сопротивлением, тогда $V_{\text{ВЫХ}} = V_{\text{XX}} - R_{\text{ВН}} i_{\text{бат}}$, и

сопротивлением, зависящим от состояния заряда $V_{\text{вых}} = V_{\text{xx}} - R_{\text{вн}}(CЗ)i_{\text{бат}}$. При учете состояния заряда может применяться для контроля состояния АБ, а также для моделирования источников бесперебойного питания. Внутреннее сопротивление определяется согласно [9] (1):

$$R_{\text{вн}} = \frac{R_0}{S^K}, \quad (1)$$

$$S = 1 - \frac{Ah}{C_{10}}, \quad (2)$$

где C_{10} – 10-часовая емкость; A – ток разряда; h – время разряда; R_0 – начальное внутреннее сопротивление полностью заряженной батареи; S – состояние, коэффициент заряда (0 – полностью разряженное, 1 – полностью заряженное состояние); K – коэффициент мощности, учитывает изменение емкости батареи при различных скоростях разряда подобно так называемому коэффициенту Пеккерта [10].

В упрощенной модели АБ 1-ой модификации (рис. 1в) применяется зависимый от уровня состояния заряда источник напряжения. Используется для задач выравнивания графиков нагрузки, регулирования частоты. Напряжение на выводах АБ, внутреннее сопротивление и напряжение холостого хода рассчитываются согласно (3)–(5):

$$V_{\text{вых}} = V_{\text{нл}}(CЗ) - i_{\text{бат}}R_{\text{вн}}(CЗ), \quad (3)$$

$$V_{\text{нл}} = V_{\text{xx}} - AD, \quad (4)$$

$$R_{\text{вн}} = R_0 - BD, \quad (5)$$

где $V_{\text{вых}} = f(CЗ)$ – напряжение холостого хода, зависимое от уровня состояния заряда; $i_{\text{бат}}$ – ток батареи; V_{xx} – напряжение холостого хода; $R_{\text{вн}} = f(CЗ)$ – зависимое внутреннее сопротивление; R_0 – паспортное внутреннее сопротивление; D – состояние разряда; A, B – константы, подбираемые для параметрирования по паспортным характеристикам.

Упрощенная модель АБ 2-ой модификации (рис. 1г) упрощенно воспроизводит нелинейную характеристику зависимости напряжения холостого хода и внутреннего сопротивления. Может применяться для моделирования тяговых систем в задачах выравнивания графиков нагрузки и регулирования частоты. Напряжение на выходе АБ (6):

$$V_{\text{вых}} = V_{\text{xx}} - \left(R_{\text{вн}} + \frac{K}{CЗ} \right) i_{\text{бат}}, \quad (6)$$

где K – постоянная поляризации.

В упрощенной модели АБ 3-ей модификации (рис. 1д) идеальный источник напряжения подключается через внутренние постоянные зарядное $R_{\text{зар}}$ и разрядное $R_{\text{раз}}$ сопротивления и идеальные диоды. [11]. Применяется при упрощенном представлении в моделировании электротранспорта. Напряжение на выходе АБ при разряде определяется аналогично упрощенной модели АБ.

Модель на основе схемы Тевенина (рис. 1е) является одной из самых распространенных базовых моделей АБ. Может быть представлена идеальным источником напряжения с параметрами $R_{\text{вн}}$, C_{Π} и R_{Π} или с зависимостью обозначенных компонентов схемы от состояния заряда АБ [12, 13]. Схема Тевенина приближает переходные процессы АБ к реальным. Модель относят к средней между детальной и упрощенной,

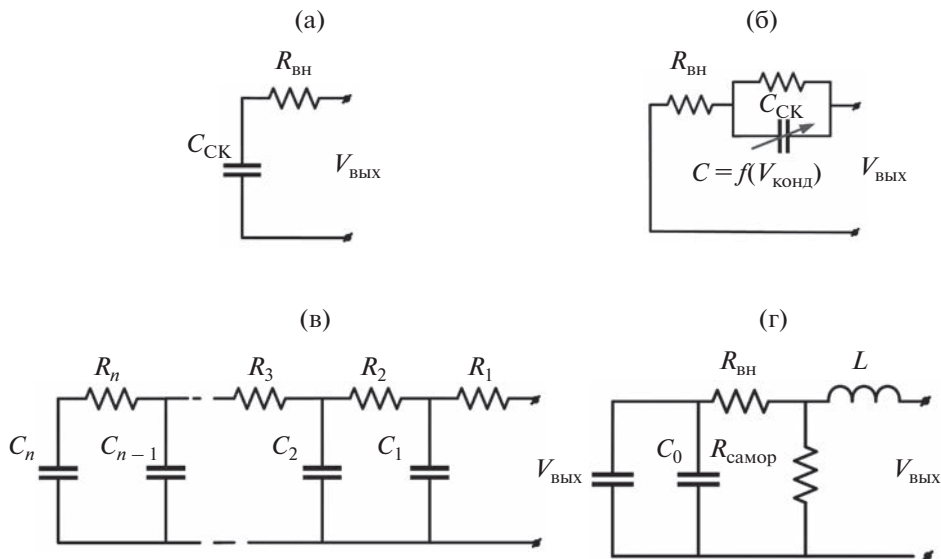


Рис. 2. Упрощенные модели СК: (а) упрощенная модель; (б) классическая модель; (в) модель на основе представления как линии электропередач; (г) модифицированная классическая модель.

что обуславливает ее широкое применение для различных задач исследования НЭ в ЭЭС, в том числе в гибридных СНЭ [14, 15]. Напряжение на выходе, состояние заряда и ток определяются согласно выражениям [17] (7)–(10):

$$V_{\text{ВЫХ}} = N_{\text{бат}} (V_{\text{ХХ}} - i_{\text{бат}} R_{\text{ВН}} - V_{C_{\text{П}}}), \quad (7)$$

$$C_3 = C_{3_0} + \frac{1}{3600} \int \frac{i_{\text{бат}}}{C_{\text{яч}}} dt, \quad (8)$$

$$I_{\text{бат}} = \frac{I_{\text{наг}}}{N_{\text{бат}}}, \quad (9)$$

$$\frac{dV_{C_{\text{П}}}}{dt} = -\frac{V_{C_{\text{П}}}}{C_{\text{П}} R_{\text{П}}} + \frac{i_{\text{бат}}}{C_{\text{П}}}, \quad (10)$$

где $I_{\text{наг}}$ – ток нагрузки АБ; C_{3_0} – начальный уровень состояния заряда; $N_{\text{бат}}$ – количество последовательных и параллельных ячеек АБ; $V_{C_{\text{П}}}$ – переходное напряжение поляризации; $C_{\text{яч}}$ – емкость ячейки.

Помимо представленных упрощенных моделей АБ и их модификаций встречаются разнообразные прочие узкоспециализированные математические модели, не получившие широкого распространения. Их описание представлено в [7, 9, 11, 17].

2.2. Упрощенные модели СК

Для упрощенного представления СК распространение получили модели, представленные на рис. 2.

Упрощенная модель (рис. 2а) представлена идеальным конденсатором и последовательно соединенным сопротивлением, воспроизводящим омические потери. Применяет-

ся для прогнозирования рабочих характеристик НЭ, когда не требуется учет процесса саморазряда [2]. Напряжение на выходе СК в рабочем режиме определяется [18] (11):

$$V_{\text{вых}} = V_{\text{конд}} - I_{\text{наг}} R_{\text{вн}} = V_0 - I_{\text{наг}} R_{\text{вн}} - \frac{1}{C_{\text{конд}}} \int_0^t I_{\text{наг}} dt, \quad (11)$$

где $C_{\text{конд}}$ – емкость конденсатора двойного слоя; $I_{\text{наг}}$ – ток нагрузки; $R_{\text{вн}}$ – внутреннее сопротивление СК; $V_{\text{конд}}$ – напряжение на $C_{\text{конд}}$; V_0 – максимальное напряжение заряженного СК.

Модель первого порядка или классическая модель (рис. 2б) построена на основе упрощенной модели и может быть представлена идеальной емкостью или емкостью, зависимой от прикладываемого напряжения, при этом для воспроизведения эффекта саморазряда параллельно емкости включается сопротивление $R_{\text{самор}}$, а сопротивление $R_{\text{вн}}$ воспроизводит внутренний нагрев СК при заряде-разряде [18, 19]. Определение параметров модели опытным путем показано в [20]. Модель применяется также для прогнозирования рабочих характеристик НЭ в условиях, не требующих высокую точность воспроизведения переходных процессов в СК. Модель хорошо коррелирует с экспериментальными исследованиями при медленных процессах разряда [21–26]. Напряжение на выходе СК с зависимой емкостью определяется [27–29] (12):

$$V_{\text{вых}} = V_{\text{конд}} - I_{\text{наг}} R_{\text{вн}} = V_0 - I_{\text{наг}} R_{\text{вн}} - \frac{1}{R_{\text{самор}} (C_0 + C_V)} \int_0^t I_{\text{наг}} dt, \quad (12)$$

где $C_V = kV_{\text{конд}}$ – емкость, зависящая от напряжения; C_0 – постоянная емкость СК; k – коэффициент, определяемый экспериментальным способом.

Модель на основе представления как линии электропередачи (рис. 2в) учитывает распределения емкости и сопротивления СК в электролите [29]. Количество RC -цепей определяет точность и, соответственно, сложность модели. Каждая RC -цепь воспроизводит электродинамическое поведение емкости и сопротивления СК в слоях электродов, тем самым приближая реальный процесс постепенного проникновения зарядов в электроды [30]. Несмотря на относительную простоту построения модели, подбор параметров является сложной задачей, учитывая большое количество элементов схемы замещения. Таким образом, применение модели возможно лишь при понимании внутренних характеристик СК и в задачах, не требующих понимания изменения емкости при изменении напряжения и температуры. Напряжение на выходе СК можно определить согласно (13):

$$V_{\text{вых}} = \sum (V_{\text{конд}i} - I_{\text{наг}} R_{\text{вн}i}) = V_{0i} - I_{\text{наг}} R_{\text{вн}i} - \frac{1}{C_i} \int_0^t I_{\text{наг}} dt, \quad (13)$$

где R_i , C_i – емкость и сопротивление i -го слоя.

В модифицированной классической модели (рис. 2г) L воспроизводит индуктивность выводов конденсатора и параллельных токовых контуров. Полная емкость $C_{\text{яч}}$ рассчитывается аналогично классической модели. Модель применяют для исследования различных режимов работы СК в ЭЭС. Однако не всегда доступной является информация об индуктивности в СК, а моделирование зависимой емкости от напряже-

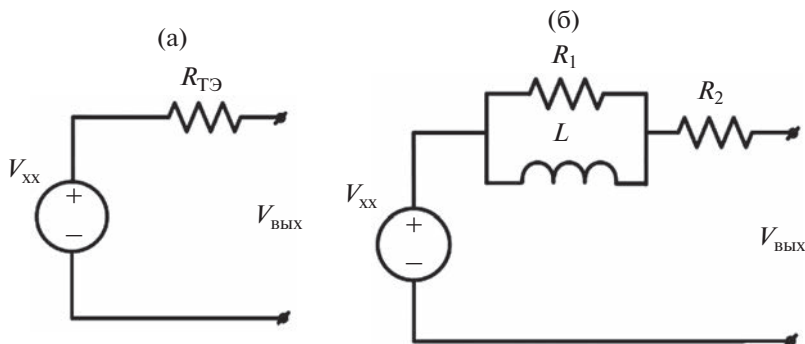


Рис. 3. Упрощенные модели ТЭ: (а) Эквивалентная модель Тевенина; (б) эквивалентная модель с RL -цепью.

ния требует определения параметров экспериментальным путем. Напряжение на выходе СК можно найти согласно (14):

$$V_{\text{ВЫХ}} = V_{\text{конд}} - I_{\text{наг}} \frac{R_{\text{ВН}} R_{\text{самор}}}{R_{\text{ВН}} + R_{\text{самор}}} - L \frac{dI_{\text{наг}}}{dt} = V_0 - I_{\text{наг}} \frac{R_{\text{ВН}} R_{\text{самор}}}{R_{\text{ВН}} + R_{\text{самор}}} - \frac{R_{\text{самор}}}{R_{\text{ВН}} + R_{\text{самор}} (C_0 + C)} \int_0^t I_{\text{наг}} dt - L \frac{dI_{\text{наг}}}{dt}. \quad (14)$$

Встречаются разнообразные математические модели СК. Структуры их схем и описание представлены в [28, 31, 32].

2.3. Упрощенные модели ТЭ

На рис. 3 представлены упрощенные модели ТЭ наиболее часто встречающиеся в литературе.

Эквивалентная модель Тевенина (рис. 3а) является простейшей моделью ТЭ, которая не учитывает электрические и тепловые переходные процессы. Также не учитывается зависимость от влаги и давления. С учетом упрощений модель может применяться в задачах, не требующих учета изменения внутренних параметров от различных внешних факторов. Однако исследования показывают, что при динамическом моделировании ТЭ результаты хорошо коррелируют с экспериментальными данными в простой модели ЭЭС [33]. Напряжение с учетом омических потерь на выводах ТЭ может быть определено согласно (15):

$$V_{\text{ВЫХ}} = V_{\text{XX}} - R_{\text{ВН}} i_{\text{наг}}, \quad (15)$$

где V_{XX} – теоретическое значение напряжения холостого хода ТЭ; $R_{\text{ВН}}$ – сопротивление движению электронов и протонов; $i_{\text{наг}}$ – ток нагрузки ТЭ.

Эквивалентная модель с RL -цепью (рис. 3б) воспроизводит основные процессы ТЭ и была предложена как упрощение модифицированной модели Лармина [34]. Модель достаточно хорошо аппроксимирует статическое и динамическое поведение ТЭ, более проста в реализации и требует меньших вычислительных ресурсов в сравнении с детальными моделями. Таким образом может применяться в различных за-

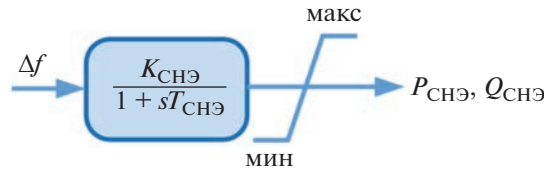


Рис. 4. Модель НЭ в виде апериодического звена первого порядка: $T_{СНЭ}$ – постоянная времени НЭ; $K_{СНЭ}$ – коэффициент усиления; $Q_{СНЭ}$ и $P_{СНЭ}$ – активная и реактивная выходная мощность НЭ.

дачах моделирования ТЭ в ЭЭС. Напряжение топливного элемента определяется в соответствии (16)–(18):

$$V_{\text{вых}} = V_{\text{хх}} - R_2 I_{\text{наг}} - R_1 (I_{\text{наг}} - I_L), \tag{16}$$

$$L \frac{dI_L}{dt} = R_1 (I_{\text{наг}} - I_L), \tag{17}$$

$$L \frac{dI_L}{dt} + R_1 I_L = R_1 I_{\text{наг}}, \tag{18}$$

где $V_{\text{хх}}$ – напряжение холостого хода ТЭ, определяемое в соответствии с уравнением Нернста, как было показано для детальной модели; R_1, R_2 – сопротивление движению электронов и протонов.

Рассмотренные упрощения для моделей АБ, СК и ТЭ построены на принципе упрощения детальных моделей и применения идеальных источников напряжения. Ввиду того, что детальная модель СПИН строится по принципу электрических схем со сосредоточенными параметрами, ее упрощение, например, может быть реализовано по аналогии с рассмотренными моделями АБ, СК и ТЭ до идеального источника тока или моделью с одним эквивалентным контуром, напряжение и ток в которых будет определяться аналогично представленной для детальной модели выражениями.

Упрощение модели МН сводится к упрощению математической модели электрической машины, что является известным подходом, представленным в [35].

3. МОДЕЛИ СНЭ НИЗКОГО ПОРЯДКА

Представление СНЭ моделями низкого порядка в виде апериодических звеньев применяется в основном при исследованиях участия СНЭ в регулировании частоты в ЭЭС и поддержании напряжения в узлах [36]. В общем виде модель любого НЭ может быть представлена как показано на рис. 4.

Варьируя постоянной времени, воспроизводятся модели первичных источников и СПН в зависимости от типа НЭ и применяемого интерфейса связи, в частности, цепи постоянного тока или преобразователя постоянного тока. При необходимости такие модели могут быть дополнены контурами управления первичного регулирования частоты и обеспечения виртуальной инерции [37]. Также распространенным является применение моделей более высокого порядка, например, в работе [38] представлен обзор некоторых моделей СНЭ в виде апериодических звеньев для исследования частотного отклика в ЭЭС.

При моделировании СНЭ моделями в виде апериодических звеньев следует принимать во внимание невозможность учета процессов в НЭ и динамики преобразователя

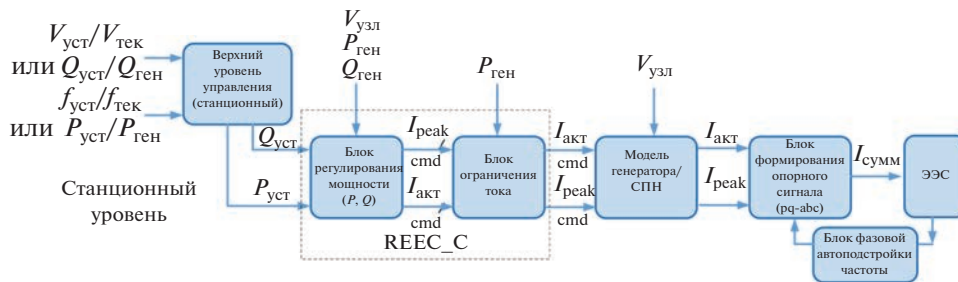


Рис. 5. Блок-схема обобщенной модели АБ с дополнительным управлением станционного уровня [40].



