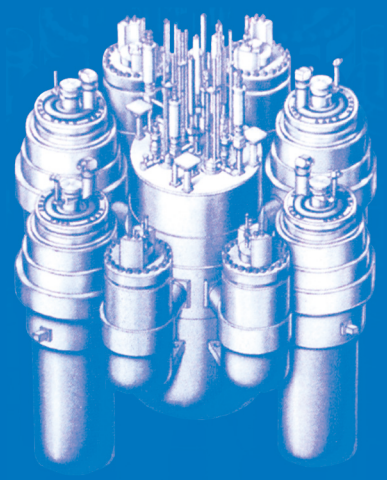
ISSN 2414–5726

ТЕХНОЛОГИИ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ЖИЗНЕННОГО ЦИКЛА ЯДЕРНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ СБОРНИК



№ 3 (25) 2021

ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ УНИТАРНОЕ ПРЕДПРИЯТИЕ
"НИТИ им. А.П. Александрова"
ПРЕДПРИЯТИЕ ГОСКОРПОРАЦИИ «РОСАТОМ»

ТЕХНОЛОГИИ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ЖИЗНЕННОГО ЦИКЛА ЯЭУ
№ 3 (25) 2021

ISSN 2414-5726

ФЕДЕРАЛЬНАЯ ЯДЕРНАЯ ОРГАНИЗАЦИЯ
Федеральное государственное унитарное предприятие
«Научно-исследовательский технологический институт им. А.П. Александрова»

ТЕХНОЛОГИИ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ЖИЗНЕННОГО ЦИКЛА ЯДЕРНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ СБОРНИК

№ 3 (25) 2021

Сосновый Бор

ISSN 2414-5726

ТЕХНОЛОГИИ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ЖИЗНЕННОГО ЦИКЛА ЯДЕРНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК

Периодический рецензируемый научно-технический сборник

№ 3 (25) 2021

Издается с 2015 года Сборник распространяется на территории Российской Федерации

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Главный редактор — В.А. Василенко, профессор, доктор технических наук, научный руководитель ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова», г. Сосновый Бор.

ЧЛЕНЫ РЕДАКЦИОННОЙ КОЛЛЕГИИ

В.И. Альмяшев, кандидат химических наук, ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова», г. Сосновый Бор.

А.Я. Благовещенский, доктор технических наук, профессор ВУНЦ-ВМФ «Военно-морская академия», Военно-морской политехнический институт, Санкт-Петербург.

В.И. Бурсук, доктор технических наук, директор центра сервиса АО «Концерн «НПО «Аврора», Санкт-Петербург.

В.С. Гурский, доктор технических наук, ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова», г. Сосновый Бор.

В.В. Гусаров, чл.-корр. РАН, доктор химических наук, Физико-технический институт им. А.Ф. Иоффе РАН, Санкт-Петербург.

А.Л. Дмитриев, ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова», г. Сосновый Бор.

Ю.Э. Зевацкий, доктор химических наук, АО «Новбытхим», Санкт-Петербург.

А.В. Ельшин, доктор технических наук, ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова», г. Сосновый Бор.

С.С. Ермаков, доктор химических наук, Санкт-Петербургский государственный университет.

А.А. Ефимов, доктор технических наук, ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова», г. Сосновый Бор.

Ю.В. Крюков, (ответственный секретарь), кандидат технических наук, ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова», г. Сосновый Бор.

Ю.А. Мигров, доктор технических наук, ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова», г. Сосновый Бор.

Л.Н. Москвин, доктор химических наук, Санкт-Петербургский государственный университет.

Е.Б. Панкина, кандидат технических наук, ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова», г. Сосновый Бор.

С.А. Петров, доктор технических наук, НИИ кораблестроения и вооружения ВМФ, Санкт-Петербург.

О.Ю. Пыхтеев, кандидат химических наук, ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова», г. Сосновый Бор.

О.В. Родинков, доктор химических наук, Санкт-Петербургский государственный университет.

О.Б. Самойлов, доктор технических наук, АО «ОКБМ Африкантов», г. Нижний Новгород.

В. Л. Столярова, чл.-корр. РАН, доктор химических наук, Институт химии силикатов им. И.В. Гребенщикова РАН, Санкт-Петербург.

А. А. Сулацкий, (ответственный редактор), кандидат технических наук, ФГУП «НИТИ им. А. П. Александрова».

В.Б. Хабенский, профессор, доктор технических наук, ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова», г. Сосновый Бор.

Учредитель: ФЕДЕРАЛЬНАЯ ЯДЕРНАЯ ОРГАНИЗАЦИЯ Федеральное государственное унитарное предприятие «Научно-исследовательский технологический институт им. А.П. Александрова».

Издание зарегистрировано Федеральной службой по надзору в сфере связи и массовых коммуникаций
Свидетельство о регистрации СМИ: ПИ № ФС77–58865 от 28.07.14.
Адрес редакции: 188540 Россия, Ленинградская область, г. Сосновый Бор, Копорское шоссе 72, ФЯО ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова».

Телефон: 8 (813-69) 6-01-43 — отв. секретарь редколлегии.
Факс: 8 (813-69) 2-36-72. E-mail: foton@niti.ru; Интернет сайт: **www.niti.ru.**

Подписной индекс 43300 в объединенном каталоге «Пресса России».

Научно-технический сборник включен в Перечень рецензируемых научных изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученой степени кандидата наук, на соискание ученой степени доктора наук по специальности 05.14.03 — Ядерные энергетические установки, включая проектирование, эксплуатацию и вывод из эксплуатации (технические науки).

При перепечатке ссылка на периодический рецензируемый научно-технический сборник **«Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок»** обязательна.

© ФЯО ФГУП «НИТИ им. А. П. Александрова», 2021

ISSN 2414-5726

FEDERAL NUCLEAR ORGANIZATION
Federal state unitary enterprise
“Alexandrov Research Institute of Technology”

NUCLEAR PROPULSION REACTOR PLANTS. LIFE CYCLE MANAGEMENT TECHNOLOGIES

COLLECTION OF PAPERS

№ 3 (25) 2021

Sosnovy Bor

ISSN 2414-5726

NUCLEAR PROPULSION REACTOR PLANTS. LIFE CYCLE MANAGEMENT TECHNOLOGIES

Collection of papers. Periodical edition

№ 3 (25) 2021

Published since 2015 The edition is distributed in the Russian Federation

EDITORIAL BOARD

Editor-in-Chief V. A. Vasilenko, Professor, Dr. Sc. (Engineering), Scientific Coordinator of Alexandrov Research Institute of Technology, Sosnovy Bor.

MEMBERS OF THE EDITORIAL BOARD

V.I. Almjashev, Cand. Sc. (Chemistry), Alexandrov Research Institute of Technology, Sosnovy Bor.

A.Ya. Blagoveshchensky, Dr. Sc. (Engineering), Professor, Naval Polytechnic Institute of the Naval Academy (Military Educational and Research Center) in Saint Petersburg.

V.I. Bursuk, Dr. Sc. (Engineering), Director of the Service Center, JSC Concern Avrora SPA, Saint Petersburg.

V.S. Gursky, Dr. Sc. (Engineering), Alexandrov Research Institute of Technology, Sosnovy Bor.

V.V. Gusarov, corresponding member of RAS, Dr. Sc. (Chemistry), the Ioffe Institute of RAS, Saint Petersburg.

A.L. Dmitriev, Alexandrov Research Institute of Technology, Sosnovy Bor.

A.A. Efimov, Dr. Sc. (Chemistry), Alexandrov Research Institute of Technology, Sosnovy Bor.

A.V. Elshin, Dr. Sc. (Engineering), Alexandrov Research Institute of Technology, Sosnovy Bor.

S.S. Ermakov, Dr. Sc. (Chemistry), Saint Petersburg State University.

V.B. Khabensky, Professor, Dr. Sc. (Engineering), Alexandrov Research Institute of Technology, Sosnovy Bor.

Yu.V. Kriukov, Assistant Editor, Cand. Sc. (Engineering), Alexandrov Research Institute of Technology, Sosnovy Bor.

Yu.A. Migrov, Dr. Sc. (Engineering), Alexandrov Research Institute of Technology, Sosnovy Bor.

L.N. Moskvin, Dr. Sc. (Chemistry), Saint Petersburg State University.

E.B. Pankina, Cand. Sc. (Engineering), Alexandrov Research Institute of Technology, Sosnovy Bor.

S.A. Petrov, Dr. Sc. (Engineering), Research Institute of Navy Shipbuilding and Armaments, Saint Petersburg.

O.Yu. Pyhteyev, Cand. Sc. (Chemistry), Alexandrov Research Institute of Technology, Sosnovy Bor.

O.V. Rodinkov, Dr. Sc. (Chemistry), Saint Petersburg State University.

O.B. Samoilov, Dr. Sc. (Engineering), JSC Afrikantov OKBM, Nizhny Novgorod.

V.L. Stolyarova, corresponding member of RAS, Dr. Sc. (Chemistry), Grebenshchikov Silicate Chemistry Institute of RAS, Saint Petersburg

A.A. Sulatsky, Executive Editor, Cand. Sc. (Engineering), Alexandrov Research Institute of Technology, Sosnovy Bor.

Yu.E. Zevatsky Dr.Sc. (Chemistry), NOVBYTCHIM Company, Saint Petersburg

FOUNDER:

Federal nuclear organization. Federal state unitary enterprise “Alexandrov Research Institute of Technology”.

PUBLICATION IS REGISTERED:

Federal service of supervision for communications. Registration certificate ПИ No. ФС77–58865, 28.07.14.

EDITORIAL OFFICE ADDRESS:

FNO FSUE “Alexandrov NITI”, 72 Koporskoye shosse, Sosnovy Bor, Leningrad region, 188540 Russia

Tel.: 8 (813 69) 6 01 43 — Assistant Editor.

Fax: 8 (813 69) 2 36 72. E-mail: foton@niti.ru; Website: **www.niti.ru.**

Subscription number in the “Russian Press” aggregate catalogue is 43300.

This Collection of Papers is included in the List of peer-reviewed scientific editions accredited for publishing results of doctoral and candidate degree thesis studies in discipline 05.14.03 — Nuclear power installations: design, operation, and decommissioning (engineering sciences).

Copyright notice: Reproduction of this edition in whole or in part shall always include the words “Reprinted from Collection of Papers “Nuclear propulsion reactor plants. Life cycle management technologies”.

© FNO FSUE “Alexandrov NITI”, 2021

Содержание

Выпуск № 3 (25) 2021

Предисловие главного редактора 7

Моделирование и исследование нейтронно-физических и теплогидравлических процессов объектов с ЯЭУ

А.В. Мицкевич, А.О. Попов, А.С. Грицай

Анализ замыкающих соотношений по межфазному трению для систем газ-ТЖМТ 9

Е.Н. Кулаков, А.В. Попов, П.А. Кругликов

Оптимизация параметров системы поддержания температуры воды на входе парогенератора энергоблока с реактором БРЕСТ-ОД-300 23

Химические технологии обеспечения жизненного цикла ЯЭУ, радиохимические и материаловедческие исследования

Т.В. Воронина, А.А. Каверзина, Р.М. Рамазанов, В.И. Попов, С.Р. Фридман

Коррозионные испытания в тяжелой воде алюминиевых сплавов экспериментальных каналов реактора ПИК 36

Исследование процессов при авариях на объектах атомной энергетики

И.А. Магола, Л.А. Матюшев, А.Г. Митрюхин, Е.Л. Шамрай, Р.О. Галиев

Требования к эффективности фильтра САОЗ, необходимые для обеспечения надежного теплоотвода от активной зоны водо-водяного ядерного реактора при авариях с потерей теплоносителя 51

Исследование процессов при тяжелых авариях на объектах атомной энергетики

В.Б. Хабенский, В.И. Альмяшев, Е.Б. Шуваева, Е.В. Крушинов, С.А. Витоль, А.А. Сулацкий, С.Ю. Котова, В.В. Гусаров

Экспериментальное определение точки пространственной инверсии сосуществующих фаз расплава в системе U-Zr-Fe-O 63

Развитие и экономика ядерных технологий

Е.Д. Федорович, С.С. Макухин, С.Х. Газаи, Х. Садеги, Е.А. Соколова, А.А. Калютик, В.А. Талалов, Е.И. Смола

О целесообразности использования ядерного реактора ВБЭР-600 в составе многоцелевого атомно-опреснительного комплекса, для решения проблем водоснабжения региона Крыма и энергоснабжения западной части Краснодарского края 82

Информация для авторов

Правила подачи материалов в редакцию 94

Contents

Issue № 3 (25) 2021

Chief editor's foreword 7

Modeling and research of neutron and thermal-physical processes in propulsion reactor plants

A.V. Mitskevich, A.O. Popov, A.S. Gritsai

Analysis of closure relations for calculating interphase friction in gas-LHMC systems 9

E.N.Kulakov, A.V.Popov, P.A. Kruglikov

Optimization of parameters of the steam generator feedwater inlet temperature maintenance system of the reactor BREST-OD-300 turbine unit 23

Use of chemical technologies in propulsion reactor plant life cycle management, radiochemical and material research

T.V. Voronina, A.A. Kaverzina, R.M. Ramazanov, V.I. Popov, S.R. Fridman

Corrosion tests in heavy water of aluminium alloys for experimental channels of the reactor PIK 36

Research of accidents in nuclear

I.A. Magola, L.A. Matyushev, A.G. Mitryukhin, E.L. Shamrai, R.O. Galiyev

Requirements on ECCS sump screen performance to assure reliable pressurized water reactor core cooling in LOCA cases 51

Research of severe accidents in nuclear

V.B. Khabensky, V.I. Almjashev, E.B. Shuvaeva, E.V. Krushinov, S.A. Vitol, A.A. Sulatsky, S.Yu. Kotova, V.V. Gusarov

Experimental determination of spatial inversion point of coexisting molten phases in the U-Zr-Fe-O system 63

Development and economics of nuclear technologies

E.D. Fedorovich, S.S. Makuhin, S.H. Ghazai, H. Sadeghi, E.A. Sokolova, A.A. Kalyutik, V.A. Talalov, E.I. Smola

On the feasibility of using the VBER-600 nuclear reactor in a multipurpose nuclear desalination plant to solve the problems of water supply to the Crimea and power supply to the western part of the Krasnodar territory 82

Information for authors

Submission procedure 94

Предисловие главного редактора
Chief editor's foreword

В двадцать пятом выпуске периодического рецензируемого научно-технического сборника **«Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок»** продолжена публикация статей и материалов по актуальным направлениям тематики.

В рубрике **«Моделирование и исследование нейтронно-физических и теплогидравлических процессов объектов с ЯЭУ»** публикуются статьи «Анализ замыкающих соотношений по межфазному трению для систем газ-ТЖМТ» и «Оптимизация параметров системы поддержания температуры воды на входе парогенератора энергоблока с реактором БРЕСТ-ОД-300» с результатами, актуальными для улучшения качества моделирования и оптимизации теплогидравлических характеристик реакторных установок с тяжелым жидкометаллическим теплоносителем.

В рубрике **«Химические технологии обеспечения жизненного цикла ЯЭУ, радиохимические и материаловедческие исследования»** публикуется статья «Коррозионные испытания в тяжелой воде алюминиевых сплавов экспериментальных каналов реактора ПИК» с результатами коррозионных испытаний образцов алюминиевых сплавов в тяжелой воде в условиях, близких к эксплуатации бака тяжеловодного отражателя реактора ПИК. Практическая ценность представленных результатов работы заключается в обосновании возможности продления остаточного ресурса экспериментальных каналов в баке тяжеловодного отражателя реактора ПИК.

В рубрике **«Исследование процессов при авариях на объектах атомной энергетики»** публикуется статья «Требования к эффективности фильтра САОЗ, необходимые для обеспечения надежного теплоотвода от активной зоны водо-водяного ядерного реактора при авариях с потерей теплоносителя», посвященная проблеме обеспечения безопасности АЭС в аварийных режимах. На основе представленного анализа авторы отмечают, что для формирования обоснованных требований к фильтру САОЗ в части обеспечения надежного охлаждения активной зоны в аварийных режимах с течами первого контура необходимо проведение отраслевой НИОКР с привлечением организаций Научного руководителя, Главного конструктора, Генерального проектировщика АЭС, разработчика ТВС и ряда других отраслевых институтов, обладающих достаточной экспериментальной базой.

В рубрике **«Исследование процессов при тяжелых авариях на объектах атомной энергетики»** публикуется статья «Экспериментальное определение точки пространственной инверсии сосуществующих фаз расплава в системе U-Zr-Fe-O» с результатами экспериментальных исследований стадии тяжелой аварии, связанной с формированием ванны расплава и изменением пространственного расположения двух несмешивающихся жидких фаз (металлической и оксидной) в базовой для тяжелой аварии на АЭС системе U-Zr-Fe-O. Приводимые в статье результаты актуальны для расширения и уточнения баз данных и программных кодов, используемых для термодинамического моделирования фазовых равновесий в многокомпонентных системах расплава кориума на различных стадиях тяжелой аварии на АЭС с реакторами водо-водяного типа, в частности, аварии на АЭС Фукусима-Дайичи.

В рубрике **«Развитие и экономика ядерных технологий»** публикуется статья «О целесообразности использования ядерного реактора ВБЭР-600 в составе многоцелевого атомно-опреснительного комплекса, для решения проблем водоснабжения регионов Крыма и энергоснабжения западной части Краснодарского края». В статье приведено обоснование выбора ядерного энергетического реактора средней мощности ВБЭР-600 (проект разработки АО «ОКБМ Африкантов») в качестве энергоисточника многоцелевого атомно-опреснительного комплекса для обеспечения пресной водой регионов Крыма, а также обеспечения электрической и тепловой энергией западной части Краснодарского края. Предложенная в статье принципиальная схема вышеуказанного комплекса с использованием обратноосмотической технологии опреснения морской воды может быть использована при создании технического и рабочего проектов комплекса.

В рубрике **«Информация для авторов»** приведены ссылки на Правила подготовки и подачи материалов в редакцию для публикации в научно-техническом сборнике «Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок».

Главный редактор научно-технического сборника
«Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок»,
научный руководитель ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова»,

д.т.н., профессор В. А. Василенко
chief editor V. A. Vasilenko

УДК 621.039.51 DOI:10.52069/2414-5726_2021_3_25_9

Анализ замыкающих соотношений по межфазному трению для систем газ-ТЖМТ

А.В. Мицкевич [1]***, А.О. Попов*** [1]***, А.С. Грицай*** [1,2]

[1]ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова», г. Сосновый Бор Ленинградской области, Россия
[2]Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого в г. Сосновый Бор Ленинградской обл., Россия

Аннотация

В статье представлены результаты анализа замыкающих соотношений (ЗС) по расчёту межфазного трения в двухфазных потоках газ-ТЖМТ (тяжелый жидкометаллический теплоноситель), а также результаты их верификации на доступных экспериментальных данных. Рассмотренные ЗС объединены в две группы: зависимости, основанные на модели потока дрейфа, и зависимости, основанные на иных подходах. Также было выделено несколько групп экспериментов: течение двухфазного потока в трубах малого диаметра, в трубах большого диаметра и в условиях барботажа. Работа проводилась с использованием расчётного кода (РК) КОРСАР, функциональные возможности которого были модернизированы для расчёта двухфазных систем газ-ТЖМТ. По итогам верификации выбраны наиболее надежные зависимости для каждой группы экспериментов, а также предложены их модификации, позволяющие добиться лучшего согласования расчётных и экспериментальных данных.

Ключевые слова: замыкающие соотношения, тяжелый жидкометаллический теплоноситель, расчётный код, межфазное трение, двухфазный поток.

Analysis of closure relations for calculating interphase friction in gas-LHMC systems

A.V. Mitskevich [1]***, A.O. Popov*** [1]***, A.S. Gritsai*** [1,2]

[1]FSUE “Alexandrov NITI”, Sosnovy Bor, Leningrad region, Russia
[2]Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University in Sosnovy Bor, Leningrad region, Russia

Abstract

The paper presents results of a review of closure relations for interphase friction in gas-LHMC (liquid heavy metal cooling) two-phase systems and results of their verification against available experiment data. Two groups of closure relations are considered: the first group relations are based on a drift-flux model and the second group is based on other approaches. Also, several groups of experiments are considered: two-phase flows in small diameter pipes, large pipe flows and bubbling conditions. The study described in the paper was performed using the KORSAR computer code. The respective functionality of the code was modified to support the calculation of gas-LHMC two-phase systems. According to the results of verification there were chosen the most reliable correlations for each group of experiments. In addition, the paper’s authors propose modifications of these correlations to achieve better agreement between calculated and experimental data.

Key words: closure relations, liquid heavy metal coolant, computer code, interphase friction, two-phase flow.

Введение

В настоящее время в атомной энергетике большое внимание уделяется тяжелым жидкометаллическим теплоносителям (ТЖМТ). Это связано с развитием направления реакторных установок (РУ), использующих ТЖМТ в качестве теплоносителя первого контура, и имеющих в связи с этим возможность работы при более низком давлении в первом контуре по сравнению с водо-водяными РУ. Также в данных установках появляется возможность существенного повышения значений параметров вырабатываемого перегретого пара, что позволяет повысить экономичность паропроизводящей установки. Кроме того, ТЖМТ является инертным по отношению к воде и воздуху, что обеспечивает его взрывопожаробезопасность.

Создание атомных электрических станций (АЭС) с реакторными установками на быстрых нейтронах с ТЖМТ, примерами которых служат проекты БРЕСТ-ОД-300, БР-1200 (теплоноситель – свинец), СВБР (теплоноситель – свинцово-висмутовый эвтектический сплав), должно обеспечить устойчивое развитие ядерной энергетики с последующим замыканием ядерного топливного цикла в условиях ограниченного запаса ядерного топлива, что является одной из задач в области развития энергетики в России [1].

При обосновании безопасности проектируемых РУ с ТЖМТ в аварийных режимах и запроектных авариях особое внимание уделяется адекватному численному моделированию теплогидравлических процессов при возникновении межконтурной течи с попаданием рабочей среды из второго контура в контур с жидкометаллическим теплоносителем [2]. В связи с этим в странах, развивающих атомную энергетику, реализуются проекты по исследованию процессов, возникающих при течах в контур с ТЖМТ, например, в России [3, 4], ЕС [5, 6, 7], КНР [8, 9].

Неотъемлемой частью теплогидравлических расчётных кодов (РК), предназначенных для анализа переходных процессов, в том числе с течью в контур с ТЖМТ, является система замыкающих соотношений (ЗС), необходимая, в частности, для расчёта теплового и механического взаимодействия фаз в двухфазном потоке, от которой зависит результат расчёта. С учётом этого актуальной представляется задача выбора наиболее достоверных ЗС.

При поступлении пароводяной смеси в контур циркуляции расплава происходит формирование пароводяной каверны в ТЖМТ с её последующим захватом и уносом. Основным фактором, влияющим на течение образующегося двухфазного потока, является межфазное механическое взаимодействие. По сравнению с водо-воздушными или пароводяными потоками при двухфазном течении газовой фазы с ТЖМТ соотношение плотностей фаз отличается на порядок, кроме того у металлического теплоносителя значительно выше коэффициент поверхностного натяжения. Поэтому возможность использования применяемых для водяных потоков ЗС для расчёта потоков с ТЖМТ может ставиться под сомнение.

Для наибольшей точности при выборе указанных ЗС необходимо рассмотреть эксперименты с преимущественным влиянием межфазного трения на протекающие процессы, в отсутствие генерации и конденсации рабочего тела и с минимальным влиянием межфазного теплообмена. Вследствие этого в данной работе рассматриваются только эксперименты с течением ТЖМТ в присутствии неконденсирующихся газов.

1. Методические подходы, используемые при построении соотношений для расчёта межфазного трения

Расчёт удельной силы межфазного трения в двухжидкостных моделях производится по следующей формуле [10]:

$$F_i^{n+1} = \tau_i^{n+1} \cdot \Pi_i^n \big/ A = f_i^n \cdot \left(C_g^n \cdot W_g^{n+1} - C_f^n \cdot W_f^{n+1}\right) \big/ \Delta z \ , \qquad (1)$$

где n – шаг по времени, τ_i – напряжение межфазного трения, Π_i – периметр межфазной поверхности, f_i – коэффициент, характеризующий интенсивность межфазного трения в системе разностных уравнений сохранения, W_g, W_f – скорости фаз, C_g, C_f – коэффициенты, учитывающие распределение скоростей фаз в поперечном сечении канала, A – площадь проходного сечения канала, Δz – длина ячейки, g, f – индексы, обозначающие газ и жидкость соответственно. Расчёт интенсивности межфазного трения может производиться как по стандартной модели трения:

$$f_i = \lambda_i \cdot \rho_c \cdot \left| W_g - W_f \right| \cdot \Pi_i \cdot \Delta z \Big/ (8 \cdot A) \ , \qquad (2)$$

где ρ_c – плотность несущей фазы, так и в соответствии с адаптированной моделью потока дрейфа [11], разработанной на основании одномерной гомогенной модели потока дрейфа [12] и определяющей газосодержание в потоке. Указанная модель используется в теплогидравлических расчётных кодах RELAP5 [13], CATHARE [11], КОРСАР [10], при этом зависимость для расчёта коэффициента f_i в пузырьковом и снарядном режимах в вертикальных каналах выглядит следующим образом:

$$f_i = \varphi_g \cdot \varphi_f^3 \cdot \frac{\rho_f}{C_m^2 \cdot L_m} \cdot \left| C_g \cdot W_g - C_f \cdot W_f \right| \cdot \Delta z \ , \qquad (3)$$

$$C_g = \frac{1 - c_0 \cdot \varphi_g}{\varphi_f} \ , \qquad (4)$$

$$C_f = c_0 \ , \qquad (5)$$

где φ_g, φ_f – объёмные доли фаз, ρ_f, ρ_g – плотности жидкости и газа соответственно, L_m, C_m – характерный размер и константа модели, c_0 – параметр распределения потока, определяющий трехмерные эффекты, связанные с конкретными режимами течения.

В соответствии с моделью потока дрейфа скорость газовой фазы определяется следующим соотношением:

$$W_g = c_0 \cdot \left(j_g + j_f \right) + W_{gj} \ , \qquad (6)$$

где W_{gj} – скорость дрейфа газа, определяет влияние стенок на структуру потока, j_g, j_f – приведенные скорости фаз.

Скорость дрейфа газа для различных моделей потока дрейфа можно представить в общем виде:

$$W_{gj} = C_m \cdot \sqrt{\frac{g \cdot (\rho_f - \rho_g) \cdot L_m}{\rho_f}} \ . \qquad (7)$$

Наряду с этим предлагается использование соотношений, полученных на основании иных соображений. В частности, коэффициент трения предлагается вычислять напрямую, вне зависимости от параметра распределения потока. Далее последовательно анализируются замыкающие соотношения, основанные на применении каждого из упомянутых подходов.

2. Обзор замыкающих соотношений

2.1 Соотношения, основанные на модели потока дрейфа

Наиболее известными ЗС для расчёта межфазного трения, основанными на модели потока дрейфа, являются ЗС, используемые в расчётных кодах КОРСАР [10] и SIMMER-III [14], а также предложенные в работах Mikityuk [15] и Novitrian [16].

В РК КОРСАР используется интерполяция по газосодержанию с учетом геометрии проходного сечения канала, реализующая выбор между скоростью дрейфа одиночного пузыря:

$$W_{gj} = 1.41 \cdot \sqrt{\frac{g \cdot (\rho_f - \rho_g) \cdot La}{\rho_f}} = 1.41 \cdot \sqrt[4]{\frac{g \cdot \sigma \cdot (\rho_f - \rho_g)}{\rho_f^2}}, \quad (8)$$

где σ – коэффициент поверхностного натяжения жидкости;

скоростью всплытия пузырей в большом объёме с учётом микродвижения вязкой жидкости:

$$W_{gj} = 1.41 \cdot \Psi \cdot \sqrt[4]{\frac{g \cdot \sigma \cdot (\rho_f - \rho_g)}{\rho_f^2}}, \quad (9)$$

где Ψ – функция, учитывающая взаимодействие пузырьков (их слияние) и влияние на скорость всплытия микродвижения вязкой жидкости вокруг больших пузырей;

и скоростью дрейфа газовых снарядов:

$$W_{gj} = 0.28 \cdot f_{Bo} \cdot \sqrt{\frac{g \cdot (\rho_f - \rho_g) \cdot \Pi/2}{\rho_f}}, \quad (10)$$

где $La = \sqrt{\frac{\sigma}{(\rho_f - \rho_g) \cdot g}}$ – постоянная Лапласа, f_{Bo} – функция, учитывающая влияние геометрии проходного сечения канала на скорость дрейфа (см. [10]), П – смоченный периметр канала.

Данные зависимости предложены для газоводяных потоков.

В работе Mikityuk [15] представлены зависимости для определения истинной скорости газа для случаев течения в каналах и барботажа в бассейнах, выведенные на основании экспериментальных данных и предложенной Zuber [17] формулы. Параметр распределения и константа модели подобраны экспертно – по условию приемлемого описания всего диапазона экспериментальных данных (газосодержание не более 0.4). Предложены зависимости для движения двухфазного потока в каналах:

$$W_g = 0.9 \cdot (j_g + j_f) + 2.33 \cdot \sqrt[4]{\frac{g \cdot \sigma \cdot (\rho_f - \rho_g)}{\rho_f^2}}, \quad (11)$$

и для барботажа:

$$W_g = 2.4 \cdot (j_g + j_f) + 0.61 \cdot \sqrt{\frac{g \cdot D_h \cdot (\rho_f - \rho_g)}{\rho_f}}, \quad (12)$$

где D_h – гидравлический диаметр канала.

Аналогично в работе Novitrian [16] были подобраны зависимости на основании экспериментов с впрыском воды в ТЖМТ. Для систем с давлением ниже 2 МПа предложена следующая зависимость:

$$W_g = (j_g + j_f) + 1.8 \cdot \sqrt[4]{\frac{g \cdot \sigma \cdot (\rho_f - \rho_g)}{\rho_f^2}}, \quad (13)$$

а для диапазона 2–7 МПа рекомендована зависимость:

$$W_g = 0.65 \cdot (j_g + j_f) + 1.95 \cdot \sqrt{\frac{g \cdot D_h \cdot (\rho_f - \rho_g)}{\rho_f^2}}. \quad (14)$$

В РК SIMMER-III [14], в отличие от вышеперечисленных соотношений, предлагается расчёт коэффициента межфазного трения для эллипсоидных пузырьков:

$$C_D = \frac{4}{3} \cdot \sqrt{\frac{g \cdot (\rho_f - \rho_g)}{\sigma}} \cdot \left[\frac{1 + 17.67 \cdot \{f(\varphi_g)\}^{6/7}}{18.67 \cdot f(\varphi_g)} \right]^2, \quad (15)$$

где $f(\varphi_g)$ – заданная функция газосодержания;

и для больших пузырей в форме сферических сегментов (так называемых «колпачков»):

$$C_D = \frac{8}{3} \cdot \frac{r_b \cdot g \cdot (\rho_f - \rho_g) \cdot (1 - \varphi_g)}{\rho_f \cdot v_{gr}^2}, \quad (16)$$

где r_b – радиус пузырька, v_{gr} – скорость скольжения.

Данные зависимости заимствованы из работы Ishii и Chawla [18], при этом для «колпачкового» режима расчёт скорости скольжения производится по модели потока дрейфа. В соответствии с этим предлагаемые в РК SIMMER-III зависимости должны использоваться совместно с другими, основанными на модели потока дрейфа, соотношениями.

Необходимо отметить, что диапазон значений параметра распределения потока c_0 для двухфазного течения газ-ТЖМТ составляет 0.9–3.9 [15, 19], для течения водяного пара с ТЖМТ минимальное значение составляет 0.65 [16], в то время как для газоводяных потоков этот диапазон гораздо уже и составляет 1.0–1.2 [12]. Из этого следует, что определение режима течения и соответствующего ему значения c_0 играет важную роль для потоков газ-ТЖМТ.

2.2 Соотношения, основанные на иных моделях

В ходе анализа было также рассмотрено несколько работ, в частности, под авторством Yamada [20] и Loth [21], предлагающих использование моделей, основанных на иных предположениях. Особенностью данных моделей является необходимость вычисления диаметра пузыря. Данная величина рассчитывается по условию критического значения числа Вебера, равного 10 [20].

В работе Yamada [20] предлагается производить выбор между двумя зависимостями для определения коэффициентов трения в случае впрыска газа в ТЖМТ: для одиночного малого пузыря:

$$C_D = \left(\frac{24}{Re_b} \cdot \left(1 + 0.15 \cdot Re_b^{0.687}\right) + \frac{0.42}{1 + 42500 \cdot Re_b^{-1.16}} \right), \quad (17)$$

где $Re_b = \frac{D_b \cdot \rho_f \cdot |W_f - W_g|}{\mu_f}$ – число Рейнольдса пузырька;

и для одиночного крупного пузыря (18):

$$C_D = \frac{8}{3} \cdot \frac{Eo}{Eo + 4}, \quad (18)$$

где $Eo = \left(\frac{D_h}{La}\right)^2$ – число Этвеша.

Первая из зависимостей получена эмпирическим путем для трения одиночной твердой частицы в потоке воздуха и предложена в работе Clift [22]. Вторая предложена в работе Tomiyama [23] и основана на равенстве сил трения и всплытия, а также на предположении о равенстве предельной скорости пузыря и фазовой скорости волны, вызванной движением пузырьков.

В работе Loth [21], где рассматривались двухфазные течения воздуха с водой и органическими жидкостями, описано влияние формы и чистоты поверхности пузырьков на коэффициент трения. Первая из предлагаемых зависимостей объединяет при помощи эмпирической функции теоретические выражения для чистой и для загрязненной поверхностей сферического пузырька:

$$C_D = \frac{16}{Re_b} \cdot \left\{ 1 + \left[\frac{8}{Re_b} + \frac{1}{2} \cdot \left(1 + \frac{3.31}{\sqrt{Re_b}} \right) \right]^{-1} \right\}. \quad (19)$$

Вторая представляет собой эмпирическое выражение для максимально деформированного пузырька («колпачка») с чистой поверхностью:

$$C_D = \frac{8}{3} + \frac{24}{Re_b} \cdot \left(\frac{2 + 3 \cdot \mu^*}{3 + 3 \cdot \mu^*} \right), \quad (20)$$

где μ^* – отношение динамической вязкости газовой фазы к динамической вязкости жидкости.

3. Верификация рассмотренных замыкающих соотношений по результатам экспериментов

Для верификации представленных в работе зависимостей был выбран ряд экспериментов по изучению межфазного трения при течении двухфазного потока газ-ТЖМТ.

3.1 Обзор экспериментов по исследованию межфазного трения в потоках газ-ТЖМТ

В первой из рассмотренных работ [24] на установке HESTIA изучалась принудительная циркуляция свинцово-висмутового теплоносителя (СВТ) с впрыском газа на подъемном участке. Как и для всех последующих экспериментов с СВТ, измерения производились при атмосферном давлении и температурах расплава и газа, равных 200 °С.

На установке CIRCE [25] изучалась естественная циркуляция СВТ в большом объёме с впрыском газа на подъемном участке.

В работе Satyamurthy [26] представлено исследование естественной циркуляции с использованием ртути в качестве теплоносителя. Температура в экспериментах составляла 30 °С (при данной температуре ртуть имеет схожие со свинцово-висмутовым сплавом теплофизические свойства).

На установке HESTIA 2 [19] была проведена серия экспериментов с барботажем, в ходе которых в сосуд с гидравлическим диаметром 102.3 мм вводились вытеснители.