Рис. 6. Контур заряда-разряда в обобщенной модели АБ.

постоянного тока и СПН. Такие модели могут применяться в простых динамических исследованиях ЭЭС благодаря простым характеристикам управления, аналогично компенсирующим устройствам.

4. МОДЕЛИРОВАНИЕ ВСЕЙ СНЭ В ВИДЕ ОБОБЩЕННОЙ МОДЕЛИ

В средствах моделирования ЭЭС, построенных на принципе воспроизведения прямой последовательности, доминирующим подходом является представление СНЭ обобщенной моделью. Такие модели могут быть доступны в стандартных библиотеках и не привязаны к конкретной модели производителя НЭ. Известной является обобщенная модель АБ, которая применяется для исследования устойчивости ЭЭС с СНЭ и доступна в GE PSLFTM, Siemens PTI PSS[®] [39]. Модель представлена блочной структурой и разработана на основе существующих моделей ветроэнергетических установок (ВЭУ) 4 типа и солнечных панелей (рис. 5).

В блоке REEC_C реализована дополнительная часть, которая упрощенно воспроизводит процессы заряда и разряда АБ (рис. 6).

Изменение уровня состояния заряда моделируется разницей между начальным уровнем и текущей мощностью, вырабатываемой АБ (19).

$$\Delta CЗ = \frac{P_{\text{ген}}(t_0)\Delta t}{P_{\text{уст}}T_{\text{ном}}}, \quad (19)$$

где $P_{\text{ген}}$ – мгновенная мощность АБ; Δt – шаг интервала моделирования; $P_{\text{уст}}$ – установленная мощность АБ; $T_{\text{ном}}$ – номинальное время заряда или разряда.

Управление активной и реактивной мощностью реализовано аналогично разработанным стратегиям управления обобщенной модели ВЭУ 4 типа и солнечных панелей

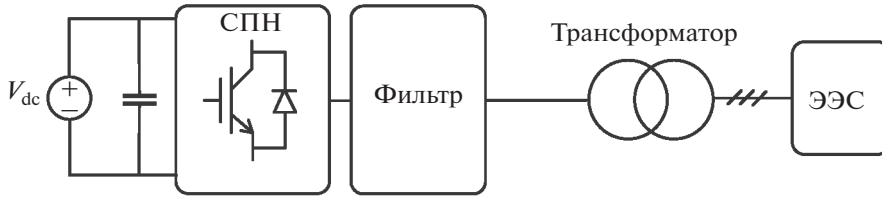


Рис. 7. Моделирование СНЭ с постоянным напряжением V_{dc} и детальным воспроизведением СПН.

[41–43]. Более детальное описание всех используемых ограничений, связанных с применением обобщенных моделей, представлено в [44]. Кроме общих недостатков обобщенных моделей следует учитывать, что для моделей СНЭ упрощения заключаются в пренебрежении переходных процессов в преобразователе постоянного тока и в самом НЭ.

Согласно отчетам NERC и проектам WECC REMTF и IEC TC88 WG2 обобщенные модели используются для анализа устойчивости энергосистем. Проведенные исследования в [45] показывают хорошую корреляцию результатов обобщенной модели АБ в сравнении с детальной моделью СНЭ, аналогичные результаты в опытах поддержки напряжения в узлах ЭЭС. Однако отмечено, что при изменении нагрузки в сети модель имеет отличный от детальной модели отклик ввиду отсутствия в системе управления дополнительного контура вторичного регулирования частоты, а также упрощенная модель хуже демпфирует колебания.

Частным случаем реализации обобщенной модели является доработка, представленная в [46]. Авторы предлагают учитывать динамику ЦПТ для анализа устойчивости по напряжению и углу, реализованную на основе систем линейных дифференциально-алгебраических уравнений. Результаты моделирования показывают, что предложенная модель способна точно воспроизводить динамический отклик, сравнимый с детальной моделью при больших возмущениях. Однако поскольку предложенная модель была реализована для средств моделирования прямой последовательности, и СПН представлен источником напряжения, ей присущи ограничения, описанные рабочей группой WECC.

Следует отметить, что по аналогии с моделью АБ можно реализовать обобщенную модель СК, ТЭ и СПИН, учитывая их зарядные и разрядные характеристики. Кроме того, применяя аналогичный подход в построении самой модели НЭ, последние могут быть реализованы в других средствах моделирования.

5. МОДЕЛИРОВАНИЕ СНЭ ПОСТОЯННЫМ НАПРЯЖЕНИЕМ И ДЕТАЛЬНЫМ ВОСПРОИЗВЕДЕНИЕМ СПН

Одним из подходов в моделировании СНЭ является воспроизведение их идеальным источником напряжения V_{dc} и детальным представлением преобразователя со стороны сети (рис. 7).

В данной модели НЭ воспроизводится постоянным напряжением в соответствии с выходными паспортными характеристиками конкретного НЭ. Модель игнорирует процессы в НЭ и преобразователе постоянного тока, а также их системах автоматического управления. Соответственно область их применения в основном ограничена исследованием работы преобразователя со стороны сети и оценкой его влияния на функционирование ЭЭС и наоборот, а также различных стратегий систем управления

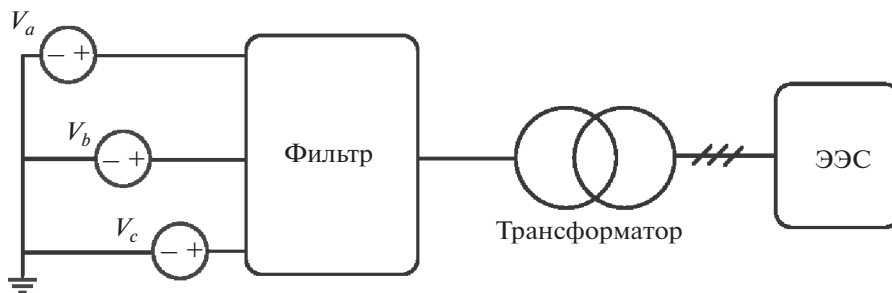


Рис. 8. Представление всей СНЭ в виде “усредненной” модели.

СПН, как было обозначено в первой части данной обзорной статьи. Моделирование СНЭ с постоянным напряжением V_{dc} и детальным воспроизведением СПН применяются для возможного исследования участия СНЭ в регулировании напряжения в ЭЭС без учета состояния заряда, процессов саморазряда и т.д. [47]. Как отмечается в [6], модель в виде идеального источника постоянного напряжения в сравнении с детальной моделью СНЭ демонстрируют приемлемые результаты в нормальных режимах работы ЭЭС. Упрощение преобразователя постоянного тока оказывает влияние лишь на коэффициент нелинейных искажений. Однако в предельных режимах работы СНЭ в ЭЭС результаты с моделью в виде идеального источника постоянного напряжения кардинально отличаются от результатов с детальной моделью.

6. МОДЕЛИРОВАНИЕ СНЭ В ВИДЕ УСРЕДНЕННОЙ МОДЕЛИ

Еще одним известным подходом к упрощению моделей СНЭ является применение так называемых динамических моделей среднего значения, которые согласно теории усреднения аппроксимируют исходную систему путем пренебрежения или “усреднения” эффекта быстрого переключения в пределах типового интервала переключения [48]. Мгновенные значения токов или напряжений заменяются средними значениями за интервал коммутации [49] (20):

$$\bar{f} = \frac{1}{T_s} \int_{t-T_s}^t f(t) dt, \quad (20)$$

где $f(t)$ — функция напряжения $v(t)$ или тока $i(t)$; T_s — интервал переключения.

В электроэнергетике усреднение в основном применяется при моделировании электромагнитных переходных процессов с целью сокращения расчетного времени и возможности моделирования большого количества СПН в ЭЭС. На рис. 8 изображена модель, которой можно представить СНЭ.

В данной модели весь интерфейс связи НЭ с ЭЭС заменяется идеальными источниками переменного напряжения, которые воспроизводят усредненную динамику плечей СПН со стороны сети в течение интервала переключения. Усреднение модели может быть реализовано по методу прямого усреднения (averaged-switch modeling) или методом по пространству состояний (state-space averaging method) [50]. “Усредненная” модель соответственно игнорирует все коммутационные процессы и процессы в НЭ. Система управления исключает управление широтно-импульсной модуляцией (ШИМ), но стратегия управления СНЭ сохраняется. Данные модели наряду с обоб-

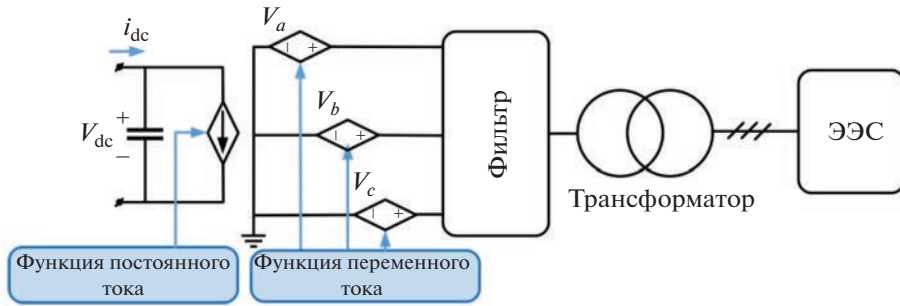


Рис. 9. Моделирование СНЭ с “усредненной” моделью СПН.

ценной моделью СНЭ и моделью в виде идеального источника постоянного напряжения могут применяться в любых исследованиях. Однако следует учитывать, что адекватность воспроизведения тех или иных процессов будет подвергаться сомнению, учитывая игнорирование коммутационных процессов, процессов в преобразователе постоянного тока, процессов в НЭ, уровня состояния заряда НЭ и т.д.

7. МОДЕЛИРОВАНИЕ СТАТИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ НАПРЯЖЕНИЯ СНЭ В ВИДЕ УСРЕДНЕННОЙ МОДЕЛИ

Математическая модель СНЭ может быть представлена в виде комбинированной усредненной модели, которая широко применяется для моделирования преобразователя со стороны сети [51]. Такая модель состоит из трехфазного регулируемого источника напряжения, подключенного к стороне переменного тока, одного управляемого источника постоянного тока и конденсатора в цепи постоянного тока (рис. 9).

Аналогично представленной выше информации в данной модели упрощение, связанное с воспроизведением коммутационных процессов, может быть реализовано по двум подходам: векторный в осях $dq0$ и основанный на функциях переключения [51].

Для векторного подхода напряжения СПН и ток I_{dc} на стороне постоянного тока определяются в соответствии с выражениями (21)–(24):

$$\bar{f} = \frac{1}{T_s} \int_{t-T_s}^t f(t) dt, \tag{21}$$

$$v_j = \frac{1}{2} V_{dc} m_j, \quad j = a, b, c, \tag{22}$$

$$v_a i_a + v_b i_b + v_c i_c = V_{dc} I_{dc}, \tag{23}$$

$$I_{dc} = \frac{1}{2} (m_a i_a + m_b i_b + m_c i_c), \tag{24}$$

где m_j – соответствует функции модуляции и получена путем преобразования координат $dq0-abc$ опорного напряжения V_C .

Для системы отсчета $dq0$ (25):

$$I_{dc} = \frac{3}{2V_{dc}} (V_d I_d + V_q I_q). \tag{25}$$

Также следует учитывать потери в преобразователях, которые зависят от топологии СПН и частоты коммутации и определяются как функция потерь тока [5] (26):

$$I_{\text{потерь}} = \frac{P_{\text{потерь}}}{V_{\text{dc}}} = R \frac{I_c^2}{V_{\text{dc}}}, \quad (26)$$

где R – эквивалентное сопротивление, учитывающее резистивные потери и потери на переключение; I_c – эквивалентный ток I_{dc} , включающий потери преобразователя.

В соответствии с этим уточненный ток ЦПТ, включающий потери преобразователя, $I_{\text{dc}} = I_c - I_{\text{потерь}}$. Модели, в которых усреднение основано на функциях переключения, содержат высокочастотные гармонические напряжения и токи СПН, тем самым воспроизводят упрощенно работу ШИМ. Например, для трехуровневого преобразователя коммутационные функции напряжения рассчитываются согласно [5, 51] (27):

$$v_{3j} = \frac{V_{\text{dc}}}{2} SF_{3j}, \quad SF_{3j} = SP_{u3j,1} SP_{u3j,2} - SP_{u3j,1} SP_{u3j,2}, \quad (27)$$

где SF_{3j} – функция переключения j -ой фазы; $SP_{u3j,1}$ и $SP_{u3j,2}$ – верхние импульсы переключения для двух верхних IGBT; $SP_{l3j,1}$, $SP_{l3j,2}$ – нижние импульсы переключения.

Функция постоянного тока задается следующим образом (28):

$$I_{3\text{dc}} = \sum_{j=a,b,c} i_{3j} (SP_{u3j,1} SP_{u3j,2}). \quad (28)$$

Усредненные модели с функцией коммутации более точны, поскольку воспроизводят динамику близкую к реальным процессам в преобразователе. Такие модели могут применяться для исследования широкого круга задач, в том числе для оценки параметров качества электроэнергии в ЭЭС с СНЭ, анализа гармонического состава и проектирования фильтров. Следует учитывать, что основным ограничением усредненных моделей является невозможность моделирования переходных процессов на стороне постоянного тока, например, замыкания между полюсами или полюсами и землей. Кроме этого, не могут быть воспроизведены внутренние замыкания или неисправности преобразователя. Таким образом, наряду с моделью в виде идеального источника постоянного напряжения, усредненной моделью, комбинированные усредненные модели не воспроизводят процессы в НЭ, соответственно учесть динамику НЭ в зависимости от изменяющегося уровня состояния заряда становится невозможным. Данный факт для широкого круга задач является важным. Например, в [52] отмечается, что для АБ при низком уровне состояния заряда или высокой изношенности напряжение на клеммах уменьшается, а ток становится высоким, что при аварийных режимах может приводить к насыщению переменных в системе управления и соответственно нарушению устойчивой работы СНЭ. Следовательно, вне зависимости от детальности усредненной модели, игнорирование процессов в НЭ и преобразователе постоянного тока может привести к неадекватным результатам моделирования при моделировании аварийных и предельных режимов работы СНЭ в ЭЭС.

8. МОДЕЛИРОВАНИЕ СНЭ В ВИДЕ УСРЕДНЕННОЙ МОДЕЛИ ЗАВИСИМОГО ИСТОЧНИКА

Усредненная модель зависимого источника разработана с целью воспроизведения процессов в преобразователе постоянного тока и более приближенном воспроизведении работы двухуровневого СПН со стороны сети [6]. В данной модели предложено силовые ключи заменить управляемыми источниками напряжения и тока, как показано на рис. 10.

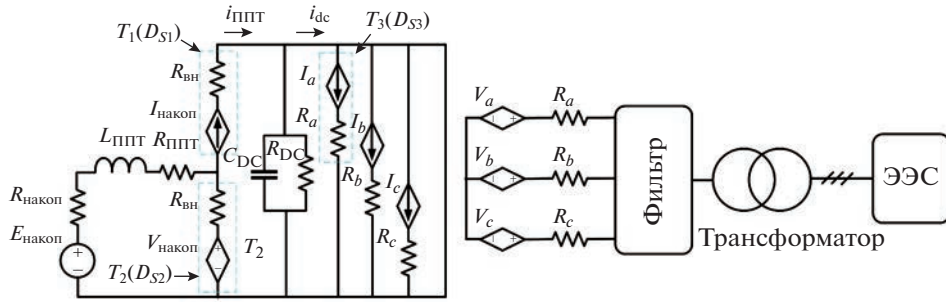


Рис. 10. Моделирование СНЭ в виде усредненной модели зависимого источника.

Таким образом, модель учитывает процессы в преобразователе постоянного тока (ППТ), реализованном простой топологией и работу его системы управления. Авторы также предлагают два варианта построения модели: обычное усреднение и основанное на функциях переключения.

Для модели, основанной на функциях переключения, токи и напряжения рассчитываются для каждого состояния коммутации силовых ключей. Например, в ППТ при выключенном ключе T_2 и включенном ключе T_1 $V_{d1n} = V_{dc}$ и ток через ключ 1 равен току через преобразователь постоянного тока $I_{ППТ}$, а $V_{накоп}$ и I_b определяются в соответствии (29):

$$\begin{cases} V_{d1n} = V_{накоп} = D_{S1}V_{dc}, \\ I_b = D_{S1}I_{ППТ}, \end{cases} \quad (29)$$

где D_{S1} – рабочий цикл силового ключа T_1 .

Для СПН при включенном ключе T_3 , и выключенном ключе T_4 $V_{an} = V_{dc}$, а ток через ключ T_3 равен току фазы A со стороны сети $I_{ЭЭСa}$. Тогда V_a и I_a могут быть определены следующим образом (30):

$$\begin{cases} V_{an} = D_{S3}V_{dc}, \\ I_a = D_{S3}I_{ЭЭСa}, \end{cases} \quad (30)$$

где D_{S3} – рабочий цикл силового ключа 3; $I_{ЭЭСa}$ – ток фазы A со стороны сети.

Аналогично выводятся уравнения для двух других плечей СПН. Для более приближенного расчета учитывается $R_{ВН}$ – внутренние сопротивления ключей.

Для усредненной модели зависимого источника аналогично векторному подходу в осях $dq0$ используется метод усреднения по основной составляющей частоты. В соответствии с этим уравнения токов и напряжений для фазы a выводятся согласно (31):

$$\begin{cases} V_a = \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{2}m_a\right)V_{dc} - \frac{\frac{3}{2} + \frac{1}{2}(m_a + m_b + m_c)}{3}V_{dc} = \frac{1}{2}m_aV_{dc}, \\ I_a = \frac{1}{2}m_aI_{ЭЭСa}, \end{cases} \quad (31)$$

где m_a – функция коммутации фазы a .

По аналогии выводятся уравнения для управляемых источников напряжения и тока других фаз.

9. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ СРАВНЕНИЯ ВОСПРОИЗВЕДЕНИЯ ПРОЦЕССОВ С ПОМОЩЬЮ ДЕТАЛЬНЫХ И УПРОЩЕННЫХ МОДЕЛЕЙ

Как было отмечено ранее, применение детальных моделей для ряда исследований не всегда целесообразно. Это обосновывает возможность применения ряда упрощений при моделировании отдельных интересующих процессов. В частности, для математических моделей НЭ распространенным является уменьшение порядка эквивалентных цепей или их полная идеализация. При упрощении обычно не исследуют детальное воспроизведение процессов в НЭ, а задачи моделирования ограничиваются анализом динамического отклика комплексной модели НЭ в аварийных режимах [14, 15]. Также распространенным является игнорирование зависимости параметров НЭ от СЗ. Однако в [45] показано, что модели, игнорирующие зависимость параметров от СЗ (сравниваются в том числе АБ в разряженном состоянии) в опытах поддержания напряжения в узлах присоединения, демонстрируют большую достоверность воспроизведения процессов в сравнении с моделями, учитывающими зависимость от СЗ (рис. 11а). Поскольку возможности поддержания напряжения определяются управлением СПН и зарядом конденсатора ЦПТ. В опытах поддержания частоты и аварийных режимах игнорирование зависимости параметров от СЗ может приводить к существенным различиям (рис. 11б и 11в).

Полная модель включает в себя АБ, преобразователь постоянного тока, СПН и фильтр. Упрощенная модель представляется источником неизменного напряжения (V_{DC}), СПН и фильтром. Обобщенная – это параметризуемая динамическая модель СНЭ для исследований переходных процессов [39]. Ухудшенная модель соответствует полной модели, но со сниженным внутренним сопротивлением АБ.

В большинстве работ, связанных с исследованиями работы СНЭ в ЭЭС, применяют упрощенные модели для всей системы. Например, СНЭ представляют в виде аperiodических звеньев, обобщенными моделями, моделями с неизменным постоянным напряжением и детальной моделью СПН или усредненными моделями. При применении указанных моделей следует учитывать, что исследование влияния пульсаций и потерь от переключения силовых ключей на состояние АБ, СК, ТЭ или СПИН и их зарядно-разрядные характеристики не представляется возможным [8]. В частности, эти процессы являются важными при моделировании чувствительных к высокочастотным колебаниям ТЭ водородных накопителей [53, 54]. При упрощениях интерфейса НЭ с ЭЭС или игнорировании, например, динамики ЦПТ, результаты моделирования вовсе могут быть не достоверными. В предельных режимах работы СНЭ могут возникнуть незатухающие высокочастотные колебания. Исследования, проведенные в [6, 52], показывают, что в нормальных режимах работы упрощение преобразователя постоянного тока или СПН оказывает влияние на коэффициент нелинейных искажений (рис. 12). Однако в аварийных и предельных режимах работы ЭЭС игнорирование динамики преобразователя постоянного тока кардинально влияет на устойчивость ЭЭС (рис. 13).

В статье [6] доказали, что пульсации напряжения в ЦПТ приводят к нарушению устойчивости при детальном моделировании преобразователя постоянного тока, в то время как упрощенные модели не позволяют воспроизвести соответствующие пульсации. Аналогичные результаты получены для модели АБ, работающей в режиме поддержания мощности и предельного режима работы в ЭЭС (рис. 14). Результаты исследований можно распространить на все типы СНЭ, подключаемые к ЭЭС через преобразователь постоянного тока и СПН.

Таким образом, упрощения, описанные в разделе, показывают, что игнорирование тех или иных составляющих математических моделей может привести к недостовер-

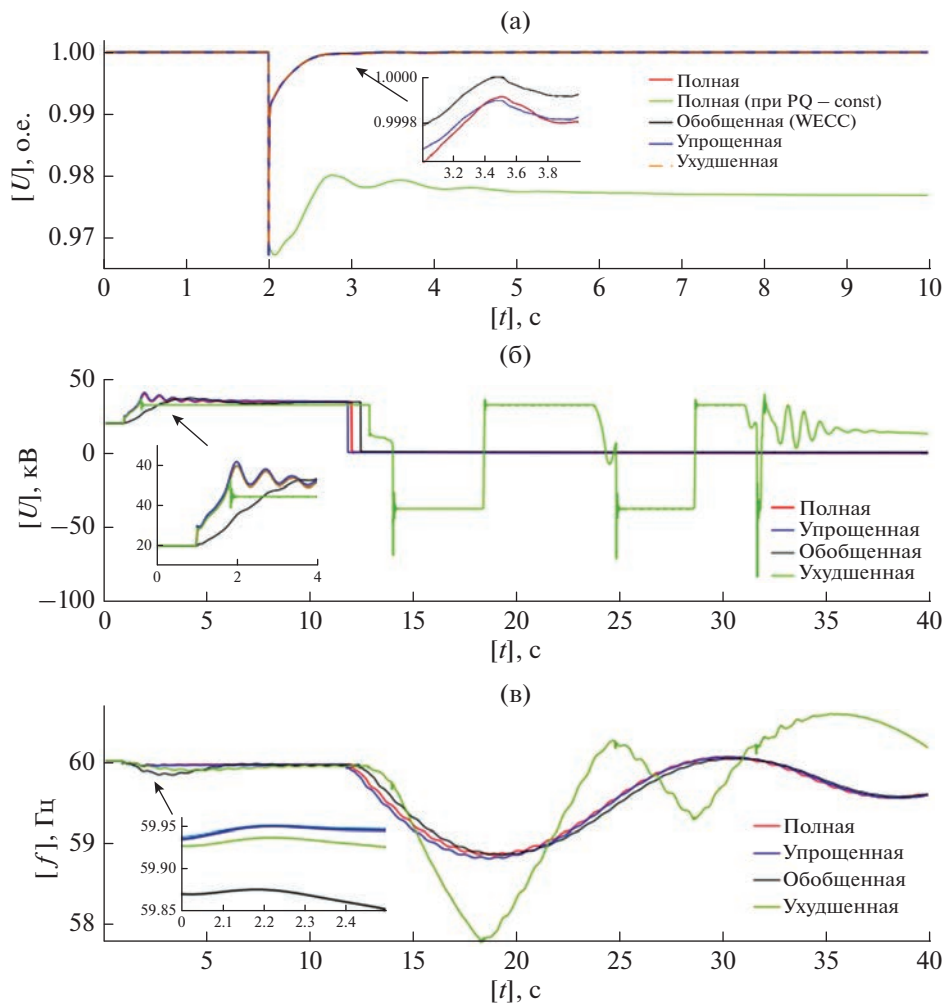


Рис. 11. Осциллограммы переходных процессов сравнения модели АБ различной детализации [45]: (а) регулирование напряжения; (б) увеличение нагрузки на 20%; (в) функции демпфирования колебаний мощности и регулирование напряжения.

ным результатам моделирования при исследовании определенного спектра переходных процессов в ЭЭС с СНЭ.

10. СУЩЕСТВУЮЩИЕ ПРОБЛЕМЫ И ПЕРСПЕКТИВЫ ИХ РЕШЕНИЯ

С развитием технологий и устройств накопления энергии растет количество исследований, направленных на анализ режимов их работы в ЭЭС, преимущественно путем математического моделирования. Обзор исследований показывает, что при моделировании важным является воспроизведение процессов в самом накопителе, учет изменения параметров от СЗ, воспроизведение динамики ЦПТ, а также детальное моделирование коммутационных процессов [6, 45, 52, 55, 56]. Соответственно крайне важ-

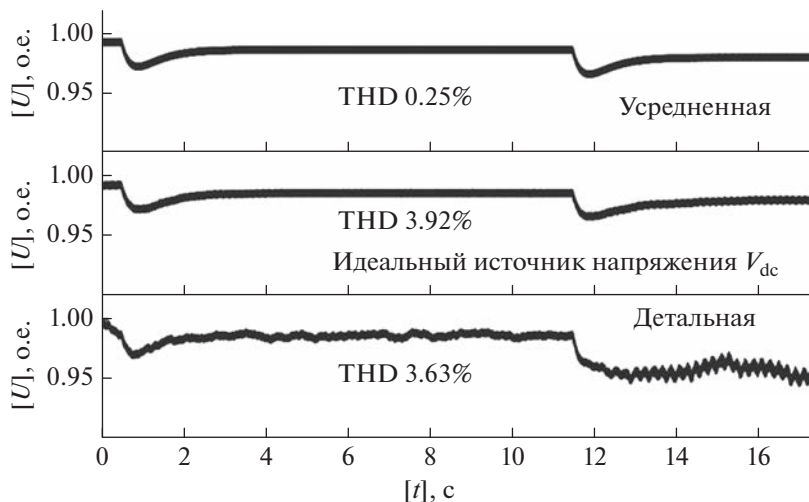


Рис. 12. Осциллограммы фазного среднеквадратичного значения мгновенного напряжения в точке подключения СНЭ [6].

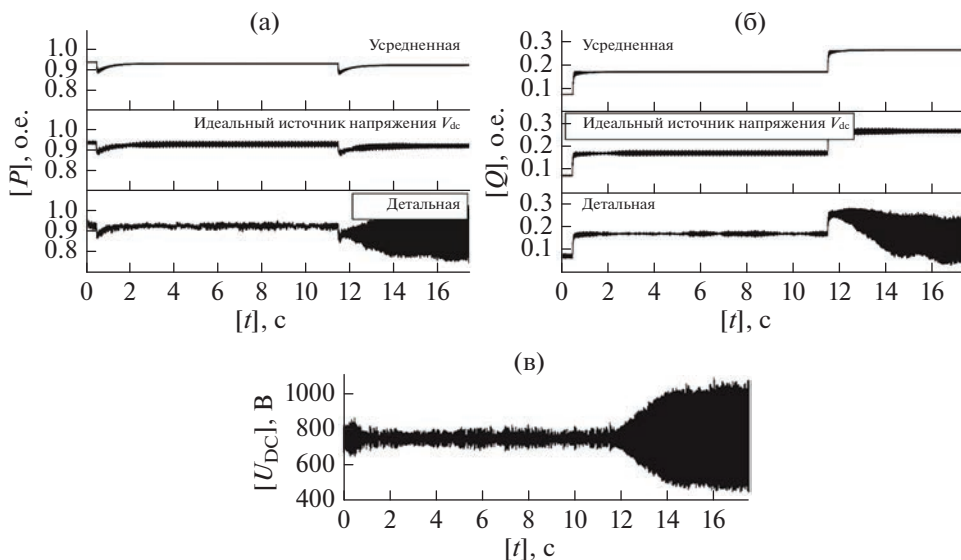


Рис. 13. Осциллограммы переходного процесса при увеличении нагрузки в ЭЭС с СНЭ с шагом 100 кВар в $t = 0.5$ с и $t = 11.5$ с [6]: (а) активная мощность; (б) реактивная мощность; (в) напряжение цепи постоянного тока.

но применять надежные и эффективные методы моделирования СНЭ, с помощью которых можно исследовать режимы работы СНЭ в ЭЭС. Несмотря на высокий уровень разработок, значительный обзор литературы показал, что существует ряд проблем, связанных с детальным моделированием СНЭ в ЭЭС, требующих отдельного внимания.

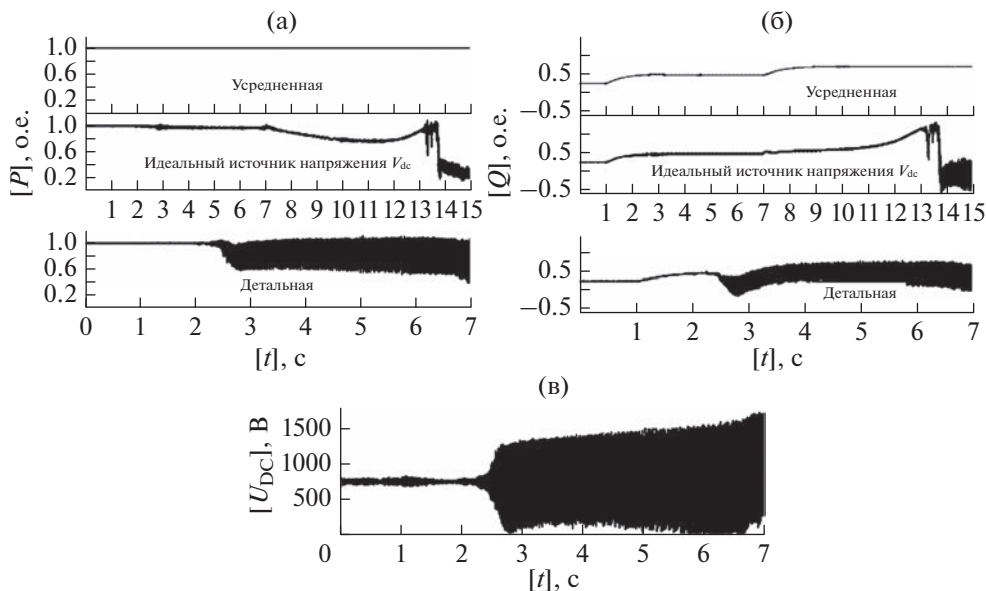


Рис. 14. Осциллограммы переходного процесса при увеличении реактивной мощности нагрузки и отключении одного из энергоблоков для полной модели [6]: (а) активная мощность; (б) реактивная мощность; (в) напряжение цепи постоянного тока.

10.1. Детальное моделирование силовых преобразователей

Как уже было отмечено, существенной проблемой цифрового моделирования является моделирование силовых полупроводниковых ключей СПН. В большинстве случаев модели силовых ключей представляются проводимостью, величина которой определяется состоянием ключа. Такое представление для силового ключа является сильно упрощенным, т.к. отсутствует возможность определить потери на переключение ключа и возникающие при этом перенапряжения. Также процессы в полупроводниковых ключах нельзя рассматривать как линейные процессы. Кроме этого, детальные модели силовых ключей в средствах моделирования электромагнитных переходных процессов используют значительное количество вычислительных ресурсов. В связи с этим для сокращения расчетного времени моделирования, как было отмечено, применяются усредненные модели СПН [4, 5, 48]. Однако в [6] доказано, что такой подход в предельных для СНЭ режимах работы не позволяет должным образом воспроизвести переходные процессы в СНЭ. Также одним из решений проблемы надежного моделирования СПН в [6] было впервые предложено описание в виде усредненной модели зависимого источника, близкая к детальной и затрачивающая меньше вычислительных ресурсов. С целью максимально достоверного воспроизведения коммутационных процессов возможно использовать модельное физическое моделирование. Модели преобразователя постоянного тока и СПН предполагается реализовать в виде физических моделей на базе цифруправляемых аналоговых ключей [57]. Такой подход, основанный на концепции гибридного моделирования ЭЭС, позволяет исключить обозначенные проблемы детального воспроизведения коммутаций силовых ключей [58].

10.2. Детальное моделирование НЭ

Несмотря на разнообразие математических моделей НЭ различной детальности [2, 59–62], описывающих широкий спектр физических и химических процессов в НЭ, одним из вызовов является возможность их использования в коммерческих программно-вычислительных (ПВК) и программно-аппаратных комплексах (ПАК) моделирования ЭЭС. Ввиду сложности извлечения параметров применение детальных моделей не всегда удастся воспроизвести сопоставимую с натурной динамику НЭ [63–65]. Кроме этого, для новых разрабатываемых устройств накопления энергии математическое описание не всегда доступно или в принципе отсутствует в ПВК и ПАК. Тем самым для будущих исследований возможно применять натурные образцы НЭ, интегрируемые в гибридную платформу для исследований их работы в ЭЭС.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В статье обозначены основные типы СНЭ, которые применяются в составе реальных ЭЭС. Среди них выделены наиболее перспективные СНЭ, подключаемые к ЭЭС через СПН: АБ, СК, СПИН, ТЭ и МН. Представлен обзор различных подходов к упрощению СНЭ. Преимущественно упрощения для математических моделей СНЭ заключаются в сокращении порядка эквивалентных цепей или их полной идеализации как с учетом зависимости от СЗ, так и без нее. Кроме этого, представлены и описаны упрощения СНЭ в целом, которые получили широкое распространение в коммерческих средствах моделирования ЭЭС. В таких моделях упрощения применяются не только для НЭ, но и для математических моделей преобразователя постоянного тока и СПН. Среди них описаны математические модели известных усредненных моделей и принципы их реализации. Также в статье обозначаются возможные варианты применения таких моделей для решения различных задач в ЭЭС и ограничения, связанные с применением таких моделей. Для графической иллюстрации приводятся результаты исследований зарубежных авторов, полученные при сравнении математических моделей СНЭ различной детальности. Представленная обзорная статья в области математического моделирования СНЭ позволяет читателю ознакомиться с различными моделями СНЭ, принципами их реализации, преимуществами и недостатками.

Работа выполнена в рамках Программы стратегического академического лидерства “Приоритет 2030” ТПУ (№ Приоритет-2030-НИП/ЭБ-022-1308-2021).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Tamilsevi S., Gunasundari S., Karuppiah N.* A Review on Battery Modelling Techniques. *Sustainability*, 2021. 13. № 18: 10042. <https://doi.org/10.3390/su131810042>
2. *Hidalgo-Reyes J.I., Gómez-Aguilar J.F., Escobar-Jiménez R.F.* Classical and fractional-order modeling of equivalent electrical circuits for supercapacitors and batteries, energy management strategies for hybrid systems and methods for the state of charge estimation: A state of the art review. *Microelectronics Journal*, 2019. V. 85. P. 109–128. <https://doi.org/10.1016/j.mejo.2019.02.006.6>
3. *Molina M.G.* Dynamic Modelling and Control Design of Advanced Energy Storage for Power System Applications, In *Dynamic Modelling*, edited by *Alisson Brito*. London: IntechOpen, 2010. <https://doi.org/10.5772/7092>
4. *Jankovic Z., Novakovic B., Bhavaraju V., Nasiri A.* Average modeling of a three-phase inverter for integration in a microgrid, *IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, 2014. P. 793–799. <https://doi.org/10.1109/ECCE.2014.6953477>
5. *Rodriguez J.P.* Dynamic Averaged Models of VSC-Based HVDC Systems for Electromagnetic Transient Programs. PhD Thesis. University of Montreal; 2013.

6. *Farrokhbadi M., König S., Cañizares C.A., Bhattacharya K.* Battery Energy Storage System Models for Microgrid Stability Analysis and Dynamic Simulation, in *IEEE Transactions on Power Systems*, V. 33. № 2. P. 2301–2312. March 2018.
<https://doi.org/10.1109/TPWRS.2017.2740163>
7. *Mousavi G.S.M., Nikdel M.* Various battery models for various simulation studies and applications, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2014. V. 32. P. 477–485.
<https://doi.org/10.1016/j.rser.2014.01.048>
8. *Kim Y.-H., Ha H.-D.* Design of interface circuits with electrical battery models, in *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 1997. V. 44. № 1. P. 81–86.
<https://doi.org/10.1109/41.557502>
9. *Dürr M., Cruden A., Gair S.* Dynamic model of a lead acid battery for use in a domestic fuel cell system. *Journal of Power Sources*, 2006. V. 161. Iss. 2. P. 1400–1411.
<https://doi.org/10.1016/j.jpowsour.2005.12.075>
10. *Cun J.P., Fiorina J.N., Fraise M., Mabboux H.* The experience of a UPS company in advanced battery monitoring, *Proceedings of Intelec'96 – International Telecommunications Energy Conference*, 1996. P. 646–653.
<https://doi.org/10.1109/INTLEC.1996.573404>
11. *Pang S., Farrell J., Du J., Barth M.* Battery state-of-charge estimation, *Proceedings of the 2001 American Control Conference*. (Cat. No.01CH37148), 2001. V. 2. P. 1644–1649.
<https://doi.org/10.1109/ACC.2001.945964>
12. *Chan H.L.* A new battery model for use with battery energy storage systems and electric vehicles power systems, *IEEE Power Engineering Society Winter Meeting. Conference Proceedings* (Cat. No.00CH37077), 2000. V. 1. P. 470–475.
<https://doi.org/10.1109/PESW.2000.850009>
13. *Daowd M., Omar N., Verbrugge B., Van den Bossche P., Van Mierlo J.* Battery Models Parameter Estimation based on Matlab: Simulink.; 2013.
14. *Daowd M., Omar N., Verbrugge B.* Battery models parameters estimation based on Matlab/ Simulink, the 25th world bat. hybrid and FC elec. Veh. Symp. & exh., 2010.
15. *Williamson S., Rimmalapudi S., Emadi A.C.* Electrical modeling of renewable energy sources and energy storage devices. *J Power Electron* 2004. 4 (2).
16. *Zhan C.-J., Wu X.G., Kromlidis S.* Two electrical models of the lead-acid battery used in a dynamic voltage restorer, *IEE Proceedings – Generation, Transmission and Distribution*, 2003. 150. (2). P. 175–182.
<https://doi.org/10.1049/ip-gtd:20030124>
17. *Hegazy O., Barrero R., Mierlo J.V.* An Advanced Power Electronics Interface for Electric Vehicles Applications, in *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2013. V. 28. № 12. P. 5508–5521.
<https://doi.org/10.1109/TPEL.2013.2256469>
18. *Naseri F., Karimi S., Farjah E., Schaltz E.* Supercapacitor management system: A comprehensive review of modeling, estimation, balancing, and protection techniques, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2022. V. 155.
<https://doi.org/10.1016/j.rser.2021.111913>
19. *Ban S., Zhang J., Zhang L.* Charging and discharging electrochemical supercapacitors in the presence of both parallel leakage process and electrochemical decomposition of solvent, *Electrochimica Acta*, 2013. V. 90. P. 542–549.
<https://doi.org/10.1016/j.electacta.2012.12.056>
20. *Naseri F., Farjah E., Ghanbari T.* Online Parameter Estimation for Supercapacitor State-of-Energy and State-of-Health Determination in Vehicular Applications, in *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2020. V. 67. № 9. P. 7963–7972.
<https://doi.org/10.1109/TIE.2019.2941151>
21. *Cahela D.R., Tatarchuk B.J.* Overview of electrochemical double layer capacitors, *Proceedings of the IECON'97 23rd International Conference on Industrial Electronics, Control, and Instrumentation* (Cat. No.97CH36066), 1997. V. 3. P. 1068–1073.
<https://doi.org/10.1109/IECON.1997.668430>
22. *Spyker R.L., Nelms R.M.* Classical equivalent circuit parameters for a double-layer capacitor, in *IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems*, 2000. V. 36. № 3. P. 829–836.
<https://doi.org/10.1109/7.869502>
23. *Spyker R.L.* Application of double-layer capacitors in power electronic systems. Ph.D. dissertation. Auburn University, 1997.
24. *Nelms R.M., Cahela D.R., Tatarchuk B.J.* Modeling double-layer capacitor behavior using ladder circuits, in *IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems*, 2003. V. 39. № 2. P. 430–438.
<https://doi.org/10.1109/TAES.2003.1207255>

25. *Zubieta L., Bonert R.* Characterization of double-layer capacitors for power electronics applications, in *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2000. V. 36. № 1. P. 199–205.
<https://doi.org/10.1109/28.821816>
26. *Funaki T., Hikihara T.* Characterization and Modeling of the Voltage Dependency of Capacitance and Impedance Frequency Characteristics of Packed EDLCs, in *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2008. V. 23. № 3. P. 1518–1525.
<https://doi.org/10.1109/TPEL.2008.921156>
27. *Rafik F., Gualous H., Gallay R.* Frequency, thermal and voltage supercapacitor characterization and modeling, *Journal of Power Sources*, 2007. V. 165. Iss. 2. P. 928–934.
<https://doi.org/10.1016/j.jpowsour.2006.12.021>
28. *Zhang Y., Yang H.* Modeling and characterization of supercapacitors for wireless sensor network applications, *Journal of Power Sources*, 2011. V. 196. Iss. 8. P. 4128–4135.
<https://doi.org/10.1016/j.jpowsour.2010.11.152>
29. *Qu D., Shi H.* Studies of activated carbons used in double-layer capacitors, *Journal of Power Sources*, 1998. V. 74. Iss. 1. P. 99–107.
[https://doi.org/10.1016/S0378-7753\(98\)00038-X](https://doi.org/10.1016/S0378-7753(98)00038-X)
30. *Pean C., Rotenberg B., Simon P.* Multi-scale modelling of supercapacitors: From molecular simulations to a transmission line model, *Journal of Power Sources*, 2016. V. 326. P. 680–685.
<https://doi.org/10.1016/j.jpowsour.2016.03.095>
31. *Jiya I.N., Gurusinge N., Gows R.* Electrical Circuit Modelling of Double Layer Capacitors for Power Electronics and Energy Storage Applications: A Review. *Electronics* 2018. V. 7. № 11 P. 268.
<https://doi.org/10.3390/electronics7110268>
32. *Saha P., Dey S., Khanra M.* Modeling and State-of-Charge Estimation of Supercapacitor Considering Leakage Effect, in *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2020. V. 67. № 1. P. 350–357.
<https://doi.org/10.1109/TIE.2019.2897506>
33. *Alvarez V., Garcia A.F., Ramos-Paja C.A., Saavedra-Montes A.J., Arango E.I.* Design of a low power system based on fuel cells. *Revista EIA*. 2012. V. 17. P. 85–103.
34. *Belhaj F.Z., El Fadil H., El Idrissi Z.* New Equivalent Electrical Model of a Fuel Cell and Comparative Study of Several Existing Models with Experimental Data from the PEMFC Nexa 1200 W Micromachines 2021. V. 12. № 9. P. 1047.
<https://doi.org/10.3390/mi12091047>
35. *Kundur P.* *Power System Stability and Control*. McGraw-Hill Professional. 1994.
36. *Ise T., Murakami Y., Tsuji K.* Simultaneous Active and Reactive Power Control of Superconducting Magnet Energy Storage Using GTO Converter. *IEEE Trans. on PWRD* 1986. V. 1. № 1. P. 143–150.
37. *Mosca C., Arrigo F., Mazza A.* Mitigation of frequency stability issues in low inertia power systems using synchronous compensators and battery energy storage systems. *IET Gener. Transm. Distrib.*, 2019. V. 13. P. 3951–3959.
<https://doi.org/10.1049/iet-gtd.2018.7008>
38. *Akram U., Nadarajah M., Shah R., Milano F.* A review on rapid responsive energy storage technologies for frequency regulation in modern power systems, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2020. V. 120.
<https://doi.org/10.1016/j.rser.2019.109626>
39. WECC battery storage dynamic modeling guideline, WECC Modeling and Validation Work Group. Salt Lake City. UT. USA. Rep., 2016. P. 1–38.
40. WECC Battery Storage Guideline updates_ Bo 4-5-17 SLT 4-7-17 XX SC
41. WECC Modeling and Validation Working Group, “WECC Type 4 Wind Turbine Generator Model – Phase II” January 23, 2013.
42. WECC Modeling and Validation Working Group, “WECC Solar Plant Dynamic Modeling Guidelines” May 8, 2014.
43. *WECC Second Generation Wind Turbine Models*, January 23, 2014.
44. *Pourbeik P., Sanchez-Gasca J.J., Senthil J., Weber J., Ellis A., Williams S., Seman S., Bolton K., Miller N., Nelson R.J., Nayeibi K., Clark K., Tacke S. and Lu S.* Value and Limitations of the Positive Sequence Generic Models of Renewable Energy Systems, WECC Modeling and Validation Working Group.
45. *Calero F., Cañizares C.A. and Bhattacharya K.* Dynamic Modeling of Battery Energy Storage and Applications in Transmission Systems, in *IEEE Transactions on Smart Grid*, 2021. V. 12. № 1. P. 589–598.
<https://doi.org/10.1109/TSG.2020.3016298>
46. *Ortega Á., Milano F.* Generalized Model of VSC-Based Energy Storage Systems for Transient Stability Analysis, in *IEEE Transactions on Power Systems*, 2016. V. 31. № 5. P. 3369–3380.
<https://doi.org/10.1109/TPWRS.2015.2496217>

47. *Choi J.-W., Sul S.-K.* Inverter output voltage synthesis using novel dead time compensation, in *IEEE Transactions on Power Electronics*, 1996. V. 11. № 2. P. 221–227.
<https://doi.org/10.1109/63.486169>
48. *Chiniforoosh S. et al.* Definitions and Applications of Dynamic Average Models for Analysis of Power Systems, in *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2010. V. 25. № 4. P. 2655–2669.
<https://doi.org/10.1109/TPWRD.2010.2043859>
49. *Sanders S.R., Noworolski J.M., Liu X.Z., Verghese G.C.* Generalized averaging method for power conversion circuits, in *IEEE Transactions on Power Electronics*, 1991. V. 6. № 2. P. 251–259.
<https://doi.org/10.1109/63.76811>
50. *Sanders S.R., Verghese G.C.* Synthesis of averaged circuit models for switched power converters, in *IEEE Transactions on Circuits and Systems*, 1991. V. 38. № 8. P. 905–915.
<https://doi.org/10.1109/31.85632>
51. *Peralta J., Saad H., Dennetière S., Mahseredjian J.* Dynamic performance of average-value models for multi-terminal VSC-HVDC systems, *IEEE Power and Energy Society General Meeting*, 2012. P. 1–8.
<https://doi.org/10.1109/PESGM.2012.6345610>
52. *Calero F., Cañizares C.A. and Bhattacharya K.* Detailed and Average Battery Energy Storage Model Comparison, 2019 *IEEE PES Innovative Smart Grid Technologies Europe (ISGT-Europe)*, 2019. P. 1–5.
<https://doi.org/10.1109/ISGTEurope.2019.8905772>
53. *Rajashekara K.* Propulsion System Strategies for Fuel Cell Vehicles, *Tech. Rep., Energenix Ctr., Delphi Automotive Syst.*, 2000.
54. *Fuel Cell Control, Ltd.*, *Tech. Rep., DC–DC Converter Module 2006* [Online]. Available: <http://www.fuelcellcontrol.com/dconverter.html> [accessed 12 March 2022].
55. *Chen M., Rincon-Mora G.A.* Accurate electrical battery model capable of predicting runtime and I–V performance, in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2006. V. 21. № 2. P. 504–511.
<https://doi.org/10.1109/TEC.2006.874229>
56. *Chen L., Liu Y., Arsoy A.B.* Detailed modeling of superconducting magnetic energy storage (SMES) system, in *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2006. V. 21. № 2. P. 699–710.
<https://doi.org/10.1109/TPWRD.2005.864075>
57. *Andreev M. et al.* A Hybrid Model of Type-4 Wind Turbine – Concept and Implementation for Power System Simulation. 2020 *IEEE PES Innovative Smart Grid Technologies Europe (ISGT-Europe)*, 2020. P. 799–803.
<https://doi.org/10.1109/ISGT-Europe47291.2020.9248860>
58. *Andreev M.V. et al.* Hybrid Real-Time Simulator of Large-Scale Power Systems, in *IEEE Transactions on Power Systems*, March 2019. V. 34. № 2. P. 1404–1415.
<https://doi.org/10.1109/TPWRS.2018.2876668>
59. *Friede W., Rael S., Davat B.* Mathematical model and characterization of the transient behavior of a PEM fuel cell, in *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2004. V. 19. № 5. P. 1234–1241.
<https://doi.org/10.1109/TPEL.2004.833449>
60. *Li J., Cheng Y., Jia M.* An electrochemical–thermal model based on dynamic responses for lithium iron phosphate battery, *Journal of Power Sources*, 2014. V. 255. P. 130–143.
<https://doi.org/10.1016/j.jpowsour.2014.01.007>
61. *Freeborn T.J., Maundy B., Elwakil A.S.* Fractional-order models of supercapacitors, batteries and fuel cells: a survey. *Mater Renew Sustain Energy* 2015.
<https://doi.org/10.1007/s40243-015-0052-y>
62. *Ramadesigan V., Northrop P.W.C., De S., Santhanagopalan S., Braatz R.D., Subramanian V.R.* Modeling and Simulation of Lithium-Ion Batteries from a Systems Engineering Perspective. *J. Electrochem. Soc.* 2012. 159. R31–R45.
<https://doi.org/10.1149/2.018203jes>
63. *Huria T., Ceraolo M., Gazzarri J., Jackey R.* High fidelity electrical model with thermal dependence for characterization and simulation of high power lithium battery cells, *IEEE International Electric Vehicle Conference*, 2012. P. 1–8.
<https://doi.org/10.1109/IEVC.2012.6183271>
64. *Motapon S.N., Lupien-Bedard A., Dessaint L.* A Generic Electrothermal Li-ion Battery Model for Rapid Evaluation of Cell Temperature Temporal Evolution, in *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2017. V. 64. № 2. P. 998–1008.
<https://doi.org/10.1109/TIE.2016.2618363>
65. *Li S., Ke B.* Study of battery modeling using mathematical and circuit oriented approaches, *IEEE Power and Energy Society General Meeting*, 2011. P. 1–8.
<https://doi.org/10.1109/PES.2011.6039230>

A Review of Mathematical Models of Energy Storage Systems for Electric Power Systems Simulation. Part II

I. A. Razzhivin^{a, *}, A. A. Suvorov^a, M. V. Andreev^a, R. A. Ufa^a, and A. B. Askarov^a

^a*National Research Tomsk Polytechnic University, Tomsk, Russia*

^{*}*e-mail: lionrash@tpu.ru*

Currently the energy storage system (ESS) has become the development focus in the electric power systems (EPS) with the renewable energy power generation. At the same time, high penetration levels of ESS leads to a change the dynamic properties of the EPS. Accordingly, the analysis of the specifics of ESS operation becomes necessary for effective solution the problems of designing and operating EPS with ESS. Since mathematical simulation level is the main way to obtain the indicated information, the task of the adequacy of approaches and methods for modeling a processes in the ESS as part of the EPS becomes relevant. In the first part of the article, detailed mathematical models of the main elements of the ESS were considered. An analysis of mathematical models of ESS with different detailization level, depending on the type of energy storage device and a number of other factors, are presented within the framework of the second part of the article. The article also provides an overview of the approaches used to simplify the ESS models and their mathematical description. The areas of application of these models are considered. In addition, an analysis of the limitations and disadvantages associated with the simplification of models are presented. The article is an overview and can help in choosing an appropriate mathematical model of the ESS for solving a required designing and operating tasks.

Keywords: energy storage systems, energy storage, mathematical models, electric power systems

УДК 621.039.546

РАСЧЕТНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ РАЗДУТИЯ И РАЗРЫВА ОБОЛОЧЕК ТВЭЛОВ ВВЭР И PWR В ЭКСПЕРИМЕНТАХ С РАЗЛИЧНЫМИ УСЛОВИЯМИ НАГРУЖЕНИЯ

© 2023 г. К. С. Долганов¹, А. Е. Тарасов¹, *, А. В. Капустин¹, Д. Ю. Томашик¹

¹Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт проблем безопасного развития атомной энергетики Российской академии наук (ИБРАЭ РАН), Москва, Россия

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

Поступила в редакцию 18.10.2022 г.

После доработки 17.02.2023 г.

Принята к публикации 20.02.2023 г.