Данные, полученные на установке NCCL [27], так же, как и основанная на них зависимость, не анализировались. Это связано с неоднозначностью полученных результатов. Так, в работе [27] приведена расходная характеристика для случая естественной циркуляции. При расходе свыше 300 Нл/ч кривая имеет резкий излом, наличие которого не объяснено авторами. Поэтому возникает сомнение в применимости предлагаемой в данной работе зависимости для условий, отличных от условий установки NCCL. Наиболее важные параметры, характеризующие указанные эксперименты, сведены в табл. 1.

Таблица 1

Параметры экспериментов

Эксперимент (установка)	Теплоноситель	Газ	Гидравлический диаметр, мм	Газосодержание	Количество точек
HESTIA [24]	Свинец-Висмут (эвтектика)	Азот	50	0.05 – 0.27	18
CIRCE [25]	Свинец-Висмут (эвтектика)	Азот	160.5	0.0027 – 0.13	40
Satyamurthy [26]	Ртуть	Азот	78	0.15 – 0.4	10
HESTIA 2 [19]	Свинец-Висмут (эвтектика)	Азот	26 – 102.3	0.012 – 0.13	105
NCCL [27]	Свинец-Висмут (эвтектика)	Аргон	32	0.03 – 0.35	51

Данных по экспериментам с величиной истинного объемного газосодержания выше 0.4 не удалось найти в открытом доступе, поэтому рассматривается диапазон, характерный только для пузырькового и снарядного режимов.

3.2 Результаты верификации замыкающих соотношений

В ходе верификации выполнялись расчёты описанных выше экспериментов с применением 12-ти выбранных зависимостей для расчёта межфазного трения, которые предварительно были внедрены в состав РК КОРСАР [10], отдельный функционал которого был соответствующим образом модернизирован для возможности расчёта двухфазных систем газ-ТЖМТ.

Соотношения, предложенные в РК SIMMER-III [14], использованы с различным значением параметра распределения совместно с предложенными в работе Mikityuk [15] зависимостями: для параметра 0.9 – (11), для 2.4 – (12), а также с зависимостью (9) для параметра распределения 1.2.

Основным критерием степени соответствия расчётных и экспериментальных данных служило значение среднеквадратичного отклонения.

Результаты моделирования представлены на рис. 1 и 2, в табл. 2 и 3.

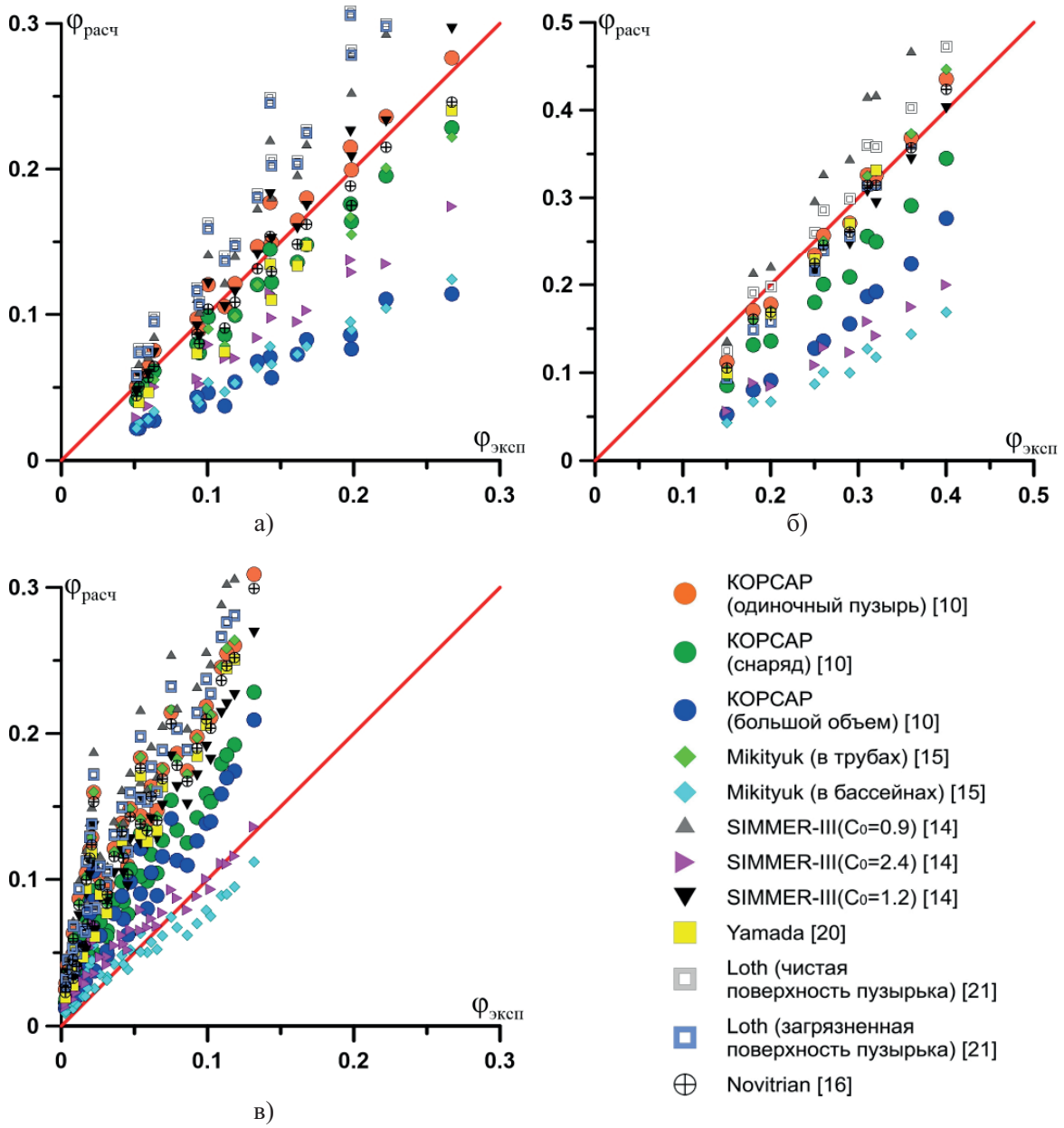


Рис.1. Результаты моделирования для экспериментов с циркуляцией:

а) – HESTIA [24], б) – Satyamurthy [26], в) – CIRCE [25]

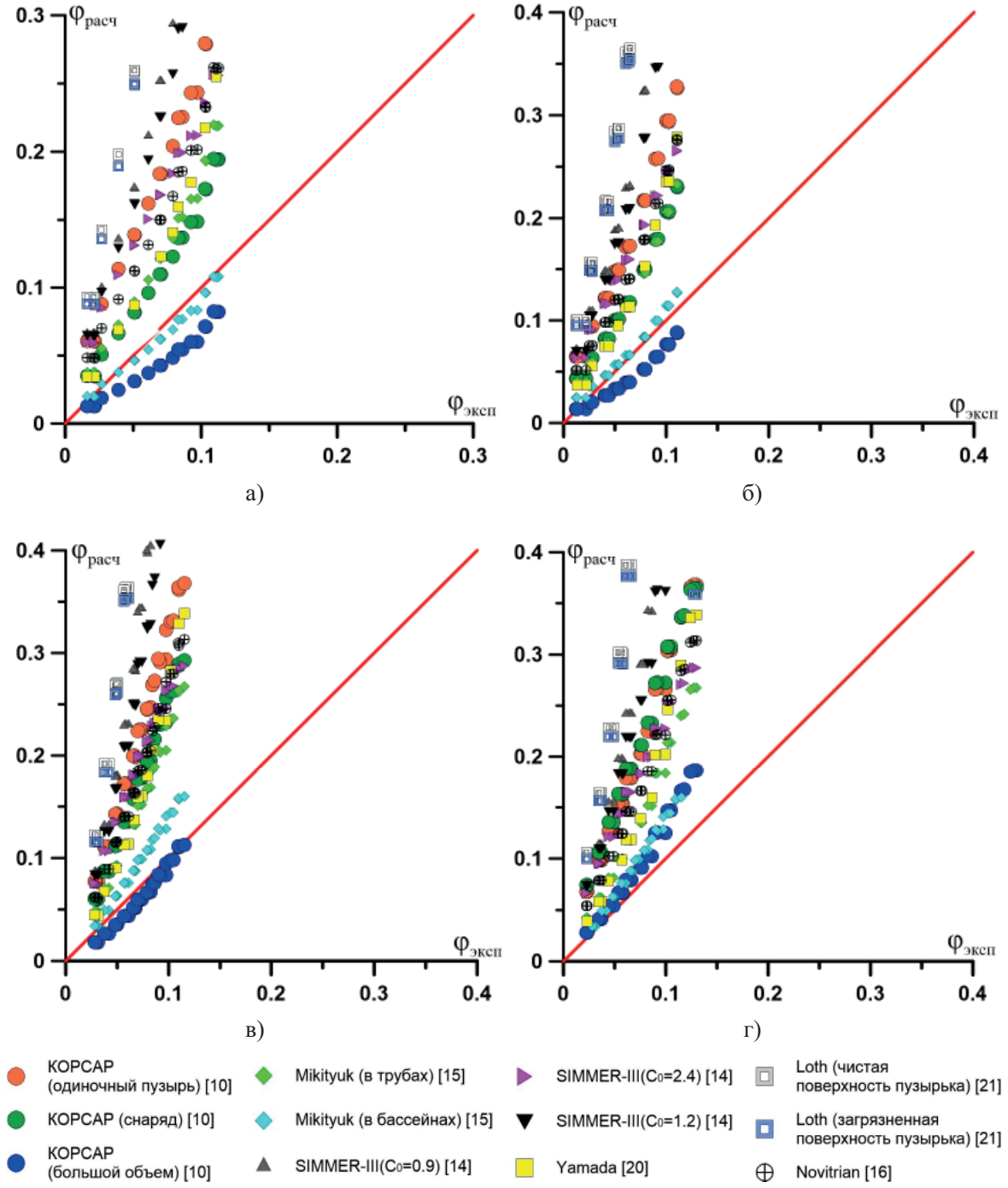


Рис.2. Результаты моделирования для экспериментов с барботажем [19]:

а) – HESTIA 2 (эксперимент 1), б) – HESTIA 2 (эксперимент 2),

в) – HESTIA 2 (эксперимент 3), г) – HESTIA 2 (эксперимент 4)

Таблица 2

Среднеквадратичное отклонение результатов моделирования от экспериментальных данных для экспериментов с циркуляцией, σ, %

	HESTIA	Satyamurthy	CIRCE
КОРСАР (одиночный пузырь) [10]	1.27	**2.17**	9.44
КОРСАР (снаряд) [10]	2.09	6.79	5.25
КОРСАР (большой объём) [10]	8.35	12.7	4.14

Продолжение таблицы 2

	HESTIA	Satyamurthy	CIRCE
Mikityuk (в трубах) [15]	2.45	2.78	9.34
Mikityuk (в бассейнах) [15]	7.97	18.4	**1.47**
SIMMER-III (C_0 = 0.9) [14]	4.89	8.45	11.9
SIMMER-III (C_0 = 2.4) [14]	5.31	15.8	1.79
SIMMER-III (C_0 = 1.2) [14]	1.59	2.98	7.44
Yamada [20]	2.45	3.35	8.39
Loth (чистая поверхность пузырька) [21]	6.59	3.74	10.7
Loth (загрязненная поверхность пузырька) [21]	6.37	3.33	10.7
Novitrian [16]	**1.24**	2.52	8.84

Таблица 3

Среднеквадратичное отклонение результатов моделирования от экспериментальных данных для экспериментов с барботажем, σ, %

	HESTIA 2 (эксперимент 1)	HESTIA 2 (эксперимент 2)	HESTIA 2 (эксперимент 3)	HESTIA 2 (эксперимент 4)
КОРСАР (одиночный пузырь) [10]	13.5	13.3	16.5	15.4
КОРСАР (снаряд) [10]	5.22	7.03	11.5	15.8
КОРСАР (большой объём) [10]	2.62	2.05	**1.20**	**3.09**
Mikityuk (в трубах) [15]	6.76	6.86	9.18	8.23
Mikityuk (в бассейнах) [15]	**0.685**	**0.907**	2.90	4.89
SIMMER-III C_0=0.9) [14]	29.5	28.3	34.9	32.9
SIMMER-III C_0=2.4) [14]	10.7	10.6	12.8	11.7
SIMMER-III C_0=1.2) [14]	20.7	20.1	25.8	24.6
Yamada [20]	8.27	8.32	11.8	10.9
Loth (чистая поверхность пузырька) [21]	41.4	38.5	45.8	42.5
Loth (загрязненная поверхность пузырька) [21]	41.0	38.1	44.0	38.9
Novitrian [16]	9.85	9.78	12.5	11.5

Наилучшее соответствие результатам эксперимента, проведенного на установке HESTIA [24] (рис. 1а), обеспечивают следующие зависимости: предложенная в работе Novitrian (13) и (6), используемая для всплытия одиночного пузыря.

В случае моделирования эксперимента из работы Satyamurthy [26] (рис. 1б) наиболее адекватными оказались зависимости, основанные на адаптированной модели потока дрейфа для течения в трубах (9), (12), (16), (17).

На рис. 1в представлены результаты моделирования экспериментов, произведенных на установке CIRCE [25]. В данном случае предпочтительнее выглядит предложенное для бассейнов в работе Mikityuk соотношение (12) и основанная на нем зависимость из РК SIMMER-III с параметром распределения 2.4 (16), (17).

Результаты моделирования экспериментов, проведенных на установке HESTIA 2 [19], обобщены на рис. 2.

На рис. 2 а представлен результат моделирования эксперимента с гидравлическим диаметром 102.3 мм. Как видно из рис. 2 и табл. 2, наиболее близкие значения с экспериментом в случае барботажа в большом объёме дает формула, предложенная в работе Mikityuk для бассейнов (12). Аналогичные результаты наблюдаются и при расчёте второго эксперимента, проведенного на данной установке, с гидравлическим диаметром 75.1 мм.

В последующих экспериментах с гидравлическим диаметром 53.7 мм и 26 мм наилучшим образом проявляет себя зависимость для всплытия пузырьков в большом объёме (9).

Обобщая полученные результаты, можно сделать вывод о том, что для течения в каналах (при значительном влиянии стенок на трение) наиболее достоверной является зависимость для всплытия одиночного пузыря (8).

При больших диаметрах каналов и при барботаже предпочтительной выглядит зависимость (10), предложенная Mikityuk [15] для бассейнов.

Необходимо отметить, что предложенная в РК SIMMER-III [14] модель отработала не лучшим образом в большинстве случаев. Данный расчётный код является многомерным, и параметр c_0 в таком случае может быть выбран постоянным, что может оказаться некорректным при проведении одномерных расчётов, имеющих широкий диапазон изменения данного параметра. Также причиной может являться выбранная модель определения диаметра пузыря, так как данная величина влияет на проведение интерполяции между предлагаемыми в [14] зависимостями.

Наиболее надёжными во всем диапазоне параметров рассмотренных экспериментов явились соотношения, основанные на модели потока дрейфа. Однако они требуют определения константы модели и коэффициента распределения потока в соответствии с реальными полями скоростей и газосодержаний, характерных для рассматриваемых режимов течения. Это вызывает проблемы при подборе интерполяционных зависимостей, так как при несогласованности двух соотношений могут возникать численные колебания значений газосодержаний при моделировании переходных зон, что приводит к некорректным результатам расчётов.

В случае же использования не основанных на модели потока дрейфа зависимостей при моделировании переходных зон необходимо интерполировать только коэффициент трения, что исключает возможность возникновения упомянутой проблемы.

4. Варианты модернизации некоторых соотношений

Наиболее адекватные результаты моделирования из зависимостей, не основанных на модели потока дрейфа, демонстрирует модель Yamada [20]. К тому же в соотношениях, предложенных Loth [21], крайне важную роль играет форма пузыря, учесть которую в случае ТЖМТ без разработки некой модели деформации пузыря не представляется возможным.

В ходе тестов было установлено, что результаты расчётов по зависимости Tomiyama (18) не сильно расходятся с проведенными по зависимости, предложенной Clift (17), однако вторая получена эмпирическим путём и имеет потенциал для изменений, способных обеспечить лучшее согласование расчётных и экспериментальных данных. С целью модификации соотношений для C_D был построен график зависимости коэффициента трения от значения числа Рейнольдса (рис. 3).

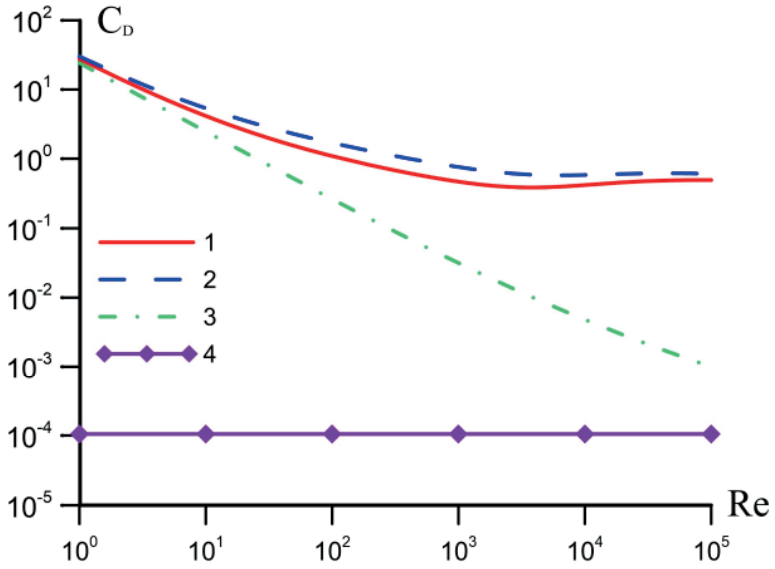


Рис. 3. Зависимость коэффициента трения от значения числа Рейнольдса:
1 – базовая зависимость, 2 – модификация для малого диаметра, 3 – модификация для барботажа,
4 – модификация для течения в большом объеме

В результате модификации предложены следующие зависимости:

$$C_D = \left(\frac{24}{Re_b} \cdot \left(1 + 0.255 \cdot Re_b^{0.687}\right) + \frac{0.47}{1 + 42500 \cdot Re_b^{-1.16}} \right), \tag{21}$$

$$C_D = \frac{24}{Re_b} \cdot \left(1 + 0.01 \cdot Re_b^{0.5}\right), \tag{22}$$

$$C_D = 0.000105 . \tag{23}$$

В случае течения в каналах малого диаметра зависимость (17), представленная на рис. 3 кривой 1, приводила к заниженным значениям газосодержания. Так как коэффициент трения прямо пропорционален газосодержанию, была построена функция, лежащая выше базовой. Она показана кривой 2 на рис. 3 и соответствует зависимости (21).

В случае барботажа газа, напротив, базовая зависимость завышала газосодержание. Зависимость (22), предлагаемая в связи с необходимостью уменьшения данной величины, представлена кривой 3.

Для течения в большом объёме на основе результатов эксперимента на стенде CIRCE была подобрана постоянная величина коэффициента трения (23), так как соответствующую функцию зависимости коэффициента трения от числа Рейнольдса для данного эксперимента подобрать не удалось. Этой величине на рис. 3 соответствует кривая 4.

После доработок предлагаемые зависимости были внедрены в РК КОРСАР, и было выполнено повторное моделирование соответствующих экспериментов, результаты которого представлены на рис. 4 в. На этом же рисунке показаны результаты расчётов с использованием базовой зависимости (17), предложенной Clift (рис. 4 а), а также с использованием методики для расчёта водяного теплоносителя из РК КОРСАР [10] (рис. 4 б).

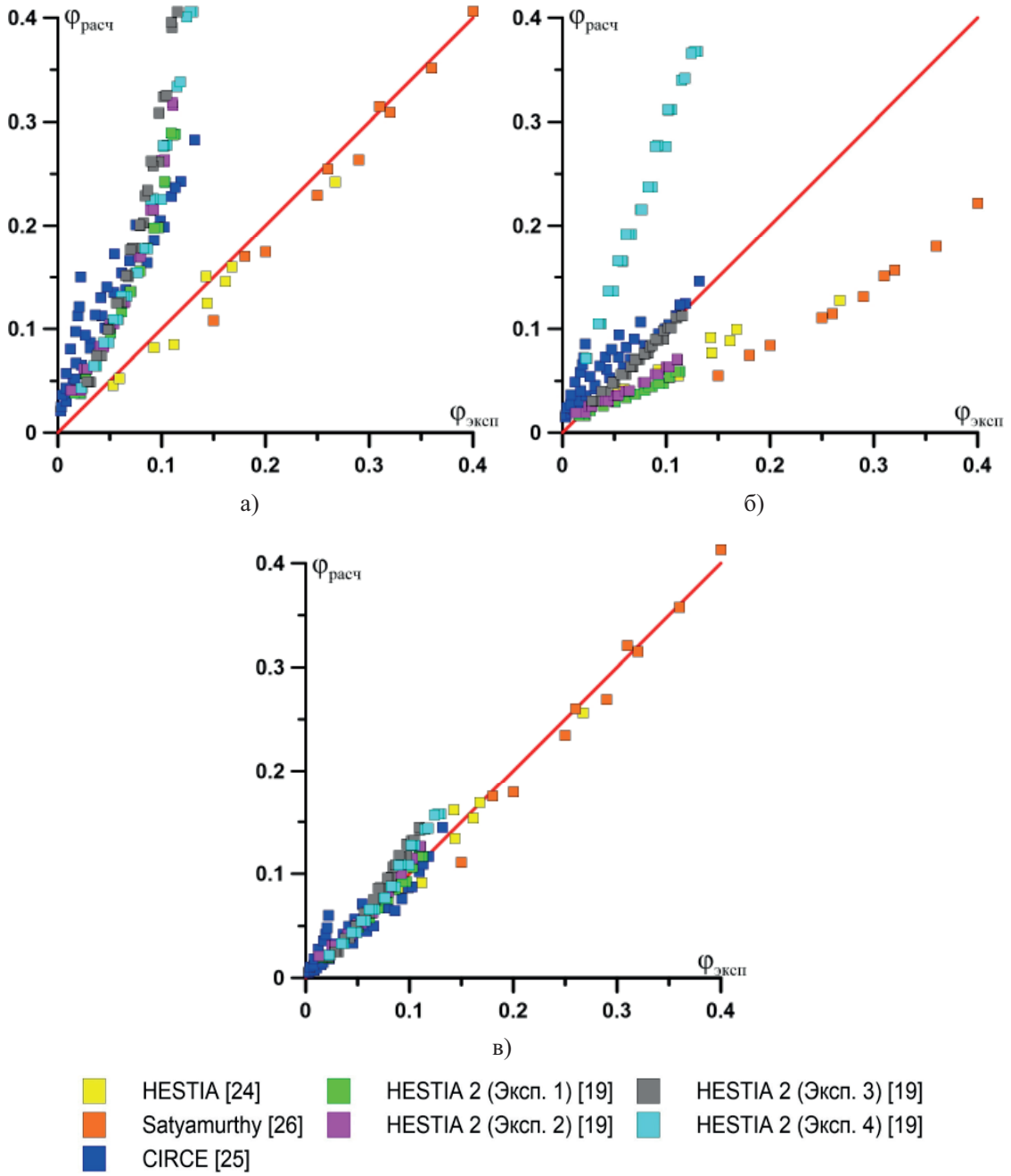


Рис. 4. Результаты моделирования экспериментов с использованием:

а) – зависимости (17), б) – РК КОРСАР [10],

в) – модифицированных зависимостей (21)–(23)

В качестве оценки соответствия расчетных данных экспериментальным, как и ранее, использовалось значение среднеквадратичного отклонения, величина которого существенно снизилась: с $10.5 \cdot 10^{-2}$ (рис. 4 а) и $7.96 \cdot 10^{-2}$ (рис. 4 б) до $1.31 \cdot 10^{-2}$ (рис. 4 в).

Заключение

1. Выполнен аналитический обзор замыкающих соотношений по межфазному трению в ТЖМТ и доступных экспериментальных результатов по исследованию межфазного трения в двухфазных потоках газ-ТЖМТ.

2. С помощью РК КОРСАР выполнены верификационные расчёты, выявившие преимущество замыкающих соотношений, основанных на модели потока дрейфа.
3. Предложена модификация зависимости Clift, основанной на прямом обобщении экспериментальных результатов, применение которой позволяет избежать неустойчивости численного решения, обеспечивая приемлемую точность моделирования.

Литература

1. Энергетическая стратегия России на период до 2035 года: Утверждена распоряжением Правительства Российской Федерации от 09.06.2020 г. № 1523-р.
2. Gen IV technology roadmap update for generation IV nuclear energy systems. − 2014. − 64 p.
3. Экспериментальное обоснование безопасности реакторной установки БРЕСТ-ОД-300 при разгерметизации теплообменных труб / А.В. Абрамов, А.Н. Зяблицких, П.А. Колесников, А.А. Лапаксин, М.Ю. Науменко, О.А. Никитин, В.А. Силаев, В.В. Таусенев, А.Г. Юдов // Инновационные проекты и технологии ядерной энергетики (III МНТК НИКИЭТ – 2014): III Международная научно-техническая конференция. 7−10 октября 2015. − Москва, 2015. − С. 12.
4. *Леонов В.Н.* Расчётно-экспериментальные исследования процессов, сопровождающих аварию «Межконтурная неплотность парогенератора» и рекомендации к схемным и конструктивным решениям реакторной установки со свинцовым теплоносителем: дис. к.т.н. − НГТУ им. Р.Е. Алексеева, 2012. − 217 с.
5. *Jeltsov M.* Steam generator leakage in lead cooled fast reactors: modeling of void transport to the core / M. Jeltsov, W. Villanueva, P. Kudinov // Nuclear Engineering and Design. − 2018. − V. 328. − P. 255− 265. − URL: https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2018.01.006.
6. Experimental and computational investigation of LBE-water interaction in LIFUS 5 facility / A. Ciampichetti, D. Pellini, P. Agostini, G. Benamati, N. Forgione, F. Oriolo // Nuclear Engineering and Design. − 2009. − V. 239. − P. 2468-2478. − URL: https://doi.org/10.1016/j.nucengdes. 2009.08.007.
7. Experimental and numerical investigations of interaction between heavy liquid metal and water for supporting the safety of LFR gen. IV reactor design / Del A. Nevo, N. Giannini, A. Pesetti, Forgione // N.NURETH-16, Chicago, IL, August 30-September 4, 2015.
8. *Ву И.* Разработка неядерного экспериментально-испытательного стенда CLEAR-S для обоснования проектов реакторов CLEAR // Инновационные проекты и технологии ядерной энергетики: V Международная научно-техническая конференция (V МНТК НИКИЭТ − 2018). 2−5 октября 2018. − Москва, 2018. − С. 279−283.
9. *Ву И.* Состояние разработки китайского реактора CLEAR со свинцовым или свинцово-висмутовым теплоносителем // Инновационные проекты и технологии ядерной энергетики: V Международная научно-техническая конференция (V МНТК НИКИЭТ − 2018). 2−5 октября 2018. − Москва, 2018. − С. 65−73.
10. *Юдов Ю.В.* Замыкающие соотношения теплогидравлической модели расчётного кода КОРСАР / Ю.В. Юдов, С.Н. Волкова, Ю.А. Мигров // Теплоэнергетика. − 2002. − № 11. − С. 22−29.
11. *Bestion D.* The Physical Closure Laws in the CATHARE Code // Nuclear Engineering and Design. − 1990. − Vol. 124. − P. 229−245.

12. *Ishii M.* One-dimensional drift-flux model and constitutive equations for relative motion between phases in various two-phase flow regimes // Argonne National Laboratory. – 1977. – ANL-77-47.

13. RELAP5/MOD3, Code Manual, Volume IV: Models and Correlations // NUREG/CR-5535-V4. Idaho, 1995.

14. Analysis of gas–liquid metal two-phase flows using a reactor safety analysis code SIMMER-III / T. Suzuki, Y. Tobita, S. Kondo, Y. Saito, K. Mishima // J. Nuclear Engineering and Design. – 2003. – V. 220. – P. 207–223.

15. *Mikityuk K.* Development of a Drift-flux Model for Heavy Liquid Metal/Gas Flow / K. Mikityuk, P. Coddington, R. Chawla // J. Nuclear Science and Technology. – 2005. – No. 7. – P. 600–607.

16. *Novitrian N.* Experimental and analytical study of lead-bismuth-water direct contact boiling two-phase flow / N. Novitrian, V. Dostal, M. Takahashi // J. Power and Energy Systems. – 2007. – No. 1. – P. 76–86.

17. *Zuber N.* Average volumetric concentration in two-phase flow systems / N. Zuber, J.A. Findlay // J. Heat Transfer. – 1965. – V. 87. – P. 453–468.

18. *Ishii, M.* Local Drag Laws in Dispersed Two-Phase Flow / M. Ishii, T.C. Chawla // Argonne National Laboratory, 1979, ANL-79-105.

19. Effect of wall wettability condition on drift-flux parameters in lead–bismuth two-phase flow in circular and annular bubble columns / G. Ariyoshi, R. Inatomi, D. Ito, Y. Saito // J. Nuclear Science and Technology. – 2017. – V. 55. – P. 239–253.

20. *Yamada Y.* Experiment and numerical simulation of bubble behavior in argon gas injection into Lead-Bismuth pool / Y. Yamada, T. Akashi, M. Takahashi // J. Power and Energy Systems. – 2007. – No. 1. – P. 87–98.

21. Loth E. Quasi-steady shape and drag of deformable bubbles and drops // International Journal of Multiphase Flow. – 2008. – V. 34. – P. 523–546.

22. *Clift R.* The motion of particles in turbulent gas steam / R. Clift, W.H. Gauvin // British Chemical Engineering. – 1971. – V. 16. – P. 229.

23. Drag Coefficients of Single Bubbles under Normal and Micro Gravity Conditions / A. Tomiyama, I. Kataoka, I. Zun, T. Sakaguchi // JSME International Journal Series B Fluids and Thermal Engineering. – 1998. – No. 2. – P. 472–479.

24. *Ariyoshi G.* Flow characteristics of lead-bismuth two-phase flow // Dissertation for the degree of Doctor of Energy Science, 25.03.2019.

25. Experimental study on gas-injection enhanced circulation performed with the CIRCE facility / G. Benamati, C. Foletti, N. Forgione, F. Oriolo, G. Scaddozzo, M. Tarantino // J. Nuclear Engineering and Design. – 2007. – V. 237. – P. 768–777.

26. Two-fluid model studies for high density two-phase liquid metal vertical flows / P. Satyamurthy, N.S. Dixit, T.K. Thiyagarajan, N. Venkatramani, A.M. Quraishi, A. Mushtaq // International Journal of Multiphase Flow. – 1998. – V. 24. – P. 721–737.

27. Experimental investigation of gas lift pump in a lead-bismuth eutectic loop / L. Shi, T. Bing, C. Wang, W. Tian, S. Qiu, J. Wu, G.H. Su // J. Nuclear Engineering and Design. – 2018. – V. 330. – P. 516–523.

УДК: 621.039.52.034.6:621.181 DOI:10.52069/2414-5726_2021_3_25_23

Оптимизация параметров системы поддержания температуры воды на входе парогенератора энергоблока с реактором БРЕСТ-ОД-300

Е.Н. Кулаков, А.В. Попов, П.А. Кругликов

ОАО «Научно-производственное объединение по исследованию и проектированию энергетического оборудования им. И.И. Ползунова» (ЦКТИ), Россия, Санкт-Петербург

Аннотация

В России на площадке АО «Сибирский химический комбинат» в городе Северск Томской области начато строительство АЭС с реактором БРЕСТ-ОД-300 со свинцовым теплоносителем. Использование свинца в качестве теплоносителя первого контура накладывает ряд ограничений на режимы функционирования оборудования, одним из которых является обеспечение минимально допустимой температуры воды на входе прямоточного парогенератора. Это требует применения нестандартных решений в части конструкции и состава оборудования второго контура и режимов его эксплуатации.

В настоящей работе проведен структурный анализ системы поддержания температуры питательной воды на входе парогенератора энергоблока АЭС с реактором БРЕСТ-ОД-300. Предложены технические решения для оптимизации значений параметров данной системы, принятых проектантом, с целью повышения тепловой экономичности энергоблока.

Выполненное авторами расчётное исследование свидетельствует о наличии резерва по улучшению тепловой экономичности энергоблока на величину 1 МВт$_э$ и более за счет повышения давления в смешивающем подогревателе питательной воды при увеличении расхода через его байпас. Сформирован перечень мероприятий, необходимых для реализации предложенного технического решения, даны оценки его экономического эффекта.

Ключевые слова: АЭС, турбоустановка, экономичность, оптимальные параметры, тепловая схема, капитальные затраты, свинцовый теплоноситель.

Optimization of parameters of the steam generator feedwater inlet temperature maintenance system of the reactor BREST-OD-300 turbine unit

E.N. Kulakov, A.V. Popov, P.A. Kruglikov

Joint-Stock Company “I. I. Polzunov Scientific and Development Association on Research and Design of Power Equipment” (CKTI), Saint-Petersburg, Russia

Abstract

In Russia, at the JSC «Siberian Chemical Plant» site in the city of Seversk in the Tomsk region, construction of an advanced lead-cooled reactor BREST-OD-300 has begun. The use of lead imposes several regimes restrictions, one of which is the once-through steam generator inlet feedwater temperature minimum. This condition requires the use of non-standard solutions in terms of the design and composition of the secondary circuit equipment and its operating modes.

In this study, structural analysis of the steam generator inlet feedwater temperature

maintenance system of the BREST-OD-300 turbine unit has been carried out. The specificity of the currently accepted parameters is noted and their optimization is proposed. The computational study showed the presence of reserves for improving the thermal efficiency of the power unit (above 1 MW) due to an increase of pressure in a direct contact feedwater heater with an increase of its bypass flow. A list of measures necessary for the implementation of the proposed technical solution has been formed, estimates of its economic effect have been given.

Keywords: NPP, turbine unit, efficiency, optimal parameters, thermal scheme, capital costs, lead coolant.

Введение

В настоящее время в качестве одного из основных направлений развития ядерных энергетических реакторов на быстрых нейтронах рассматриваются реакторы, использующие свинец в качестве теплоносителя[1–3]. Свинцовый теплоноситель обладает рядом преимуществ перед альтернативой в виде натрия: имеет низкую химическую активность (при контакте с водой не приводит к возгоранию и взрыву гремучей смеси) и более низкую замедляющую способность, меньше активируется под воздействием радиационного излучения.

Некоторые разработки ядерных реакторов, охлаждаемых свинцом, уже вышли за рамки исследований и находятся на стадии рабочих проектов. В России таким проектом является проект энергоблока АЭС с реактором БРЕСТ-ОД-300, который реализуется на площадке АО «Сибирский химический комбинат» (СХК), в городе Северске Томской области. Объект находится на этапе строительства и будет представлять собой первый в мире масштабный опытно-демонстрационный энергетический комплекс, включающий энергоблок с реактором БРЕСТ-ОД-300 с тяжёлым жидкометаллическим теплоносителем, модули переработки и фабрикации/рефабрикации ядерного топлива.

Использование свинца в качестве теплоносителя предполагает выполнение ряда требований, одним из которых является ограничение по температуре воды на входе прямоточного парогенератора (ПГ) [4, 5], которая должна быть не менее 340 °С во всех режимах работы энергоблока для исключения фазового перехода теплоносителя жидкость-твёрдое тело (т.е. его замерзания). Данное условие требует нестандартных технических и конструктивных решений в части оборудования второго контура. Для обеспечения данного условия для энергоблока с реактором БРЕСТ-ОД-300 в ОАО «ВТИ» была разработана и предложена уникальная тепловая схема, включающая также уникальное оборудование.