В работе представлены результаты расчетного моделирования процессов раздутия и разрыва оболочек твэлов из отечественных и зарубежных сплавов в экспериментах, охватывающих различные условия нагружения. В качестве расчетного средства использована интегральная программа для ЭВМ СОКРАТ-В1/В2. Выполнен анализ неопределенностей результатов расчета к входным данным. Показано хорошее качественное и количественное согласие экспериментального и расчетного времени разрыва оболочек твэлов в условиях, соответствующих начальной стадии тяжелой аварии на АЭС с водо-водяными реакторами. Показана важность проведения современных экспериментов по исследованию процессов раздутия и разрыва оболочек твэлов из отечественных сплавов.

Ключевые слова: твэл, разрыв оболочек, термомеханика, СОКРАТ, валидация, анализ неопределенностей

DOI: 10.31857/S0002331023030044, EDN: SZVRQO

ВВЕДЕНИЕ

В ходе аварий на энергоблоках АЭС с водоохлаждаемыми реакторами, вызванных интенсивной потерей теплоносителя и отказом системы аварийного охлаждения активной зоны и пассивных систем отвода тепла (на современных проектах), происходит разогрев твэлов до высоких температур. Давление газов под оболочками твэлов к концу топливной кампании может достигать значений более 10 МПа. Поскольку потеря теплоносителя приводит к снижению давления в первом контуре реакторной установки, перепад давления на оболочках возрастает, и последующий рост температуры при осушении активной зоны приводит к их раздутию и разрыву. После разрыва оболочек твэлов начинается выход радиоактивных веществ (РВ) в первый контур, а в месте истечения теплоносителя РВ поступают под защитную оболочку (ЗО) реакторной установки. В зависимости от рассматриваемого сценария аварии поступление радиоактивных веществ в окружающую среду на этой стадии обусловлено либо проектной неплотностью ЗО, либо выбросом через систему вентиляции (если произошел отказ локализации ЗО), либо выбросом в обход ЗО (если нелокализованное место течи находится за пределами ЗО).

Таким образом, разрыв оболочек твэлов непосредственно определяет начало поступления радиоактивных веществ в окружающую среду. Разрыв оболочек твэлов имеет определяющее значение для радиационных последствий проектных и запроектных аварий, поскольку в этих авариях температура топлива не превышает 1200°C , и выход радиоактивных веществ в первый контур и ЗО ограничен главным образом накопленной активностью в газовых зазорах твэлов. Однако это явление играет важную роль и в развитии тяжелых запроектных аварий, сопровождающихся кратковременным разогревом твэлов свыше 1200°C , в частности, в сценариях с повторным заливом активной зоны на начальной стадии ее разрушения. Поэтому корректное моделирование термомеханического поведения оболочек твэлов в интегральных программах для ЭВМ (далее – кодах), используемых для расчетных оценок радиационных последствий запроектных аварий, включая тяжелые аварии, представляет собой важную задачу в области численного анализа безопасности АЭС.

В России основной интегральной программой, используемой для моделирования тяжелых аварий на АЭС с ВВЭР, является код СОКРАТ (версии В1/В2 и В3). Проверка корректности модели термомеханического нагружения оболочек твэлов в составе интегральных программ подразумевает необходимость ее валидации на данных представительных экспериментов. Ранее термомеханическая модель СОКРАТ была валидирована на экспериментальных данных ОКБ “ГИДРОПРЕСС” с отрезками оболочек твэлов [12] и на данных интегрального эксперимента HALDEN IFA650.11 [13] с одиночным отрезком твэла ВВЭР с облученным топливом. В экспериментах ОКБ “ГИДРОПРЕСС” нагружение оболочки твэла осуществлялось постоянным перепадом давления при постоянной температуре. Для полноценной валидации термомеханической модели в составе СОКРАТ требуется также рассмотрение других вариантов нагружения оболочки: плавный рост перепада давления при постоянной температуре оболочки твэла, плавный рост перепада давления совместно с ростом температуры оболочки твэла. Такого рода нагружение было реализовано в экспериментах PUKI и REBEKA соответственно.

Серия экспериментов PUKI [1–3] была проведена в 1995 г. Центром энергетических исследований Венгерской Академии Наук (МТА ЕК). Целью экспериментов являлось изучение процесса деформации и разрыва оболочек твэлов из сплава Zr-1\%Nb (сплав Zr-1\%Nb) и определение давления и времени разрыва в широком диапазоне температур и скоростей нагружения оболочки внутренним давлением. Также в задачи экспериментов входила проверка влияния на параметры разрыва оболочек защитного слоя ZrO_2 , образующегося в результате предварительного окисления образцов в водяном паре.

Эксперименты PUKI проводились при постоянной температуре и постоянной скорости роста давления под оболочкой. Серия тестов охватывала диапазон температур $650\text{--}1200^{\circ}\text{C}$ и диапазон скоростей нагружения внутренним давлением $0.01 \times 10^5\text{--}0.17 \times 10^5$ Па/с. В серии PUKI исследовались как неокисленные, так и предварительно окисленные оболочки с толщиной внешнего защитного слоя ZrO_2 в диапазоне $6\text{--}57$ мкм.

Оболочки раздувались внутренним давлением при постоянном внешнем давлении и постоянной температуре. Этот режим не характерен для аварий на РУ ВВЭР, поскольку в авариях одновременное постоянство температуры твэлов и рост перепада давления на оболочке невозможны. Рост перепада давления на оболочке может быть вызван либо увеличением давления в газовом зазоре в результате нагрева твэлов (но в этом случае не выполняется условие постоянства температуры), либо падением давления в первом контуре (что возможно лишь при потере теплоносителя из первого контура, сопровождающейся осушением активной зоны и ростом температуры твэлов).

Тем не менее данные эксперименты, являясь экспериментами по исследованию отдельных явлений, важны как с точки зрения понимания влияния отдельных факторов на состояние оболочек твэлов, так и для разработки полноценной модели деформации и разрушения оболочек. Результаты серии PUKI входят в базу данных экспериментов АЯЭ ОЭСР NEA-1799 IFPE/АЕКI-EDB-E110 [4], то есть признаются международным научным сообществом в качестве надежных данных, в том числе для валидации программ для ЭВМ.

В экспериментах РЕВЕКА [5] Технологического института Карлсруэ (KfK, Германия) исследовалось влияние нагрева на деформирование и разрушение твэльных оболочек из сплава Циркалой-4 под воздействием внутреннего давления. Эти эксперименты проводились на отдельных оболочках в паровой среде. Независимыми параметрами экспериментов являлись избыточное давление под оболочкой, варьировавшееся от 6.5×10^5 до 98×10^5 Па, и скорость нагрева (около 1 К/с). Указанные значения прототипны условиям разрушения оболочек твэлов во время аварии с потерей теплоносителя на АЭС с реакторами с водой под давлением (PWR, ВВЭР). В ходе экспериментов определялась температура разрушения, а также момент времени разрушения, окружная деформация и утончение оболочки.

В зависимости от конечной температуры образца в экспериментах РЕВЕКА наблюдалась деформация и разрушение оболочек в диапазоне температур, характерных для существования α -фазы циркония, переходной области $\alpha + \beta$ и β -фазы циркония. Оболочки твэлов в начале тестов были неокисленными. Но, поскольку нагрев происходил довольно медленно, в ходе экспериментов происходило постепенное насыщение кислородом поверхности оболочки. В частности, при нагреве до 900°C суммарная толщина слоя оксида циркония и альфа-фазы циркония, стабилизированной кислородом, достигала величины около 10^{-5} м [5]. В тестах на относительно низком давлении разрыв оболочки наблюдался позднее и при более высоких (до 1010°C) температурах. При этом оказывался существенным эффект упрочнения оболочки вследствие окисления в присутствии водяного пара.

Экспериментальные данные из серий экспериментов PUKI [1–3] и РЕВЕКА [5] были выбраны для валидации термомеханической модели кода СОКРАТ-B1/B2. Таким образом, область валидации, рассматриваемая в данной статье, ограничена процессами деформации и разрыва оболочки твэла реактора типа ВВЭР или PWR вследствие роста перепада давления на оболочке, а также в результате нагрева оболочек твэлов при воздействии на оболочку постоянного внутреннего давления применительно к начальной стадии тяжелой аварии. Также исследуется эффект упрочнения оболочки при обогащении циркония кислородом.

1. КРАТКОЕ ОПИСАНИЕ МОДЕЛИ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОГО ПОВЕДЕНИЯ ОБОЛОЧКИ ТВЭЛА В КОДЕ СОКРАТ-B1/B2

Моделирование раздутия и разрыва оболочек твэлов является важной задачей для корректного определения начальных условий тяжелой аварии. За счет увеличения газового зазора в твэлах и уменьшения проходного сечения в ТВС ухудшается теплоотвод от топлива, а разгерметизация оболочек твэлов определяет время начала выхода в первый контур радиоактивных продуктов деления (ПД), содержащихся в газовом зазоре, и величину уносимой ими мощности.

Термомеханика оболочек твэлов моделируется в коде СОКРАТ-B1/B2 при помощи модели CROX [6, 7]. Эта модель учитывает зависимость физических свойств материалов, входящих в состав материала оболочки, от температуры и концентрации накопленного в ней кислорода. Модель основана на самосогласованном решении системы

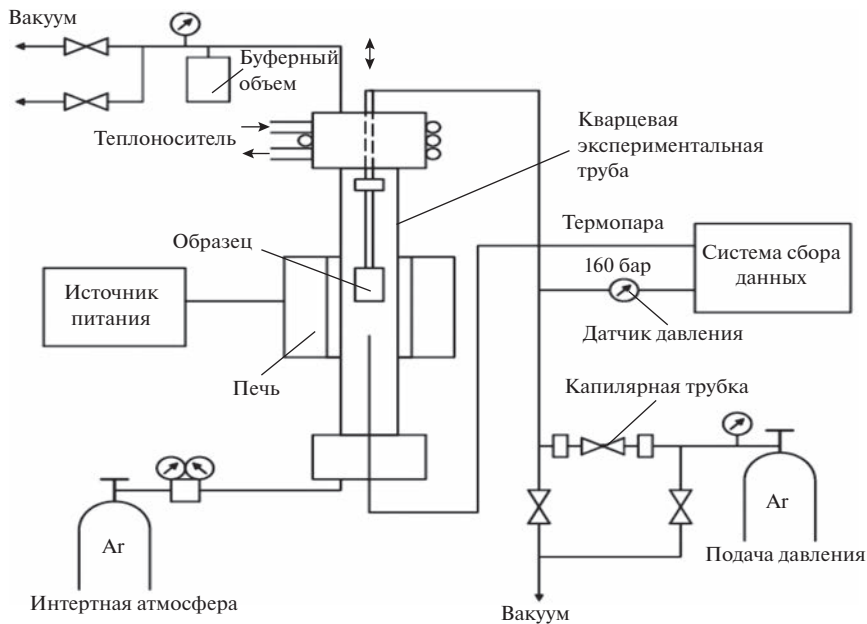


Рис. 1. Схема экспериментальной установки PUKI.

уравнений, описывающих пластические и упругие деформации для каждого материального слоя оболочки твэла. В частности, модель CROX может описывать следующие важные для тяжелых аварий явления:

- изменение геометрии оболочки твэла, исчезновение/появление зазора между топливной таблеткой и оболочкой;
- эффект упрочнения оболочки при обогащении циркония кислородом;
- эффект уменьшения прочности оболочки за счет образования продольных трещин в наружном слое диоксида циркония;
- ускорение процесса окисления за счет дополнительного доступа кислорода в оболочку через образовавшиеся в диоксиде циркония трещины;
- падение давления под оболочкой твэла в результате разрыва внутренним давлением газа;
- разрыв пленки диоксида циркония по механизму “flowering” и начало стекания расплава $U-Zr-O$.

2. МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТОВ PUKI

2.1. Краткое описание экспериментальной установки

На рис. 1 представлена схема экспериментальной установки. В электрической печи происходил нагрев кварцевой трубы и исследуемого отрезка оболочки до заданной температуры. С одного конца образец был закрыт заглушкой из сплава циркалой-4, а к другому концу образца подводилась трубка $\varnothing 2.15 \times 0.25$ мм из того же сплава, через которую под оболочку образца подавался аргон. Эта трубка была соединена с источником аргона через капиллярную трубку. Различная скорость увеличения давления достигалась благодаря использованию капиллярных трубок разного диаметра. Давле-

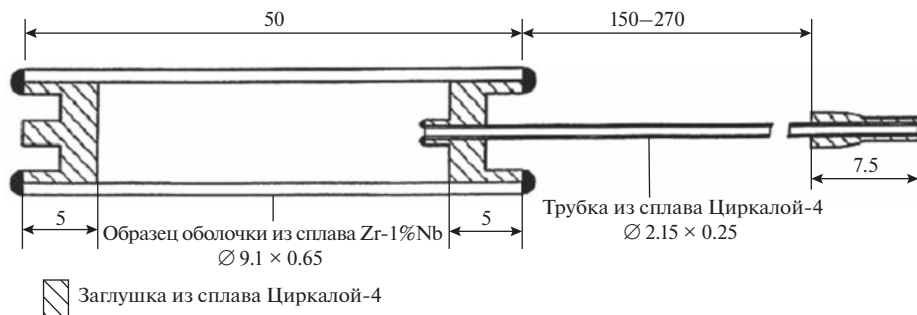


Рис. 2. Схема нагружения оболочки в экспериментах PUKI.

ние в кварцевой трубе составляло 1×10^5 Па и поддерживалось постоянным в течение всего эксперимента с помощью буферного объема, подключенного к кварцевой трубе.

Схема нагружения образца оболочки внутренним давлением показана на рис. 2. Опытный образец – отрезок натурной оболочки твэла ВВЭР длиной 50 мм, внутренним диаметром 7.8 мм и наружным диаметром 9.1 мм – размещался в кварцевой трубе, заполненной аргоном.

Для исследования влияния защитного слоя ZrO_2 на процесс деформации и разрыва образцов выполнялось предварительное окисление отрезков оболочек твэлов в паровой среде при температуре 900°C и временах выдержки от 50 до 3600 с.

2.2. Система измерений и источники неопределенностей

Ключевыми параметрами, которые использовались для валидации, являлись время разрыва оболочек твэлов и перепад давления при разрыве. Кроме этих параметров, в экспериментах PUKI измерялась температура оболочки, а также внутренний и внешний диаметр образцов. Неопределенность измерения в [1] не приводится, не указываются и инструментальные погрешности измерительной аппаратуры. Поэтому для оценки неопределенности измерений используются данные по подобным тестам, выполненным на аналогичных установках.

Так, в работе [8] в экспериментах по исследованию прочностных характеристик циркониевых оболочек приводится погрешность измерения температуры оболочки ± 2 К. Учитывая подобие экспериментов [8] и PUKI, эта величина была принята в качестве неопределенности измерения температуры в экспериментах PUKI.

Неопределенности измерения наружного диаметра образца и толщины слоя диоксида циркония в предокисленных образцах были приняты равными ± 5 и ± 0.05 мкм соответственно, исходя из точности представленных в [1] результатов измерений.

Неопределенность скорости роста внутреннего давления была принята равной $\pm 1\%$ от измеренного значения.

Время в экспериментах обычно фиксируется довольно точно, поэтому в качестве неопределенности измеренного времени разрыва оболочек твэлов принималась точность представления времени в [1], равная ± 0.01 с. Величинам неопределенностей измерения температуры, скорости роста внутреннего давления, а также времени разрыва оболочек приписывался равномерный закон распределения, а указанные значения интерпретировались как минимальное и максимальное отклонения от номинальных значений.

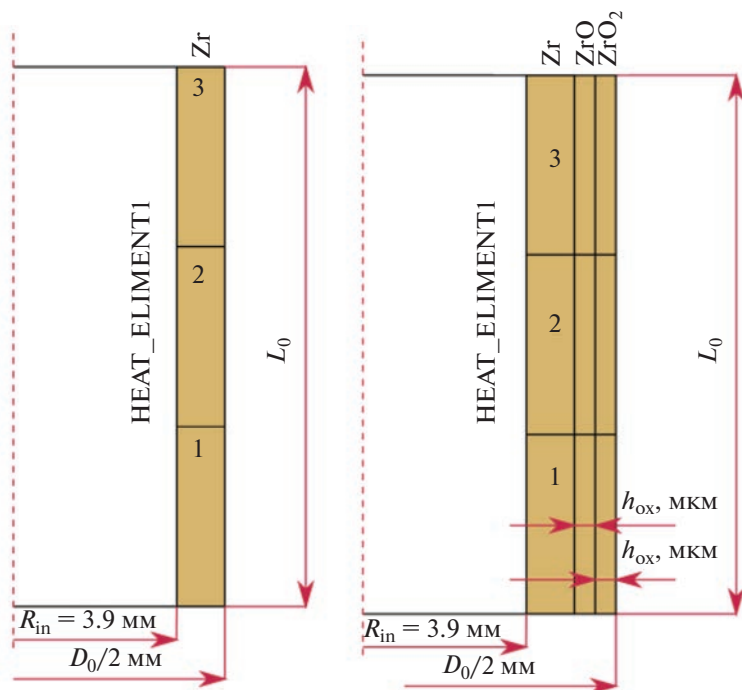


Рис. 3. Нодализационная схема для моделирования экспериментов PUKI с неокисленными (слева) и предоокисленными оболочками (справа).

Неопределенность измерения внутреннего диаметра образца определяется полем допусков на производство оболочек твэлов [9] и была принята равной $+0.06$ мм. Величине приписывался нормальный закон распределения, а указанное значение интерпретировалось как три стандартных отклонения (3σ).

Температура в печи и внутреннее давление под оболочкой фиксировались компьютерной системой сбора данных с частотой 10 записей в секунду. Эта система использовалась для отслеживания динамики изменения давления во время эксперимента.

Перед началом испытаний экспериментаторы производили измерения наружного диаметра и длины каждого образца. Данные измерений представлены в [1] в табличном виде. После окончания эксперимента измерялись остаточные деформации образцов.

2.3. Расчетная модель для экспериментов PUKI

В расчетах моделировалась только оболочка и газовый объем внутри нее. Нодализационная схема представлена на рис. 3. Оболочка моделировалась тепловым элементом HEAT_ELEMENT1. Тепловой элемент разбивался по длине на 3 одинаковые расчетные ячейки. Длина теплового элемента L_0 задавалась равной значению, измеренному перед началом каждого теста в серии. Внутренний радиус (R_{in}) теплового элемента задавался равным 3.9 мм, наружный радиус – равным $D_0/2$ мм, где D_0 – измеренный наружный диаметр образца для каждого теста в серии. Для моделирования экспериментов с предоокислением оболочек в расчетную модель на внешней границе добавляется 2 слоя оксида и диоксида циркония (ZrO и ZrO_2) толщиной h_{ox} , которая

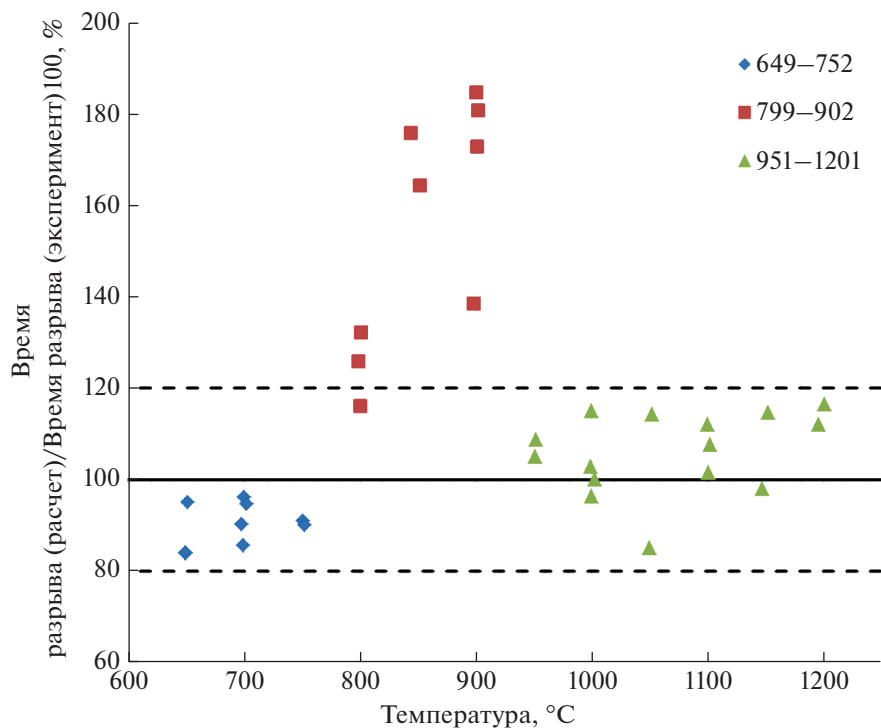


Рис. 4. Сравнение расчетного и измеренного времени разгерметизации неокисленных оболочек в изотермических экспериментах РУКИ при различных температурах.

задается равной измеренной в экспериментах толщине оксидной пленки для каждого теста в серии.

Начальная температура теплового элемента была установлена в расчетах равной 20°C. Это позволяет учесть эффект теплового расширения при нагреве до рабочей температуры в эксперименте.

Начальное давление под оболочкой задавалось равным 0.1 МПа. Динамика изменения давления под оболочкой моделировалась с постоянной скоростью в соответствии с экспериментальным значением для каждого конкретного теста в серии. Расчет завершался спустя 10 с после момента разрыва оболочки. В момент разрыва оболочки фиксировалось время разрыва и соответствующий перепад давления на оболочке.

2.4. Анализ результатов, полученных в референтных расчетах эксперимента

В результате моделирования каждого теста серии РУКИ с заданием входных параметров без отклонений в пределах неопределенности (т.н. “референтные” расчеты) были определены расчетные значения времени разрыва оболочек твэлов и перепада давления при разрыве – основных валидируемых параметров. Во всех расчетах в качестве критерия разрыва использовалось условие превышения окружной деформацией предельного значения 20%. Это значение предельной окружной деформации установлено по умолчанию в модуле CROX на основании результатов моделирования экспериментов со сборками твэлов. На рис. 4 и 5 показано соотношение между

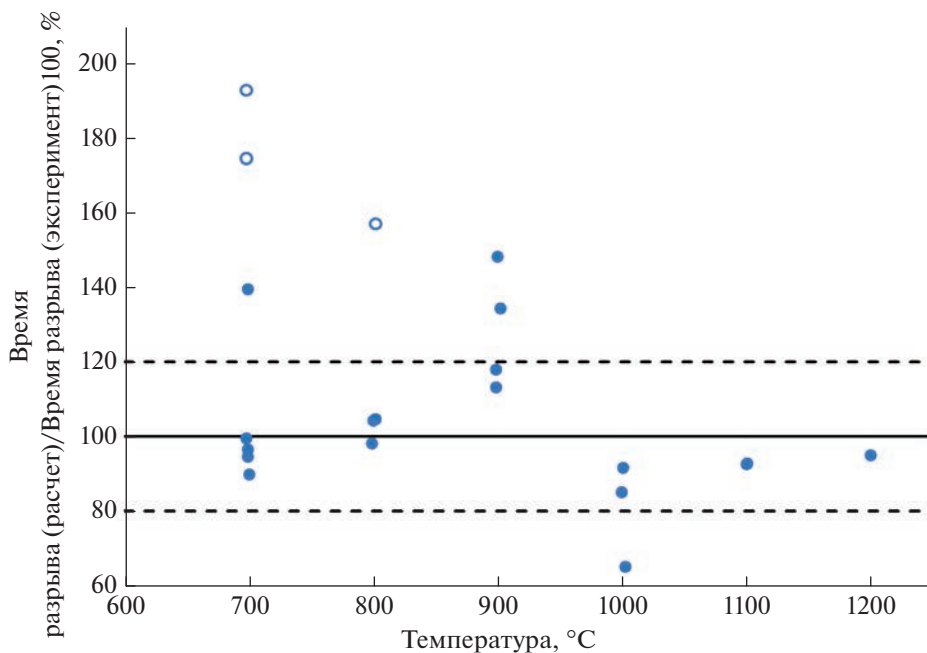


Рис. 5. Сравнение расчетного и измеренного времени разгерметизации преокисленных оболочек в изотермических экспериментах РУКИ при различных температурах (выколотыми маркерами показаны измерения для оболочек с максимальной толщиной оксида).

расчетным и экспериментальным временем разрыва в серии тестов с неокисленными и преокисленными оболочками соответственно. Как следует из рис. 4, основное отличие расчета от эксперимента (20–90%) наблюдается для неокисленных оболочек в интервале температур 799–902°C с явной тенденцией к переоценке измеренного времени разрыва. В области температур до 799°C и свыше 902°C отличие расчетного времени разрыва от экспериментального не превышает $\pm 20\%$. Согласно рис. 5, согласие между расчетным и экспериментальным временами разрыва преокисленных оболочек несколько хуже, чем для неокисленных оболочек. Наибольшее отличие (60–90%) наблюдается для оболочек с максимальными толщинами оксидного слоя (28, 41 и 57 мкм, соответствующие точки помечены на рисунке выколотыми маркерами). Для остальных оболочек экспериментальное время разрыва воспроизводится с точностью $\pm 50\%$.

Важно отметить, что в расчетах воспроизводится наблюдаемая в экспериментах тенденция быстрого снижения перепада давления на оболочке, при котором происходит ее разрыв, с увеличением температуры от 649 до 951°C (рис. 6). Также воспроизводится разрыв оболочек при очень небольших перепадах давления в диапазоне температур 951–1201°C. При этом время разгерметизации оболочек в области более высоких температур не превышает 1200 с, тогда как в области низких температур (649–951°C) время разгерметизации оболочек твэлов может составлять от 100 до 7500 с (рис. 8), в зависимости от достигаемого перепада давления на оболочке. Также расчеты отражают зависимость максимального перепада давления до разрыва и времени разгерметизации от температуры в случае преокисленных оболочек (рис. 7, 9). На этих рисунках квадратными

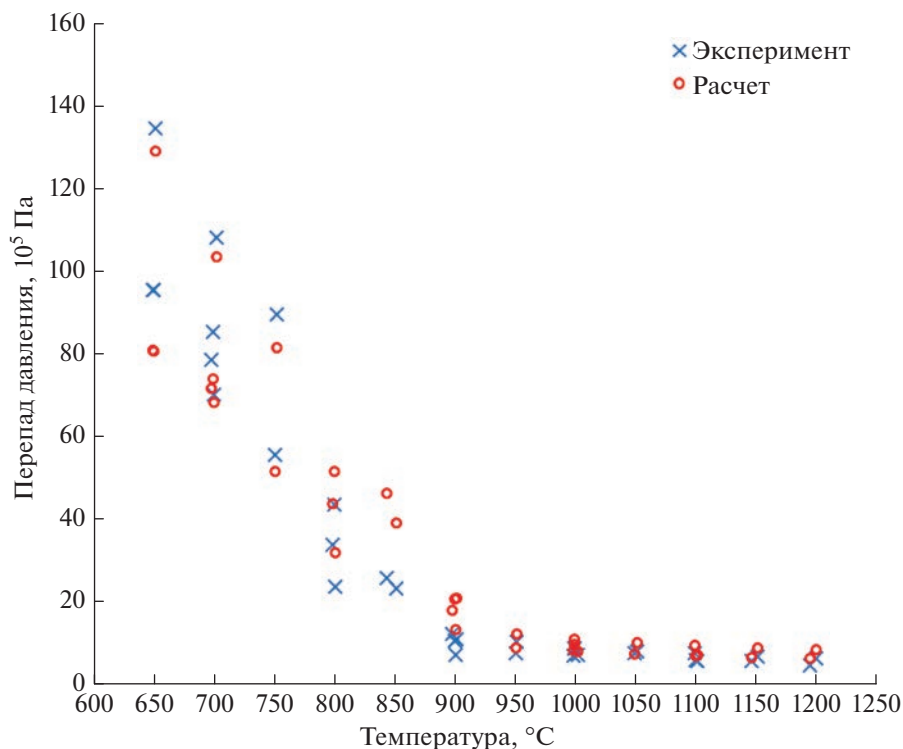


Рис. 6. Расчетная и измеренная зависимость перепада давления на оболочке от температуры оболочки в момент разрыва неокисленных оболочек в изотермических экспериментах PUKI.

маркерами обозначены измерения для оболочек с наибольшей толщиной оксидной пленки (28, 41 и 57 мкм).

2.5. Анализ погрешностей и неопределенностей

Оценка погрешности программ для ЭВМ δ_{model} выполняется на основе результатов валидации с использованием как экспериментов по отдельным процессам и явлениям, так и интегральных экспериментов, выполненных в условиях, приближенных к ожидаемым условиям на объекте моделирования (в данном случае – в активной зоне). Полученная оценка характеризует погрешность моделирования, связанную с упрощениями и аппроксимациями в физико-математических моделях, и учитывает неопределенности экспериментальных данных и результатов валидационных расчетов. Анализ неопределенности выполнялся по методике, описанной в [11]. Данная методика представляет собой адаптацию метода ASME [10] для верификации и валидации кодов вычислительной гидродинамики и теплопереноса к интегральным кодам. Целью анализа в данной работе является оценка погрешности δ_{model} расчета времени разрыва оболочек.

Метод ASME V&V 20 подразумевает проведение анализа неопределенностей с целью оценки погрешности модели δ_{model} , связанной с модельными упрощениями и предположениями. Конечным количественным результатом в данном подходе явля-

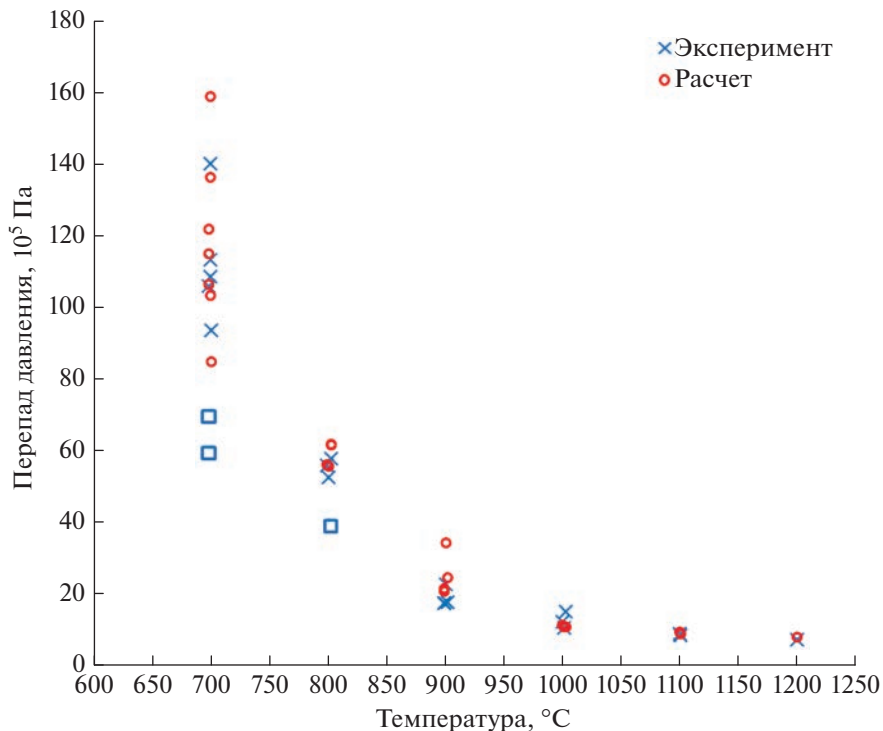


Рис. 7. Расчетная и измеренная зависимость перепада давления на оболочке от температуры оболочки в момент разрыва предоxygenных оболочек в изотермических экспериментах PUKI.

ется интервал $(\bar{E}_{\%} - u_{\text{val},\%}^{\text{tot}}; \bar{E}_{\%} + u_{\text{val},\%}^{\text{tot}})$, в котором находится погрешность δ_{model} , где $\bar{E}_{\%}$ – средняя погрешность сравнения, характеризующая отклонение результата расчета от измерения (систематическая составляющая), а $u_{\text{val},\%}^{\text{tot}}$ – суммарная стандартная неопределенность валидации, учитывающая неопределенность входных данных и неопределенность измерений (случайная составляющая):

$$u_{\text{val},\%}^{\text{tot}} = \sqrt{u_{\text{input}}^2 + u_{\text{num}}^2 + u_D^2}, \quad (1)$$

где u_{input} , u_D и u_{num} – стандартные неопределенности входных данных, измерений и численной схемы соответственно. Стандартная неопределенность численной схемы u_{num} в данной работе не исследовалась.

В качестве источников неопределенности входных данных рассматривались неопределенность внутреннего диаметра оболочки в поле допуска, указанном производителем, а также неопределенности измерений внешнего диаметра оболочки, скорости нагружения и температуры оболочки твэла. Для экспериментов с предоxygenными оболочками дополнительно учитывалась неопределенность измерения толщины слоя диоксида циркония. В качестве неопределенности измерения времени разрыва u_D принималось значение, которое соответствует точности предоставления данных в [1]. Численные значения неопределенностей обсуждались выше в разделе 1.2.

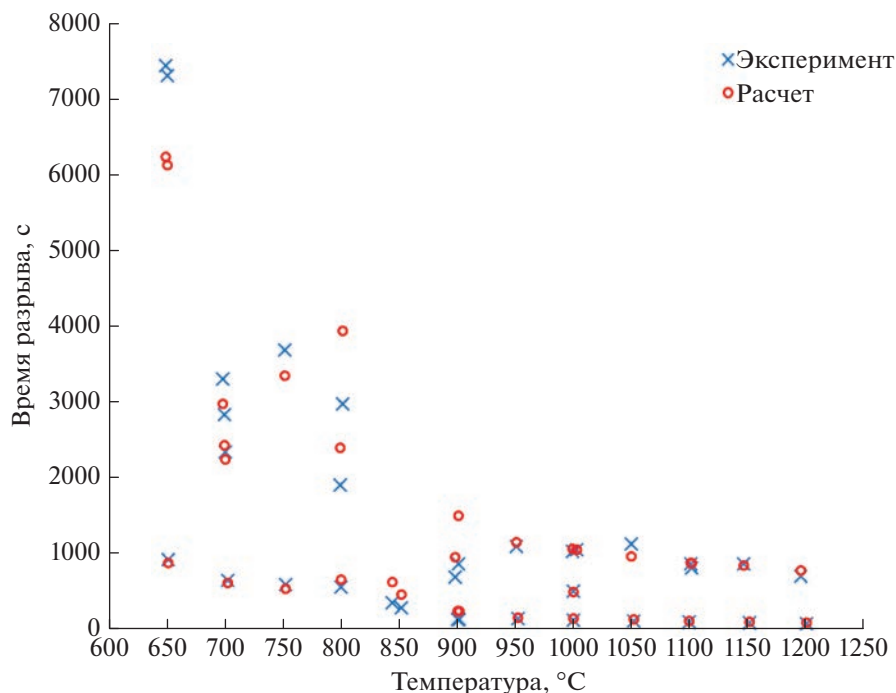


Рис. 8. Расчетная и измеренная зависимость времени разгерметизации неокисленных оболочек от температуры в изотермических экспериментах PUKI.

Перечень входных параметров, варьируемых при выполнении анализа неопределенности, параметры распределения случайной величины и пояснения к их выбору приведены в табл. 1. Для оценки погрешности сравнения $\bar{E}_{\%}$ и неопределенности входных данных u_{input} используется метод трансформирования распределений вероят-

Таблица 1. Параметры, варьируемые в рамках анализа неопределенностей, их диапазоны варьирования и законы распределения

Параметр	Номинальное значение (пояснение к выбору диапазона варьирования)	Диапазон варьирования	Закон распределения
Внутренний диаметр оболочки, мм	7.8 (поле допусков производителя)	[0, 0.06]	Нормальный
Внешний диаметр оболочки, мм	Измерение*	± 0.005	Равномерный
Скорость роста давления, МПа/с	Измерение	$\pm 1\%$	
Температура образца, °C	Измерение	$\pm 2^{\circ}\text{C}$	
Толщина слоя ZrO_2 , мкм	Измерение	± 0.05	

* Измеренное значение в конкретном тесте экспериментальной серии.