Для энергоблока с реактором БРЕСТ-ОД-300 ввиду требования по минимальной температуре питательной воды на входе в ПГ, впервые в практике разработок энергетических турбоустановок предусматривается использование системы поддержания заданной температуры воды на входе ПГ во всех режимах работы энергоблока (рис. 1), ключевым элементом которой является смешивающий подогреватель питательной воды (СППВ), использующий свежий пар высокого давления.

Необходимо отметить, что СППВ не участвует в регенерации тепла в цикле и предусмотрен в схеме именно для поддержания температуры питательной воды на входе ПГ по требованиям безопасности и для обеспечения её необходимого запаса в условиях отсутствия в схеме деаэратора. Причем параметры СППВ существенным образом влияют на экономические показатели турбоустановки, а именно:

– расход свежего пара на СППВ снижает КПД нетто цикла за счёт затрат энергии на привод питательного гидротурбинного насоса (ПГТН), влияющих на мощность питательного электронасоса (ПЭН);

– увеличение температуры питательной воды перед ПГ за счёт повышения давления в СППВ повышает тепловую эффективность только за счёт уменьшения напора в ПГТН, само по себе повышение температуры питательной воды на входе в ПГ термодинамически невыгодно, так как СППВ (без учёта использования ПГТН), по сути, перераспределяет энергию внутри нагревателя в цикле и, как отмечалось выше, не участвует в регенерации тепла.

Применение гидротурбинного привода питательного насоса второй ступени обусловлено требованием к поддержанию постоянного перепада давления на питательных клапанах ПГ (путем регулирования оборотов) и высокой сложностью создания электронасоса на параметры воды за СППВ. Референцией для данного агрегата (ПГТН) послужила отработанная конструкция насосов закачки конденсата пароперегревателя в тракт питательной воды на быстроходных турбоустановках блоков с ВВЭР-1000 и ВВЭР-1200. Стоит отметить, что насосы такого типа ранее не рассматривались в качестве питательных насосов и имеют относительно низкий КПД, что приводит к значительным потерям энергии на их привод в случае прокачки больших расходов воды.

Важно акцентировать внимание на том, что повышение температуры питательной воды перед ПГ в принятой схеме (см. рис. 1) нецелесообразно ни по соображениям обеспечения надёжности работы прямоточного ПГ с опускным направлением движения питательной воды, ни по соображениям повышения эффективности турбоустановки. Исходно, температура питательной воды перед ПГ (с учётом её нагрева в насосе) полагалась равной 345 °С при низком давлении в СППВ (по сравнению с давлением свежего пара) 150 бар и её охлаждении перед ПГТН, принятом равным 1 °С.

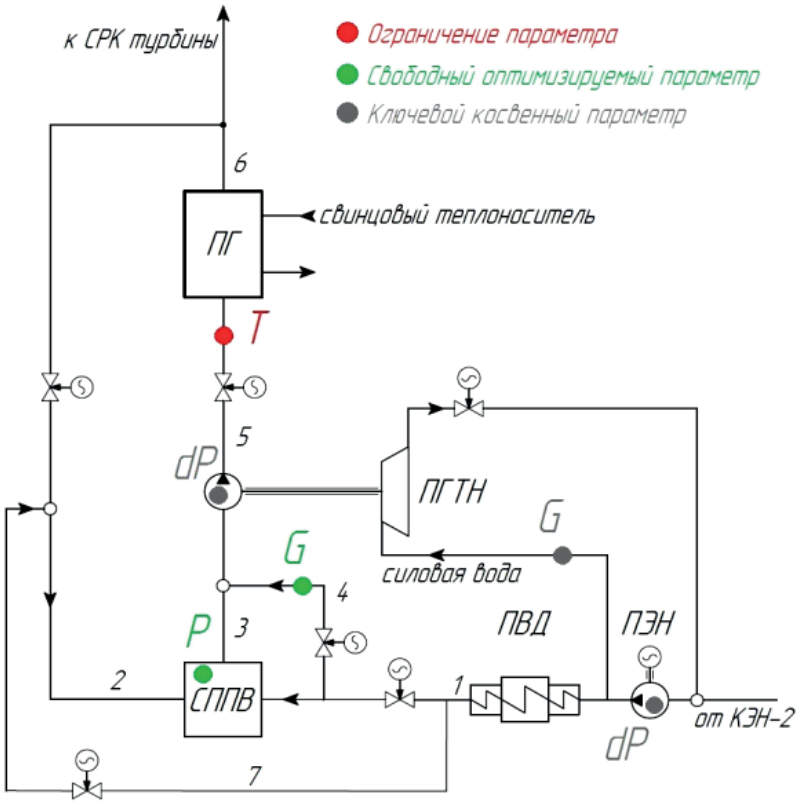


Рис. 1. Принципиальная схема системы поддержания температуры питательной воды турбоустановки энергоблока с реактором БРЕСТ-ОД-300:

СРК – стопорно-регулирующий клапан, ПГ – парогенератор, ПГТН – питательный гидротурбинный насос, ПВД – группа подогревателей высокого давления, ПЭН – питательный электронасос, КЭН-2 – вторая ступень конденсатных электронасосов, СППВ – смешивающий подогреватель питательной воды, P – давление, T – температура, G – расход среды, dP – напор насоса

Учитывая вышесказанное, значения принятых сейчас в проекте параметров системы подогрева питательной воды перед ПГ (пониженное давление в СППВ и повышенная температура на входе в ПГ) представляются неоптимальными, и их оптимизация позволит повысить эффективность турбоустановки энергоблока с реактором БРЕСТ-ОД-300.

Целью исследования является структурный анализ системы поддержания температуры питательной воды, разработка оптимального подхода к выбору значений её параметров (рис. 1), а также оценка технико-экономического эффекта от применения разработанного подхода.

Структурный анализ и выбор оптимальных значений параметров системы поддержания температуры питательной воды

Работа системы поддержания температуры питательной воды осуществляется следующим образом. Нагретая подогревателями высокого давления (ПВД) питательная вода по линии 1 (рис. 1) с помощью ПЭН поступает в СППВ, где нагревается до температуры насыщения редуцированным до заданного давления и температуры свежим паром (линия 2). Далее питательная вода по линии 3, проходя через смеситель, охлаждается отбором воды перед СППВ (линия 4) до температуры, обеспечивающей необходимый кавитационный запас на ПГТН, который подает её в ПГ (линия 5). В ПГ свинец в противоточном движении отдает теплоту воде, которая, превращаясь в пар высоких параметров, подаётся по линии 6 в главный паропровод, из которого часть потока отбирается на поддержание температуры перед ПГ. Охлаждение греющего пара (линия 7) предусмотрено для обеспечения надежной работы СППВ.

На рис. 1 отмечены свободные (оптимизируемые) параметры системы, а также косвенные (зависимые от них), в значительной степени влияющие на тепловую экономичность турбоустановки.

С учётом влияния параметров исследуемой системы на экономичность турбоустановки оптимальный подход к их выбору должен включать в себя следующее:

- соблюдение условия по поддержанию температуры на входе в ПГ не менее (и, по возможности, не более) 340 °С, в пределах точности измерения приборов и возможности регулирования температуры за счёт увеличения расхода питательной воды в обход СППВ (линия охлаждения воды на входе в ПГТН, далее – байпас);
- повышение давления в СППВ до максимально возможной величины.

Разработанный подход имеет следующие преимущества:

- увеличение расхода на охлаждение воды на входе ПГТН улучшает условия работы этого насоса и уменьшает расход пара в СППВ;
- повышение надежности работы опускного участка парогенератора (уменьшение вероятности вскипания) за счёт снижения температуры на входе в ПГ (с 345 до 340 °С);
- повышение давления в СППВ позволяет дополнительно увеличить расход на охлаждение воды на входе ПГТН при сохранении температуры питательной воды перед ПГ 340 °С, что также ведет к уменьшению расхода питательной воды через СППВ, сжатие в цикле перераспределяется в область с меньшими удельными объёмами (уменьшается напор ПГТН, увеличивается напор ПЭН);
- с увеличением напора ПЭН растет располагаемый перепад давления на гидротурбине, что отражается в снижении удельного расхода силовой воды на привод ПГТН;
- повышается мощность нетто турбоустановки;
- структура схемы системы поддержания температуры питательной воды (перечень оборудования, последовательность его включения) остается без изменений.

Расчётное исследование влияния параметров системы поддержания температуры питательной воды на эффективность турбоустановки

В целях подтверждения повышения тепловой эффективности турбоустановки в результате использования предложенного подхода к выбору значений параметров системы была разработана математическая модель турбоустановки энергоблока БРЕСТ-ОД-300 (тепловая схема модели приведена на рис. 2), представляющая систему уравнений материального и теплового баланса в узлах схемы второго контура.

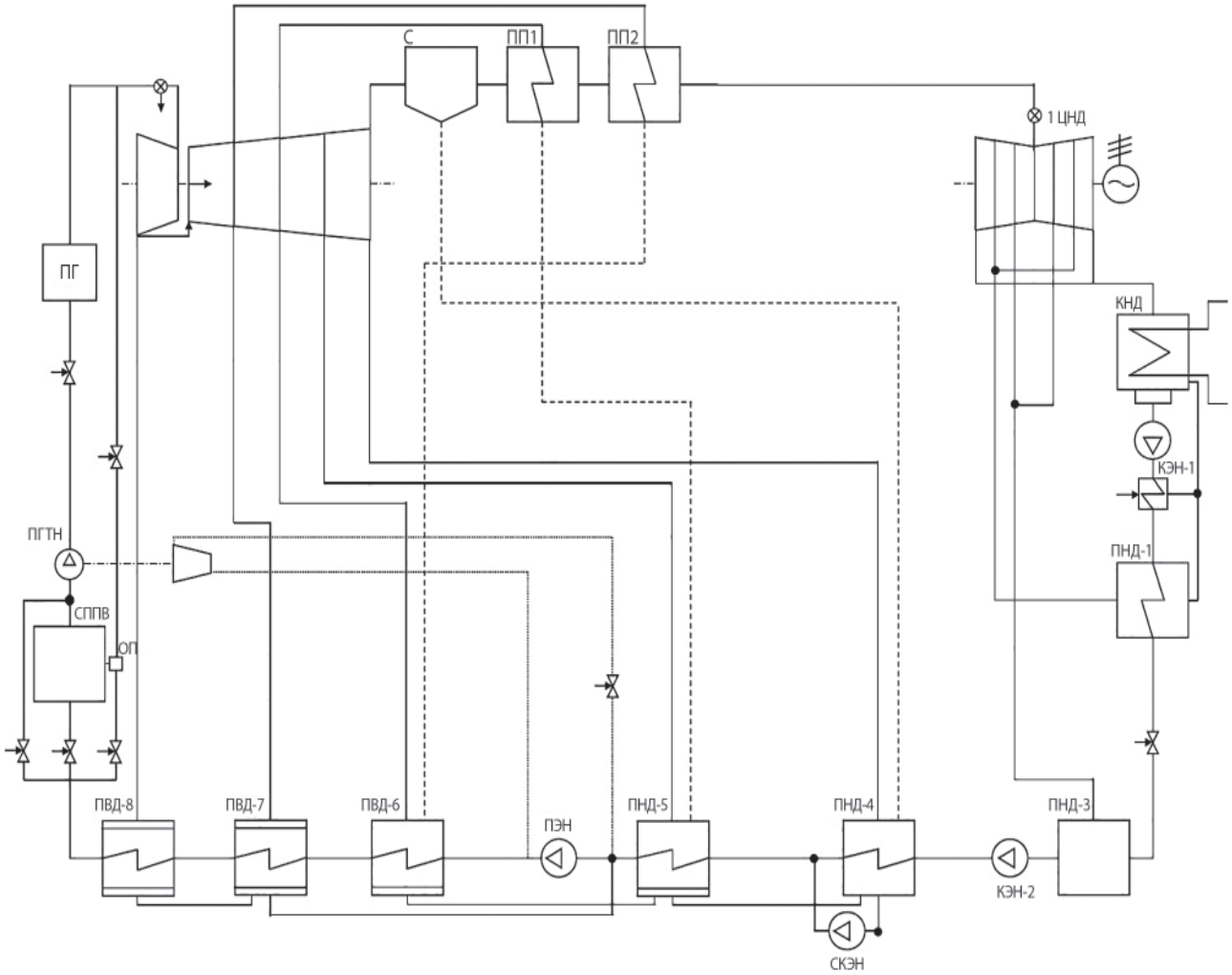


Рис. 2. Тепловая схема турбоустановки энергоблока БРЕСТ-ОД-300 [6]

На основе математической модели рассчитывались значения показателей тепловой экономичности турбоустановки, включающие мощность на клеммах генератора, собственные нужды ПЭН, конденсатных электронасосов (КЭН), сливных КЭН (СКЭН) с учётом КПД электродвигателей и трансформатора собственных нужд.

В расчётах варьировались свободные параметры системы поддержания температуры питательной воды – давление в СППВ, расход через байпас. Задание этих параметров позволяет однозначно определить значения остальных параметров системы из балансов масс и энергий. Постоянным независимым ограничением при проведении расчётов являлось минимальное значение температуры питательной воды на входе в ПГ (340 °С).

На рис. 3 приведены зависимости прироста мощности нетто турбоустановки от расхода

питательной воды через байпас, который представлен температурой перед ПГ, для разных давлений в СППВ.

Расчёты производились с фиксированными перепадами давления на регулирующих клапанах гидротурбины и уровня СППВ. Определен достижимый прирост мощности нетто при использовании разработанного подхода к выбору параметров – до 1.4 МВт$_э$.

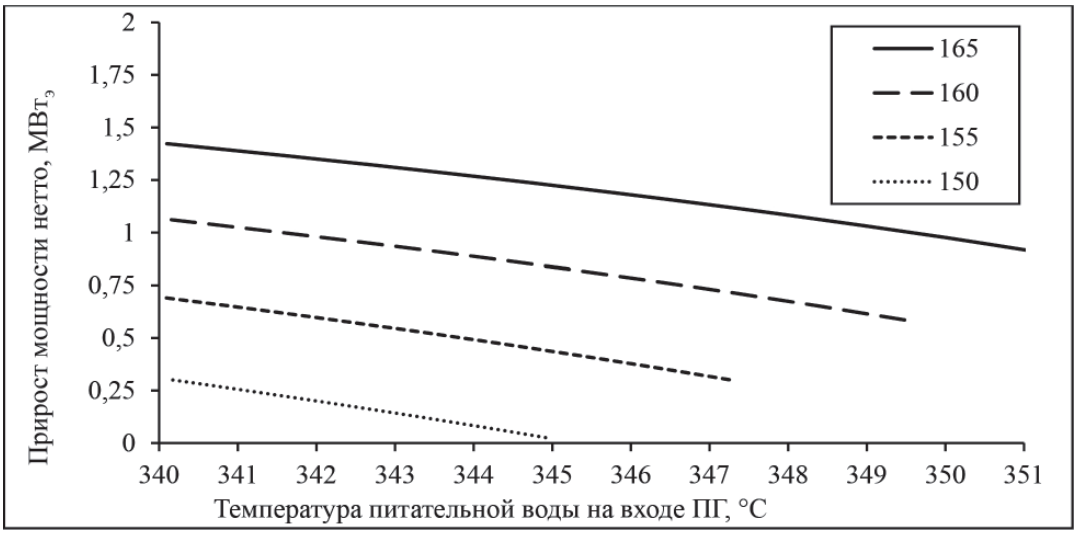


Рис. 3. Зависимости прироста мощности турбоустановки от расхода через байпас (от температуры питательной воды на входе ПГ) при различных давлениях в СППВ (бар)

В диапазоне значений параметров, соответствующем наибольшей эффективности турбоустановки (в области максимальных давлений в СППВ и минимальной температуры на входе ПГ), расход через байпас СППВ может составлять до 36 % от общего расхода питательной воды за ПВД (рис. 4).

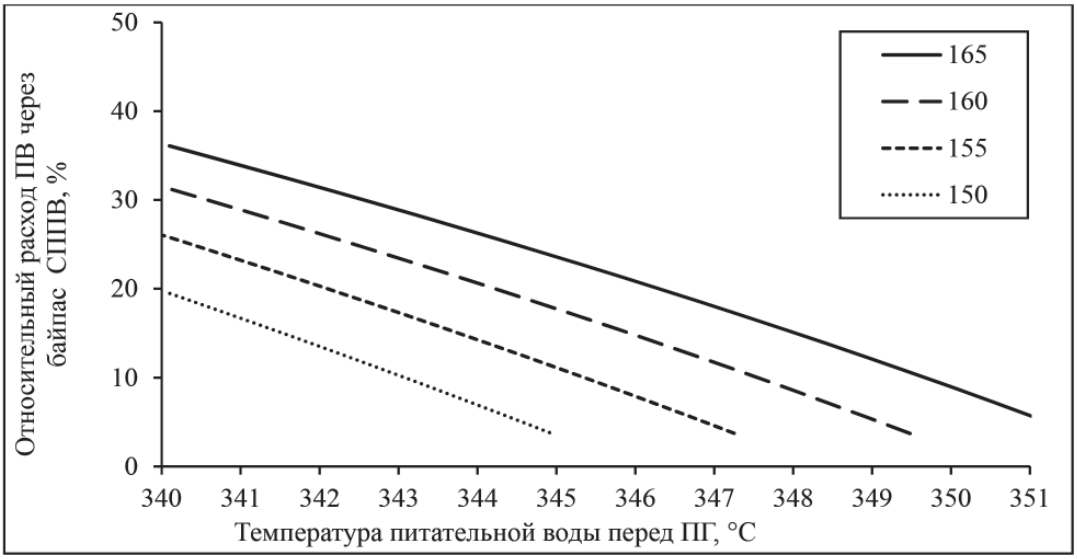


Рис. 4. Соотношение относительного расхода через байпас с температурой перед ПГ при различных давлениях в СППВ (бар)

На рис. 5 отображено снижение мощности ПГТН при использовании оптимального подхо-

да к выбору значений параметров системы поддержания температуры питательной воды перед парогенератором.

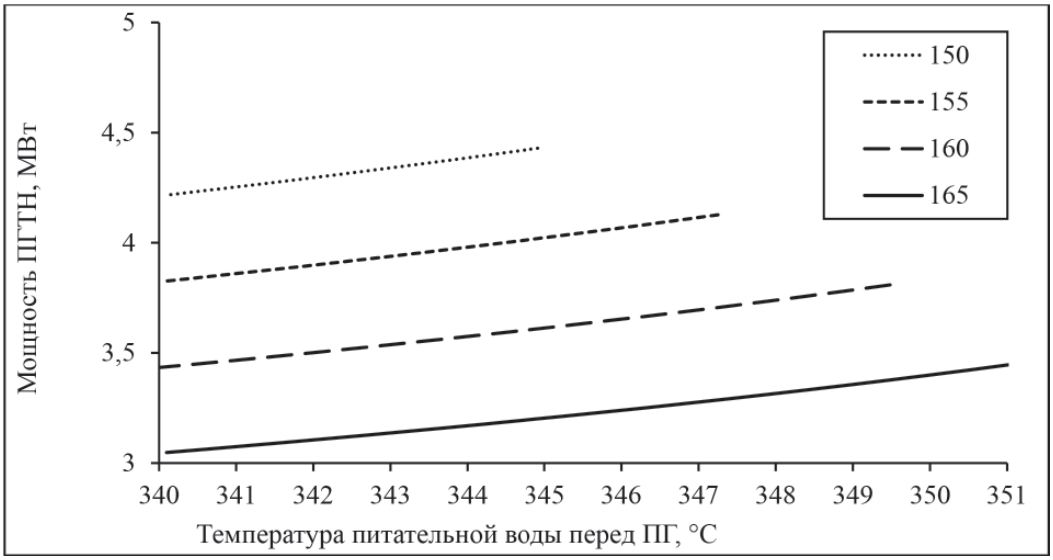


Рис. 5. Зависимости мощности ПГТН от расхода через байпас (представлен температурой перед ПГ) при различных давлениях в СППВ (бар)

В табл. 1 представлены расчётные характеристики оборудования и эффективности турбоустановки при использовании оптимального подхода к выбору значений параметров системы поддержания температуры питательной воды на входе ПГ (для давления в СППВ 16 МПа, с фиксированным перепадом на регулирующем клапане (РК) гидротурбины, уменьшенным до 1 МПа перепадом на регуляторе уровня СППВ).

Таблица 1

Изменение значений параметров и характеристик системы поддержания температуры питательной воды

Характеристика	Изменение относительно исходного варианта
Удельная работа сжатия питательного гидротурбинного насоса	–21.0 %
Расход через питательный гидротурбинный насос	–2.1 %
Мощность питательного гидротурбинного насоса	–22.4 %
Расход свежего пара в смешивающий подогреватель питательной воды	–15.4 %
Расход через байпас смешивающего подогревателя питательной воды	+350 т/ч
Охлаждение питательной воды перед питательным гидротурбинным насосом	+9 °С
Мощность брутто турбоустановки	–0.7 МВт$_э$
Мощность нетто турбоустановки	+1.2 МВт$_э$

Расчётное исследование подтверждает повышение тепловой эффективности турбоустановки БРЕСТ-ОД-300 от применения разработанного подхода к выбору параметров системы поддержания температуры питательной воды.

Технические требования и особенности реализации разработанного подхода:

1. Корректировка проекта ПГТН. Требуется разработка насоса с уменьшением напора в рабочей точке приблизительно на 20 %.
2. Корректировка проекта ПЭН. Разработка насоса с увеличением напора в рабочей точке на 7−10 %.
3. Увеличение диаметра трубопровода линии охлаждения воды на входе ПГТН и необходимость корректировки технического проекта смесителя – в рассмотренном выше примере расход через байпас СППВ приблизительно в 8 раз больше базового.
4. Повышение давления в СППВ до максимальной в проведенном расчётном анализе величины не влияет на толщины стенок корпуса и эффективность теплообмена – аппарат рассчитывается на давление, значительно превышающее 165 бар. Нет предпосылок к качественному изменению характера взаимодействия перегретого пара с водой при повышении давления на 10 % (например, с 150 до 165 бар).
5. Повышение давления перед регулятором уровня СППВ не ведет к корректировкам конструкций теплообменного оборудования системы питательной воды – ПВД рассчитываются со значительными запасами по давлению, предполагаемое повышение давления входит в режимный диапазон параметров системы питательного тракта.
6. Изменение условий работы ПГ (уменьшение расхода питательной воды и температуры на входе) находится в допустимом диапазоне параметров его функционирования и не повлияет на надежность и эффективность его эксплуатации.

Методика определения экономического эффекта от реализации оптимального подхода к выбору значений параметров системы поддержания температуры питательной воды

Несмотря на то, что энергоблок БРЕСТ-ОД-300 является опытно-демонстрационным, реализация политики Госкорпорации «Росатом», нацеленной на повышение эффективности использования доступных ей капиталов [7], требует проведения технико-экономического обоснования эффективности каждого технического решения вне зависимости от назначения проектируемой энергоустановки.

В настоящее время в России и за рубежом в качестве общего критерия экономической эффективности АЭС используется показатель *LCOE* – средняя расчётная себестоимость электроэнергии (нормированная стоимость электроэнергии) на протяжении всего жизненного цикла станции, включая проектирование, сооружение, эксплуатацию и вывод из эксплуатации. Данный показатель характеризует отношение суммы ежегодных затрат на протяжении всего жизненного цикла станции к сумме ежегодного количества отпущенного продукта (электроэнергии), с приведением через коэффициент дисконтирования расходной и доходной части к определенному моменту времени [8] (обычно к году начала эксплуатации АЭС):

$$LCOE = \frac{\sum_{i=0}^{t}\left[\frac{\left(K_i + З_{\text{экспл}\,i} + З_{\text{топл}\,i} + З_{\text{CO2}\,i} + З_{\text{вывод}\,i}\right)}{\left(1+a_{\text{д}}\right)^i}\right]}{\sum_{i=0}^{t}\left(\frac{W_i}{\left(1+a_{\text{д}}\right)^i}\right)}, \qquad (1)$$

где:

t – продолжительность жизненного цикла АЭС, лет;

$a_д$ – дисконтная ставка;

W_i – отпуск электроэнергии в i-й год, кВт·ч;

K_i – капитальные затраты в i-й год;

$З_{экспл\ i}$ – эксплуатационные затраты в i-й год;

$З_{топл\ i}$ – затраты на топливо в i-й год;

$З_{CO_2\ i}$ – затраты, связанные с выбросами CO_2 в i-й год (в настоящей работе не учитываются);

$З_{вывод\ i}$ – затраты на вывод из эксплуатации в i-й год. В виду малой составляющей в структуре затрат на производство электроэнергии АЭС (при действительной дисконтной ставке 5% ($a_д$ = 0.05) их доля составляет около 0.3 % [8]) в настоящей работе также не учитываются.

По причине неопределенности действительных технических характеристик, режимов эксплуатации и экономических условий жизненного цикла АЭС с реактором БРЕСТ-ОД-300, целесообразно использовать оценку капитальных затрат к моменту начала эксплуатации и одинаковые выработку электроэнергии, расходы на топливо и эксплуатацию по годам работы АЭС. В этом случае формула (1) может быть преобразована в известную формулу стоимости электроэнергии $c_э$ (2), которая включает три составляющие: капитальную, топливную и эксплуатационную:

$$c_э = \frac{a_{год} \cdot K}{N_э \cdot h} + \frac{c_{тепл}}{\eta_э} + c_{экспл}\ , \qquad (2)$$

где:

$a_{год} = \dfrac{a_д}{(1 + a_д)^n - 1} + a_д$ – коэффициент ежегодных отчислений (n – период амортизации);

K – капитальные затраты на сооружение энергоблока, $;

$N_э$ – мощность нетто энергоблока, кВт;

h – годовое количество часов использования мощности, ч/год;

$c_{тепл}$ – стоимость тепловой энергии реактора (влияет на топливную составляющую стоимости электроэнергии $c_{топл}$), $/кВт·ч;

$\eta_э = \dfrac{N_э\ МВт_э}{700\ МВт_т}$ – КПД нетто энергоблока;

$c_{экспл}$ – эксплуатационные затраты (ремонты, зарплата, обслуживание), $/кВт·ч.

Для определения экономического эффекта от предлагаемой оптимизации в работе использовался метод предельных капитальных затрат ($ΔК_{пред}$), который позволяет судить об изменении эффективности энергоблока от реализации технического предложения в условиях отсутствия точных данных по стоимости сопутствующих корректировок конструкции оборудования.

Суть метода заключается в определении граничной величины дополнительных затрат, соответствующей равнозначности стоимости электроэнергии $c_э$ в исходном варианте (c_0) − со значениями параметров, предусмотренными проектом и предлагаемом в статье варианте (c_1) − по результатам оптимизации значений параметров. Если предполагаемое увеличение расходов (увеличение диаметров трубопроводов, разработка документации и пр.) на реализацию предлагаемого технического решения меньше $ΔК_{пред}$, то оно экономически целесообразно. В случае, когда расходы превышают $ΔК_{пред}$, считается, что мероприятие приводит к ухудшению экономических показателей энергоблока.

Условие равнозначности стоимости электроэнергии ($c_0 = c_1$), определяющее предельные капитальные затраты, с учётом формулы (2), будет выглядеть следующим образом:

$$\frac{a_{\text{год}} \cdot K_0}{N_{\text{э}(0)} \cdot h} + c_{\text{топл}(0)} = \frac{a_{\text{год}} \cdot (K_0 + \Delta K_{\text{пред}})}{N_{\text{э}(1)} \cdot h} + \frac{c_{\text{топл}(0)} \cdot \eta_{\text{э}(0)}}{\eta_{\text{э}(1)}} \ . \qquad (3)$$

Откуда предельные капитальные затраты выражаются как:

$$\Delta K_{\text{пред}} = \frac{N_{\text{э}(1)} \cdot h}{a_{\text{год}}} \cdot \left(\frac{a_{\text{год}} \cdot K_0}{N_{\text{э}(0)} \cdot h} + c_{\text{топл}(0)} - \frac{c_{\text{топл}(0)} \cdot \eta_{\text{э}(0)}}{\eta_{\text{э}(1)}} \right) - K_0 \ , \qquad (4)$$

где нижние индексы 0 и 1 обозначают характеристики энергоблока до и после оптимизации соответственно;

$c_{\text{топл}(0)}$ – топливная составляющая стоимости электроэнергии в исходном варианте, \$/кВт·ч.

Поскольку реализация разработанного технического предложения качественно не влияет на эксплуатационные затраты и количество часов использования мощности энергоблока, в двух вариантах они приняты одинаковыми. Отношение $\eta_{\text{э}(0)} / \eta_{\text{э}(1)}$ учитывает изменение топливных затрат на выработку 1 кВт·ч электроэнергии при изменении КПД нетто энергоблока.

Расчёт экономического эффекта

Исходные капитальные затраты на сооружение энергоблока K_0 оцениваются исходя из требования к технико-экономическим показателям блока БР-1200, который является целевым проектом с реакторами со свинцовым теплоносителем. Требование заключается в обеспечении конкурентоспособности по показателю нормированной стоимости электроэнергии (*LCOE*) [9], тем самым ставится условие достижения или опережения уровня экономичности ВВЭР.

В качестве реперного значения для определения величины K_0 использовались удельные капитальные затраты проекта ВВЭР-ТОИ, которые оцениваются в 3450 \$/кВт$_э$ [10]. Поскольку с уменьшением установленной мощности блока АЭС удельные капитальные затраты растут по степенной зависимости [11–13], в настоящей работе произведены оценки величины K_0 с масштабным показателем 0.48 и коэффициентом 1.15, учитывающие опытно-демонстрационное назначение блока и составившие 8 860 \$/кВт$_э$. Также практика строительства свидетельствует, что реальная стоимость АЭС может быть до двух раз больше проектной [14], это дает запас по экономическому эффекту технического предложения в случае занижения стоимости установленного кВт$_э$ в произведенной оценке.

Принятое значение масштабного показателя 0.48 является средним между минимальным (0.42) и максимальным (0.53) значениями, представленными в совместном отчете «Агентства по ядерной энергии» (NEA) и «Организации экономического сотрудничества и развития» (OCDE) от 2000 года [12]. Коэффициент 1.15 использовался на основании опыта сооружения энергоблока БН-800, удельная стоимость капитальных вложений которого предполагалась на уровне традиционных блоков с ВВЭР-1000 в сопоставимых условиях, однако, фактически была выше, но не более чем на 15 % [15].

В работе исходная мощность нетто энергоблока $N_{\text{э}(0)}$ рассчитывалась как мощность нетто машинного зала 287.7 МВт$_э$[1] с вычетом затрат на собственные нужды блока ~13.8 МВт$_э$ (главные циркуляционные насосы, циркуляционные насосы охлаждающей воды конденсатора,

[1] Указанная мощность нетто турбоустановки учитывает только собственные нужды насосов конденсатно-питательного тракта (КЭН, СКЭН, ПЭН).

вспомогательные механизмы турбины, собственные нужды РУ, водоподготовка, АСУТП и пр.) и составила 273.9 МВт$_э$.

Проведенный авторами анализ литературы показывает, что для современных проектируемых АЭС зачастую закладывается коэффициент использования установленной мощности 90 %, в расчётах количество часов использования мощности принято равным 7008 ч/год (КИУМ 80 %) по минимальному требованию к опытно-демонстрационному блоку [16]. Возможное завышение данной величины также дает запас по экономическому эффекту технического предложения. Так, согласно данным МАГАТЭ (системы PRIS), совокупный КИУМ первых 15 лет эксплуатации энергоблока с реактором с натриевым теплоносителем БН-600 составил 72.9 % (с годовыми максимальным 83.3 и минимальным 56.5 % значениями КИУМ).

Реперным значением при определении величины исходной топливной составляющей стоимости электроэнергии ($c_{топл(0)}$) являлась величина $c_{топл(ВВЭР)}$ (с переработкой отработавшего ядерного топлива), равная ~0.41 ¢$/кВт [17]. С учётом разницы в стоимости смешанного нитридного уран-плутониевого топлива (СНУП) и топлива из оксида урана (5 и 2.8 k$/кг соответственно) и меньшей мощности годовой подпитки топливом реакторов на быстрых нейтронах – на 40 % (по нижней границе) [9], оценочно величина $c_{топл(0)}$ составляет 0.44 ¢$/кВт. В виду малой топливной составляющей в стоимости электроэнергии АЭС [18,19] определение данной величины с большей точностью не является принципиальным.

Значение коэффициента ежегодных отчислений $a_{год}$ – это значение, при котором сумма всех годовых отчислений $a_{год} \cdot K_0$ за весь период амортизации n, приведенных к нулевой точке времени, будет равняться общим капитальным затратам K_0.

Ключевой величиной, определяющей величину $a_{год}$ является дисконтная ставка $a_д$, которая зависит от множества экономических и политических факторов [18]. В отечественной практике чаще всего используют значения ставки от 5 до 12 %, в выполненных в работе расчётах она консервативно принята равной 10 %, период амортизации в расчётах $a_{год}$ приравнен к периоду эксплуатации опытного блока 30 лет [20].

В табл. 2 представлены результаты экономических оценок эффективности предлагаемого технического решения по оптимизации параметров системы поддержания температуры питательной воды для разных конфигураций (по давлению в СППВ).

Таблица 2

Предельные капитальные затраты реализации предложения по повышению эффективности системы поддержания температуры питательной воды

Характеристика	Значение			
Давление в смешивающем подогревателе питательной воды, бар	150	155	160	165
Температура перед парогенератором, °С	340			
Прирост мощности нетто, МВт$_э$ (рис. 2)	0.3	0.7	1.1	1.4
Предельные капитальные затраты, млн. ₽ (по курсу 70 ₽/$)	209.9	489.7	769.6	979.5

Из результатов оценки предельных капитальных затрат, представленных в табл. 2, следует, что на дорогом и очень масштабном стенде, которым по сути является сооружаемая АЭС с реактором БРЕСТ-ОД-300, повышение дохода от выработки дополнительной электроэнергии при применении оптимального подхода к выбору значений параметров системы поддержания

температуры питательной воды превысит возможные затраты на его реализацию – увеличение диаметра трубопровода байпаса СППВ в проекте, разработку новых требований к ПГТН, ПЭН, смесителю питательной воды и пр.

Выводы

1. Нормированная стоимость электроэнергии (*LCOE*) опытно-демонстрационной энергоустановки с реактором БРЕСТ-ОД-300 будет превышать показатель, характерный для традиционных АЭС с водо-водяными реакторами. Вероятнее всего работа блока предусматривается по договору о поставке мощности (аналогично всем новым атомным энергоблокам в России) с платой за счет энергосистем, что повлияет на тарифы на электроэнергию в системе, в которую он будет включен. Поэтому, для повышения общих показателей экономичности энергоблока, на котором впервые отрабатываются технологии реакторов со свинцовым теплоносителем, необходимо принимать оптимальные решения в части его тепловой экономичности.
2. Выполнен структурный анализ системы поддержания температуры питательной воды, включающей уникальное для атомной энергетики оборудование. Определено влияние изменения значений её параметров на тепловую эффективность турбоустановки.
3. Разработан подход к выбору оптимальных значений параметров системы поддержания температуры питательной воды, который может быть применен без изменения структуры схемы, улучшает условия работы питательного гидротурбинного насоса и опускного участка ПГ и даёт значительный экономический эффект. В частности, для конфигурации $P_{СППВ}$ = 160 бар, $t_{ПГвх}$ = 340 °C, ΔN = 1.1 $МВт_э$, величина $ΔK_{пред}$ составляет 770 млн. рублей, что превосходит дополнительные затраты на его реализацию.
4. Разработанный подход к выбору оптимальных значений параметров системы поддержания температуры питательной воды перед парогенератором реактора со свинцовым теплоносителем может использоваться в будущих схемных проработках турбоустановки БР-1200.