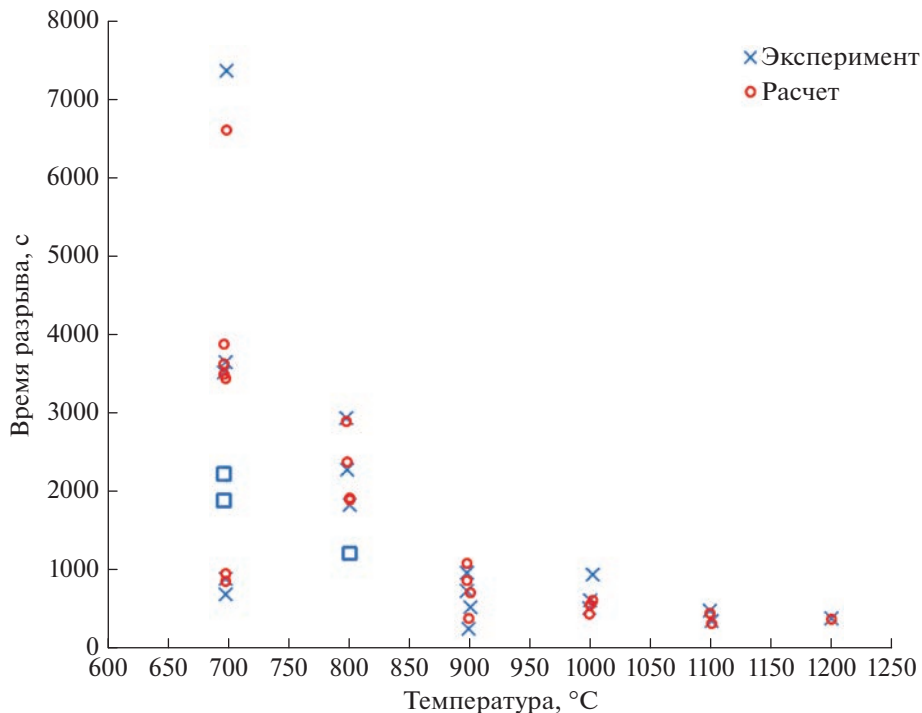


Рис. 9. Расчетная и измеренная зависимость времени разгерметизации предоxygenных оболочек от температуры в изотермических экспериментах PUKI.

ностей входных величин в распределение вероятности выходной величины. В настоящей работе трансформирование распределений вероятностей осуществляется по методу Монте-Карло. Объем выборки для каждой экспериментальной точки составил 100 расчетов.

Результаты оценки погрешности прогнозного времени разрыва, полученные на основе анализа неопределенностей, приведены в табл. 2. Согласно полученным результатам для неокисленных оболочек, погрешность δ_{model} расчета времени разрыва оболочки лежит в интервале $(-15.2\%; 43\%)$, где средняя относительная ошибка $\bar{E}_{\%}$ составляет 13.9%, а стандартная неопределенность $u_{\text{val},\%}^{\text{tot}}$ валидации, учитывающая неопределенность входных параметров модели и погрешность измерений, равна 29.1%. Для предоxygenных оболочек погрешность δ_{model} расчета времени разрыва

Таблица 2. Погрешность расчета времени разрыва оболочек на основе моделирования экспериментов с неокисленными и предоxygenными оболочками

Эксперимент	$\bar{E}_{\%}$	$u_{\text{val},\%}^{\text{tot}}$	$\delta_{\text{model},\%} \in$
Неокисленные оболочки	13.9	29.1	$[-15.2\%; 43.0\%]$
Предоxygenные оболочки	13	32	$[-19.0\%; 45.0\%]$

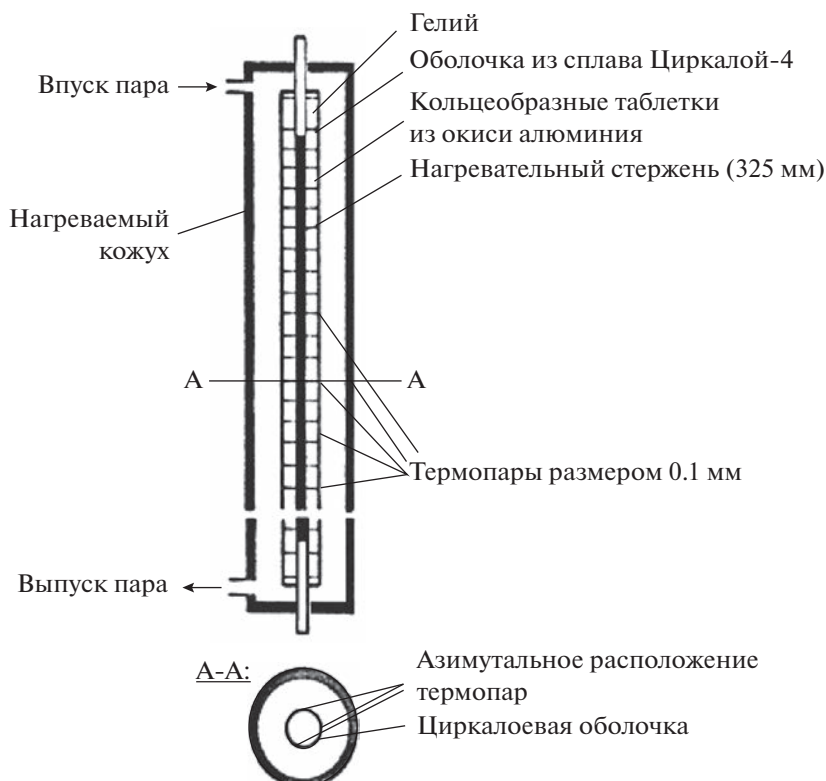


Рис. 10. Схема экспериментальной установки РЕВЕКА.

оболочки лежит в интервале $(-19\%; 45\%)$, где средняя относительная ошибка $\bar{E}_{\%}$ составляет 13%, а стандартная неопределенность $u_{\text{val},\%}^{\text{tot}}$ валидации равна 32%.

3. МОДЕЛИРОВАНИЕ СЕРИИ ЭКСПЕРИМЕНТОВ РЕВЕКА

3.1. Краткое описание экспериментальной установки

Схема экспериментальной установки РЕВЕКА представлена на рис. 10 [5]. Замкнутая оболочка из сплава Циркалой-4 была помещена в нагреваемый цилиндрический кожух. Пар подавался внутрь кожуха сверху и выходил из нижней части кожуха. Внутри оболочки находились таблетки из окиси алюминия с нагреваемым стержнем, уложенным в осевые отверстия таблеток. Внутри замкнутой оболочки из сплава Циркалой-4 для создания избыточного давления закачивался гелий.

Номинальный внешний диаметр оболочки в исследуемых образцах составлял 11.9 мм, а толщина оболочки – 0.55 мм. Все образцы имели полную длину, равную 500 мм, а длина обогреваемого участка составляла около 325 мм.

Температура поверхности оболочки измерялась на различных уровнях и в трех азимутальных положениях с помощью бесчехловых платино-палладиевых термопар размером 0.1 мм. В некоторых тестах использовалась рентгенографическая высокоскоростная съемка для записи изменения диаметра трубки во времени.

Таблица 3. Результаты тестов РЕВЕКА и неопределенность измеренной температуры разрыва

Номер серии	Избыточное давление, Па	Температура разрыва, К	Количество тестов в серии	u_D , К
1	4.0E+06	1092.2	6	29.0
2	5.4E+06	1049.4	5	15.2
3	6.7E+06	1025.0	6	22.0
4	6.4E+06	1013.0	1	29.0
5	8.0E+06	998.3	6	4.2
6	9.4E+06	982.7	6	6.0
7	2.7E+06	1159.3	6	9.6
8	9.8E+06	976.0	1	29.0
9	4.7E+06	1067.0	1	29.0
10	2.3E+06	1174.0	1	29.0
11	1.3E+06	1232.0	2	29.0
12	6.5E+05	1283.0	2	29.0

3.2. Система измерений и источники неопределенностей

Ключевыми параметрами, которые использовались для валидации, являлись температура, при которой происходит разрыв оболочки, и время до разрыва. В [5] не указывается неопределенность измерения этих параметров, поэтому величина неопределенности была оценена на основе общедоступной информации и анализа экспериментальных данных.

Неопределенность температуры обуславливается двумя факторами. Во-первых, в неопределенность температуры разрыва вносит вклад величина инструментальной погрешности термопар. Во-вторых, вследствие небольшого неизбежного эксцентриситета в расположении таблеток окиси алюминия толщина газового зазора имеет некоторую неравномерность по азимуту, что приводит к азимутальной неравномерности температуры поверхности величиной несколько градусов. Таким образом, неопределенность (два стандартных отклонения) температуры поверхности определялась как

$$u_D = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2}, \quad (2)$$

где σ_1 – стандартное отклонение, обусловленное неопределенностью показаний термопары; σ_2 – стандартное отклонение, обусловленное случайным отклонением толщины газового зазора. Величина неопределенности термопары ($2\sigma_1$) была принята равной 1.0°C. Неопределенность измеренной температуры оболочки вследствие неравномерности газового зазора по азимуту можно оценить на основе экспериментальных данных, поскольку эксперименты выполнялись сериями, отличающимися величиной избыточного давления, и большинство серий включало 6 повторений. Это дает возможность выполнить статистическую обработку и оценить величину σ_2 и u_D для

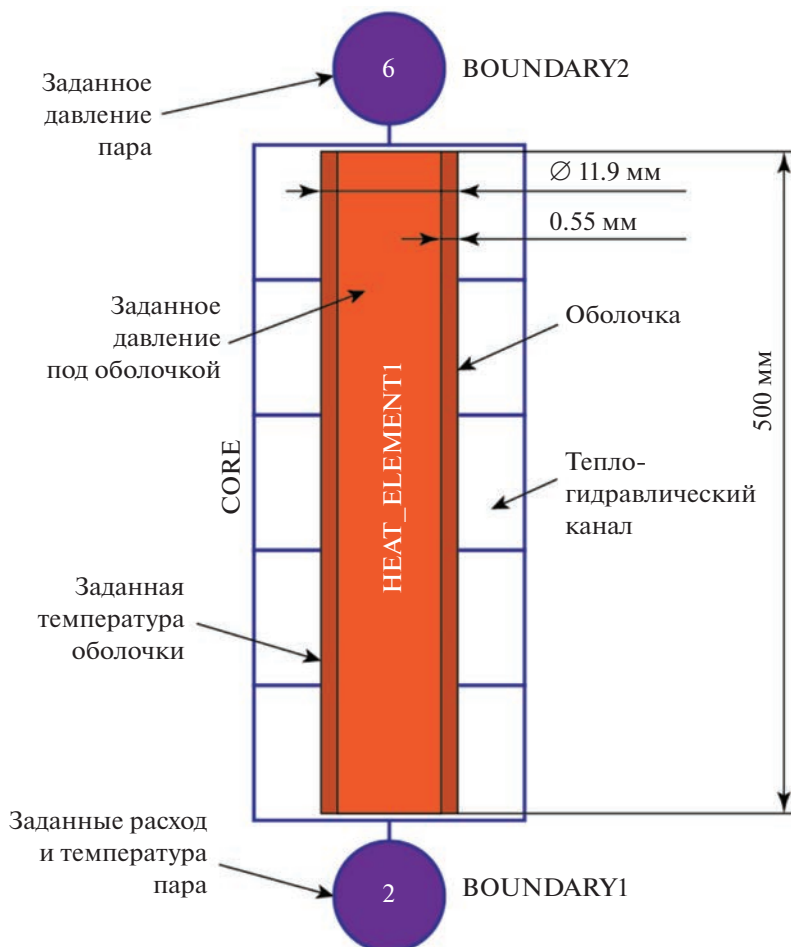


Рис. 11. Нодализационная схема установки.

каждой серии. В табл. 3 представлены значения средней температуры разрыва в каждой из серий и величины неопределенности. Как видно из табл. 3, каждая серия характеризуется своей величиной стандартного отклонения σ_2 . Для серий, состоящих из 1 и 2 тестов, в качестве σ_2 принималось максимальное значение 14.5 К.

Время до разрыва — это промежуток времени, который проходит с момента начала эксперимента (начало нагрева оболочки) до разрыва. Поскольку время в экспериментах обычно фиксируется довольно точно, в качестве неопределенности измеренного времени принималась точность представления времени в [5], равная ± 1 с. Эта величина интерпретировалась как два стандартных отклонения.

3.3. Расчетная модель для экспериментов REBEKA

Нодализационная схема экспериментальной установки приведена на рис. 11. Образец с замкнутым газовым объемом моделируется с помощью теплового элемента

“HEAT_ELEMENT1”, который позволяет использовать модели деформации и разрушения оболочки твэлов, а также окисления циркония паром, не задавая ядерное топливо внутри стержня.

Тепловой элемент сопряжен с гидравлическим каналом “CORE”, состоящим из пяти контрольных объемов. На вход в канал подается водяной пар с заданным расходом, а на выходе задано постоянное давление 0.1 МПа. Температура пара и температура внутренней поверхности оболочки в расчетной модели заданы одинаковыми и увеличиваются с постоянной скоростью, известной из эксперимента.

В расчетной модели были приняты следующие допущения. Поскольку внешний нагреваемый кожух в эксперименте использовался для выравнивания азимутального распределения температуры внешней поверхности образца, в осесимметричной расчетной модели этот кожух избыточен и поэтому не моделируется. Таблетки из окиси алюминия также не моделировались, вместо этого оболочка принималась пустотелой. Нагрев образца со стороны внешней поверхности осуществлялся путем изменения температуры пара, подававшегося в соответствующий гидравлический канал. Расход пара задавался достаточно большим, чтобы исключить недостаток пара для окисления оболочки (т.н. паровое голодание).

Начальная температура образца и пара внутри канала была задана равной 300°C в соответствии с условиями эксперимента. Давление внутри замкнутой полости в расчетной модели было постоянным и задавалось таким, чтобы избыточное давление равнялось экспериментальной величине. В описании эксперимента [5] номинальная скорость нагрева для всех тестов указывается равной 1 К/с. Фактическая скорость нагрева, заданная в расчетной модели, была определена как отношение величины нагрева ко времени до разрушения согласно данным [5] и принята равной 1.2 К/с.

3.4. Результаты референтных расчетов экспериментов

Результаты референтных расчетов в сравнении с результатами измерений приведены на рис. 12 и 13. Из рис. 12 видно, что при фиксированной скорости нагрева с повышением внутреннего давления температура разрушения уменьшается, что является ожидаемым результатом. Дополнительно, в качестве исследования влияния окисления на деформацию оболочек, были выполнены расчеты без учета окисления, результаты которых показаны на рис. 12 и 13 синими квадратными маркерами. Результаты расчетов показывают, что при скоростях нагрева около 1 К/с и давлении до 6.5×10^5 Па лучшее совпадение с экспериментом наблюдается при учете окисления в паровой среде. Этот результат обусловлен тем, что в ходе этого эксперимента оболочки успели обогатиться кислородом. При окислении скорость ползучести материала снижается по сравнению с неокисленными оболочками, это приводит к меньшим скоростям деформаций и, поскольку эксперименты неизотермические, к более высоким наблюдаемым температурам разрыва оболочек. Расчетная величина температуры разрыва оболочки находится в пределах интервала неопределенности измеренной величины как при низком перепаде давления, где проявляется эффект упрочнения оболочки вследствие окисления в паре (большее время окисления и выше температура разрыва), так и в области более высоких перепадов давлений, где эффект упрочнения не выражен. Максимальное относительное отклонение расчета от эксперимента составило 2.8%, среднее относительное отклонение составило 0.9%.

Тенденция к уменьшению времени до разрыва при увеличении избыточного давления также воспроизводится в расчете (рис. 13). Как и для температуры разрыва оболочки, при избыточном давлении до 6.5×10^5 Па на расчетное время разрыва влияет

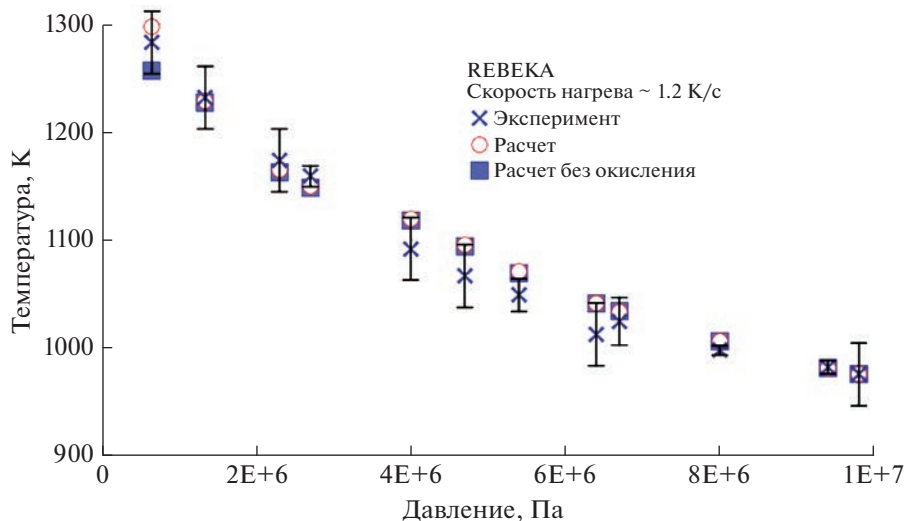


Рис. 12. Сравнение расчетной и измеренной температур разрыва оболочки в зависимости от избыточного давления в серии REBEKA.