Литература

1. *Рачков В.И.* Теплогидравлические исследования жидкометаллических теплоносителей в ядерных энергетических установках / В.И. Рачков, А.П. Сорокин, А.В. Жуков // Теплофизика высоких температур. – 2018. – Т. 56, № 1. – С. 121–136.
2. ALFRED reactor coolant system design / A. Alemberti [et al.] // Nuclear engineering and design. – 2020. – V. 370. – C. 1–12.
3. Быстрый реактор со свинцовым теплоносителем БРЕСТ: от концепции к реализации технологии / Е.О. Адамов [и др.] // Атомная энергия. – 2020. – Т. 129, № 4. – С. 185–194.
4. Парогенератор РУ БРЕСТ-ОД-300: Расчётно-экспериментальное обоснование / А.А. Семченков, М.Е. Чеков, С.В. Васильев, Ю.В. Кузьминов // Вопросы атомной науки и техники. Сер.: Обеспечение безопасности АЭС. – 2016. – № 36. – С. 33–37.
5. *Блохина А.Н.* Вертикальные парогенераторы отечественных и зарубежных реакторных установок с жидкометаллическим теплоносителем / А.Н. Блохина, С.Л. Лякишев, А.С. Зубченко // Тяжелое машиностроение. – 2016. – № 7–8. – С. 21–28.

6. Влияние количества конденсатных насосов на надежность работы питательных насосов в схеме энергоблока БРЕСТ-ОД-300 / А.В. Попов, Е.Д. Федорович, Е.Н. Кулаков, И.Б. Денисова // Материаловедение. Энергетика. − 2021. − Т. 27, № 1. − С. 31−40. DOI: 10.18721/JEST.27103.

7. Итоги деятельности государственной корпорации по атомной энергии «Росатом» за 2019 год. − М.: ГК «Росатом», 2020. − С. 149.

8. IAEA. International Atomic Energy Agency, Economic assessment of the long term operation of nuclear power plants: Approaches and Experience: No. NP-T-3.25. − Nuclear Energy Series. − Vienna, 2018. − С. 21−41.

9. *Муравьев Е.В.* Оптимизация двухкомпонентной ЯЭ // Замыкание топливного цикла ядерной энергетики на базе реакторов на быстрых нейтронах: сборник докладов отраслевой конференции. − Томск, 2018. − С. 19−41.

10. *Малинина Т.В.* Сравнительная оценка эффективности АЭС и КЭС в электроэнергетике / Т.В. Малинина, С.Д. Чишко // Научно-технические ведомости СПбПУ. Экономические науки. − 2017. − № 10. − С. 80−89. DOI:10.18721/JE.10107.

11. *Adams R.* Addressing remaining concerns about nuclear energy // The Energy Collective. − 2015. − С. 110.

12. *Rouyer J.L.* Size and series effects on the economics of nuclear power plants / J.L. Rouyer, P. Marcetteau, S. Nisan // 9 international conference on nuclear engineering. − 2001. − С. 2−8.

13. IAEA. Approaches for assessing the economic competitiveness of small and medium sized reactors: NP-T-3.7. − Nuclear Energy Series. − 2013.

14. *Ullmann J.E.* Economics of nuclear power / J.E. Ullmann, E.N. Harvey // Science. − 2019. − № 3301(127). − С. 739−743. DOI:10.1126/science.127.3301.739.

15. Оптимизация технико-экономических показателей АЭС с быстрыми реакторами / А.В. Митенков [и др.] // Атомная энергия. − 2005. − № 6(98). − С. 403−412.

16. *Лемехов В.В.* Энергоблок с РУ БРЕСТ-ОД-300 / В.В. Лемехов, А.В. Петренко, А.В. Яшкин // Замыкание топливного цикла ядерной энергетики на базе реакторов на быстрых нейтронах: сборник докладов отраслевой конференции. − Томск, 2018. − С. 148−156.

17. *Osetskaya M.M.* Development of the technique for fuel component of electricity cost produced by nuclear power plants / M.M. Osetskaya, M.A. Allenykh // Vestnik IGEU. − 2017. − № 6. − С. 67−76. DOI:10.17588/2072-2672.2017.6.067-076.

18. *Нигматулин Б.И.* Оценка и оптимизация капитальных затрат АЭС // Известия Российской Академии Наук. Энергетика. − 2020. − № 2(45). − С. 28−48. DOI:10.31857/s0002331020020089.

19. World Nuclear Association. The economics of nuclear power (Updated December 2018) // World Nuclear Association. − 2018. − November. − С. 16.

20. *Лемехов В.В.* Технический проект реакторной установки БРЕСТ-ОД-300 // Инновации Росатома, 2015. − URL: http://www.innovrosatom.ru/files/articles/6bafcd9060e6518e2595e46cd790ffb9.pdf (дата обращения: 20.05.2021).

УДК 620.193.44 DOI:10.52069/2414-5726_2021_3_25_36

Коррозионные испытания в тяжёлой воде алюминиевых сплавов экспериментальных каналов реактора ПИК

***Т.В. Воронина*[1], *А.А. Каверзина*[1], *Р.М. Рамазанов*[2], *В.И. Попов*[2], *С.Р. Фридман*[1]**

[1]НИЦ «Курчатовский институт» − ПИЯФ, г. Гатчина Ленинградской области, Россия
[2]НИЦ «Курчатовский институт» − ЦНИИ КМ «Прометей», Санкт-Петербург, Россия

Аннотация

Приведены результаты коррозионных испытаний в тяжелой воде образцов из алюминиевых сплавов АД1 и АМг3 в течение 6500 часов. Выполнен анализ химического состава тяжёлой воды на начальном, промежуточных и конечном этапе испытаний.

Выполнена оценка скорости общей и питтинговой коррозии алюминиевых сплавов в условиях эксплуатации реактора ПИК. Полученные результаты позволяют дополнительно продлить ресурс экспериментальных каналов реактора ПИК, изготовленных из алюминиевых сплавов, на срок до 4-х лет.

Ключевые слова: коррозионные исследования, тяжеловодный отражатель, коррозия алюминиевых сплавов, питтинг, продление ресурса экспериментальных каналов, реактор ПИК.

Corrosion tests in heavy water of aluminium alloys for experimental channels of the PIK reactor

***T.V. Voronina*[1], A.A. *Kaverzina*[1], *R.M. Ramazanov*[2], *V.I. Popov*[2], *S.R. Fridman*[1]**

[1]NRC “Kurchatov Institute” – PNPI, Gatchina, Leningrad region, Russia
[2]NRC “Kurchatov Institute” – CRISM “Prometey”, St. Petersburg, Russia

Abstract

The work presents the results of corrosion tests of samples mady of aluminium alloys AD1 and AMG3 during 6500 hours in heavy water. The analysis of heavy water chemical composition was performed at intermediate and final test stages.

The assessment of the corrosion overall rate of aluminium alloys under reactor PIK conditions was made and the growth rate of pittings located on channel surfaces was counted. The received results make it possible to extend the operational life of PIK reactor experimental channels made of aluminium alloys extra for the period up to 4 years.

Key words: corrosion research, heavy water reflector, corrosion of aluminium alloys, pitting, extension of the life of experimental channels, PIK reactor.

Введение

В настоящее время в НИЦ «Курчатовский институт» – ПИЯФ вводится в эксплуатацию современный источник нейтронов постоянного действия – реактор ПИК. Использование нейтронных пучков незаменимо для исследования структуры новых материалов, включая нано-структуры, катализаторы, конструкционные материалы и высокомолекулярные объекты.

А эффективность нейтронных методов определяется, прежде всего, плотностью потока нейтронов. Конструкция и параметры реактора ПИК выбраны таким образом, чтобы обеспечить максимальный нейтронный поток. По проекту плотность потока тепловых нейтронов должна составить в легководной ловушке – $5 \cdot 10^{15}$ н/(см^2·с); в тяжеловодном отражателе (ТВО) – $1.2 \cdot 10^{15}$ н/(см^2·с). Необходимым условием получения такого высокого нейтронного потока является использование в качестве отражателя концентрированной тяжёлой воды D_2O [1]. ТВО позволяет формировать нейтронные потоки с помощью экспериментальных каналов (ЭК), и, при необходимости, менять экспериментальные устройства.

В соответствии с проектом система тяжеловодного отражателя реактора ПИК имеет объём 20 м^3 и при эксплуатации реактора находится под давлением 3 атм. при температуре не более 60 °С. В период физического пуска реактора ПИК и эксплуатации в режиме длительного останова с 2010 по 2016 система ТВО не была задействована целиком, тяжелой водой был заполнен только бак [2]. Все это время в тяжелой воде находились экспериментальные каналы, изготовленные из алюминиевых сплавов АМг3, АД1, нержавеющей стали марки 08Х18Н10Т и циркониевого сплава Э-125. Осмотр экспериментальных каналов после слива тяжелой воды в 2016 году показал, что:

- поверхности из нержавеющей стали и циркониевого сплава находятся в удовлетворительном состоянии;
- поверхности из алюминиевых сплавов имеют заметные коррозионные повреждения (белые продукты коррозии с язвами под ними).

Удаление отложений наносных продуктов коррозии с поверхности ЭК, механическая зачистка дефектов на поверхности с последующим 100 % визуальным и капиллярным контролем поверхности и сварных соединений и проведением ультразвуковых измерений толщины оболочки (стенки корпуса и донышка) ЭК после зачистки коррозионных повреждений, а также, химическая очистка тяжелой воды позволили незначительно продлить ресурс алюминиевых экспериментальных каналов до сентября 2021 года.

Для дальнейшего продления ресурса ЭК в 2019–2020 годах были проведены коррозионные испытания на контрольных образцах алюминиевых материалов штатных ЭК в условиях приближенных к условиям эксплуатации ТВО.

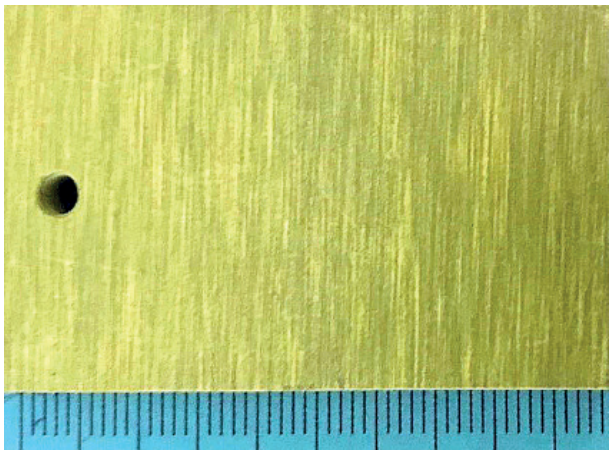
Целью выполненных работ являлось:

- анализ коррозионной стойкости материалов алюминиевых ЭК в тяжелой воде в условиях их эксплуатации в баке ТВО на контрольных образцах с различными пассивирующими покрытиями и без них;
- верификация прогнозной зависимости кинетики роста локальных коррозионных поражений (питтингов) в условиях эксплуатации ЭК в баке ТВО;
- сравнительная оценка эффективности антикоррозионных покрытий поверхности контрольных образцов из алюминиевых сплавов марки АД1 и АМг3 и выработка рекомендаций по выбору покрытия новых ЭК.

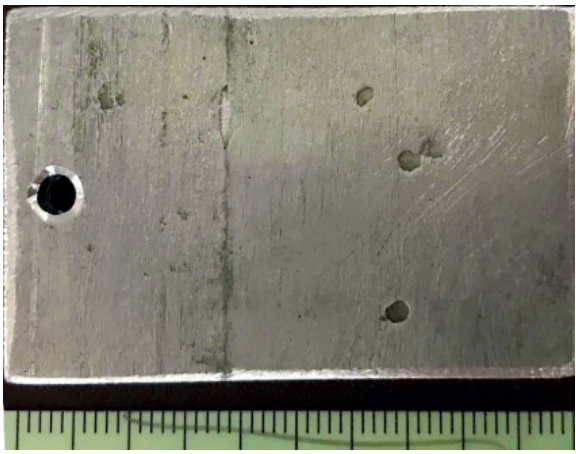
1. Образцы и установка для проведения коррозионных испытаний

Для проведения коррозионных испытаний было изготовлено 34 образца из алюминиевого сплава АМг3 (ГОСТ 17232-99) и 22 образца из АД1 (ГОСТ 4784-97) с размерами 5×30×50 мм. Часть образцов прошла дополнительную антикоррозионную подготовку перед КИ. В испытаниях участвовали:

– образцы из сплавов АД1 и АМг3 с антикоррозионной обработкой поверхности по технологии анодного оксидирования в серной кислоте (рис. 1а) (Ан.Окс.сернокислотный) по ГОСТ 9.306-85;
– образцы с коррозионными повреждениями из сплава АД1, которые были вырезаны из наклонного экспериментального канала, срок службы канала ~ 7.5 лет (рис. 1 б);
– образцы из сплавов АД1 и АМг3, подвергнутые механической зачистке и термообработке, которая предусматривала оксидирование образцов на воздухе при температуре 140 °С в течение 2-х часов;
– образцы из сплава АД1, вырезанные из экспериментального канала и зачищенные от коррозионных повреждений (рис. 1в) и из сплава АМг3, изготовленные из неиспользованной плиты (рис. 1г).

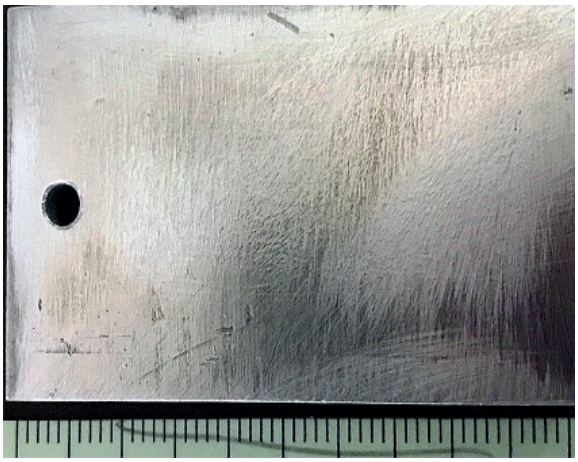


а) АМг3 с антикоррозионной обработкой поверхности по технологии анодного оксидирования в серной кислоте



б) АД1 с коррозионными повреждениями

в) АД1 из экспериментального канала и зачищенные от коррозионных повреждений



г) АМг3 из неиспользованной плиты

Рис. 1. Внешний вид образцов перед испытаниями

Для проведения работ была спроектирована и изготовлена установка (бак) для коррозионных испытаний (БКИ) объёмом ~ 100 литров из нержавеющей стали марки 12Х18Н10Т по ГОСТ 5632-2014 (рис. 2).

Рис. 2. Внешний вид БКИ с термочехлом и загрузка образцов

Бак был оборудован съемной герметичной крышкой, системами подогрева и термостатирования, краном на дне для слива воды и двумя кранами на крышке для продувки газовой подушки азотом. Внутри бака была расположена система крепления образцов, исключающая контакт образцов друг с другом и стенками бака, изготовленная из нержавеющей стали марки 12Х18Н10Т по ГОСТ 5632-2014. Разогрев тяжелой воды до температуры испытаний 60 °С выполняли и поддерживали с помощью наружного силиконового термонагревателя с термостатом NPS-750W-100LM. Электрическая мощность нагревателя составляла 750 Вт, разогрев воды до 60 °С осуществлялся за 5–6 ч. Для уменьшения тепловых потерь и равномерного нагрева БКИ на наружную поверхность надевали специально сшитый термочехол. После установки крышки проводили продувку газовой подушки над поверхностью тяжелой воды азотом. При продувке азотом газовой подушки в БКИ создавалось избыточное давление не менее 0.3 МПа, и бак герметизировался. Конструкция бака позволяла проводить отбор и анализ тяжелой воды в процессе испытаний.

Для испытаний была использована тяжелая вода, соответствующая по качеству требованиям Регламента химического контроля водных теплоносителей реактора ПИК, инв. № 19РК-047.00Р [3]. Перед началом, во время проведения коррозионных испытаний и после окончания работ тяжелую воду анализировали по 10 показателям: водородный показатель (pH), удельная электрическая проводимость, концентрация хлорид-иона, концентрация сульфат-иона, концентрация нитрат-иона, концентрация катионов железа (III), концентрация катионов алюминия (III), общая жёсткость, концентрация растворенного кислорода (КРК) и перманганатная окисляемость.

На первом этапе для крепления алюминиевых образцов к стальной решетке использовали алюминиевую проволоку марки АМг5 с полимерной термоусадкой. На втором этапе использовали крючки из кварцевого стекла.

2. Этапы коррозионных испытаний

Общее время испытаний составило 6451 часов с двумя промежуточными выгрузками.

Фактическое время этапов испытаний и время с начала испытаний до проведения анализа представлено в табл. 1.

Таблица 1

Этапы коррозионных испытаний алюминиевых образцов

Этап	Период	Дата проведения анализа	Отсчет времени после начала испытаний, час	Время этапа, час
1	25.09.19 – 25.11.19	25.09.19	0	1459
		25.11.19	1459	
	25.11.19 – 18.02.20	25.11.19	1459	2040
		23.12.19	2131	
		24.01.20	2897	
		18.02.20	3499	**3499**
18.02.20 – 20.02.20 Очистка воды		–	–	49
2	20.02.20 – 22.06.20	20.02.20	3499	2952
		16.04.20	4841	
		26.05.20	5801	
		22.06.20	6451	
			ИТОГО	**6451**

Во время коррозионных испытаний после ~ 3500 часов была выполнена очистка тяжелой воды и повторное заполнение БКИ, поэтому при анализе данных рассматривали два периода: первый период общей продолжительностью ~ 3500 часов (до очистки), второй период общей продолжительностью ~ 3000 часов.

2.1 Подготовка к испытаниям. Заполнение бака для коррозионных испытаний

Перед началом испытаний была отработана методика подготовки бака к заполнению тяжелой водой. Для того чтобы исключить разбавление или загрязнение тяжёлой воды необходимо было выполнить следующие операции:

- очистку тяжелой воды из бидонов перед заполнением;
- отмывку БКИ 3-кратным заполнением бака ХОВ (легкой химически обессоленной водой);
- сушку БКИ.

Контроль сушки бака производили визуально. Контроль температуры наружной поверхности БКИ под термочехлом выполняли ежедневно. Каждый раз при вскрытии БКИ измеряли температуру тяжелой воды в баке. Температура воды при всех измерениях составляла 60 °С. Перед и после заполнения бака был выполнен отбор пробы тяжелой воды на химический и изотопный анализ. Результаты химического контроля представлены в табл. 2. Качество тяжелой воды после заполнения БКИ соответствовало нормам, установленным в Регламенте [3].

2.2 Первый этап коррозионных испытаний

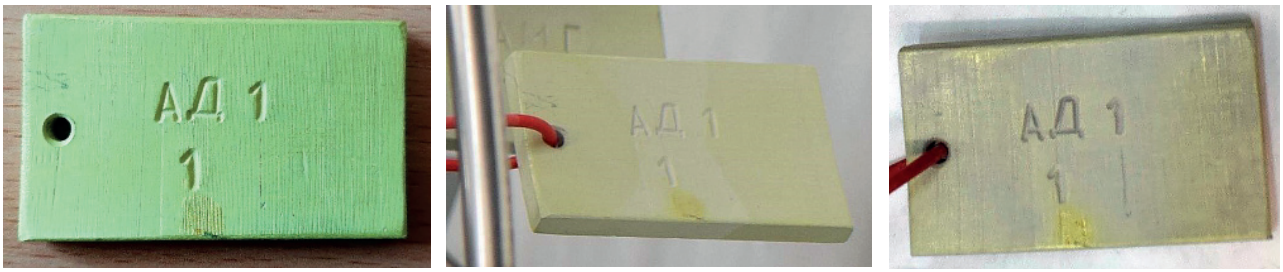
Во время первого этапа коррозионных испытаний по результатам химического анализа тяжелой воды было установлено, что качество воды со временем ухудшается. Возможными источниками загрязнений могли быть как покрытие контрольных образцов, так и средства их крепления. Поэтому был проведен ряд дополнительных исследований, по результатам которых были установлены источники загрязнения и степень их влияния на коррозионные повреждения образцов.

Таблица 2

Результаты анализа тяжёлой воды БКИ во время первого этапа испытаний (3499 часов)

№	Анализируемый параметр	Результат анализа					ПДК [3]
		25.09.2019	25.11.2019	23.12.2020	24.01.2020	18.02.2020	
1	Удельная электропроводимость, мкСм/см (25 ºС)	0.6 ± 0.1	**4.9** ± 0.1	**7.0** ± 0.1	**8.1** ± 0.1	**8.6** ± 0.1	≤ 4
2	pH (25 ºС)	6.4 ± 0.1	**7.2** ± 0.1	**7.4** ± 0.1	**6.9** ± 0.1	**7.6** ± 0.1	5.5 – 6.5
3	Концентрация железа, мкг/дм^3	≤ 10	10 ± 10	50 ± 10	≤10	≤10	≤ 50
4	Общая жесткость, мкг-экв/дм^3	**8.0** ± 0.5	**44** ± 2	**62** ± 2	**72** ± 2	**84** ± 2	≤ 3
5	Прозрачность, %	99 ± 1	100 ± 1	99 ± 1	100 ± 1	99 ± 1	–
6	Окисляемость, мг O_2/дм^3	4.5 ± 0.2	–	3.3 ± 0.2	4.9 ± 0.2	3.4±0.2	–
7	Концентрация алюминия, мкг/дм^3	≤ 20	≤ 20	≤ 20	≤ 20	≤ 20	≤ 50
8	Концентрация хлорид-ионов, мкг/дм^3	5 ± 1	**140** ± 30	**210** ± 40	**270** ± 50	**200** ± 40	≤ 50
9	Концентрация сульфат-ионов, мкг/дм^3	7 ± 1	**1000** ± 200	**1500** ± 300	**1700** ± 300	**1700** ± 300	≤ 50
10	Концентрация нитрат-ионов, мкг/дм^3	0.4 ± 0.1	9 ± 2	–	20 ± 4	23 ± 5	≤ 1000
11	Концентрация дейтерия, a_D, ат.%	99.43 ± 0.01	99.35 ± 0.01	99.42 ± 0.01	99.43 ± 0.01	99.39 ± 0.01	–
12	Объёмная активность по тритию, C_T, Ки/кг, ±10%	$4.6 \cdot 10^{-3}$	$4.0 \cdot 10^{-3}$	$4.3 \cdot 10^{-3}$	$4.3 \cdot 10^{-3}$	$4.1 \cdot 10^{-3}$	–
13	Концентрация растворенного кислорода, мг/дм^3	–	3.2 ± 0.2	–	3.3 ± 0.2	3.0 ± 0.2	–

Испытания образцов показали недостаточную стойкость уплотнения антикоррозионного покрытия в бихромате натрия, выполненного после анодного оксидирования в лабораторных условиях. Было зафиксировано повышение концентрации сульфат-иона в тяжелой воде больше, чем в 20 раз. Визуально был отмечено снижение насыщенности цвета (рис. 3) – первоначальный ярко-салатный цвет образцов стал более светлым и неравномерным. Это можно связать с растворением уплотнения покрытия (сульфатов, хроматов и др.) в тяжелой воде (табл. 3).



а) б) в)

Рис. 3 – Внешний вид образца №1 из сплава АД1:
а) до испытаний, б) после 1459 часов испытаний, в) после 3500 часов испытаний.

Изучение влияния материала подвесов на загрязнение воды проводили с использованием ХОВ. По результатам анализов установили, что:

- проволока с термоусадкой влияет на чистоту воды: удельная электропроводимость увеличилась в 3 раза (с 1.5 до 4.4 мкСм/см), концентрация хлорид-ионов выросла в 7 раз (с 20 до 140 мкг/дм^3);
- крючки из кварцевого стекла не влияют на чистоту воды.

Исследования показали, что для крепления образцов необходимо использовать только крючки из кварцевого стекла, которые практически не влияют на чистоту воды. Поэтому на втором этапе испытаний использовались именно такие крючки.

2.3 Второй этап коррозионных испытаний

По результатам анализа, представленным в табл. 2, было принято решение о сливе грязной тяжелой воды из БКИ на очистку. В феврале 2020 года выполнили повторное заполнение БКИ очищенной тяжелой водой и продолжили коррозионные испытания. Результаты анализа тяжелой воды за второй этап работ приведены в табл. 3.

Коррозионные испытания образцов завершили 22.06.2020 через 6 451 часов. По результатам анализа отмечен рост удельной электропроводимости (в пределах установленного ПДК), содержания солей жесткости (выше установленного ПДК в 4 раза) и концентрации сульфат-ионов (выше установленного ПДК в 8 раз).

После окончания коррозионных испытаний (~ 6 500 часов в тяжелой воде) образцы АМг3 и АД1 извлекли из тяжелой воды для проведения исследований (результаты исследований приведены ниже в разделе 5).

Таблица 3

Результаты анализа тяжелой воды после заполнения БКИ и во время испытаний (2952 часов)

№	Анализируемый параметр	Результат анализа				ПДК [3]
		20.02.2020	16.04.2020	26.05.2020	22.06.2020	
1	Удельная электропроводимость, мкСм/см (25 ºС)	0.5 ± 0.1	1.2 ± 0.1	1.8 ± 0.1	2.1 ± 0.1	≤ 4
2	pH (25ºС)	6.6 ± 0.1	6.7 ± 0.1	6.9 ± 0.1	6.7 ± 0.1	5.5 – 6.5
3	Концентрация железа, мкг/дм^3	≤ 10	≤ 10	≤ 10	10 ± 10	≤ 50
4	Общая жесткость, мкг-экв/дм^3	2.4 ± 0.5	10.0 ± 0.5	12.1 ± 0.5	15 ± 0.5	≤ 3
5	Прозрачность, %	99 ± 1	99 ± 1	99 ± 1	99 ± 1	–
6	Окисляемость, мг O_2/дм^3	0.7 ± 0.2	0.5 ± 0.2	–	0.7 ± 0.2	–
7	Концентрация алюминия, мкг/дм^3	≤ 20	≤ 20	≤ 20	≤ 20	≤ 50
8	Концентрация хлорид-ионов, мкг/дм^3	13 ± 2	14 ± 2	11 ± 2	11 ± 2	≤ 50
9	Концентрация сульфат-ионов, мкг/дм^3	23 ± 4	**230** ± 50	**360** ± 70	**390** ± **80**	≤ 50
10	Концентрация нитрат-ионов, мкг/дм^3	3.6 ± 0.7	2.5 ± 0.5	–	2.5 ± 0.5	≤ 1000
11	Концентрация дейтерия, a_D, ат.%	98.45 ± 0.02	98.35 ± 0.02	98.32 ± 0.01	98.33 ± 0.01	–
12	Объёмная активность по тритию, C_T, Ки/кг, ±10%	$4.2 \cdot 10^{-3}$	$4.2 \cdot 10^{-3}$	$4.3 \cdot 10^{-3}$	$4.1 \cdot 10^{-3}$ ± 10%	–
13	Концентрация растворенного кислорода, мг/дм^3	3.9 ± 0.2	4.0 ± 0.2	3.9 ± 0.2	4.4 ± 0.2	–

3. Анализ изменения качества тяжелой воды в баке во время коррозионных испытаний

На рис. 4–7 представлено изменение показателей тяжелой воды в БКИ за два периода коррозионных испытаний.

3.1 Изменение удельной электрической проводимости тяжелой воды

На рис. 4 показано изменение удельной электропроводимости тяжелой воды после первого и после второго заполнения бака.

И в первом и во втором случае удельная электрическая проводимость тяжелой воды росла. После первого заполнения бака электропроводимость ухудшалась быстрее и через полтора месяца испытаний превысила установленное ПДК = 4 мкСм/см. После второго заполнения бака удельная электрическая проводимость росла медленнее и за четыре месяца не превысила установленную ПДК.

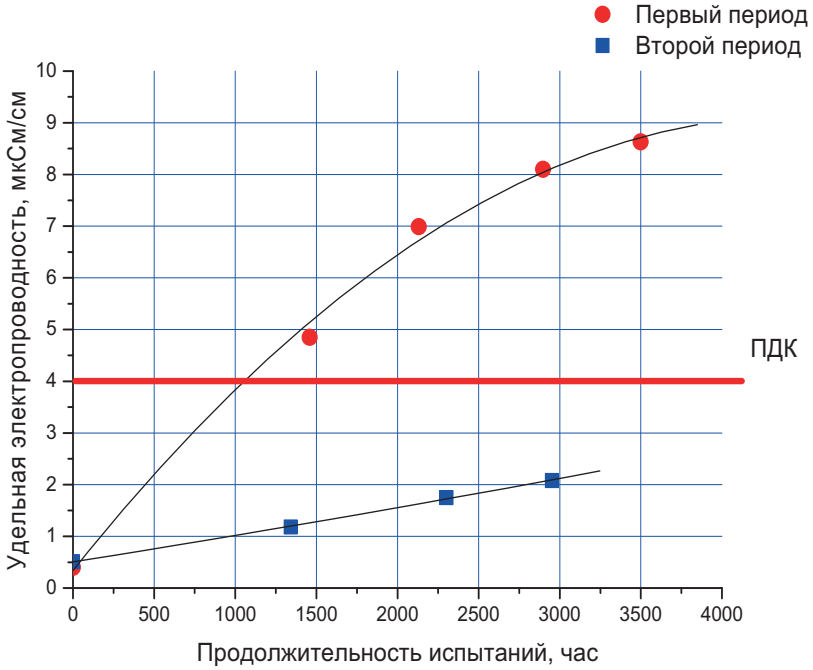


Рис. 4. Зависимость удельной электропроводимости от продолжительности коррозионных испытаний

3.2 Изменение показателя pH тяжелой воды

Водородный показатель тяжелой воды весь период испытаний превышал верхний предел (6.5) нормируемого диапазона (5.5–6.5) и находился в диапазоне: (6.0–7.7) на первом этапе испытаний и в диапазоне (6.6–7.0) на втором этапе.

3.3 Изменение массовой концентрации железа в тяжелой воде

Концентрация железа весь период испытаний не росла и находилась в пределах установленной ПДК = 50 мкг/дм^3.

3.4 Изменение массовой концентрации анионов в тяжелой воде

На всех этапах коррозионных испытаний в тяжелой воде были обнаружены анионы (хлориды, сульфаты и нитраты). Из-за малой концентрации они не могли инициировать заметные коррозионные повреждения алюминиевых образцов из сплавов АМг3 и АД1, а также внутренней поверхности бака из стали марки 12Х18Н10Т. Однако необходимо было контролировать рост их концентрации, в частности, хлорид-ионов.

На рис. 5 и 6 показано изменение концентрации хлоридов, сульфатов и нитратов в тяжелой воде на первом и втором этапах коррозионных испытаний.

И в первом, и во втором случае росло содержание сульфатов в тяжелой воде.

После первого заполнения концентрация сульфатов росла быстрее и превысила ПДК в течение месяца, а через четыре месяца достигла 1800 мкг/дм^3.

После второго заполнения концентрация сульфатов тоже росла и превысила ПДК, но медленнее и за четыре месяца достигла 400 мкг/дм^3. Следовательно, источник загрязнения воды сульфатами стал слабее.

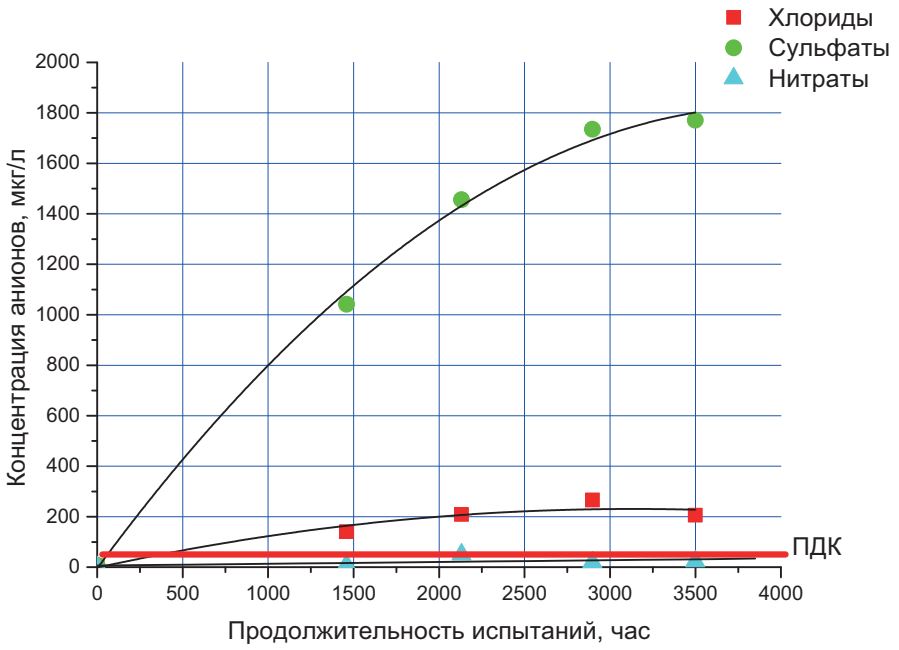


Рис. 5. Зависимость концентрации анионов от продолжительности коррозионных испытаний на первом этапе

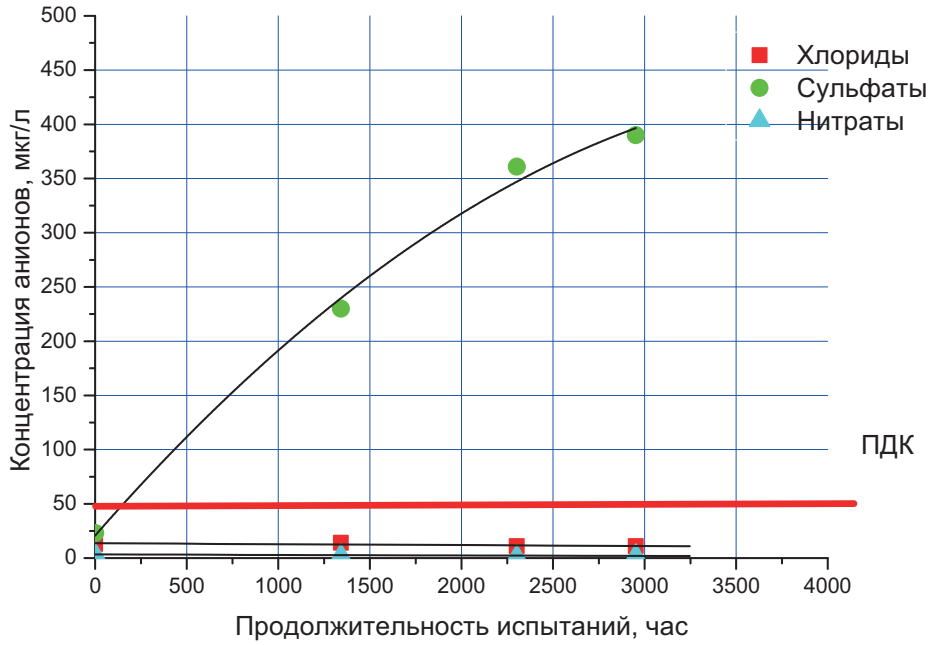


Рис. 6. Зависимость концентрации анионов от продолжительности коррозионных испытаний на втором этапе

После первого заполнения концентрация сульфатов росла быстрее и превысила ПДК в течение месяца, а через четыре месяца достигла 1800 мкг/дм^3. После второго заполнения концентрация сульфатов тоже росла и превысила ПДК, но медленнее и за четыре месяца достигла 400 мкг/дм^3. Следовательно, источник загрязнения воды сульфатами стал слабее.

3.5 Изменение окисляемости и концентрации растворенного кислорода в тяжелой воде

Органические вещества при радиолизе разрушаются и дают опасные примеси. Молекулярный кислород является сильным окислителем и активизирует процессы коррозии. Поэтому эти примеси необходимо контролировать. Окисляемость и концентрация растворенного кислорода (КРК) в тяжелой воде БКИ после первого и второго заполнения бака не изменялись в течение всего испытания, но после второго заполнения вода была чище.