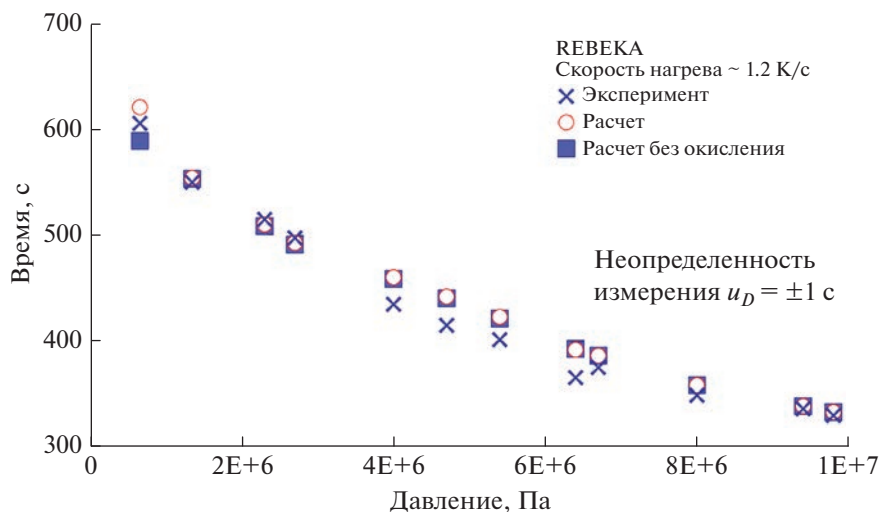


Рис. 13. Сравнение расчетного и измеренного времени до разрыва оболочки в зависимости от избыточного давления в серии REBEKA.

окисление циркония в паровой среде: при включенной модели окисления разрыв оболочки происходит позже, чем в расчетах с выключенной моделью окисления. Согласно результатам референтных расчетов, максимальное относительное отклонение расчетного времени до разрыва оболочки составило 7.2%, а средняя величина отклонения равна 2.8%.

Таблица 4. Варьируемые параметры в расчетах экспериментальной серии РЕБЕКА

Параметр	Номинальное значение	Стандартное отклонение	Диапазон варьирования	Пояснения к выбору	Закон распределения
Отклонение давления под оболочкой	0	0.1×10^5 Па	$\pm 0.2 \times 10^5$ Па	Точность представления данных в [5]	Нормальный
Скорость нагрева	1.2	0.058	(1.0; 1.2)	Неопределенность граничных условий	Равномерный

Таблица 5. Погрешность расчета времени разрыва и температуры оболочки в экспериментальной серии РЕБЕКА

Параметр	$\bar{E}_{\%}$	$u_{val,\%}^{tot}$	$\delta_{model, \%}$
Температура разрыва оболочки, К	0.7	1.7	[-1.0%; 2.4%]
Время разрыва оболочки, с	11.3	6.6	[4.8%; 17.9%]

3.5. Анализ погрешностей и неопределенностей

Анализ неопределенности результатов моделирования тестов РЕБЕКА выполнялся по той же методике, которая была использована при расчете экспериментов PUKI.

В качестве источников неопределенности входных данных рассматривались величина избыточного давления и скорость нагрева. Перечень входных параметров, варьируемых при выполнении анализа неопределенности, параметры распределения случайной величины и пояснения к их выбору приведены в табл. 4. В [5] не приводятся данные по неопределенности измеренного избыточного давления под оболочкой. Исходя из точности представленных в [5] данных, погрешность давления была принята равной $\pm 0.2 \times 10^5$ Па. Скорость нагрева варьировалась в интервале от номинального значения 1 К/с, указанного в [5] одинаковым для всех тестов, до фактического значения, вычисленного как отношение величины нагрева ко времени до разрушения согласно данным [5].

Результаты оценки погрешностей результирующих параметров с учетом анализа неопределенности приведены в табл. 5. Согласно полученным результатам, погрешность δ_{model} расчета температуры разрыва оболочки лежит в интервале (-1.0%; 2.4%), где средняя относительная ошибка $\bar{E}_{\%}$ составляет 0.7%, а стандартная неопределенность $u_{val,\%}^{tot}$ валидации равна 1.7%. Погрешность расчета времени разрыва оболочки находится в интервале (4.8–17.9%), где $\bar{E}_{\%}$ равна 11.3%, а $u_{val,\%}^{tot}$ равна 6.6%.

ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Валидация кода СОКРАТ-В1/В2 на экспериментальной серии PUKI продемонстрировала, что модель термомеханики оболочек твэлов CROX позволяет корректно описывать момент разрыва как неокисленных, так и предокисленных оболочек твэлов ВВЭР из сплава Э110 в диапазоне температур 650–1200°C. В диапазоне температур 799–902°C модель демонстрирует тенденцию к переоценке измеренного времени разрыва неокисленных оболочек, которая достигает 20–90%. Стоит отметить,

что в результате валидации модели CROX для условий аварии с большой течью теплоносителя при такой же комбинации перепада давления и температуры (интегральный эксперимент IFA650.11 [13]) погрешность расчета времени разрыва оболочек Э110 с учетом анализа неопределенности составила от 6 до 14%, при этом систематическое отклонение перепада давления (~50 атм) и температуры оболочки (~840°C) в момент разрыва оболочки в согласованном расчете составило менее 1%. Поэтому требуется дополнительное исследование погрешности расчета времени разрыва оболочек Э110 в диапазоне температур 800–900°C с использованием альтернативных прецизионных экспериментальных данных, воспроизводящих прототипные условия нагружения.

В остальной части температурного диапазона серии PUKI погрешность модели укладывается в интервал $\pm 20\%$. Полная погрешность модели δ_{model} , учитывающая погрешность измерений и неопределенность входных параметров, лежит в интервале [–15%; 43%], то есть, в целом модель демонстрирует тенденцию к переоценке времени разрыва неокисленных оболочек твэлов из сплава Э110.

Применительно к предокисленным оболочкам твэлов из сплава Э110 погрешность модели очень близка к погрешности для неокисленных оболочек и составляет [–19%; 45%]. Погрешность, выходящая за эти границы (до 90%), была получена в трех тестах для наиболее сильно окисленных оболочек с толщиной оксидного слоя 28–57 мкм. Стоит отметить, что в имеющихся данных по экспериментам PUKI не предоставлены данные по погрешностям основных измерений, в том числе измерений толщины диоксида циркония, а число тестов с сильно окисленными оболочками недостаточно для однозначных выводов о погрешности модели. Для более надежной оценки погрешности модели в этих условиях (для сильно окисленных оболочек) также необходимо проведение дополнительных валидационных расчетов на альтернативных прецизионных экспериментальных данных.

В расчетах экспериментов РЕБЕКА по раздутию и разрыву оболочек твэлов из сплава циркалой-4 продемонстрировано, что при совместной работе с моделью окисления PROF модель CROX качественно верно моделирует зависимость температуры и времени разрыва от избыточного давления в диапазоне температур разрыва 700–1000°C и избыточных давлений $6,5 \times 10^5$ – 98×10^5 Па в условиях окисления в паре. Погрешность расчета температуры разрыва оболочки, учитывающая погрешность измерений и неопределенность входных параметров, лежит в интервале (–1.0%; 2.4%), т.е. при постоянном давлении и постоянной скорости нагрева модель демонстрирует высокую точность расчета температуры разрыва оболочки. Погрешность расчета времени разрыва оболочки находится в интервале (4.8%; 17.8%), что подтверждает тенденцию к переоценке времени разрыва, полученную в расчетах серии PUKI.

Стоит также отметить, что в прототипных экспериментах РЕБЕКА максимальная расчетная толщина образовавшегося в результате реакции окисления диоксида циркония до момента разрыва оболочки не превышает 10 мкм. Также и при моделировании интегрального эксперимента CORA-15 при помощи СОКРАТ разрыв оболочек имитаторов твэлов происходил при температуре 985 К еще до формирования защитного слоя диоксида циркония [14]. Важно также отметить, что и эксперименты РЕБЕКА и CORA-15 выполнялись с применением в качестве материала оболочек зарубежного сплава циркалой-4, который по своим свойствам не имеет принципиальных отличий от отечественного сплава Э-110. Поэтому три теста в серии PUKI с большими толщинами на предокисленных образцах можно рассматривать как недостаточно представительные относительно условий, ожидаемых в авариях с течью теплоносителя.

В экспериментах ОКБ “ГИДРОПРЕСС” по раздутию и разрыву оболочек твэлов из отечественного сплава Э110, ранее использовавшихся для валидации СОКРАТ [12], отмечались значительные погрешности измерения перепада давления и температуры. При использовании методики валидации, учитывающей погрешность измерения реперных экспериментальных данных, это обусловило большую расчетную погрешность модели. Поэтому большая погрешность измерений сильно ограничивает их использование в задачах валидации моделей и интегральных программ для ЭВМ. Рассмотренные в данной статье условия экспериментов PUKI с оболочками из отечественного сплава Э110 являются специфичными для аварийных условий на РУ ВВЭР в части нагружения оболочек твэлов, т.е. могут рассматриваться в качестве дополнительного, но не основного источника реперных данных для оценки погрешности модели. В экспериментах BALL [1] нагружение оболочек из Э110 было прототипно, однако исследуемый диапазон давлений нагружения был очень узок, и максимальное давление в диапазоне ограничивалось величиной 40×10^5 Па. Еще одна экспериментальная серия с оболочками из Э110 – СОНУРА [1] – так же как и PUKI, представляет собой непрототипные изотермические тесты. Отметим, что в данных по исследованию процессов раздутия и разрыва оболочек твэлов, приводимых в [1], авторами не указываются неопределенности измерений определяющих параметров.

Для валидации термомеханических моделей оболочек из сплава Э110 могут использоваться данные отечественных экспериментов по исследованию деформационного поведения оболочек из Э110, выполнявшихся в 1980–2000-х гг. в НИЦ КИ (установка “Март”) [15], ВИАМ, НИИАР [16], НПО “Луч” (установка “Параметр”) [17], ВНИИНМ [18], ФЭИ [19]. Однако сведения об этих экспериментах в основном ограничены внутренними отчетами, а объем данных, приводящихся в открытых публикациях, не удовлетворяет современным требованиям к валидации программ для ЭВМ, поэтому использование этих данных для валидации в настоящее время не представляется возможным.

Таким образом, можно утверждать, что применительно к оболочкам из сплава Э110 сохраняется дефицит прецизионных и представительных экспериментов по исследованию термомеханического поведения в условиях аварий на РУ ВВЭР, причем не только экспериментов по исследованию отдельного явления деформации и разрыва оболочки, но и в особенности интегральных экспериментов. В этой связи важной задачей является инвентаризация всех имеющихся экспериментальных данных для сплава Э110, их квалификация и оформление в виде общеотраслевой базы экспериментальных данных, которые могли бы использоваться для валидации термомеханических моделей и интегральных программ для ЭВМ, а также, в случае необходимости, для определения сценариев дополнительных экспериментов. В качестве положительного примера можно привести экспериментальные данные для зарубежного сплава циркалой-4. Для этого сплава накоплен большой объем экспериментальных данных с высоким качеством измерительной базы, моделирующих прототипные условия нагружения оболочек твэлов в запроектных авариях с потерей теплоносителя на реакторах типа PWR (РЕБЕКА, CORA-15, QUENCH-LOCA-L1). Погрешность определения времени разрыва оболочки твэла из Zry-4 в расчетах этих экспериментов при помощи СОКРАТ оказывается существенно меньше, чем в экспериментах с оболочками из сплава Э110, несмотря, как было отмечено ранее, на отсутствие принципиальных отличий между этими двумя материалами. Так, например, при моделировании интегрального эксперимента CORA-15 при помощи СОКРАТ максимальная погрешность времени разрыва оболочек имитаторов твэлов не превышает 2% [14].

Аналогично, другой важной задачей является проведение на современном экспериментальном уровне прецизионных испытаний оболочек твэлов из новых отечественных сплавов, имеющих более высокую коррозионную стойкость и устойчивость к окислению в аварийных ситуациях, и формирование отраслевого банка квалифицированных данных. К таким сплавам можно отнести сплав Э110М с увеличенным содержанием железа, сплав Э110Г на основе губчатого циркония, сплав Э110 с защитным слоем хрома, а также сплав 42ХНМ, применяемый в реакторных установках малой мощности (РИТМ-200).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Perez-Feró E. et al.* Experimental database of E110 Claddings under Accident Conditions, Report EK-FRL-2011-744-01/04, MTA EK, Budapest, April 2012.
2. *Hózer Z. et al.* Ballooning Experiments with VVER Cladding, Nuclear Technology, 2005. 152:3. P. 273–285.
3. *Stuckert J. et al.* Results of the QUENCH-LOCA Experimental Program at KIT, Journal of Nuclear Materials, 2020. P. 534.
4. <https://www.oecd-nea.org/tools/abstract/detail/nea-1799>, ссылка активна по состоянию на 29.08.2022.
5. *Markiewicz M.E., Erbacher F.J.* Experiments on Ballooning in Pressurized and Transiently Heated Zircaloy-4 tubes (KFK-4343). Germany, 1988.
6. *Veshchunov M.S., Kiselev A.Ye. et al.* “SVECHA” Code Package, Modeling of Core Degradation Phenomena at Severe Accidents // Proceedings of NUREG-7, 1995. V. 3. P. 1914–1929.
7. *Yamshchikov N., Boldirev A., Komarov O.* The Modelling of Fuel Cladding Deformation Behavior under Severe Accident, Preprint NSI-2-93, Nuclear Safety Institute, Russian Academy of Sciences, Moscow, 1993.
8. *Воробьев Е.В.* Кинетика ползучести и неустойчивость циркониевых труб под давлением. Дис. канд. физ.-мат. наук, НИТУ МИСиС, Москва, 2019 г.
9. *Маркелов В.А.* Совершенствование состава и структуры сплавов циркония в обеспечении работоспособности твэлов, ТВС и труб давления активных зон водоохлаждаемых реакторов с увеличенным ресурсом и выгоранием топлива, Дис. д.т.н., Москва, 2010 г.
10. Standard for Verification and Validation in Computational Fluid Dynamics and Heat Transfer – V&V 20, ASME, 2009.
11. *Долганов К.С., Киселев А.Е., Рыжов Н.И., Томащук Д.Ю., Филиппов М.Ф., Чалый Р.В., Юдина Т.А., Шевченко С.А., Яшиников Д.А., Козлова Н.А.* Оценка возможности кода СОКРАТ моделировать процессы растворения диоксида уранового топлива жидким цирконием, Атомная энергия, 2018. Т. 125. № 2. С. 79–85.
12. *Тарасов А.Е., Чалый Р.В., Томащук Д.Ю., Долганов К.С., Киселев А.Е., Семишкин В.П., Пантюшин С.И., Быков М.А.* Исследование термомеханического поведения оболочек твэлов ВВЭР с помощью кода СОКРАТ/В1. – ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2019. № 2.
13. Fuel Modelling in Accident Conditions (*FUMAC*). IAEA TECDOC-1889, Vienna, 2019.
14. *Stuckert J., Austregesilo H., Bals Ch., Hollands Th., Kiselev A., Tomashchik D., Yudina T.* Post-test analyses of the CORA-15 bundle test with the system codes ATHLET-CD and SOCRAT, NED. 2019. Т. 342. P. 320–335.
15. *Тутнов А.А., Тутнов Ал.А., Алексеев Е.Е.* Верификация программного комплекса PULSAR+, Атомная энергия, 1997. Т. 83. № 2.
16. *Asmolov V., Yegorova L., Kaplar E., Lioutov K., Smirnov V., Prokhorov V. and Goryachev A.* Development of Data Base with Mechanical Properties of Un- and Preirradiated VVER cladding, Proceedings of the 25th Water Reactor Safety Information Meeting, Bethesda, Maryland, USA. NUREG/CP-0162, 1998. V. 2.
17. *Афанасьев П.Г., Денискин В.П., Константинов В.С. и др.* Моделирование поведения 37-ми твэльной сборки в авариях большой течи на стенде ПАРАМЕТ, Сб. трудов 2-ой Всероссийской научно-технической конференции “Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР”, Подольск, 2001.
18. *Соляный В.И., Андреева-Андреевская Л.Н., Библиашвили Ю.К., Салатов А.В., Тонков В.Ю.* Блокировка проходного сечения ТВС реактора ВВЭР при аварии с потерей теплоносителя. М.: Атомная энергия, 1989. Т. 66. № 6. С. 383–388.
19. *Troyanov V. et al.* Experimental study of the core structure behaviour in LOCA conditions, Proceedings of a Technical Committee meeting held in Dimitrovgrad, Russian Federation, 9–13 October 1995, IAEA-TECDOC-921. Vienna, 1996. P. 153–163.

Numerical Investigation of Cladding Ballooning and Burst in VVER and PWR Fuel Rods in Experiments with Various Loading Conditions

K. S. Dolganov^a, A. E. Tarasov^{a, *}, A. V. Kapustin^a, and D. Yu. Tomashchik^a

^a *Nuclear Safety Institute of the Russian Academy of Sciences, Moscow, Russia*

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

The paper presents the results of numerical modeling for ballooning and burst of fuel rods claddings made of domestic and foreign alloys. The integral code SOCRAT-V1/V2 is used as a means of modeling. The uncertainty analysis of the calculation results to input uncertainties of the temperature and pressure measurements was performed. The modeling results demonstrate a good qualitative and quantitative compliance with measured times of cladding failure under partial core uncover conditions. The results of SOCRAT-V1/V2 validation evidence on the importance of performing new experiments for domestic fuel rod cladding ballooning and burst.

Keywords: fuel rod, cladding burst, thermal mechanics, SOCRAT, validation, uncertainty analysis