3.6 Изменение общей жесткости в тяжелой воде

На рис. 7 показано изменение (увеличение) общей жесткости в тяжелой воде после первого и после второго заполнения бака.

После первого заполнения БКИ она росла быстрее и превысила ПДК в течение месяца, а через ~3500 часов достигла 90 мкг-экв/дм^3. После второго заполнения она тоже росла и превысила ПДК, но медленнее и за ~ 3000 часов достигла 15 мкг-экв/дм^3. Следовательно, источник загрязнения воды солями жёсткости стал слабее.

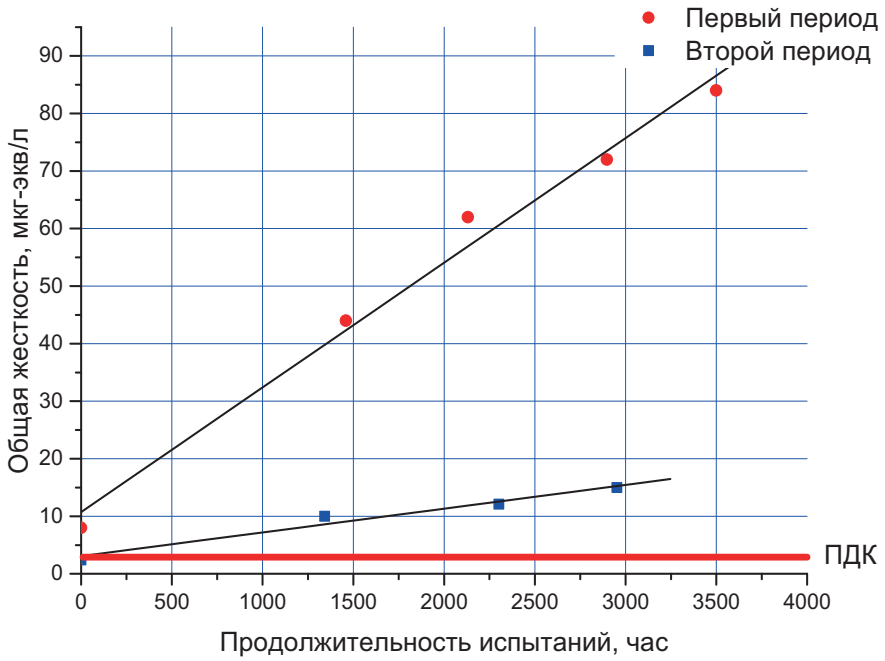


Рис. 7. Зависимость общей жесткости от продолжительности коррозионных испытаний

После первого заполнения БКИ она росла быстрее и превысила ПДК в течение месяца, а через ~3500 часов достигла 90 мкг-экв/дм^3. После второго заполнения она тоже росла и превысила ПДК, но медленнее и за ~ 3000 часов достигла 15 мкг-экв/дм^3. Следовательно, источник загрязнения воды солями жёсткости стал слабее.

Заключение по разделу 3

Для заполнения БКИ была использована тяжелая вода, соответствующая по качеству требованиям [3]. Во время первого и второго периода коррозионных испытаний большинство показателей химической чистоты тяжелой воды (кроме концентрации железа, нитратов, растворенного кислорода и окисляемости) росли. Причем в течение первого периода испытаний они ухудшались быстрее и превысили установленные нормы [3]. В течение второго периода они ухудшались медленнее, и такие показатели как удельная электропроводность и концентрация хлорид-ионов не превысили ПДК. Следовательно, можно говорить о том, что:

– антикоррозионное покрытие образцов могло быть источником загрязнения тяжелой воды;
– источник загрязнения тяжелой воды на втором этапе КИ стал слабее.

Концентрация общего железа в пробах тяжелой воды за все время коррозионных испытаний находилась в пределах, установленных ПДК.

4. Сравнение результатов коррозионных испытаний с опытом эксплуатации бака ТВО

При проведении испытаний коррозия алюминиевых сплавов в БКИ практически не шла, в отличие от реальной эксплуатации бака ТВО с 2010 по 2016 год. В условиях БКИ активизировалась только коррозия образцов из сплава АД1, которые перед испытаниями имели на поверхности коррозионные повреждения в виде язв и питтингов. На остальных образцах визуально продукты коррозии не были выявлены. Отсутствие коррозионных процессов также косвенно подтверждают результаты гравиметрических измерений.

Единственным отличием условий, при которых выполнялись КИ, от реальной эксплуатации бака ТВО, была концентрация общего железа. Данные химического анализа тяжелой воды бака ТВО после заполнения и после слива приведены в табл. 4. Исходное химическое качество тяжёлой воды за 2011–2016 гг. заметно ухудшилось – практически все показатели выросли в несколько раз. К концу эксплуатации бака ТВО основной примесью в тяжелой воде стали ионы железа (продукты коррозии гаек из углеродистой стали).

Таблица 4

Результаты анализа тяжелой воды бака ТВО после заполнения и после слива [2]

Анализируемый параметр	Дата отбора		ПДК [3]
	24.05.2010	19.04.2016	
a_D – содержание дейтерия, %	99.852 ± 0.005	99.585 ± 0.005	≥ 99.5
C_T – активность по тритию, Ки/л*, Относительная погрешность – 10 %	0.0073	0.0052	≤ 2
Удельная электропроводность, мкСм/см, 25 °С	1.5 ± 0.1	**5.6** ± 0.1	≤ 4
pH, 25 °С	6.3 ± 0.3	6.5 ± 0.3	5.5 – 6.5
Мутность, ЕМФ	0.1 ± 0.2	0.4 ± 0.2	–
Содержание солей жесткости, мкг-экв/л	3 ± 1	**30** ± 10	≤ 3
Окисляемость, мг O_2/л	0.6 ± 0.2	1.3 ± 0.2	–
Концентрация хлорид – иона, мкг/л	50 ± 10	100 ± 20	≤ 50
Концентрация железа, мкг/л	50 ± 10	**770** ± 10	≤ 50

Из литературных источников [4] известно, что скорость коррозии алюминия в нейтральных и кислых средах (pH = 5–9) сильно увеличивается в присутствии железа, меди и кремния. Алюминий образует с железом и медью интерметаллические соединения: $FeAl_3$, CuAl, электродные потенциалы, которых положительнее, чем у алюминия. Поэтому они являются эффективным катодами. Следовательно, в контакте с железом коррозионная стойкость алюминия понижается, что и произошло с экспериментальными каналами в баке ТВО.

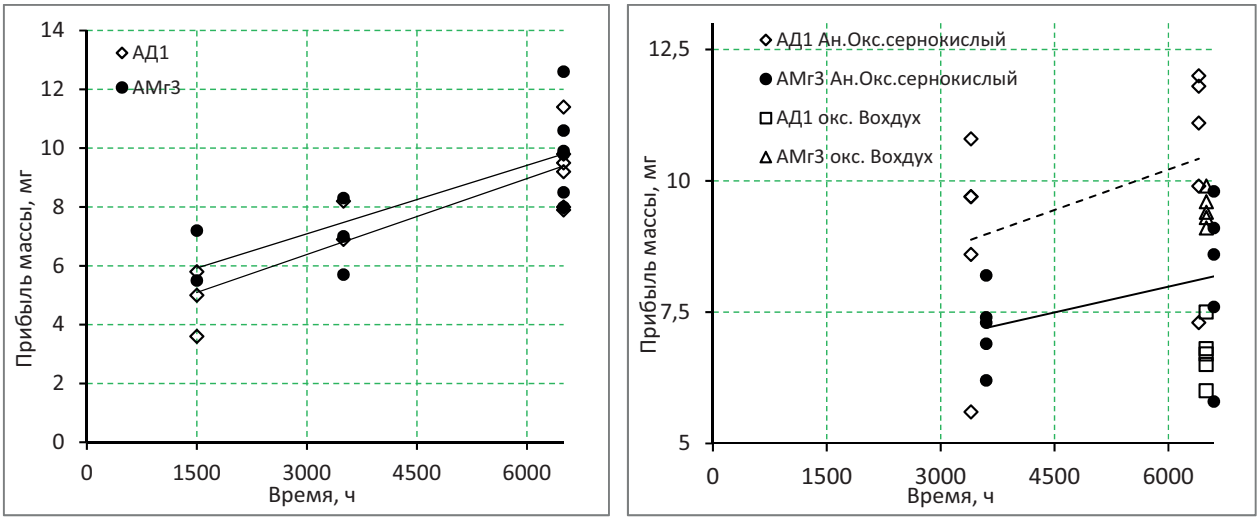
При проведении коррозионных испытаний в БКИ данный механизм не реализовался из-за отсутствия источника ионов железа, о чем говорят результаты анализа тяжелой воды по концентрации железа и алюминия. Их концентрация была на уровне предела обнаружения все время испытаний.

5. Состояние образцов после коррозионных испытаний

Во время проведения и после завершения испытаний проводился осмотр образцов. На промежуточных этапах были извлечены по три образца АМг3 и АД1 без антикоррозионного покрытия. Для всех образцов были выполнены гравиметрические измерения для оценки скоростей общей коррозии в тяжёлой воде (D_2O) при 60 °С. После извлечения и очистки мягкой щеткой на образцах АД1 с питтингами производились измерения глубины питтингов.

Гравиметрические исследования показали, что все образцы из алюминиевых сплавов марок АМг3 и АД1 (кроме одного образца) после испытаний с различной экспозицией показали значимое увеличение массы. Причем, «привесы» образцов с различной подготовкой поверхности (чистая поверхность, газовый окисел, анодный окисел, питтинг) отличались незначительно. В среднем, величина удельного «привеса» для всех образцов находилась в пределах 0.5÷1.0 мг/см^2 и имела затухающий характер. За первые 1500 ч испытаний на образцах без покрытия была высокая скорость «привеса», в последующий период испытаний скорость роста массы уменьшилась, но сохранила положительный тренд.

На рис. 8 приведены результаты «привесов» образцов из сплавов АД1 и сплава АМг3. В первые 3500 ч испытаний «привес» на образцах составил 7–9 мг, а в последующие 3000 ч «привес» увеличился на 2–3 мг.



(1) (2)

Рис.8. Изменение массы образцов сплава АД1 с питтингами и сплава АМг3 с чистой поверхностью – (1), изменение массы образцов сплавов АД1 и АМг3 с оксидированной поверхностью на воздухе и в серной кислоте – (2)

Увеличение веса экспериментальных образцов в ходе любых коррозионных испытаний возможно в трёх основных случаях:

1. Образование на контактирующей с агрессивной средой поверхности, новой фазы в виде слоя продуктов окисления металла (солей, окислов, гидроокисей и т.п.) достаточно пористого для беспрепятственной диффузии ионов и молекул реагентов. Такой слой должен иметь высокую адгезию к поверхности образца и оставаться на ней на всех стадиях эксперимента и подготовки к взвешиванию.
2. Модификация приповерхностного слоя материала экспериментального образца из-за контакта с агрессивной средой. В водных растворах может происходить поглощение водорода в ионной, атомарной или молекулярной форме решёткой металла.

В последующем он может переходить в гидриды или собираться в дефектах структуры, образуя коллекторы с газом.

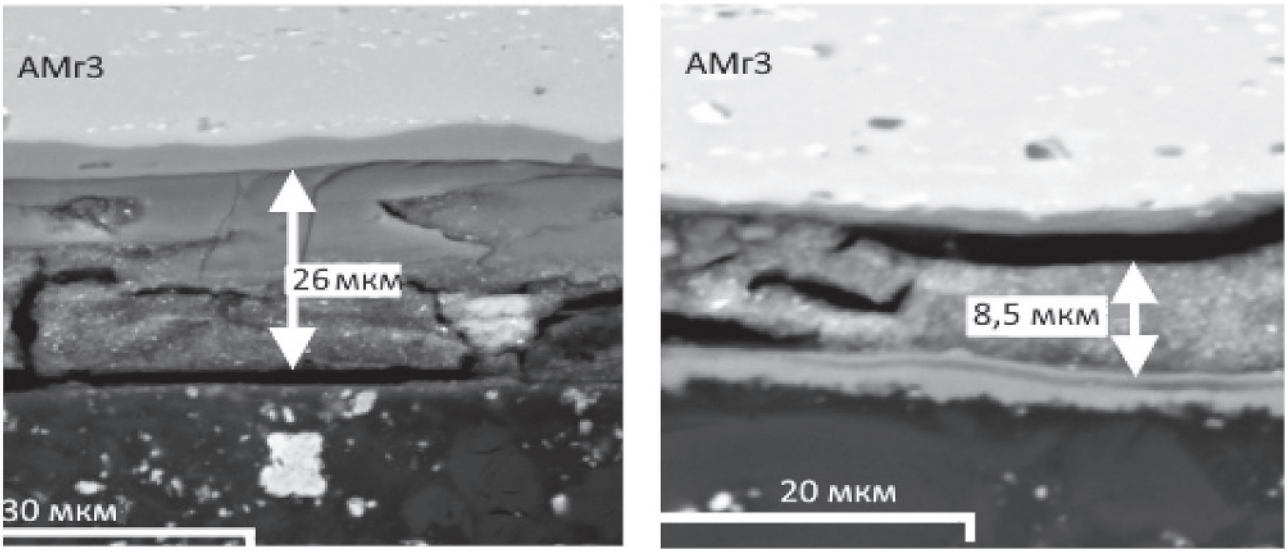
3. Если на поверхности металла присутствует барьерный слой окислов, в водных растворах он может захватывать молекулы воды, формируя кристаллогидраты.

В проведенных испытаниях наличие положительного тренда прибыли массы на образцах может говорить о процессе образования на поверхности гидроокиси алюминия по реакции:

$$Al^{3+} + 3OD^{-} \rightarrow Al(OD)_3$$

Это подтверждается снимками поперечных сечений образцов с растрового электронного микроскопа. На рис. 9а приведено поперечное сечение образца из сплава АМг3 с покрытием Ан.Окс.сернокислый.

Непосредственно к металлу образца примыкает более плотный слой, представляющий анодный окисел. Такой слой отсутствует на образце с зачищенной перед испытанием поверхностью из сплава АМг3 (рис. 9б). При этом на обоих образцах в пограничном со средой слое присутствует пленка толщиной ~ 8–10 мкм, визуально кажущаяся более рыхлой. Практически одинаковый «привес» и сопоставимая толщина пленки говорит о том, что причиной «привеса» является данная пленка гидроксида алюминия.



а) образец с покрытием Ан.Окс.сернокислый б) образец без покрытия

Рис. 9. Фото поперечного сечения образцов на электронном сканирующем микроскопе

По причине «привеса» оценка верхнего предела скорости коррозии проведена косвенным методом. Усреднённая оценка по всем типам образцов выполнена по данным о химическом составе тяжёлой воды на различных этапах испытаний. Исходя из того, что содержание ионов алюминия в растворе не превосходило 20 мкг/л, объём тяжелой воды в БКИ составлял ~ 75 л и общая площадь 56 образцов на момент окончания первого этапа (~ 1500 ч) была приблизительно 840 см^2, имеем скорость общей коррозии ~ 0.04 мкм/год.

Таким образом, в результате проведенных коррозионных испытаний была получена необходимая информация о коррозионной стойкости алюминиевых сплавов и о скорости роста имеющихся питтингов.

Благодаря полученным данным остаточный ресурс работы горизонтальных эксперимен-

тальных каналов ГЭК-2, 3, 8, 9, 10 в условиях эксплуатации бака ТВО реактора ПИК был оценен продолжительностью не менее четырёх лет.

В разделе 3 было показано, что источник загрязнения тяжелой воды на втором этапе КИ был слабее. На втором этапе для подвеса были использованы крючки из кварцевого стекла, которые не загрязняют воду. Следовательно, единственным источником загрязнений могли быть образцы с конверсионным покрытием Ан.Окс. сернокислый.

Схема нанесения конверсионного покрытия в электролите с растворяющим действием приведена на рис. 10. В процессе оксидирования образуется толстая пористая пленка, структура пленки приведена на рис. 11. Ячейка структуры пористого покрытия на алюминии, полученная путем анодного оксидирования представляет собой шестигранник с глухой порой в середине. Эти поры запечатывают различными способами – такой процесс называют уплотнением. В данном эксперименте уплотнение покрытия осуществлялось обработкой образца с конверсионным покрытием в бихромате натрия.

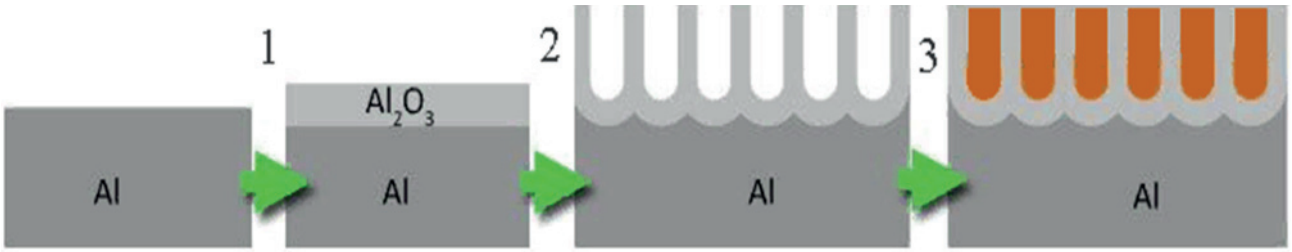


Рис. 10. Схема нанесения конверсионного покрытия:
1 – атмосферная пленка, 2 – образование оксидной пленке в электролите, 3 – уплотнение покрытия

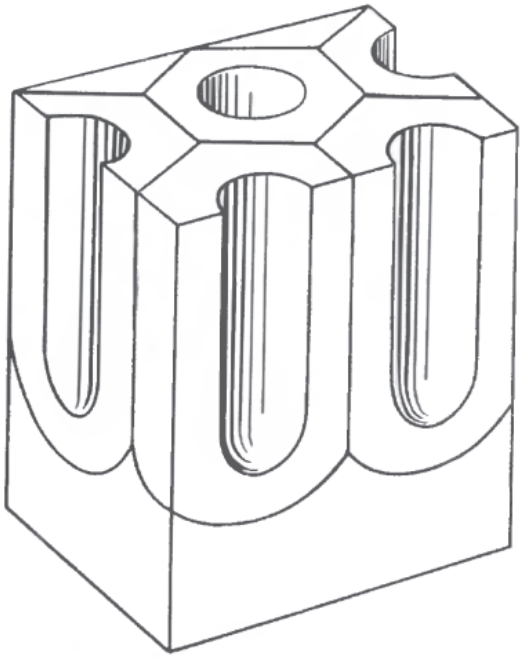


Рис. 11. Структура неуплотнённого покрытия после оксидирования

Вероятно, из-за недостаточно качественного уплотнения антикоррозионное покрытие может загрязнять воду. О чем свидетельствуют рост концентрации сульфатов и снижение насыщенности цвета образцов. Из полученных результатов следует необходимость отработки технологии уплотнения антикоррозионного покрытия после анодного оксидирования.

Окончательный тип и технологию нанесения антикоррозионных покрытий необходимо протестировать путем покрытия образцов в заводских условиях, при которых будет наноситься покрытие на новые экспериментальные каналы, и проведением повторных испытаний, аналогичных данным, в течение шести месяцев.

Заключение

1. Проведены коррозионные испытания образцов алюминиевых сплавов марок АМг3 и АД1 в условиях близких к эксплуатации бака ТВО реактора ПИК, при температуре 60 °С, в течение 6 451 часов, в тяжелой воде.
2. Гравиметрические исследования образцов из алюминиевых сплавов марок АМг3 и АД1, проведённые после коррозионных испытаний, показали, что «привесы» образцов с различной подготовкой поверхности (чистая поверхность, газовый окисел, анодный окисел, питтинг) отличались незначительно.
3. По «привесу» образцов проведена оценка скорости общей коррозии алюминиевых сплавов марок АМг3 и АД1 в условиях эксплуатации близких к условиям в баке ТВО, которая составила ~ 0.04 мкм/год [5].
4. Анализ химического состава тяжёлой воды на промежуточных и на конечном этапах испытаний подтвердил высокую коррозионную стойкость материалов образцов со всеми видами подготовки поверхности. Отсутствие заметных коррозионных повреждений образцов в данных испытаниях связано, по-видимому, с низким содержанием ионов железа в тяжёлой воде.
5. По результатам проведенных коррозионных испытаний образцов алюминиевых сплавов марок АМг3 и АД1 эксплуатация горизонтальных экспериментальных каналов из этих сплавов в баке ТВО реактора ПИК может быть продлена на четыре года.

Литература

1. Уборский В.В., Алексеев И.А. Основные характеристики тяжелой воды. // Новости ФИС. М.: ФГУП «ЦНИИАТОМИНФОРМ». 2006. Специальный выпуск. С. 4–7
2. Опыт эксплуатации тяжеловодного отражателя реактора ПИК в период с 2010 по 2016 гг. / С.Д. Бондаренко, Т.В. Воронина, А.С. Захаров, К.А. Коноплев, Г.И. Переверза, В.Н. Тищенко, Д.Ю. Тугушева // Проблемы и перспективы развития химического и радиохимического контроля в атомной энергетике (Атомэнергоаналитика – 2017): материалы VIII межотраслевой научно-технической конференции. – Сосновый Бор, 2017. – С.199–210.
3. Регламент химического контроля водных теплоносителей и технологических сливов реактора ПИК. инв. № 19РК-047.00 Р. – Гатчина, 2019 – 22 стр.
4. Справочник химика: Т. 21: Химия и химическая технология. – М., 1966. – 295 стр.
5. Заключение о фактической и прогнозируемой глубине коррозионных повреждений на алюминиевых элементах горизонтальных экспериментальных каналов ГЭК-2, ГЭК-3, ГЭК-8, ГЭК-9, ГЭК-10: инв. № 11070 / НИЦ «Курчатовский институт»; ЦНИИ КМ «Прометей». – Б.м., 2018.

УДК:621.039.58 DOI:10.52069/2414-5726_2021_3_25_51

Требования к эффективности фильтра САОЗ, необходимые для обеспечения надежного теплоотвода от активной зоны водо-водяного ядерного реактора при авариях с потерей теплоносителя

И.А. Магола, Л.А. Матюшев, А.Г. Митрюхин, Е.Л. Шамрай, Р.О. Галиев

АО «АТОМЭНЕРГОПРОЕКТ», г. Санкт-Петербург, Россия

Аннотация

В статье рассмотрена проблема обеспечения безопасности АЭС в аварийных режимах в части обеспечения длительного охлаждения реакторной установки при использовании загрязненного в процессе аварии теплоносителя. Приведены требования к конструкции фильтра САОЗ со стороны оборудования систем безопасности, показано, что обоснованные требования со стороны активной зоны в отечественной энергетике отсутствуют.

Проведен сравнительный анализ активных зон реакторных установок U.S. EPR AREVA и ВВЭР-1200 на возможность засорения тепловыделяющих сборок волокнистыми частицами разрушенной теплоизоляции. Проанализирована возможность использования приемочного критерия, предложенного зарубежными коллегами, для оценки эффективности фильтра САОЗ отечественной конструкции.

Ключевые слова: атомная электрическая станция, система аварийного охлаждения активной зоны, спринклерная система, фильтр, дебрис, тепловыделяющая сборка, дистанцирующая решетка

Requirements on ECCS sump screen performance to assure reliable pressurized water reactor core cooling in LOCA cases

I.A. Magola, L.A. Matyushev, A.G. Mitryukhin, E.L. Shamrai, R.O. Galiyev

JSC “ATOMENERGOPROEKT”, Saint Petersburg, Russia

Abstract

The paper addresses the problem of ensuring NPP safety under accident conditions, in particular, the problem of maintaining long-term core cooling by the coolant water that becomes laden with debris after a loss-of-a-coolant accident (LOCA). Requirements to the design of ECCS sump screen in relation to safety system performance are presented. It is shown that Russian nuclear power engineering does not provide well-founded sump screen design criteria with respect to the core coolability requirements.

A comparative analysis between U.S. EPR AREVA and VVER-1200 reactor cores was carried out for the potential to clog fuel assemblies with fibrous insulation debris. The possibility is evaluated of applying acceptance criteria debris limits suggested by foreign experts to the assessment of the Russian-design ECCS screen efficiency.

Key words: nuclear power plant (NPP), emergency core cooling system (ECCS), spray system, ECCS sump screen, debris, fuel assembly, spacer grid.

Введение

Атомные электрические станции (АЭС) потенциально являются источником повышенной опасности. В этой связи значительное место в проекте АЭС уделено системам безопасности, проектируемым в соответствии с принципом глубокоэшелонированной защиты. А для предотвращения возможного распространения радиации предусмотрены четыре физических барьера: топливная матрица, оболочка твэл, ограждение первого контура реакторной установки, контайнмент.

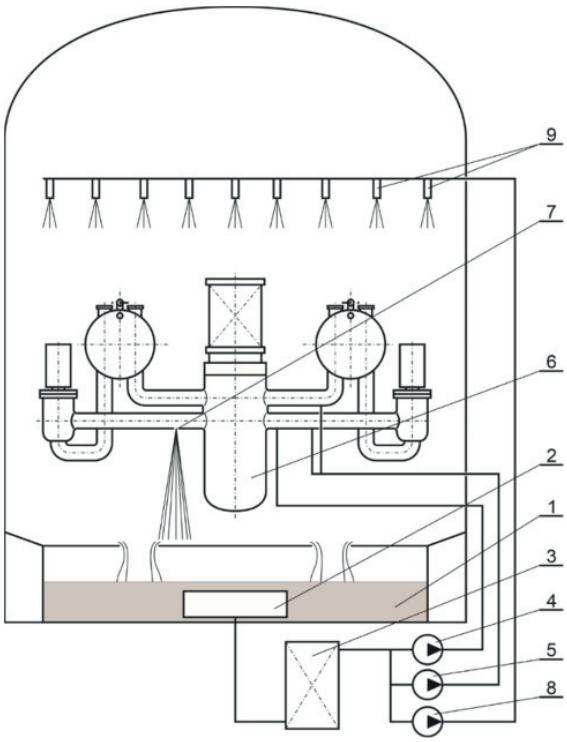
Место и роль фильтра системы аварийного охлаждения активной зоны в обеспечении безопасности

При авариях на АЭС с потерей теплоносителя, т.е. при течах теплоносителя через разрывы первого контура или при разрывах примыкающих к нему трубопроводов в неотсекаемой части, третий барьер перестает выполнять свою функцию. Давление и температура в контейнменте растут вследствие выбросов в него теплоносителя из разрыва первого контура. Для сохранения целостности оставшихся трех барьеров в проектах с водо-водяными реакторами АЭС оснащается системой аварийного охлаждения активной зоны (САОЗ) и спринклерной системой.

САОЗ, обычно состоящая из трех частей: САОЗ высокого давления (САОЗ ВД), САОЗ низкого давления (САОЗ НД) и пассивной части САОЗ (гидроемкости САОЗ) предназначена для подачи раствора борной кислоты (РБК) в реакторную установку (РУ) с целью сохранения целостности твэлов.

Спринклерная система предназначена для снижения температуры и давления парогазовой среды в контейнменте. При авариях с потерей теплоносителя давление и температура в контейнменте растут вследствие выбросов в него теплоносителя из разрыва первого контура.

САОЗ высокого и низкого давления и спринклерная система имеют аварийный запас РБК, который может быть расположен как за пределами контейнмента (проекты с ВВЭР-1000), так и непосредственно в контейнменте (проект АЭС-2006 с ВВЭР-1200). Последний вариант приведен на рис. 1.



1 – бак запаса РБК,

2 – фильтр САОЗ,

3 – теплообменник САОЗ,

4 – насос САОЗ высокого давления,

5 – насос САОЗ низкого давления,

6 – реакторная установка,

7 – место разрыва,

8 – насос спринклерной системы,

9 – форсунки спринклерной системы.

Рис. 1 – Принципиальная схема САОЗ и спринклерной системы

В процессе аварии с потерей теплоносителя первого контура САОЗ и спринклерная система переходят в режим рециркуляции: теплоноситель из разрыва стекает в нижнюю часть контейнмента, где расположены баки-приямки, смешивается с РБК, охлаждается в теплообменнике и насосами САОЗ подается в первый контур, а насосами спринклерной системы – под купол контейнмента. Таким образом, при аварии с потерей теплоносителя возникают два контура циркуляции смеси теплоносителя и РБК:

- **для САОЗ:** бак запаса РБК – фильтр САОЗ – теплообменник САОЗ – насосы САОЗ – реакторная установка (реактор) – разрыв – бак запаса РБК;
- **для спринклерной системы:** бак запаса РБК – фильтр САОЗ – теплообменник САОЗ – спринклерные насосы – спринклерные форсунки – бак запаса РБК.

По мере многократной циркуляции смесь РБК и теплоносителя смывает и несет с собой различный мусор (в дальнейшем в статье используется термин «дебрис»), который можно разделить на две основные группы: латентный и образовавшийся в результате аварии.

Латентный дебрис – это постоянно присутствующий в контейнменте мусор, пыль и т.п. Его количество и состав зависят только от мероприятий по поддержанию чистоты в контейнменте и не зависят от характера аварии.

Характеристики и свойства дебриса, образующегося в результате аварии во многом зависят от места и величины разрыва. Данный вид дебриса образуется вследствие:

- разрушения теплоизоляции на аварийном трубопроводе;
- разрушения теплоизоляции на трубах в зоне воздействия струи из разрыва;
- смываемых струей металлизированных и лакокрасочных покрытий (ЛКП);
- разрушения бетонных строительных конструкций и т.д.

Необходимо также отметить, что свойства механического дебриса, особенно волокна разрушенной теплоизоляции, отличаются от исходного материала, поскольку подверглись высокотемпературному воздействию паром. Кроме того, химический дебрис, особенно соединения цинка и алюминия приводят к увеличению вязкости исходной среды, являясь коагулянтами. Все это свидетельствует о необходимости установки фильтров в баках-приямках, которые должны исключить попадание дебриса в САОЗ и спринклерную систему в количествах, превышающих допустимые пределы.

Требования к проектированию фильтра САОЗ

Требования, которые должны быть выполнены при проектировании фильтра САОЗ, определяются со стороны самого фильтра, систем безопасности и активной зоны реактора и могут быть сформулированы следующим образом:

1. Отсутствие кавитации на фильтрующей поверхности.
2. Отсутствие кавитации насосов САОЗ и спринклерной системы.
3. Размер частиц, проходящих фильтр, не должен превышать 1 мм.
4. Количество частиц, проходящих через фильтр, не должно приводить к такому ухудшению теплообмена в активной зоне, которое может привести к потере второго барьера безопасности (повреждению или разрушению оболочек ТВЭЛ, вызванному блокировкой расхода теплоносителя дебрисом, попадающим в активную зону).

Первые три требования реализуются технологическими, компоновочными и конструкторскими решениями. Что касается выполнения четвертого требования, то необходимо констати-

ровать, что в настоящее время нашей стране вопросу оценки качества теплообмена в активной зоне, обусловленного конструкцией фильтра САОЗ не уделено достаточного внимания, и качественные и количественные показатели для обеспечения данного требования фактически отсутствуют. В то же время за рубежом был проведен большой комплекс работ по исследованию влияния находящегося в теплоносителе дебриса на теплообмен в активной зоне и такие требования к конструкции фильтров определены.

В настоящей статье проводится анализ применимости результатов зарубежных исследований поведения дебриса в активной зоне для отечественных реакторных установок с реакторами типа ВВЭР.

Основные результаты, посвященные проблеме влияния дебриса в теплоносителе на охлаждение реакторной установки, приведены в работе [1]. На основе анализа представленных в [1] результатов, Комиссия по ядерному регулированию США (NRC – Nuclear Regulatory Commission,) сделала следующие основные выводы:

1. Волокно – единственный тип дебриса, попадание которого в активную зону необходимо ограничивать.
2. Определено предельное количество волокна, которое допустимо пропустить через фильтр в активную зону. Оно составляет 15 г на тепловыделяющую сборку (ТВС). При выполнении этого условия не происходит нарушения теплоотвода от активной зоны реактора вследствие уменьшения расхода теплоносителя через ТВС из-за перекрытия проходного сечения в головках или хвостовиках ТВС или на дистанцирующих решетках.
3. Для установок PWR, использующих ТВС компании Westinghouse, предельное количество волокна, которое может достичь активной зоны такое же, как и для установок, использующих ТВС компании AREVA.

В отсутствие сведений, представленных в отечественной литературе, проанализируем, насколько приведенный в [1] критерий для оценки эффективности фильтра САОЗ может быть применим для отечественных установок с ВВЭР-1200. Не останавливаясь подробно на процессе фильтрации и загрязнении фильтра в при многократной циркуляции теплоносителя через него, рассмотрим поведение дебриса, прошедшего через фильтр, в активной зоне реактора.

Фильтрующие элементы фильтра САОЗ для реакторной установки ВВЭР-1200 выполнены в виде цилиндрической щелевой решетки. Размер щели решетки – 1 мм. Через данную щелевую решетку за фильтрующую поверхность могут проникать частицы дебриса, имеющие линейный размер менее 1 мм. Все частицы, прошедшие фильтр (за фильтром), по форме можно разделить на волокна (один из трех размеров частицы намного больше остальных, два остальных размера одного) и сферы (все три размера примерно одного порядка).

Волокна формируются в результате разрушения теплоизоляционных конструкций. Наибольший линейный размер волокон за фильтром – не более 1 мм, диаметр сечения волокна от 3 до 10 мкм. Источником формирования сфер является латентный дебрис, дебрис от разрушения ЛКП, химический дебрис.

Не все частицы дебриса, поступившие в бак приямок, транспортируются к фильтрующим поверхностям и могут проникать через фильтрующую поверхность. Расчёт осаждения частиц в баках-приямках, например, проекта для АЭС-2006, показывает, что до фильтрующих поверхностей могут транспортироваться частицы, имеющие скорость осаждения менее 1 мм/с.

Испытания [2] показали, что латентный дебрис может состоять из частиц глины диаметром 30…40 мкм, которые имеют сферическую форму. Весь дебрис от разрушения ЛКП состо-

ит из сферических частиц с диаметром 10 мкм, которые имеют скорость осаждения 0.028 мм/с. Химический дебрис в основном представлен коллоидными частицами размерами менее 1 мкм. Наибольший линейный размер волокон за фильтром – не более 1 мм, диаметр сечения волокна составляет от 3 до 10 мкм.

Характер дебриса за фильтром представлен на рис. 2. Анализ свидетельствует, что дебрис состоит из сферических частиц диаметром менее 0.1 мм и волокон длиной менее 1 мм и диаметром от 3 до 10 мкм.

Рис. 2 – Дебрис за фильтром

Согласно [3] сферические частицы диаметром более 1/3 ширины фильтрующей щели могут задерживаться в ней. В этом случае над щелью образуются так называемые сводики из частиц дебриса. Формирование сводиков из сферических частиц показано на рис. 3 а. Как видно из рисунка образуется устойчивое образование из частиц, блокирующее фильтрующую щель.

Волокнистые частицы образовывать подобные структуры не могут из-за своей формы и гибкости. Процесс прохождения щели волокнистым дебрисом показан на рис. 3 б.

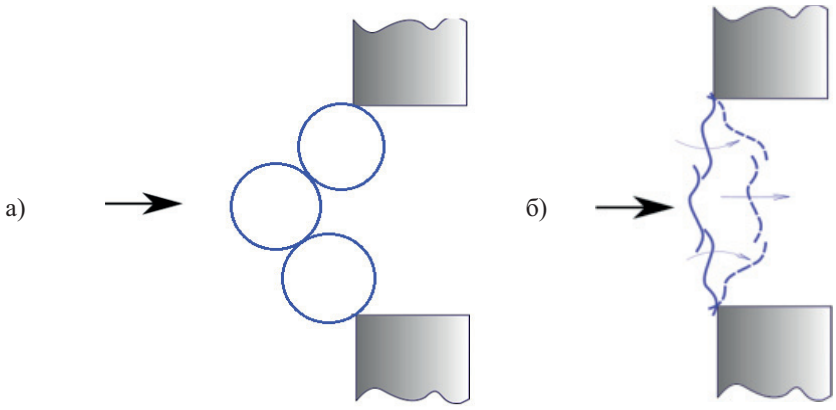
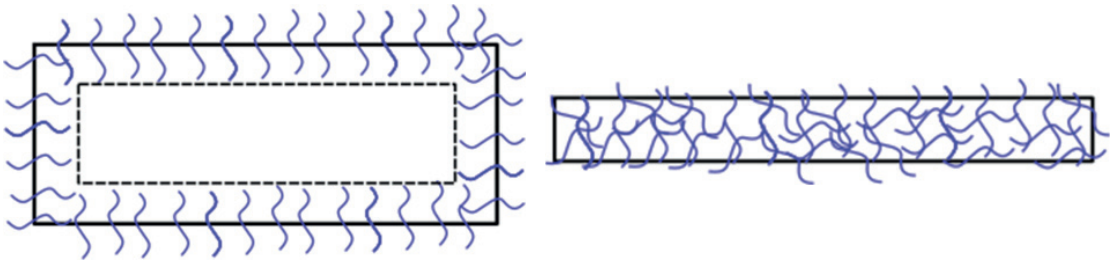


Рис. 3 – Процесс прохождения щели дебрисом:
а – формирование сводиков из сферических частиц, б – прохождение щели волокнистым дебрисом

Если линейный размер волокон меньше размера щели, волокна могут задерживаться только на перемычках щели при условии, что большая часть волокна опирается на перемычку щели, как показано на рис. 4 а. Если размер щели меньше линейного размера волокна, она заполняется волокном, затем в волокне начинают задерживаться мелкие сферические частицы. Щель блокируется дебрисом, как показано на рис. 4 б.



а) б)

Рис. 4. Задержка дебриса на щели:

а – линейный размер волокон меньше размера щели, б – линейный размер волокон больше размера щели

Анализ возможности задержки дебриса и блокировки проходного сечения в отечественных и зарубежных ТВС

Сравним ТВС U.S. EPR AREVA и ВВЭР-1200 с целью определения возможности задержки дебриса на дистанцирующих решетках и в головках, и хвостовиках. Параметры конструкции активной зоны и тепловыделяющих сборок приведены в табл. 1.

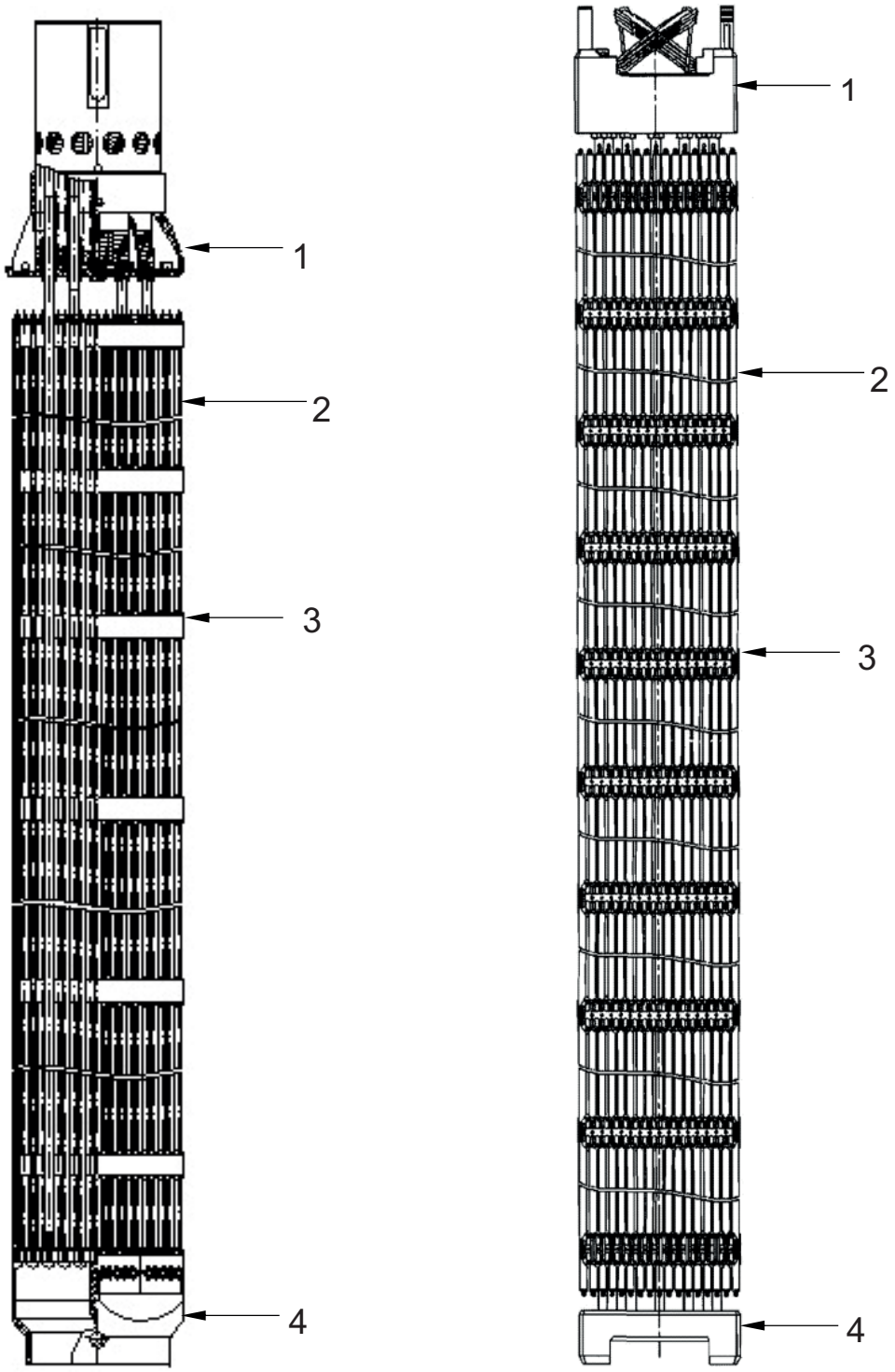
Таблица 1

Сравнение характеристик активной зоны U.S. EPR AREVA и ВВЭР-1200

Параметр	U.S. EPR AREVA	ВВЭР-1200
Количество ТВС в активной зоне, шт.	214	163
Схема расположения стержней в ТВС	Квадратная	Треугольная
Количество стержней в ТВС (всех типов), шт.	289 (17×17)	331
Расстояние между осями стержней, мм	12.6	12.75
Диаметр стержня, мм	9.5	9.1
Габаритные размеры ТВС, мм	214×214 квадрат	268×234 шестиугольник
Живое (нормальное) сечение активной зоны, м²	5.91 (63.6 ft²)	4.15
Общая длина стержней в ТВС, мм	4550	3857
Количество дистанцирующих решеток	10	13

Конструкция ТВС ВВЭР-1200 и U.S. EPR AREVA приведены на рис. 5 а и рис. 5 б соответственно. Конструкции дистанцирующих решеток ТВС U.S. EPR AREVA и ВВЭР-1200 приведены на рис. 6 и 8 соответственно. Сведения о ТВС U.S. EPR AREVA приведены в соответствии с [4], о ТВС ВВЭР-1200 – в соответствии с [5, 6].

На рис. 6 и 8 приведены также основные размеры проходных отверстий дистанцирующих решеток.



а) б)

Рис. 5. Общий вид ТВС
(1 – головка ТВС, 2 – твэл, 3 – дистанцирующая решетка, 4 – хвостовик ТВС):

а – ВВЭР-1200, решеток дистанцирующих – 13;

б – U.S. EPR AREVA, решеток дистанцирующих – 10

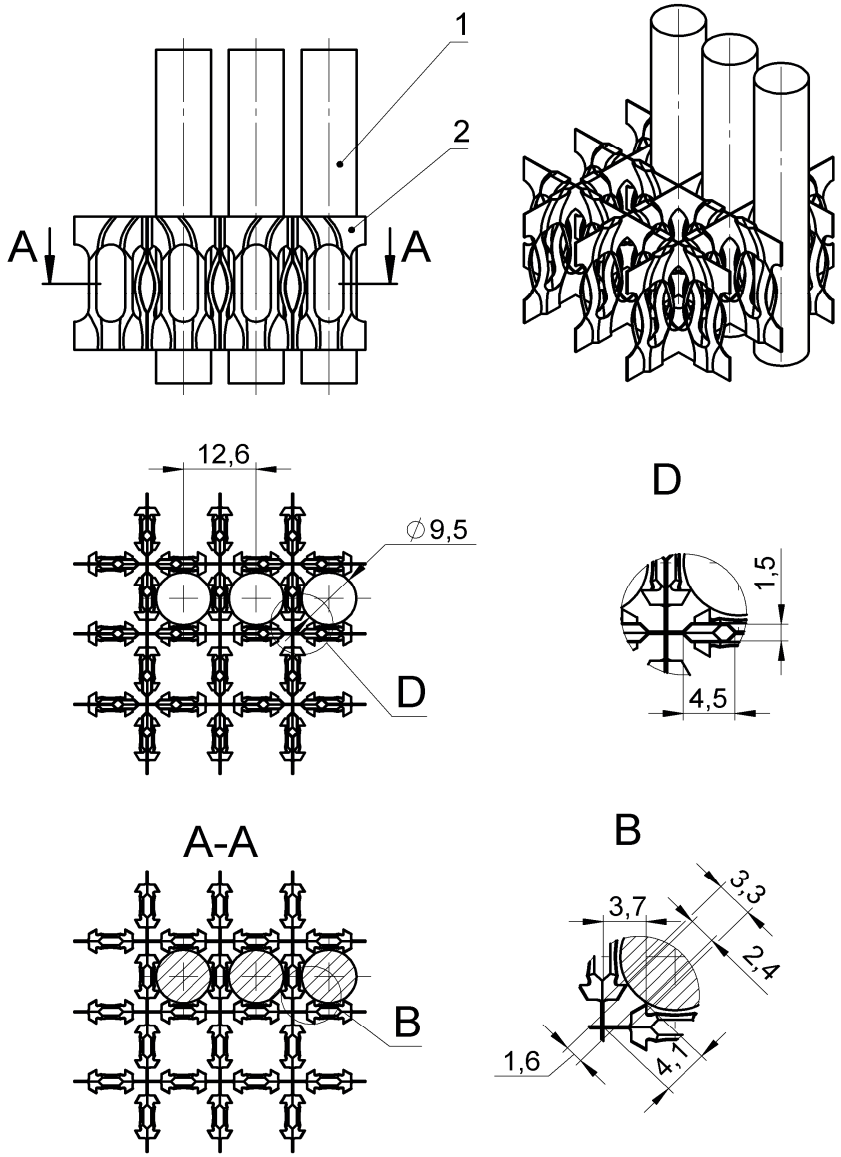


Рис. 6. Дистанцирующая решетка (фрагмент) U.S. EPR AREVA
и размеры проходных отверстий решетки (1 – твэл, 2 – дистанцирующая решетка)

Наиболее вероятны следующие варианты задержки волокнистой частицы дебриса в отверстии:

- частица касается стенок отверстия в двух крайних точках;
- частица касается стенки отверстия в одной точке и ранее задержанной частицы;
- частица касается ранее задержанных частиц в двух крайних точках;
- более половины длины волокнистой частицы касается стенки отверстия, остальная часть частицы находится в отверстии.

Результат взаимодействия волокнистых частиц и проходных отверстий дистанцирующей решетки U.S. EPR AREVA приведен на рис. 7. Масштаб размеров отверстий и волокнистых частиц выдержан одинаковым, длина волокна соответствует характерному размеру сетки фильтра, которая показана в левой части рисунка (сведения о параметрах фильтра САОЗ U.S. EPR AREVA

приведены в работе [7]). Анализ блокировки сечения волокном выполнен с учётом геометрии поверхностей, ограничивающих решетку (стенки поперечные потоку обозначены малиновым цветом, вертикальные – зеленым). Можно считать, что вертикальная стенка не задерживает частицу.

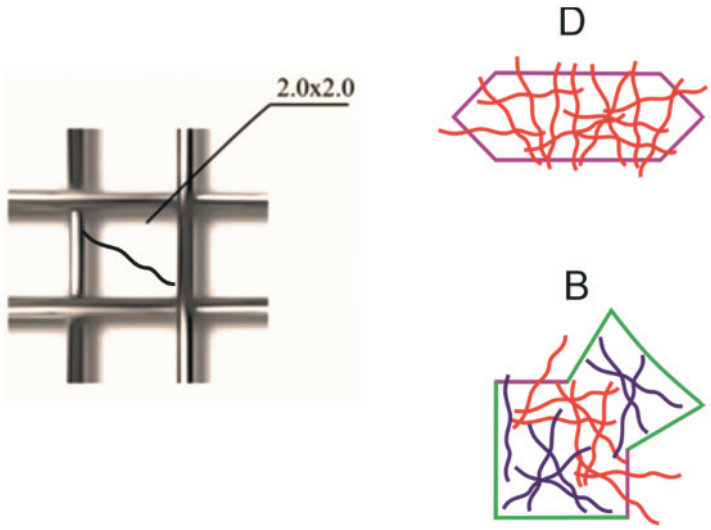


Рис. 7. Результат взаимодействия волокнистых частиц и проходных отверстий дистанцирующей решетки U.S. EPR AREVA (B, D – в соответствии с рис. 6)

Как видно из рис. 7 волокнистый дебрис задерживается в проходных отверстиях дистанцирующей решетки U.S. EPR AREVA и может в значительной степени (до 75 %) перекрывать их сечение. Тем ни менее авторы [1], с учётом возможной неопределенности, консервативно приняли, что весь волокнистый дебрис, попавший в ТВС U.S. EPR AREVA, будет задержан на дистанцирующих решетках. Для этого случая определена толщина слоя волокнистого дебриса на дистанцирующих решетках при условии поступления в ТВС его допустимой массы 15 г в соответствии с нормативом, приведенным в [1]. Исходные данные и результаты расчёта приведены в табл. 2.

Таблица 2

Расчёт толщины слоя волокнистого дебриса, задерживающегося на дистанцирующих решетках ТВС U.S. EPR AREVA

Параметр	Значение
Допустимая масса волокнистого дебриса на ТВС, кг	0.015
Плотность волокна в составе теплоизоляции, кг/м^3	38
Допустимый объём волокнистого дебриса на ТВС, м^3	0.000395
Диаметр стержней всех типов в ТВС, мм	9.5
Количество стержней в ТВС (всех типов), шт.	289
Общая площадь ТВС по внешнему контуру, м^2	0.0458
Живое сечение дистанцирующей решетки, м^2	0.0253
Количество дистанцирующих решеток, шт.	10
Общее живое сечение дистанцирующих решеток, м^2	0.253
Толщина слоя волокнистого дебриса, м	0.00159
Толщина слоя волокнистого дебриса, дюйм	0.00629 = 1/16

Расчёт показывает, что предельная масса волокнистого дебриса на одну ТВС соответствует такому количеству дебриса, который полностью задерживается в ТВС и приводит к образованию на всех дистанцирующих решетках слоя равного 1/16 дюйма (1.59 мм).

Согласно сведениям из [8], через слой волокна толщиной 1/16 дюйма (1.59 мм) прочие составляющие дебриса могут длительно проходить, не вызывая накопления в слое волокнистого дебриса и роста перепада давления на слое дебриса. При увеличении толщины слоя волокнистого дебриса до 1/8 дюйма (3.18 мм) и далее прочие составляющие дебриса (ЛКП, сферические и волокнистые частицы малого размера, коллоидные частицы) начинают интенсивно задерживаться и накапливаться в слое. При этом происходит резкий рост перепада давления на слое дебриса, формирующегося на проходных отверстиях [8].

Ниже рассмотрен процесс засорения ТВС для ВВЭР-1200. На рис. 8 приведены размеры проходных отверстий дистанцирующей решетки ТВС ВВЭР-1200.

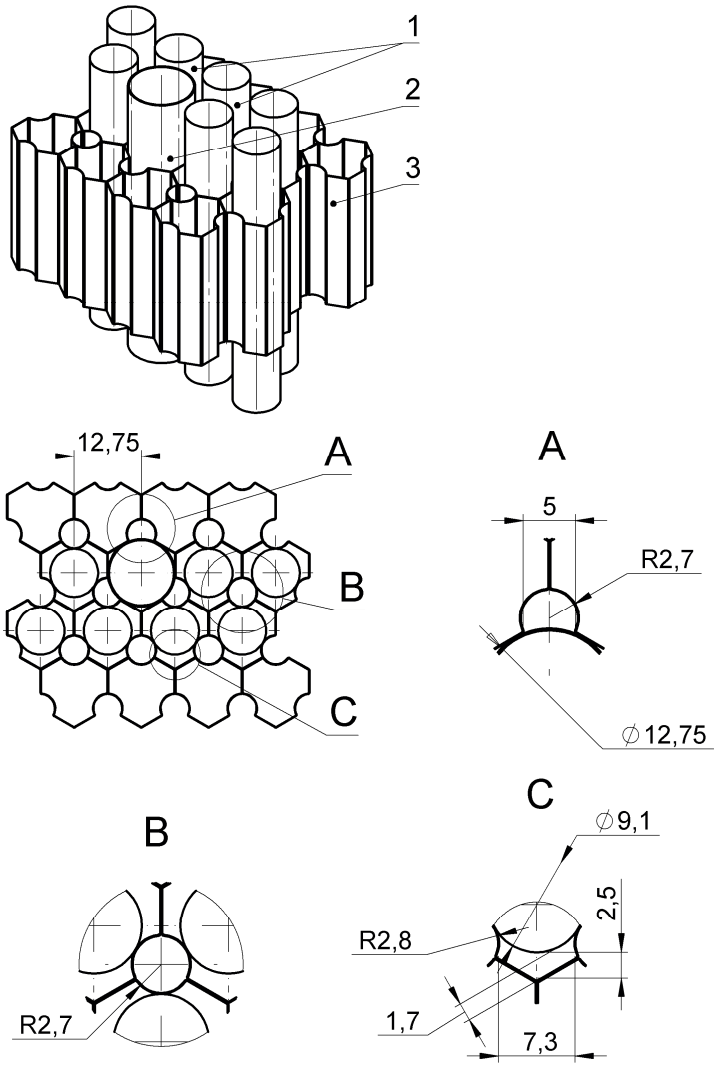


Рис. 8. Дистанцирующая решетка (фрагмент) ВВЭР-1200 и размеры проходных отверстий дистанцирующей решетки: 1 – твэл, 2 – канал пэл, 3 – дистанцирующая решетка

На рис. 9 приведен результат взаимодействия волокнистых частиц и проходных отверстий дистанцирующей решетки ВВЭР-1200. В левой части рис. 9 также показан фрагмент щелевой решетки фильтра САОЗ, для сравнения все изображения имеют одинаковый масштаб.

Аналогичный анализ был проведен авторами для головок и хвостовиков ТВС а также для перфорации опор ТВС ВВЭР-1200.

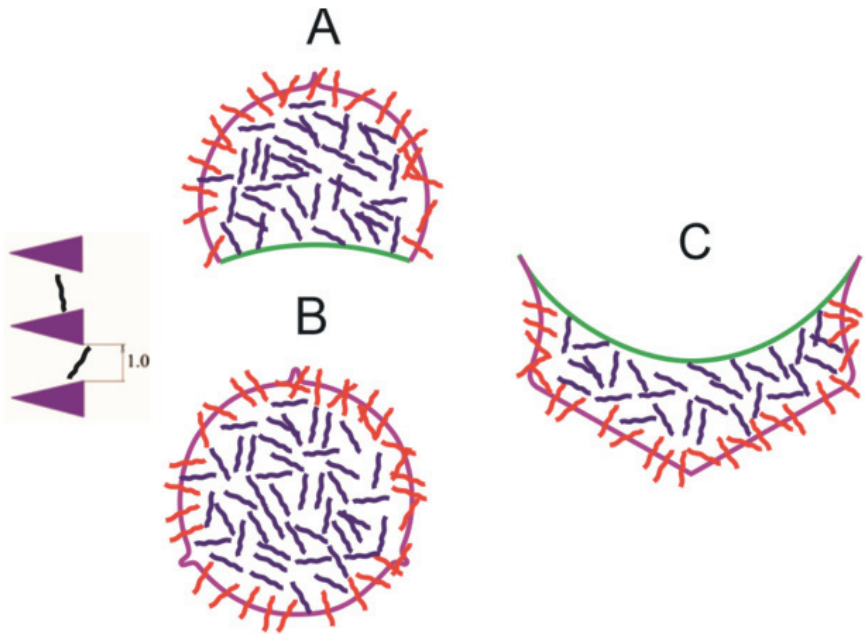


Рис. 9. Результат взаимодействия волокнистых частиц и проходных отверстий дистанцирующей решетки ВВЭР-1200 (A, B, C – в соответствии с рис. 8)

Из анализа рис. 8 и 9, следует, что при применении в фильтре САОЗ фильтрующих модулей с размером щели 1 мм на отверстиях дистанцирующих решеток ТВС ВВЭР-1200 (а также головок и хвостовиков) невозможно образование сплошного слоя волокнистого дебриса.

Также можно считать, что не менее 50 % площади проходных отверстий не могут задержать волокнистый дебрис, что позволяет прочим составляющим дебриса беспрепятственно проходит через ТВС.

Заключение

1. Критерий, предложенный зарубежными коллегами для оценки эффективности фильтра САОЗ (15 г/ТВС), может быть использован в качестве приемочного для отечественной конструкции фильтра. Однако, представленные выше результаты свидетельствуют, что он слишком консервативен в применении к отечественным ТВС. Использование этого критерия приведет к неоправданному увеличению фильтрующей поверхности, а значит к увеличению металлоемкости, нагрузок на строительные конструкции и, в конечном итоге, стоимости.

2. Обоснование требования к фильтру САОЗ в части обеспечения надежного охлаждения активной зоны в аварийных режимах с течами первого контура представляет собой серьезную научно-техническую проблему, которая требует скорейшего решения. Для её решения необходим отраслевой НИОКР с привлечением организаций Научного руководителя, Главного конструктора, Генерального проектировщика АЭС, разработчика ТВС и ряда других отраслевых институтов, обладающих достаточной экспериментальной базой.

Литература

1. Topical Report Wcap-16793-Np, Revision 2 “Evaluation Of Long-Term Cooling Considering Particulate, Fibrous And Chemical Debris In The Recirculating Fluid”.
2. Гидравлические исследования на горячем теплоносителе фильтров баков-приямков АЭС / П.А. Арсеньев, Б.Н. Погребняк, В.Б. Штильман, В.О. Кухтевич, Е.Л. Шамрай, Л.А. Матюшев // Известия ВНИИГ им. Б.Е. Веденеева. − 2020. − Т. 298. − С. 59−69.
3. *Abrams A.* Mud design to minimize rock impairment due to particle invasion // J. Petr. Techn. – 1977. − Vol. 29, N 5. − P. 586−592.
4. U.S. Epr Final Safety Analysis Report, Chapter 4-Reactor.
5. Требования к конструкционным, делящимся и поглощающим материалам реакторов ВВЭР нового поколения / В.Я. Беркович, В.А. Мохов, И.Н. Васильченко, В.М. Комолов, С.А. Кушманов, В.М. Махин, В.И. Цофин // Новые материалы для инновационного развития атомной энергетики: научная конференция. Россия, Димитровград, март 2014 г. − С. 18.
6. *Рыжов С.Б.* Конструкция активных зон новых ВВЭР и опыт эксплуатации ближайших прототипов / С.Б. Рыжов, В.А. Мохов, И.Н. Васильченко // ОАО ОКБ «ГИДРОПРЕСС», г. Подольск, Россия.
7. U.S. EPR™ Design Features to Address GSI-191: Technical Report; ANP-10293.
8. Topical Report NEI 04-07. Pressurized Water Reactor Sump Performance Evaluation Methodology: Revision 0, December 2004, Volume 1 and 2, by the Nuclear Energy Institute.

УДК 544.344.4+621.039.586 DOI:10.52069/2414-5726_2021_3_25_63

Экспериментальное определение точки пространственной инверсии сосуществующих фаз расплава в системе U-Zr-Fe-O

В.Б. Хабенский[1], В.И. Альмяшев[1, 2, 3], Е.Б. Шуваева[1], Е.В. Крушинов[1], С.А. Витоль[1], А.А. Сулацкий[1], С.Ю. Котова[1], В.В. Гусаров[4]

[1]ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова», г. Сосновый Бор Ленинградской обл., Россия

[2]ФГАОУ ВО «Санкт-Петербургский государственный электротехнический университет им. В.И. Ульянова (Ленина) «ЛЭТИ», Санкт-Петербург, Россия

[3]ФГБУН «Институт химии силикатов им. И.В. Гребенщикова РАН», Санкт-Петербург, Россия

[4]Физико-технический институт им. А.Ф. Иоффе РАН, Санкт-Петербург, Россия

Аннотация

В работе исследована стадия тяжелой аварии, связанная с формированием ванны расплава и изменением пространственного расположения двух несмешивающихся жидких фаз (металлической и оксидной) в базовой для тяжелой аварии на АЭС системе U-Zr-Fe-O. В эксперименте исходным состоянием являлась двухжидкостная оксидно-металлическая субокисленная ванна расплава кориума с нижним положением тяжелой металлической жидкости и соотношением U/Zr, характерным для условий аварии на АЭС Фукусима-Дайичи. В процессе эксперимента в системе U-Zr-Fe-O последовательно малыми порциями увеличивалась массовая доля Fe и определялась точка пространственной инверсии металлической и оксидной жидкости, при которой металлическая жидкость занимала устойчивое верхнее положение в ванне расплава. В эксперименте также были проведены измерения температуры монотектики при изменении содержания Fe в расплаве, определялся состав проб расплава и продуктов плавки. Полученные экспериментальные результаты могут быть использованы для расширения и уточнения баз данных, используемых для термодинамического моделирования фазовых равновесий в многокомпонентных системах расплава кориума на различных стадиях тяжелой аварии на АЭС с водо-водяными реакторами.

Ключевые слова: уран, цирконий, железо, кислород, фазовые равновесия, жидкофазное расслаивание, пространственная инверсия жидких фаз, индукционная плавка в холодном тигле (ИПХТ), тяжелые аварии.

Experimental determination of spatial inversion point of coexisting molten phases in the U-Zr-Fe-O system

V.B. Khabensky[1], V.I. Almjashev[1, 2, 3], E.B. Shuvaeva[1], E.V. Krushinov[1], S.A. Vitol[1], A.A. Sulatsky[1], S.Yu. Kotova[1], V.V. Gusarov[4]

[1]FSUE “Alexandrov NITI”, Sosnovy Bor, Leningrad region, Russia

[2]Saint Petersburg Electrotechnical University “LETI”, Saint Petersburg, Russia

[3]I.V. Grebenshchikov Institute of Silicate Chemistry of RAS, Saint Petersburg, Russia

[4]Ioffe Institute, Saint Petersburg, Russia

Abstract

The work studies the stage of a severe accident associated with the formation of a molten pool and a change in the spatial arrangement of two immiscible liquid phases (metallic and oxidic) in the U-Zr-Fe-O system, which is the base system for a severe accident at a nuclear power plant. In the experiment, the initial state was a two-liquid oxidic-metallic suboxidized molten pool of corium with a bottom position of a heavy metallic liquid and a U/Zr ratio typical of the accident conditions at the Fukushima-Daiichi NPP. In the course of the experiment, in the U-Zr-Fe-O system, the mass fraction of Fe was successively increased in small portions, and the point of spatial inversion of the metallic and oxidic liquid was determined, at which the metallic liquid occupied a stable upper position in the molten pool. In the experiment, the monotectic temperature was also measured with a change in the Fe content in the melt, and the composition of the melt samples and melt products was determined. The obtained experimental results can be used to expand and refine the databases used for thermodynamic modeling of phase equilibria in multicomponent systems of molten corium at various stages of a severe accident at NPPs with pressurized and boiling water reactors.

Key words: uranium, zirconium, iron, oxygen, phase equilibria, miscibility gap, spatial inversion of liquid phases, induction melting in the cold crucible (IMCC), severe accidents.

Введение

Работа выполнена в рамках международного проекта Агентства по ядерной энергии Организации экономического сотрудничества и развития (АЯЭ/ОЭСР) TCOFF (Термодинамическое описание топливных осколков и продуктов деления на основе анализа сценария развития тяжелой аварии на АЭС Фукусима-Дайичи, Thermodynamic Characterization Of Fuel debris and Fission products based on scenario analysis of severe accident progression at the Fukushima Daiichi nuclear power station) и направлена на расширение баз данных, применяемых для термодинамического моделирования фазовых равновесий в многокомпонентных системах на разных стадиях тяжелой аварии, в частности, на аварии, произошедшей на АЭС Фукусима-Дайичи.

Проект TCOFF был инициирован Японской стороной и в нем приняли участие 20 организаций из 10 стран мира, развивающих атомную энергетику [1]. В проекте TCOFF был запланирован конкурс международных заявок, позволивший реализовать серию экспериментов в системе U-Zr-Fe-O. Система U-Zr-Fe-O является базовой для активной зоны водо-водяных энергетических ядерных установок, использующих твэлы на основе диоксидуранового керамического топлива в циркониевых оболочках и основной компонент материала корпуса реактора и внутрикорпусных конструкций – железо.

При тяжелой аварии с плавлением активной зоны, внутренней стенки корпуса реактора и внутрикорпусных конструкций на днище корпуса реактора из расплавленных компонентов указанной системы происходит постепенное образование оксидно-металлической субокисленной ванны расплава кориума, которая, в зависимости от сценария тяжелой аварии, уровня остаточного энерговыделения, массового соотношения компонентов системы, физико-химических процессов, протекающих в расплаве, может в процессе формирования иметь различную структуру: двухжидкостная с нижним расположением металлической жидкости, двухжидкостная с верхним расположением металлической жидкости и трехжидкостная, имеющая структуру снизу вверх: тяжелый металл – оксиды – легкий металл с оксидной коркой между оксидами и легким металлом [2–15].

Для локализации расплава кориума при тяжелой аварии в АЭС с легководным реактором наиболее эффективным способом является удержание расплава в корпусе реактора при наружном охлаждении его водой (IVR). При этом основным условием для сохранения целостности корпуса является отсутствие кризиса теплообмена на его наружной охлаждаемой поверхности [2, 3, 7, 8, 11, 12].

Наиболее опасным местом, с точки зрения возникновения кризиса теплообмена, является зона контакта внутренней поверхности корпуса с расположенным на поверхности ванны тонким слоем металлической жидкости, в которой фокусируется тепловой поток, передаваемый от оксидной жидкости к металлической [2, 3, 7, 8, 11, 12, 16, 17]. Величина подводимого от металлического слоя расплава к корпусу реактора теплового потока при прочих равных условиях непосредственно зависит от температуры металлического расплава, теплофизических свойств и толщины металлического слоя, которые, в свою очередь, зависят от сценария тяжелой аварии, уровня остаточного энерговыделения, физико-химических процессов, протекающих в расплаве, термодинамических характеристик системы и трансформации структуры ванны в процессе её формирования.

Рассмотрим влияние трансформации структуры оксидно-металлической ванны расплава в процессе ее формирования на фокусирующий тепловой поток от металлического расплава к стенке корпуса реактора для повышения надежности обоснования внутрикорпусного удержания расплава.

В исследованиях, выполненных по программе АЯЭ/ОЭСР MASCA, в частности, было экспериментально установлено, что распределение компонентов в системе, образованной расплавом субокисленного кориума (UO_2 + ZrO_2 + Zr + нержавеющая сталь) в инертной атмосфере без поверхностной оксидной корки, приводит к образованию двухслойной оксидно-металлической ванны, причем в состав металлической жидкости наряду с компонентами нержавеющей стали входят U, Zr и небольшое количество кислорода [4, 18]. В зависимости от состава системы в металлическую жидкость может переходить больше или меньше U, что приводит к большей или меньшей плотности металлической жидкости, по сравнению с оксидной. А металлическая жидкость может занимать, соответственно, нижнее или верхнее положение в ванне расплава.

Для определения влияния характерных параметров на изменение структуры ванны расплава в процессе ее формирования и оценки возможного негативного воздействия на фокусирующий эффект поверхностного слоя металлической жидкости и внутрикорпусное удержание были выполнены экспериментальные и расчетные исследования [2–4, 7, 8, 11, 12, 16–18]. Перечислим основные полученные в приведенных работах результаты.

Прежде всего отметим, что доля U, Zr и небольшое количество кислорода, перешедшие из оксидного расплава в металлический, определяется, в основном, двумя параметрами: степенью окисленности оксидного расплава, которая зависит от доли свободного Zr и соотношением долей металлической и оксидной жидкостей при заданной степени окисленности. Чем больше степень окисленности оксидного расплава, тем большая доля U и Zr содержится в металлическом расплаве при одинаковом соотношении оксидной и металлической фаз расплава. При одинаковой степени окисленности, чем меньше доля металлической жидкости по сравнению с оксидной, тем большая доля U и Zr содержится в металлической жидкости.

Переход U и Zr в металлический расплав повышает его плотность и, в зависимости от соотношения с плотностью оксидного расплава, определяет нижнее или верхнее положение металлической жидкости в ванне расплава. В процессе переходного режима формирования ванны расплава на днище корпуса реактора возможна ситуация, когда при поступлении в оксидную ванну первой порции стали происходит ее взаимодействие с оксидным расплавом с образованием «тяжелой» металлической жидкости на дне ванны. При последующем поступлении стали в расплав суммарная плотность, находящейся на дне «тяжелой» жидкости уменьшается до момента, когда плотность металлической фазы расплава становится меньше плотности оксидной и металлический расплав всплывает на поверхность ванны. Таким образом, пространственная инверсия металлического и оксидного слоев происходит при температуре металлической и

оксидной фаз расплава выше температуры монотектики системы и доле металлической жидкости, при которой обеспечивается плотность меньшая, чем плотность оксидной фазы расплава при заданной степени окисленности. Всплытие металлической фазы расплава на поверхность ванны в результате инверсии приводит к усилению фокусирующего эффекта в результате двух причин: высокая температура металлического расплава равная температуре оксидов, малая толщина металлического расплава. Эти два фактора увеличивают фокусирующий тепловой поток от металлического расплава к внутренней стенке корпуса реактора [2, 3, 7, 8, 11, 12, 16, 17]. Фокусирующий эффект может усиливаться, если после всплытия металлического слоя расплава на поверхность в объем над расплавом поступает окислитель в виде паровоздушной смеси или воды. Экзотермическая реакция окисления содержащихся в металлической фазе восстановителей (Zr, U, Fe) приводит к дополнительному энерговыделению, особенно заметному при отсутствии оксидной корки на поверхности расплава [10, 12, 18–22].

Рассмотренные ситуации характерны для условий, когда температура поверхности расплава превышает температуру монотектики, и на поверхности расплава отсутствует оксидная корка.

Возможна ситуация при формировании ванны расплава на днище корпуса реактора, когда только часть стали поступающей в оксидный субокисленный расплав образует «тяжелую» металлическую жидкость на дне ванны, а на поверхности оксидного расплава температура меньше монотектики и образуется оксидная корка. В этом случае на оксидной корке остальная часть расплава металла образует поверхностный слой «легкой» жидкости и ванна расплава имеет трехслойную оксидно-металлическую структуру: «тяжелый» металл – оксиды – «легкий» металл. Толщина «легкого» металла увеличивается по мере поступления стали на оксидную корку до величины, определяемой разностью между общей массой стали и массой, идущей на образование «легкого» металла. Фокусирующий эффект в области «легкого» металла ограничен в результате снижения теплового потока от оксидного расплава к «легкому» металлу из-за оксидной корки между ними [2, 3, 7, 8, 11, 12, 16, 17].

Как показано в [3, 23], такая трехжидкостная структура не является устойчивой длительное время. Оксидная корка является проницаемой [3, 17, 23]. Из-за разности температур между оксидно-металлической двухжидкостной ванны расплава с одной стороны и «легким» металлическим жидким слоем с другой, трехслойная система находится не только в термически, но и химически неравновесных условиях. Это определяет перераспределение компонентов в системе, стремящейся к химическому равновесию, при которой часть «легкой» металлической жидкости переходит в оксидно-металлическую ванну, а компоненты из оксидно-металлического расплава в «легкую» металлическую жидкость. Кинетика этого процесса лимитируется массопереносом через оксидную корку.

Расплав «легкого» металла, проходя через оксидную корку, насыщается U и Zr, тонет и соединяется с «тяжелой» металлической жидкостью оксидно-металлической ванны расплава. С течением времени при достижении доли стали в «тяжелой» металлической жидкости, обеспечивающей меньшую плотность металлической фазы расплава по сравнению с плотностью оксидной фазы, происходит пространственная инверсия металлической и оксидной фаз расплава.

Всплывающая под верхнюю корку металлическая фаза расплава имеет высокую температуру, близкую по температуре к оксидной фазе, и небольшую толщину, что приводит к увеличению фокусирующего теплового потока в стенку корпуса реактора. В образовавшейся структуре ванны остается неопределенность в состоянии оксидной корки между верхним и нижним слоем расплава металла на поверхности ванны. Если корка сохраняется, то фокусирующий эффект усиливается из-за увеличения теплового потока, отводимого от нижнего горячего металлического слоя в верхний слой через оксидную корку с большим термическим сопротивлением.

Учитывая существенное влияние на фокусирующий эффект, изменение структуры ванны расплава, связанное с пространственной инверсией металлической и оксидной фаз расплава и температуры монотектики, требуется экспериментальное надежное определение параметров, необходимых для разработки расчетных моделей и обоснования внутрикорпусного удержания расплава активной зоны ядерных реакторов водо-водяного типа, чему и посвящено данное исследование.

Экспериментальные исследования

Исследования выполняли на установке «Расплав-3» комплекса экспериментальных установок «Расплав» в ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова» [24], созданном с использованием технологии индукционной плавки в холодном тигле (ИПХТ) [25, 26]. Схема установки представлена на рис. 1.

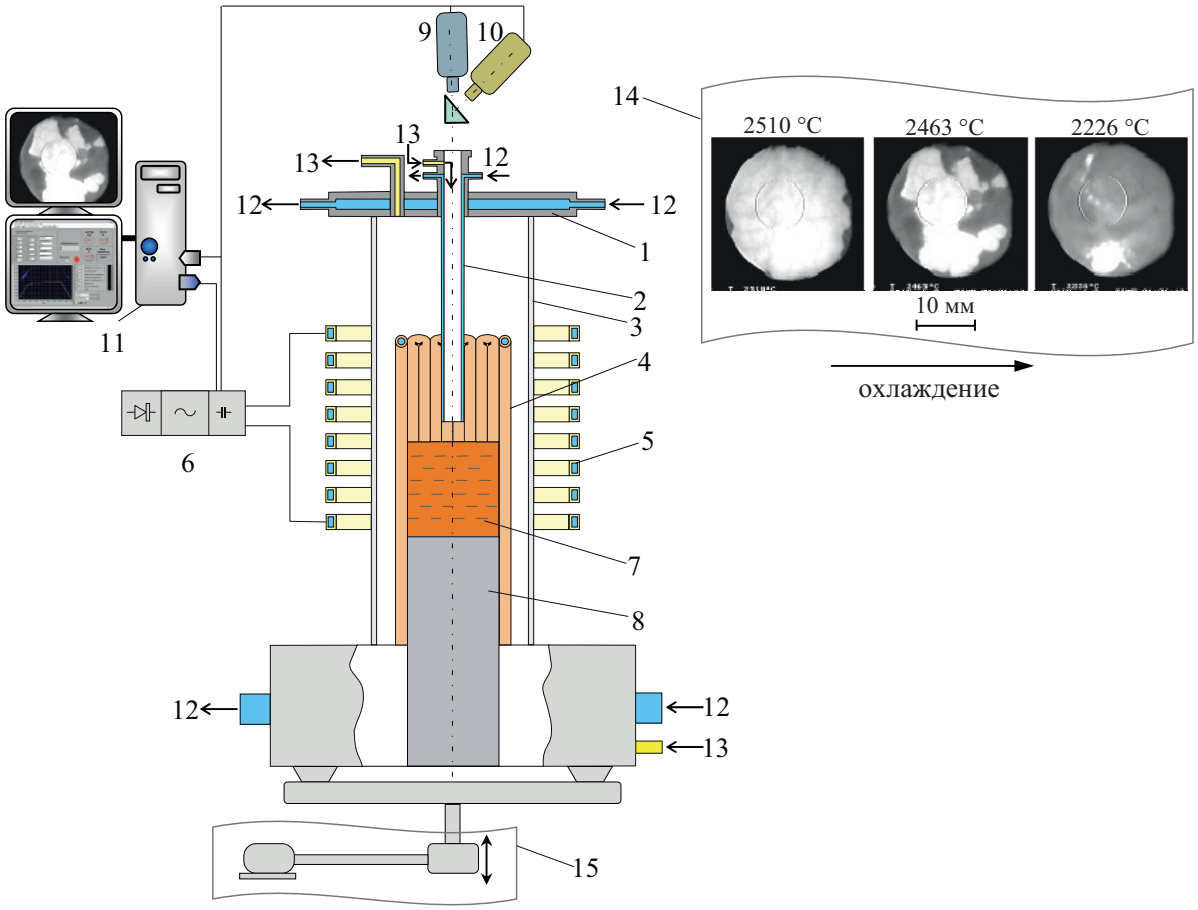


Рис. 1. Схема установки «Расплав-3»:

1 – водоохлаждаемая крышка, 2 – шахта наблюдения за поверхностью расплава, 3 – кварцевая обечайка, 4 – «холодный» тигель, 5 – индуктор, 6 – высокочастотный генератор, 7 – расплав, 8 – металлическое дно, 9 – пирометр спектрального отношения RAYTEK MR1-SC, 10 – видеокамера, 11 – система управления и записи наблюдений, 12 – вход и выход охлаждающей воды, 13 – вход и выход газа, 14 – вид поверхности расплава и образование твердой фазы в процессе охлаждения, 15 – устройство перемещения тигля

Наплавление расплава кориума производится в холодном тигле (3), который образован системой U-образных водоохлаждаемых медных трубок. Для данного исследования был использован холодный тигель с внутренним диаметром 70 мм и высотой 160 мм.

Для ввода энергии в расплав был использован высокочастотный генератор (6) частотой 120 кГц и мощностью 100 кВт. Энергия в расплав подводится бесконтактным способом через зазоры между трубками, образующими стенку холодного тигля.

Холодный тигель отделен от индуктора генератора кварцевой обечайкой (3). Сверху установки находится охлаждаемая крышка, через которую, в пространство холодного над поверхностью расплава подведена шахта (2). Шахта обеспечивает: измерение температуры поверхности расплава с помощью пирометра спектрального отношения RAYTEK MR-1-SC (9); визуальный обзор поверхности расплава с помощью видеокамеры (10); ввод дополнительных компонентов в расплав в ходе эксперимента; измерение глубины ванны расплава и толщины донного гарнисажа с помощью вольфрамового зонда; отбор проб расплава в процессе эксперимента.

Установка «Расплав-3» имеет в своем составе устройство перемещения тигля (10) относительно индуктора (5), которое позволяет регулировать мощность, вводимую в расплав и исключать влияние сил Лоренца в верхней части ванны с металлическим расплавом при выводе верхней части тигля из поля индуктора.

Установка «Расплав-3» содержит в своем составе систему управления работой генератора, газоаэрозольную систему, а также систему сбора, обработки и представления к информации в он-лайн режиме.

Определение точки инверсии металлической и оксидной фаз расплава и температуры монотектики при добавлении железа в оксидно-металлический двухфазный расплав на основе системы U-Zr-Fe-O проводилось в эксперименте PET-06, в котором была реализована следующая спецификация исходного состояния:

- состав загрузки, масс. %: 75.12 UO_2 + 14.32 ZrO_2 + 10.56 Zr;
- масса загрузки – 2000 г;
- атомное соотношение U/Zr = 1.2;
- атмосфера в печи – аргон высокой чистоты.

Эксперимент проводился по следующей процедуре. После загрузки печи шихтой (UO_2 + ZrO_2 + Zr) для удаления сорбированного в порошках воздуха и создания инертной атмосферы провели продувку печи аргоном в течение 10 минут с расходом 5 л/мин. Включили ВЧ-нагрев, увеличили расход газа в печь до 10 л/мин и провели наплавление ванны расплава. На 2049 с опустили шахту и произвели измерение глубины расплава с помощью вольфрамового зонда, которая составила 63 мм, а толщина гарнисажа 1.5 мм. Отобрали пробу расплава #1. Методом визуального политермического анализа (ВПА) в условиях ИПХТ трижды произвели измерение температуры ликвидус, которая для начального субокисленного оксидного состава ванны составила 2428, 2429 и 2422 °C.

Изменение во времени напряжения (U_a), анодного тока (I_a) генератора и показания пирометра в процессе эксперимента PET-06 представлены на рис. 2.

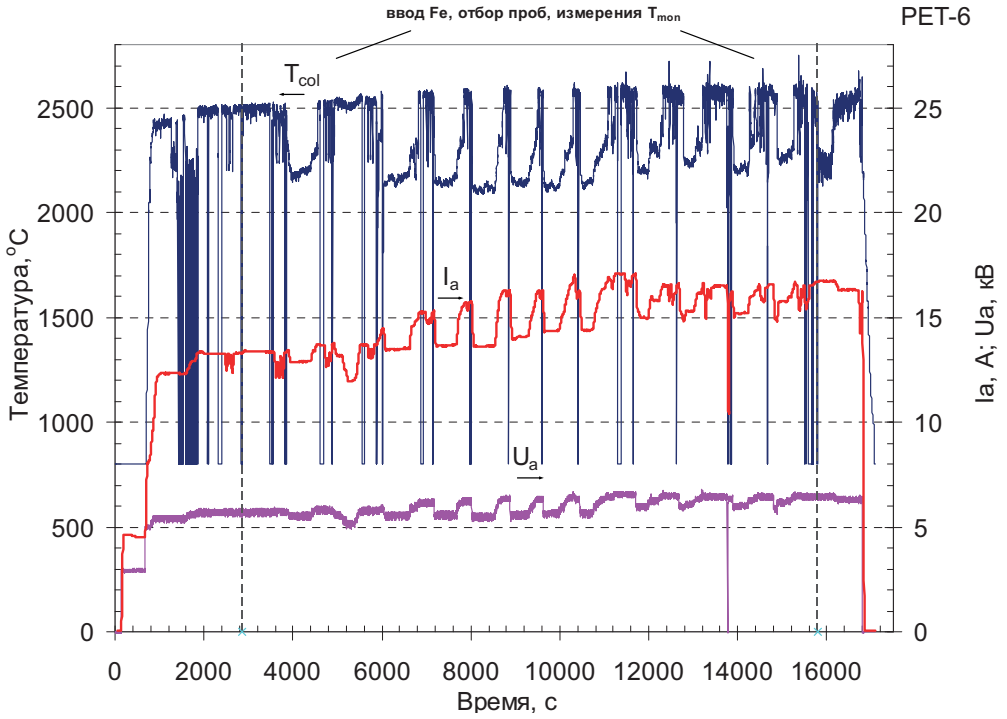


Рис. 2. Изменение во времени напряжения (U_a), анодного тока (I_a), и показаний пирометра (T_{col}) в эксперименте PET-06

С 2860 с начали порционный ввод железа в субокисленный расплав U-Zr-O. Первая порция железа составила 20 г. После плавления железа и перемещения его на дно ванны произвели выдержку в течение 10 минут, отобрали штанговую пробу расплава #2 и трижды произвели измерение температуры монотектики образовавшейся системы U-Zr-Fe-O. Затем, на 3833, 4881 и 5840 с вводили 20, 40 и 120 г железа, соответственно. После каждого порционного ввода железа производили 10-минутную выдержку, отбор проб расплава (#3, #4, #5, соответственно) и трехкратное измерение температуры монотектики. После этого для прецизионного определения точки пространственной инверсии при каждом добавлении очередной порции железа (40, 20, 20, 20, 20 г) производили выдержку в течение 10 минут, и подавляли действие сил Лоренца путем кратковременного выдвижения верхней части расплава из индуктора для отслеживания момента инверсии оксидной и металлической фаз расплава. После ввода последней из перечисленных порций железа отобрали пробу расплава #6 и произвели измерение температуры монотектики. В процессе выдвижения расплава из индуктора наблюдали кратковременное всплытие металлической фазы на поверхность ванны расплава.

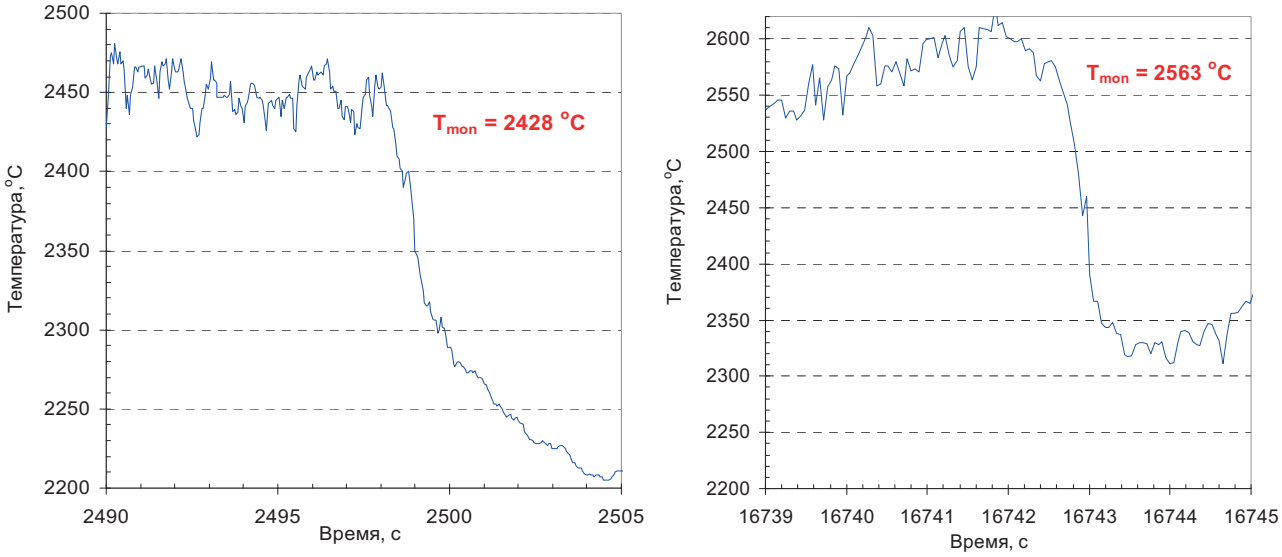
Для приближения к точке инверсии добавляли четыре очередные порции железа массой 20 г каждая. После 10 минут выдержки выдвижением расплава из индуктора подавляли влияние сил Лоренца. Металлическая составляющая то появлялась на поверхности, то исчезала. После второй и четвёртой порции отобрали пробы #7, #8.

Для определения точки инверсии ввели в расплав еще 40 г железа (порциями по 20 г). После ввода второй порции при выдвижении расплава из индуктора металлическая часть расплава заняла устойчивое верхнее положение. Таким образом, произошла устойчивая пространственная инверсия оксидной и металлической составляющих фаз ванны расплава.

После измерения температуры монотектики отключили ВЧ-нагрев. Кристаллизацию расплава провели в атмосфере аргона до полного остывания слитка.

Температура монотектики определялась после каждой введенной в расплав порции железа

методом визуального политермического анализа (ВПА ИПХТ). Метод заключается в захолаживании поверхности перегретого расплава перемещением верхней части ванны из поля индуктора, сопровождающегося уменьшением вводимой в расплав мощности с одновременной регистрацией температуры и состояния поверхности. В пост-тест анализе проводится покадровый просмотр видеопоследовательности температуры и состояния поверхности, и определение минимальной температуры расплава, сосуществующего с фрагментами твердой оксидной фазы на его поверхности. Для повышения точности после каждого ввода порции стали в расплав и 10 мин выдержки проводили многократное измерение температуры монотектики. В качестве примера на рис. 3 представлены фрагменты термограмм с характерными видеокадрами поверхности расплава в момент измерения температуры монотектики после ввода первой и последней порции Fe в расплав.



а) с минимальной порцией железа

б) после всплытия металлической фазы

Рис. 3. Фрагменты термограммы с измерением температуры монотектики в эксперименте PET-06

На рис. 4 представлен обобщенный график изменений температуры монотектики при введении в расплав Fe и доли введенного в расплав железа вплоть до точки инверсии.

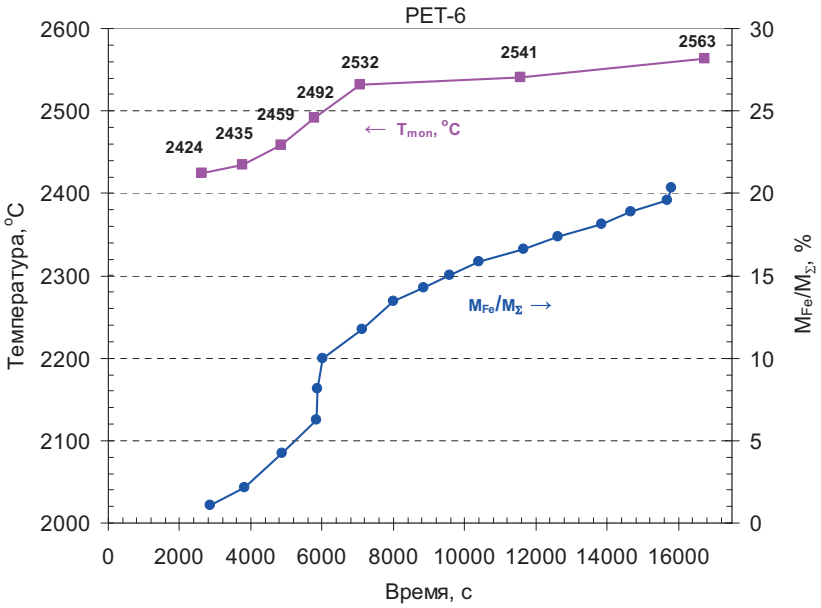


Рис. 4. Изменение температуры монотектики от доли введенного в расплав Fe (в масс. %) в эксперименте PET-06

Результаты измерения, приведенные на рис. 4, позволяют заключить, что температура монотектики достаточно резко увеличивается при увеличении доли Fe, вводимого в расплав до 10 масс.%. Последующее увеличение вводимого в расплав Fe приводит к плавному увеличению температуры монотектики вплоть до точки инверсии (20 масс. %).

Инверсия оксидной и металлической фаз расплава происходит при массовой доле железа в системе, равной 20 масс. % и степени окисленности оксидно-металлического расплава C ≈ 50 (что отвечает равной доле окисленного и неокисленного циркония в расплаве). Отметим, что при большей и меньшей степени окисленности инверсия будет происходить при меньшей и большей массовой доле Fe, соответственно.

Пост-тестовый анализ PET-06

Для определения состава сосуществующих оксидной и металлической жидкостей ванны расплава, а также для изучения пути кристаллизации системы был проведен подробный физико-химический анализ проб расплава и полученного слитка.

Оксидно-металлический слиток извлекли из тигля, залили в эпоксидную смолу и произвели его осевой разрез (рис. 5) для выполнения анализа.

Элементный анализ штанговых проб и характерных зон слитка (места отбора проб указаны на рис. 5) на основе рентгеноспектрального флуоресцентного анализа (РСФА) и химического анализа показали следующие результаты.

Для исходного состояния оксидной ванны перед вводом в расплав Fe (проба #1); оксидных проб #2, #6; оксидного слитка (средняя проба) и металлического слитка (зоны I, II, III) поэлементный материальный баланс приведен в табл. 1 и 2 по результатам РСФА и химического анализа соответственно.

Рис. 5. Осевой разрез слитка PET-06 с местами отбора проб для проведения физико-химических анализов

Таблица 1

Результаты рентгеноспектрального флуоресцентного анализа

Позиция	Содержание, масс. %				Масса, г
	U	Zr	Fe	Примеси и O	
Проба #1	65.407	21.854	0.000	12.739	11.747
Проба #2*)	65.381	21.590	0.451	12.578	9.138
Проба #6*)	66.539	20.581	0.323	12.557	3.352
Проба #7	58.926	20.497	18.155	2.422	13.669
Оксидный слиток (средняя проба)	63.389	19.899	4.566	12.146	1348.512
Металлический слиток (зона I) **)	28.915	12.175	57.909	1.001	690.000
Металлический слиток (зона II) **)	34.804	16.224	48.472	0.500	23.425
Металлический слиток (зона III) **)	25.738	16.508	56.752	1.002	8.758

*) – массовая доля U и Zr изменялась линейно от #2 до #6

**) – зоны I, II, III металлических проб указаны на рис. 5

Таблица 2

Результаты химического анализа

Позиция	Содержание, масс.%				Степень окисленности, C
	U	Zr	Fe	$Zr_{металл}$	
Проба #1	65.61	21.79	0	10.66	51.10
Проба #2	65.36	21.37	не опред.	6.54	69.38
Проба #6	66.49	20.91	не опред.	6.27	70.01
Оксидный слиток (средняя проба)	62.21	20.21	4.91	5.73	71.64

Результаты анализов основных компонентов в продуктах плавки, полученных методами РСФА и химического анализа, удовлетворительно совпадают (табл. 1 и 2).

Из результатов РСФА проб оксидного расплава (табл. 1) следует, что массовая доля Fe остается очень малой ~ 0.3–0.4 масс. %, т.е. вводимое в расплав Fe почти полностью перемещается в металлическую фазу ванны расплава. Массовые доли U и Zr в пробах ##1–6 при увеличении доли вводимого в расплав Fe увеличиваются для U (от 65.4 до 66,5 масс. %) и уменьшаются для Zr (от 21.9 до 20.6 масс. %), что свидетельствует об увеличении плотности оксидного расплава и уменьшении плотности металлической жидкости за счет перераспределения компонентов между ними.

Результаты РСФА оксидного слитка (средняя проба) показывают, что массовая доля Fe в оксидном расплаве выше, чем в пробах ##2–6 (4.6 и 0.4 масс. %, соответственно, табл. 1). Причиной этого различия может являться как захват прожилок металлической фазы при пробоподготовке, так и переходная зона в расплаве на границе между оксидной и металлической фазами расплава, возникающая из-за конвективного вихревого движения в них. Косвенным

подтверждением последнего предположения являются результаты РСФА металлических частей слитка, где элементный состав определен для трех зон по высоте. Максимальная доля U, и минимальная доля Fe (зона II) находятся в области, близкой к границе слоев расплава (табл. 1, рис. 5).

Соотношение компонентов в зоне I является определяющим в металлическом слитке, в которой также измерялась плотность металлического слитка. Результаты измерения пикнометрической плотности оксидной и металлической частей слитка приведены в табл. 3.

Таблица 3

Результаты определения пикнометрической плотности оксидной и металлической частей слитков из эксперимента PET-06

Пикнометрическая плотность, г/см^3	
Металлический слиток (зона I)	Средняя проба оксидного слитка
8.47	8.69

Представленные в табл. 3 данные согласуются с положением составляющих в оксидно-металлическом слитке (рис. 5).

Из результатов химического анализа можно отметить характер изменения степени окисленности оксидного расплава при увеличении вводимого в расплав железа (табл. 2). После ввода первой порции Fe в расплав (#2, введено 20 г), степень окисленности окисленного расплава резко возросла (с 51.10 до 69.38) и при дальнейшем вводе Fe в расплав степень окисленности оксидного расплава немного увеличилась, достигнув в точке инверсии значения 71.64.

Микроструктуру и элементный состав продуктов плавки определяли методом сканирующей электронной микроскопии (СЭМ) и рентгеноспектрального микроанализа (РСМА). Микроструктура и состав пробы #1 исходной оксидной ванны характерны для оксидного кориума средней степени окисленности. Микроструктура оксидных проб со #2 по #6 оксидно-металлической ванны отличается более высокой пористостью и наличием небольшого количества в них железа, распределение и содержание которого из-за низкой концентрации методом РСМА определить затруднительно.

Для исследования слитка был подготовлен аншлиф из половины осевого сечения слитка (рис. 6).

На микроструктуре слитка можно выделить два характерных слоя: оксидный (основная часть) и металлический (включение овальной формы в верхней части слитка).

Результаты СЭМ/РСМА анализа металлической части слитка показывают, что в междендритном пространстве основного металлического компонента закристаллизована смесь интерметаллических фаз: непрерывного ряда твердых растворов $U(Zr)Fe_3$–$Zr(U)Fe_3$ и фазы на основе железа. Эта микроструктура является характерной для металлической составляющей оксидно-металлического кориума. Микроструктура капельного включения в оксидной части аналогична микроструктуре основного слоя закристаллизованного металла с несколько измененным соотношением фаз.

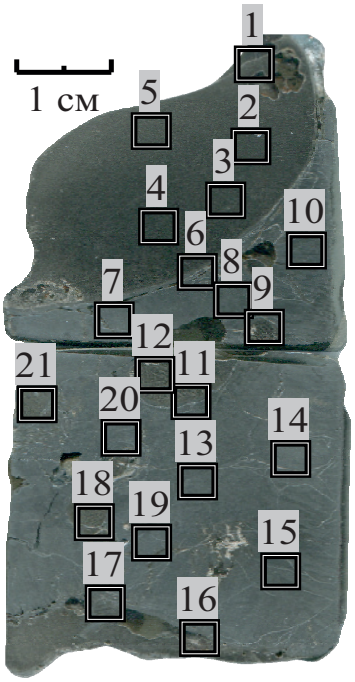


Рис. 6. Вид подготовленного аншлифа фрагмента слитка эксперимента РЕТ-06
с помеченными зонами СЭМ/РСМА анализа

Характерные для большей части металлического слитка результаты СЭМ/РСМА анализа приведены на микрофотографиях рис. 7 и в табл. 4 для области 1 (рис. 6) верхней части металлического слитка. Следует отметить, что в области, пограничной с оксидным слитком, существует переходная зона, где массовая доля железа существенно уменьшается, а урана возрастает (область 11, рис. 7). Также отмечается наличие оксидных глобул в объеме металлического слитка (области 1 и 3–2, рис. 7).

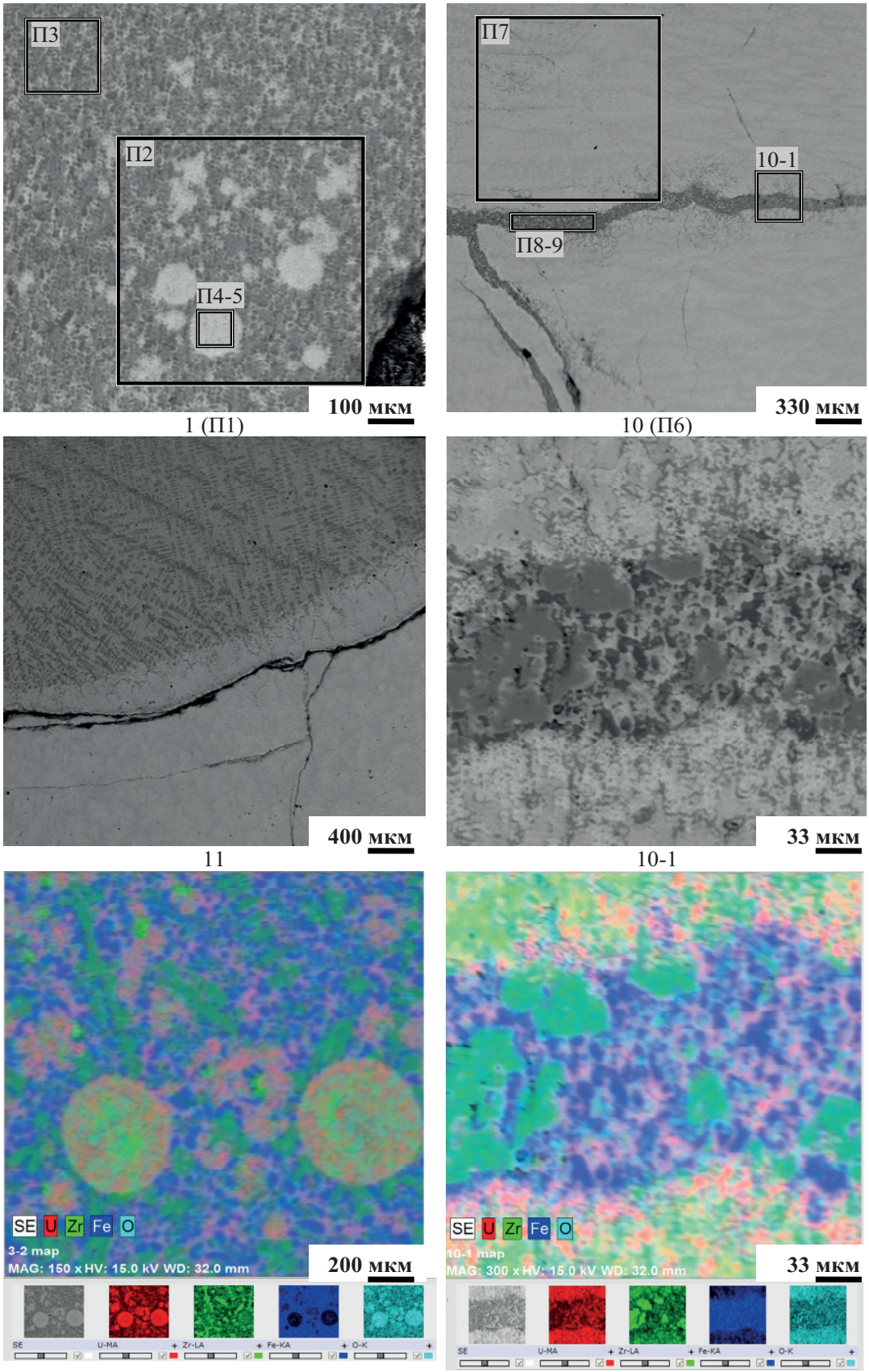
По результатам СЭМ/РСМА анализа оксидного слитка, приведенным на рис. 7 и в табл. 4, основной фазой является фаза на основе твердого раствора $U(Zr)O_{2-x}$ (область 10). Также в слитке наблюдаются редкие включения фаз на основе α-Zr(O), $(U, Zr, Fe)O_{2-x}$ и $(U, Fe, Zr)O_{2-x}$. Наблюдаемые в оксидной части металлические прожилки являются результатом протекания металлической фазы расплава через термоусадочные трещины в закристаллизованной раньше металлической фазы оксидной части.

Результаты РСМА анализа верхней части оксидного слитка показывают повышенное содержание железа в области 10 на границе с оксидным слитком (рис. 7, табл. 4).

Природа смешанной оксидно-металлической зоны отличается повышенным содержанием железа по двум причинам:

1) наличием усадочных пор и трещин в центральной части области 10 оксидной составляющей слитка, которая кристаллизуется раньше металлического и заполняется металлическим расплавом;
2) наличием переходной зоны между оксидной и металлической частями расплава, которая образуется в результате химического и гидродинамического взаимодействия и приводит к перераспределению элементного состава между ними.

Результаты СЭМ/РСМА исследований подтверждают и выводы, сделанные по результатам РСФА анализа (табл. 1).



1 (П1) 10 (П6)

11 10-1

3-2 (рентгеновское картирование) 10-1 (рентгеновское картирование)

Рис. 7. Микрофотографии и результаты рентгеновского картирования характерных зон слитка эксперимента РЕТ-06 с помеченными областями РСМА исследований

Таблица 4

Данные EDX анализа области 1 и области 10 слитка эксперимента PET-06

№		U	Zr	Fe	O	Комментарий
П1	масс. %	24.2	9.9	61.8	4.1	Валовой состав металлической части с оксидными глобулами
	ат. %	6.5	6.9	70.4	16.2	
	мол. % MeO_x	7.7	8.3	84.0		
П2	масс. %	27.4	9.6	58.1	4.9	
	ат. %	7.3	6.7	66.3	19.7	
	мол. % MeO_x	9.1	8.3	82.6		
П3	масс. %	20.9	9.9	65.3	3.9	Валовой состав металлической части без оксидных глобул
	ат. %	5.5	6.7	72.6	15.2	
	мол. % MeO_x	6.4	8.0	85.6		
П4	масс. %	68.8	5.9	15.4	9.9	Состав оксидных глобул
	ат. %	23.1	5.2	22.0	49.7	
	мол. % MeO_x	45.9	10.3	43.7		
П5	масс. %	50.0	7.2	35.5	7.3	
	ат. %	15.2	5.7	46.0	30.3	
	мол. % MeO_x	22.7	8.5	68.8		
П6	масс. %	61.0	18.4	7.8	12.7	Состав оксидной части с металлическими прожилками
	ат. %	18.4	14.5	10.0	58.2	
	мол. % MeO_x	42.8	33.8	23.4		
П7	масс. %	65.9	18.4	2.1	13.6	Состав оксидной части без захвата металла
	ат. %	20.2	14.8	2.8	62.2	
	мол. % MeO_x	53.6	39.1	7.3		
П8	масс. %	34.7	15.8	43.1	6.4	Состав металлических прожилок
	ат. %	9.8	11.6	51.7	26.9	
	мол. % MeO_x	13.4	15.9	70.7		
П9	масс. %	21.4	14.2	61.1	3.2	
	ат. %	5.8	10.1	71.0	13.0	
	мол. % MeO_x	6.7	11.6	81.6		

Данные РСМА анализа нижней части оксидного слитка также свидетельствует о повышенном содержании железа в ней, но это явление имеет другую природу по сравнению с верхней областью оксидного слитка. Из-за термоградиентных условий в металлическом расплаве, находящимся на охлаждаемом дне холодного тигля, нижняя часть расплава металла кристаллизуется и остается в таком состоянии на дне тигля при инверсии металлической и оксидной фаз расплава [9, 15]. Поступающая на дно тигля оксидная фаза расплава взаимодействует с закристаллизованной на дне частью металлической фазы расплава. В результате химического взаимодействия нижняя часть оксидного расплава обогащается железом.

Обсуждение результатов

Проведение эксперимента PET-06 позволило определить влияние доли железа в расплаве на основе системы U-Zr-Fe-O на изменение плотности сосуществующих в системе жидких фаз и на изменение температуры монотектики системы. В результате определен состав, при котором происходит выравнивание плотностей оксидной и металлической фаз расплава, и осуществляется их пространственная инверсия. Также экспериментально определена температура монотектики для ряда композиций, в том числе для состава расплава соответствующего

точке пространственной инверсии жидких фаз.

Полученные экспериментальные результаты температуры монотектики в опыте PET06 были сопоставлены с термодинамическими расчетами. Расчеты проводились с использованием программы GEMINI2 с базой данных NUCLEA-10.1 [27, 28]. Температурный шаг в расчетах принимался 2 K, что обеспечивало расчетное определение монотектики с погрешностью ±1 K.

Сравнение экспериментальных результатов PET-06 по определению температуры монотектики с расчетными значениями приведены на рис. 8 и в табл. 5. Сравнение состава характерных слоев слитка с расчетом состава сосуществующих жидкостей вблизи температуры монотектики интегрального состава слитка приведены в табл. 6.

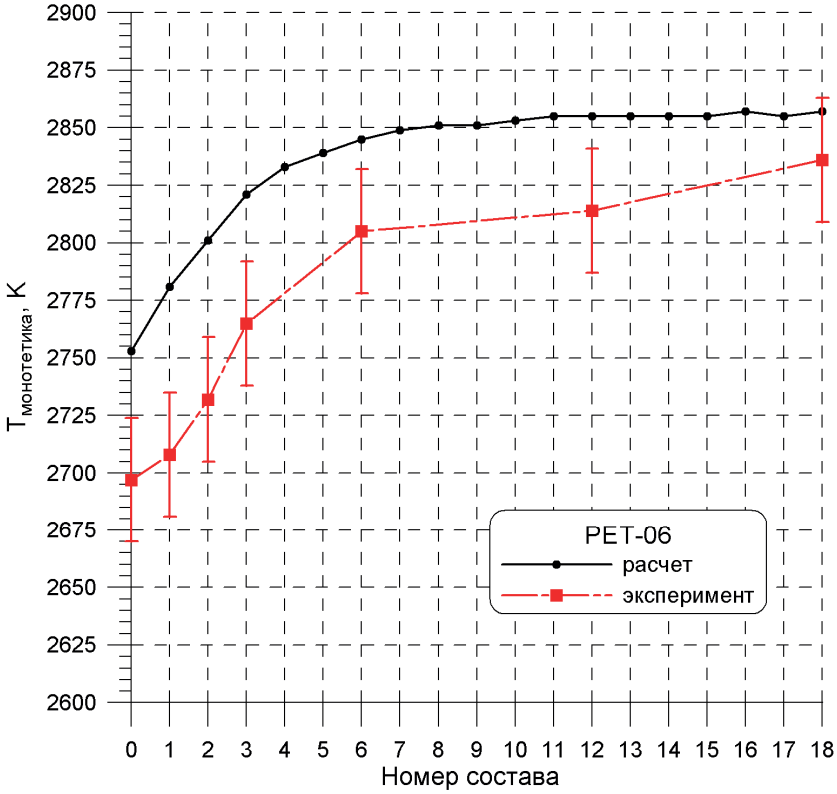


Рис. 8. Зависимость расчетной температуры монотектики от номера пробы/состава и экспериментальное значение температуры монотектики для соответствующих измерениям номеров проб/состава

Результаты сопоставления экспериментальных данных и расчетных оценок (рис. 8, табл. 5) изменения монотектической температуры в зависимости от доли железа в системе U-Zr-Fe-O, полученных в ходе выполнения эксперимента PET-06, позволяет заключить, что монотектическая температура резко повышается до массовой доли железа M_{Fe} к массе расплава $M_{\sum}$ $M_{Fe}/M_{\sum}$ = 10 масс. % (рис. 4, табл. 5) и затем выходит на плато до $M_{Fe}/M_{\sum}$ = 20 масс. % (до точки инверсии). Также следует отметить, что расчетная температура монотектики ведёт себя эквидистантно к экспериментальной температуре с превышением над экспериментальными значениями в среднем на 50 K.

Данный результат может быть связан как с занижением экспериментальной температуры из-за влияния аэрозолей, так и с неточностью расчетного прогноза, в том числе из-за отличия составов оксидной и металлической жидкости вследствие гидродинамических и термоградиентных условий.

В табл. 6 приведены результаты расчета сосуществующих жидкостей, отвечающего монотектической температуре и интегральному составу эксперимента PET-06.

Таблица 5

Расчетная зависимость температуры монотектики от доли Fe

№ состава		U	Zr	Fe	O	$T_{монотектики}$, K
0	масс. %	66.2	21.2	-	12.6	2753
	ат. %	21.4	17.9	-	60.7	
1	масс. %	65.5	20.9	1.1	12.5	2781
	ат. %	21.1	17.6	1.5	59.8	
2	масс. %	64.8	20.7	2.2	12.3	2801
	ат. %	20.8	17.3	3.0	58.9	
3	масс. %	63.3	20.3	4.3	12.1	2821
	ат. %	20.2	16.8	5.8	57.2	
6	масс. %	59.6	19.0	10.0	11.4	2845
	ат. %	18.6	15.5	13.3	52.6	
12	масс. %	55.7	17.8	15.9	10.6	2855
	ат. %	17.0	14.2	20.7	48.1	
18	масс. %	52.7	16.9	20.4	10.1	2857
	ат. %	15.8	13.2	26.0	45.0	

Таблица 6

Сравнение состава характерных слоев слитка PET-06
с расчетом состава сосуществующих жидкостей вблизи температуры монотектики
для интегрального состава слитка PET-06

Составляющая		U	Zr	Fe	O	Комментарий
Оксидная (данные РСФА)	масс. %	63.3	19.9	4.6	12.2	Слиток PET-06
	ат. %	20.1	16.5	6.2	57.2	
Металлическая (данные РСФА)	масс. %	29.1	12.4	57.5	1.0	
	ат. %	9.0	10.0	76.4	4.6	
Оксидная (расчет)	масс. %	62.48	22.57	0.11	14.84	GEMINI2/NUCLEA
	ат. %	18.24	17.19	0.13	64.44	
Металлическая (расчет)	масс. %	38.00	10.83	50.92	0.25	
	ат. %	13.24	9.85	75.60	1.31	

Можно сделать заключение, что расчеты и экспериментальные данные имеют систематическое отклонение друг от друга, наиболее заметное при сравнении металлической составляющей слитков.

Заключение

Выполнены экспериментальные исследования по определению точки пространственной инверсии оксидной и металлической фаз, а также температуры монотектики оксидно-металлической двухжидкостной ванны расплава системы U-Zr-Fe-O при порционном добавлении в систему Fe.

Для определения состава сосуществующих оксидного и металлического слоев оксидно-металлической ванны расплава, а также для изучения пути кристаллизации системы проведен подробный физико-химический анализ проб оксидного расплава и слитка.

Определены элементный состав и степень окисленности проб оксидного расплава в зависимости от доли введенного Fe. Определена микроструктура проб расплава и слитка (оксидной и металлической части).

Выполнено сравнение расчетных оценок температуры монотектики и состава сосуществующих жидкостей вблизи температуры монотектики для интегрального состава слитка и температуры монотектики, полученных в эксперименте PET-06.

Экспериментально установлено, что для кориума, отвечающего составу в масс. %: 67.61 UO_2 + 12.89 ZrO_2 + 9.50 Zr + 10.00 Fe с донным положением расплава Fe, добавление в систему железа в количестве 6.01 масс. % (сверх уже введенных 10 масс. % и с учетом потерь железа на испарение) приводит на уровне температур поверхности расплава 2600 °C после перераспределения компонентов к пространственной инверсии слоев расплава с устойчивым верхним положением в ванне металлической фазы расплава.

Определена температура монотектики оксидно-металлического расплава в точке инверсии, которая составила 2563 °C. Результаты измерения монотектической температуры для промежуточных вводимых в расплав долей Fe демонстрируют рост температуры при малом содержании железа в расплаве с последующим выходом монотектической температуры на полку при приближении массовой доли Fe к точке инверсии.

Расчетные значения температуры монотектики с ростом массовой доли Fe изменяются эквидистантно к экспериментальной температуре с превышением над экспериментальными значениями в среднем на 50 К.

Полученные данные можно использовать для уточнения баз данных и программных кодов, моделирующих внутрикорпусные стадии тяжелых аварий реакторов водо-водяного типа [29], в частности, аварии на АЭС Фукусима-Дайичи [30].

Благодарности

Работа выполнена в рамках проекта АЯЭ/ОЭСР TCOFF (контракт 400136852/500081634 с АЯЭ/ОЭСР на оказание интеллектуальных услуг в рамках проекта TCOFF «Исследование фазовых равновесий в системе U-Zr-Fe-O-B-C»).

Авторы выражают благодарность M. Kurata (CLADS/JAEA, Japan) и D. Costa (NEA/OECD, France) за существенную помощь в планировании работ и в обсуждении результатов проведенных исследований.

Литература

1. TCOFF: сайт проекта. – URL: https://www.oecd-nea.org/science/tcoff/ (Дата обращения 18.10.2021).
2. Elaboration of a Phenomena Identification Ranking Table (PIRT) for the modelling of In-Vessel Retention / F. Fichot [et al.] // ANE. – 2020. – V. 146. – Art. 107617.
3. Experimental study of transient phenomena in the three-liquid oxidic-metallic corium pool / V.I. Almjashev [et al.] // NED. – 2018. – V. 332. – P. 31–37.
4. Corium phase equilibria based on MASCA, METCOR and CORPHAD results / S.V. Bechta [et al.] // NED. – 2008. – V. 238. – P. 2761–2771.
5. Experimental studies of oxidic molten corium – vessel steel interaction / S.V. Bechta [et al.] // NED. – 2001. – V. 210. – P. 193–224.

6. Quality improvements of thermodynamic data applied to corium interactions for severe accident modelling in SARNET2 / S. Bakardjieva [et al.] // ANE. – 2014. – V. 74. – P. 110–124.

7. *Carénini L.* Modelling issues related to molten pool behaviour in case of In-Vessel Retention strategy / L. Carénini, F. Fichot, N. Seignour // ANE. – 2018. – V. 118. – P. 363–374.

8. *Nandan Sh.* A simplified model for the quaternary U-Zr-Fe-O system in the miscibility gap / Sh. Nandan, F. Fichot, B. Piar // NED. – 2020. – V. 364. – Art. 110608.

9. Влияние термоградиентных условий на физико-химическое взаимодействие расплава субокисленного кориума и корпусной стали при удержании расплава в корпусе реактора / В.Б. Хабенский [и др.] // Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок. – 2018. – № 2 (12). – С. 42–65.

10. Экспериментальное исследование влияния структуры ванны расплава и поверхностной корки на кинетику окисления кориума / А.А. Сулацкий [и др.] // Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок. – 2019. – № 1 (15). – С. 66–80.

11. Main outcomes from the IVR code benchmark performed in the European IVMR project / L. Carénini [et al.] // ANE. – 2020. – V. 146. – Art. 107612.

12. Experimental study of oxidic-metallic melt oxidation / A.A. Sulatsky [et al.] // NED. – 2020. – V. 363. – Art. 110618.

13. A method for predicting the structure of corium pool in lower plenum of reactor vessel / L.L. Liu [et al.] // PNE. – 2019. – V. 112. – P. 233–240.

14. Three-dimensional numerical simulation of droplet formation by Rayleigh–Taylor instability / R.Zanella [et al.] // NED. – 2021. – V. 379. – Art. 111177.

15. Effect of temperature gradient on chemical element partitioning in corium pool during in-vessel retention / V.B. Khabensky [et al.] // NED. – 2018. – V. 327. – P. 82–91.

16. Effect of stratified interface instability on thermal focusing effect in two-layer corium pool / K. Ge [et al.] // IJHMT. – 2019. – V. 133. – P. 359–370.

17. *Viot L.* Modeling of the corium crust of a stratified corium pool during severe accidents in light water reactors / L. Viot, R. Le Tellier, M. Peybernes // NED. – 2020. – V. 368. – Art. 110816.

18. РАСПЛАВ. Удержание расплавленных материалов активной зоны водоохлаждаемых реакторов: международные проекты RASPLAV и MASCA (1994–2006) / под ред. В.Г. Асмолова, А. Ю. Румянцева, В. Ф. Стрижова. – М.: Концерн Росэнергоатом, 2018. – 576 с.

19. Oxidation kinetics of corium pool / A.A. Sulatsky [et al.] // NED. – 2013. – V. 262. – P. 168–179.

20. Oxidation effect on steel corrosion and thermal loads during corium melt in-vessel retention / V.S. Granovsky [et al.] // NED. – 2014. – V. 278. – P. 310–316.

21. Oxidation effect during corium melt in-vessel retention / V.I. Almjashev [et al.] // NED. – 2016. – V. 305. – P. 389–399.

22. Моделирование окисления расплава активной зоны ядерного реактора при наличии оксидной корки на поверхности расплава / В.Б. Хабенский [и др.] // ЖТФ. – 2021. – Т. 91, Вып. 2. – С. 232–239.

23. Экспериментальное исследование переходных процессов в трехжидкостной оксидно-металлической ванне расплава кориума / Альмяшев В.И. [и др.] // Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок. – 2016. – № 2 (4). – С. 51–61.

24. Исследования, выполненные на комплексе экспериментальных установок «Расплав» отдела исследований тяжёлых аварий ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова» / Альмяшев В.И. [и др.] // Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок. – 2020. – № 4 (22). – С. 69–89.

25. *Петров Ю.Б.* Индукционная плавка окислов. Л.: Энергоатомиздат, 1983. – 104 с.

26. Индукционная плавка кориума в холодном тигле. Оборудование и применение / Д.Б. Лопух [и др.]. – СПб.: Изд-во СПбГЭТУ «ЛЭТИ», 2019. – 172 с.

27. *Cheynet B.* Thermosuite / B. Cheynet, P. Y. Chevalier, E. Fischer // Calphad. – 2002. – V. 26, № 2. – P. 167–174.

28. NUCLEA «Propriétés thermodynamiques et équilibres de phases dans les systems d'in térêt nucléaire» / B. Cheynet [et al.] // J. Phys. IV France. – 2004. – V.113. – P. 61–64.

29. *Barrachin M.* Corium Experimental Thermodynamics: A Review and Some Perspectives / M. Barrachin // Thermo. – 2021. – V. 1(2). – P. 179-204.

30. *Li X.* Sensitivity analysis of in-vessel accident progression behavior in Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant Unit 3 / X. Li, I. Sato, A. Yamaji // ANE. – 2019. – V. 133. – P. 21–34.

УДК: 621.039.524.44:628.165 DOI:10.52069/2414-5726_2021_3_25_82

О целесообразности использования ядерного реактора ВБЭР-600 в составе многоцелевого атомно-опреснительного комплекса, для решения проблем водоснабжения региона Крыма и энергоснабжения западной части Краснодарского края

Е.Д. Федорович, С.С. Макухин, С.Х. Газаи, Х. Садеги, Е.И. Смола, Е.А. Соколова, А.А. Калютик, В.А. Талалов

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Россия

Аннотация

В статье обосновывается выбор ядерного реактора ВБЭР-600 (проект разработки АО «ОКБМ Африкантов») в качестве энергоисточника многоцелевого атомно-опреснительного комплекса (МАК), предназначенного для обеспечения пресной водой Крыма, а также обеспечения электрической и тепловой энергией западной части Краснодарского края.

Ключевые слова: ядерный реактор ВБЭР-600, многоцелевой атомно-опреснительный комплекс, обратный осмос, водоснабжение Крыма, энергосистема Краснодарского края.

On the feasibility of using the VBER-600 nuclear reactor in a multipurpose nuclear desalination plant to solve the problems of water supply to the Crimea and power supply to the western part of the Krasnodar territory

E.D. Fedorovich, S.S. Makukhin, S.H. Ghazai, H. Sadeghi, E.I. Smola, E.A. Sokolova, A.A. Kalyutik, V.A. Talalov

Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, Russia

Abstract

The paper explains the choice of the VBER-600 nuclear reactor (JSC “Afrikantov OKBM” design) as a power source for a multipurpose nuclear desalination plant intended to supply fresh water to the Crimea and electric and thermal power to the western part of the Krasnodar territory.

Key words: VBER-600 nuclear reactor, multipurpose nuclear desalination plant, reverse osmosis, water supply of Crimea, power system of Krasnodar region.

Введение

Нехватка пресной воды, необходимой как для промышленного и сельскохозяйственного использования, так и для бытовых целей населения, является в настоящее время существенным негативным фактором, сдерживающим развитие экономики Крыма. Ежесуточный расход пресной воды в Крыму составляет 450 000 м^3 [1]. Ранее около 85 % этого расхода обеспечивала вода из Днепра, поступающая по Северо-Крымскому каналу. После перекрытия подачи

воды по каналу на полуострове начались проблемы [2]. Возникший дефицит обостряется из-за потепления климата, истощения природных источников пресной воды и роста потребности в воде населения и курортников полуострова. На сегодняшний день прорабатываются различные гидротехнические проекты (например, бурение скважин на дне Азовского моря), но экономически целесообразного решения данной проблемы пока не определено. Одним из таких решений для устранения проблемы дефицита пресной воды является крупнотоннажное опреснение морской воды – в данном случае воды Чёрного и Азовского морей, омывающих берега Крымского полуострова.

Известно, что опреснение является весьма энергоемким процессом. В настоящее время в мире основным источником энергии для опреснительных производств (ОП) является органическое топливо – нефть, мазут, природный газ, уголь. Этот источник постоянно дорожает, во многих местах мира дефицитен и экологически неприемлем – поскольку его использование приводит к увеличению расхода атмосферного кислорода и выбросу в атмосферу вредных веществ. Атомный энергоисточник лишен этих недостатков, поэтому в современном мире наблюдается рост интереса к использованию этого источника для ОП – в особенности в странах с наибольшим дефицитом пресной воды, таких, например, как Иран, Саудовская Аравия, ОАЭ, Египет.

По данным МАГАТЭ [3], наблюдается стабильный рост заказов на атомное опреснение как в виде опреснительных приставок (ОПр) к АЭС, так и в виде специализированных многофункциональных атомно-опреснительных комплексов (МАК). Рост числа проектов опреснения воды обусловлен рядом факторов, таких как рост спроса на чистую воду, снижение капитальных затрат и эксплуатационных расходов на опреснение воды, а также необходимость замены старых установок энергоэффективными. Общая глобальная установленная мощность опреснения составляет 97.4 млн м^3/сут. Поскольку изменение климата продолжает оказывать влияние на мир наряду с ростом промышленности и населения, спрос на чистую воду возрастает. Согласно отчету Ventures Onsite «О рынке опреснения воды в странах Ближнего Востока», 48 % глобальных проектов опреснения воды осуществляются в этом регионе. К 2022 году в проекты опреснения Ближнего Востока ожидаются дальнейшие инвестиции в размере $4.3 млрд. Основная часть опреснительных установок находится на Аравийском полуострове [4].

Предлагаемые решения проблем дефицита

Если обратиться к российской проблеме обеспечения водой Крыма, то очевидной является целесообразность разработки проекта и последующего создания МАК с масштабом производства пресной воды порядка 500 тыс. м^3/сутки – соответствующего уровню потребности в воде этой территории [1]. В этом случае мощность энергоисточника должна быть не меньше, чем 500 МВт-эл, что в соответствии с классификацией МАГАТЭ соответствует уровню ядерных реакторов средней мощности. Ядерный энергетический реактор ВБЭР-600, проект которого был разработан специалистами АО «ОКБМ Африкантов» в 90-х годах прошлого столетия, как нельзя лучше подходит как энергоисточник МАК, который может обеспечить Крым достаточным количеством пресной воды, а регион Крыма и Краснодарского края, который в настоящее время является энергодефицитным – достаточным количеством электрической и тепловой энергии.

Энергосистема Краснодарского края характеризуется высоким удельным потреблением электрической энергии на душу населения, сопоставимым по величине с крупнейшими городами Российской Федерации такими как Москва и Санкт-Петербург.

На протяжении периода с 2015 по 2019 г. в Краснодарском крае наблюдалось превышение

потребности в электроэнергии над ее производством в объеме 12 565–15 846 млн кВт·ч. Приём электроэнергии производился из соседних энергосистем Ставропольского края и Ростовской области ОЭС Юга [5].

Рост потребления электроэнергии за последние пять лет в Краснодарском крае составил 2 092 млн кВт·ч (на 8.7 %) с 24 045 млн кВт·ч в 2015 году до 26 137 млн кВт·ч в 2019 году. Прогнозируется что величина потребления электроэнергии в Краснодарском крае к 2025 году достигнет 30.67 млрд кВт·ч, прирост за пять лет составит 3.4 млрд кВт·ч при среднегодовом темпе прироста 2.71 % [5].

Для комплексного решения проблем дефицита, учитывая объемы нехватки пресной воды и электроэнергии, необходим МАК с энергоисточником средней или большой мощности, расположенный как можно ближе к Крымскому полуострову. Опреснительную часть МАК мы предлагаем разместить на берегу Азовского моря в районе г. Керчь (см. карту на рис.1). Это предложение обосновывается следующими соображениями. Во-первых, следует учесть, что соленость воды Азовского моря составляет в среднем 11–12 г/л, что существенно ниже, чем соленость Чёрного моря, которая составляет в среднем 18 г/л [6]. Это означает, что затраты энергии на опреснение воды Азовского моря также будут значительно ниже по сравнению с Чёрным морем. Во-вторых, размещение российского атомного реактора на территории Крыма, которая до сих пор не признана многими странами российской, практически неосуществимо в связи с потенциально возможными санкциями к России со стороны этих стран. И в-третьих – размещение энергогенерирующей части МАК на территории энергодефицитного региона Краснодарского края позволит закрыть или, во всяком случае, существенно уменьшить этот дефицит.

Рис. 1. Местоположение составляющих предлагаемого комплекса

Выбор реакторной установки (РУ) ВБЭР-600 [7] в качестве энергоисточника предлагаемого МАК обосновывается нами следующими соображениями. Данный реактор относится к классу ядерных энергетических реакторов средней мощности (в данном случае она составляет 600 МВт). К этому же классу относятся также реакторы ВВЭР-600 [8] – разработка ОКБ «Гидропресс» (г. Подольск, Московской области), и реактор ВВЭР-640 [9] – проект институ-

та АО «Атомпроект» (г. Санкт-Петербург), выполненный под научным руководством НИТИ им. А.П. Александрова (г. Сосновый Бор, Ленинградской области). К этому же классу мощностей можно отнести атомный реактор теплоснабжения АСТ-500 [10] – разработка АО «ОКБМ Африкантов». Все эти реакторы по уровню мощности вполне подходят для решения основной задачи – водоснабжения Крыма. В случае АСТ-500, производящей только теплоту в виде горячей воды, эта вода может быть использована в системе термического опреснения (в таком случае необходимо нахождение ОП и энергогенерирующей части МАК на одном берегу Керченского пролива). При любом составе технологий ОП будет требоваться электроэнергия для питания насосов, что говорит о том, что выбор в качестве энергоисточника реактора теплоснабжения явно не может быть целесообразным.

Несмотря на то, что все три упомянутых выше энергетических реактора – ВВЭР-640 (разработка 80–90-х годов прошлого столетия), ВВЭР-600 и ВБЭР-600 (разработаны позже – на рубеже столетий) имеют привлекательные проектные характеристики, сравнение этих проектов привело нас к выводу о том, что наиболее предпочтительным для использования в составе МАК, обеспечивающего водой и электроэнергией регионы Крыма и Краснодарского Края, является реактор ВБЭР-600. Главным аргументом в пользу такого решения является (если можно так выразиться) «современность» проекта ВБЭР-600, а также (и это весьма существенно!) наличие положительного опыта судовой атомной энергетики, уже давно (примерно с 80-х годов прошлого столетия) использующей атомные паропроизводящие установки (АППУ) такой же конструктивной схемы (только меньшей мощности) на атомных ледоколах и атомных подводных лодках [11]. АППУ с реактором ВБЭР-600 – блочного типа (см. рис. 2), в ней корпус реактора, корпуса четырех прямоточных парогенераторов (ПГ) и корпуса четырех главных циркуляционных насосов (ГЦН) соединены в единый блок. В этом случае в установке отсутствуют трубопроводы первого контура, характерные для петлевой компоновки (в РУ ВВЭР-1000 длина этих трубопроводов достигает 100 метров), что значительным образом удешевляет установку, делая её в то же время более надёжной и безопасной, поскольку в ней исключена вероятность повреждения или разрыва циркуляционного трубопровода.

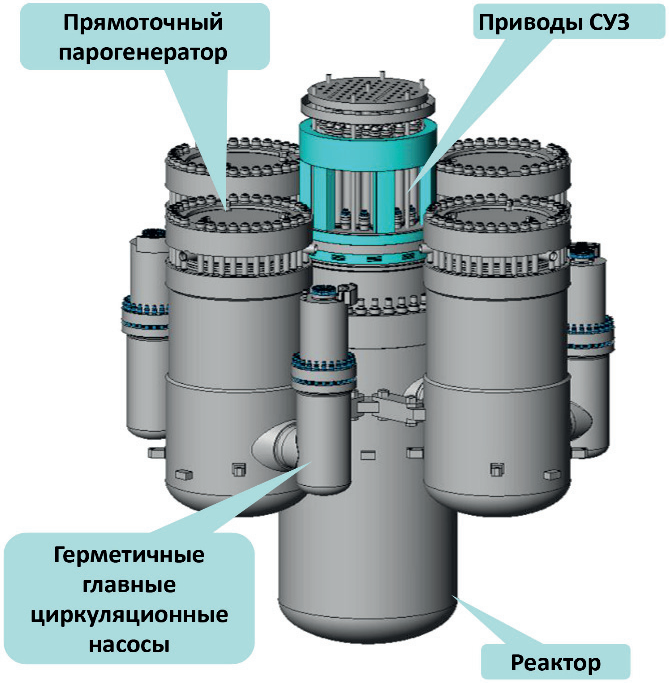


Рис. 2. Блочная РУ средней мощности ВБЭР-600 с прямоточными ПГ

В ВВЭР-600 и ВВЭР-640 компоновка петлевая, а парогенераторы горизонтального типа, с естественной циркуляцией среды второго контура. По нашему мнению, (оно разделяется многими специалистами) это конструктивное решение (петлевая компоновка – «паук» с горизонтальными ПГ больших размеров при относительно небольшой единичной мощности ~ 250 МВт-эл) является устаревшим и не соответствующим требованиям сегодняшнего дня, когда требуются установки компактные и в то же время эффективные и надежные. РУ ВБЭР-600 этим требованиям отвечает – она значительно компактнее (это обстоятельство также важно при размещении установки под защитной оболочкой) и производит перегретый пар, что термодинамически эффективнее, чем производство насыщенного пара. Уже упомянутый выше судовой опыт показал, что установки с прямоточными ПГ легко регулируются по мощности (для этого достаточно изменить расход пара), т.е. имеют отличные динамические характеристики.

Приведенные соображения привели нас к выводу о выборе реактора ВБЭР-600 для включения в состав предлагаемого нами МАК. В последующих разделах настоящей статьи приводится краткое описание конструкции и основных характеристик этого реактора, а также предлагаемой нами возможной принципиальной схемы МАК, выбранной на основе оптимизационного технико-экономического анализа.

Вопрос о создании атомных энергоблоков средней мощности имеет многолетнюю историю, он освещен в целом ряде публикаций (например, в [12], [13]). Знаковым моментом в развитии этого направления явился совместный научно-технический совет Госкорпорации «Росатом» и Концерна «Росэнергоатом» в 2015 году, который одобрил вариант блочной РУ средней мощности ВБЭР-600 (рис. 2) на основе технологий атомного судостроения («ОКБМ Африкантов») вместо двухпетлевой РУ ВВЭР-600 (ОКБ «Гидропресс») (рис. 3) и рекомендовал ускорить реализацию этого проекта [14]. К сожалению, до настоящего времени этого не сделано.

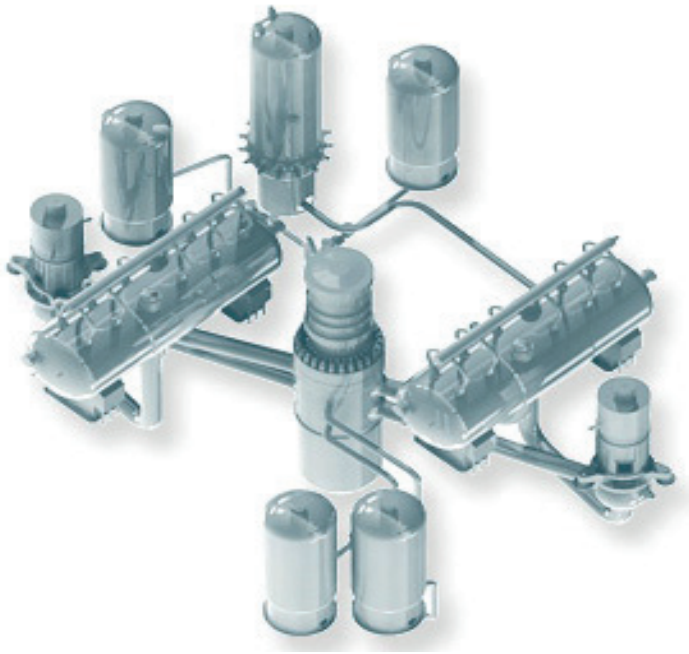


Рис. 3. Двухпетлевая РУ средней мощности ВВЭР-600 с горизонтальными ПГ

Следует заметить, что АО «ОКБМ Африкантов» в течение ряда лет разрабатывает РУ с водо-водяными реакторами блочного типа и развитыми системами пассивной безопасности. Энергоблоки средней мощности могут быть использованы для энергоснабжения отдельных регионов России, а также развитых и развивающихся стран за рубежом, для которых не требуются блоки большой мощности (1000-1500 МВт). Реакторные установки типа ВБЭР могут

использоваться в составе атомных станций средней мощности для энергообеспечения городов и крупных промышленно-жилых районов, центров добычи и/или переработки нефти, производства сжиженного газа (СПГ), горнообогатительных комбинатов, а также вполне подойдут для использования в комплексе с ОП. Реакторные установки ВБЭР созданы с использованием проверенных решений и последних достижений в области судовых технологий, включая реакторный блок и герметичный первый контур с традиционными для атомной энергетики решениями по активной зоне и топливному циклу. В проекте РУ ВБЭР выполнены все принципиальные требования безопасности, надежности и экономичности, предъявляемые к перспективным атомным станциям нового поколения.

Присущая блочным установкам компактность и апробированные эксплуатацией судовых АППУ технические решения по их системам и оборудованию открывают возможности для сокращения строительных объемов, сроков сооружения, величины капитальных затрат и эксплуатационных расходов в условиях стационарной энергетики, а также для повышения безопасности. В табл. 1 и табл. 2 соответственно представлены основные характеристики РУ ВБЭР-600 и блока «ПГ – ГЦН» РУ ВБЭР-600 [7].

Основные преимущества использования в АППУ прямоточных ПГ состоят в следующем:

1. Отсутствие системы сепарации пара и продувки ПГ, что приводит к:
   - снижению количества жидких радиоактивных отходов;
   - снижению мощности систем очистки и обращения с жидкими радиоактивными отходами.
2. Отсутствие системы очистки продувочной воды, что приводит к:
   - отсутствию баков, теплообменников, фильтров и насосов этой системы;
   - снижению количества жидких и твердых радиоактивных отходов.
3. Корпус ПГ работает при давлении первого контура, что приводит:
   - к исключению предохранительных клапанов для защиты корпуса парогенератора от превышения давления;
   - отсутствию выброса теплоносителя первого контура при локализации течи трубной системы.
4. Возможен ремонт ПГ без вскрытия первого контура, что приводит к снижению дозовых нагрузок при ремонте и обслуживании парогенератора.

Таблица 1

Основные характеристики РУ ВБЭР-600

Параметр	Значение
Электрическая мощность при КПД = 37 %, МВт	615
Тепловая мощность, МВт	1662
Количество ПГ и ГЦН	4
Число ТВС, шт.	121
Давление рабочее первого контура, МПа	16.3
Температура теплоносителя первого контура на выходе из реактора, °С	330
Диаметр РУ описанный, м	13,73
Высота, м	17,06
Масса реакторного блока (в сухом состоянии), т	2100

Продолжение табл. 1

Параметр	Значение
Диапазон изменения мощности (маневренный режим), %	100-30-100
Срок службы, лет	60
Коэффициент готовности	0.93
Время обеспечения автономности при запроектной аварии, ч	72
Расчётный радиус зоны планирования защитных мероприятий, м	800
Удельные капиталовложения в строительство двухблочной АЭС с ВБЭР-600	Превышение не более, чем на 25 % в сравнении с серийным блоком ВВЭР-ТОИ (по данным проекта)

Таблица 2

Основные характеристики блока «ПГ – ГЦН» РУ ВБЭР-600

Параметр	Значение
Мощность тепловая, МВт	415
Давление рабочее первого контура, МПа	16.3
Давление пара, МПа	6.18
Температура пара / питательной воды, °С	310.4/216
Мощность насоса электрическая, кВт	1900
Подача воды в первый контур, м^3/ч	8112
Напор, м	47.8
Материал трубной системы ПГ	42ХНМ
Теплообменные трубки ПГ, мм	10×1.1
Площадь теплообменной поверхности, м^2	4580
Масса, т	351

Приведенные выше данные свидетельствуют о привлекательности реализации проекта АЭС с РУ ВБЭР-600. Успешная реализация этого проекта на территории Российской федерации и демонстрация его эффективной эксплуатации поможет создать референтный высокотехнологичный МАК, что вызовет интерес со стороны зарубежных заказчиков.

Опреснительный блок МАК с РУ ВБЭР

Производство одного кубометра воды путем обратного осмоса (RO – reverse osmosis) требует до 6 кВт·ч электроэнергии (современные RO-установки, такие, как, например, в городе Перт (Австралия), расходуют 3.5–4 кВт·ч). Следовательно, 1 МВт электрической мощности позволяет получать пресную воду в объеме около 6–6.9 тыс. м^3/сут. Термическим опреснительным установкам MSF (Multi-Stage Flash Distillation) и MED (Multi-Effect Distillation) требуется источник тепла с температурой 40–130 °С. Удельный расход энергии для них составляет порядка 3.8 кВт·ч/м^3 теплоэнергии, дополнительные 3.5 кВт·ч электричества необходимы для MSF и 1.5 кВт·ч – для парокомпрессионной дистилляции [15].

Таблица 3

Удельное потребление в зависимости от процесса опреснения

Тип опреснения	Тепло (кВт·ч/м^3)	Электроэнергия (кВт·ч/м^3)
MSF	100	3.5
MED	50	2.5
RO	0	3.5

Исходя из сравнительных характеристик по удельному энергопотреблению (см. табл. 3) наиболее привлекательной для реализации (тем более для масштабного производства воды в МАК с РУ ВБЭР) выглядит технология RO. Однако, при выборе технологии опреснения для конкретного проекта следует учитывать, что каждая технология имеет свои достоинства и недостатки.

К очевидным преимуществам технологии RO, по сравнению с выпарным опреснением, можно отнести существенно меньшие капитальные затраты на строительство (отсутствие большого количества металлоемких конструкций) и потребность только в электрической энергии, в то время, как для выпарных методов (MED и MSF) необходимо организовать получение пара в котле или отбор пара с паровой турбины. При этом на АЭС возникает необходимость создания промежуточного контура для того, чтобы избежать попадания радиоактивной среды в контур с опресняемой водой, что также приводит к большому количеству металлоемкого оборудования и снижает КПД использования отобранного тепла с турбины. Также учитывая особенности предлагаемого проекта, не представляется целесообразным передавать тепловую энергию (в виде пара) с АЭС на ОП через Керченский пролив, в то время как электрический энергомост (проложенный по дну Керченского пролива) там уже реализован.

Известно, что каждая электростанция работает по определенному графику выработки электроэнергии, существуют пиковые нагрузки и периоды с минимальной выработкой электроэнергии для внешних потребителей. При правильном использовании режимов подачи электроэнергии потребителям достигается значительный синергетический эффект. Например, наиболее целесообразно использовать вырабатываемую электроэнергию для нужд опреснения в часы минимальной нагрузки на энергосистему.

Упрощенная технологическая схема опреснительного блока МАК с ОУ системы RO представлена на рис. 4.

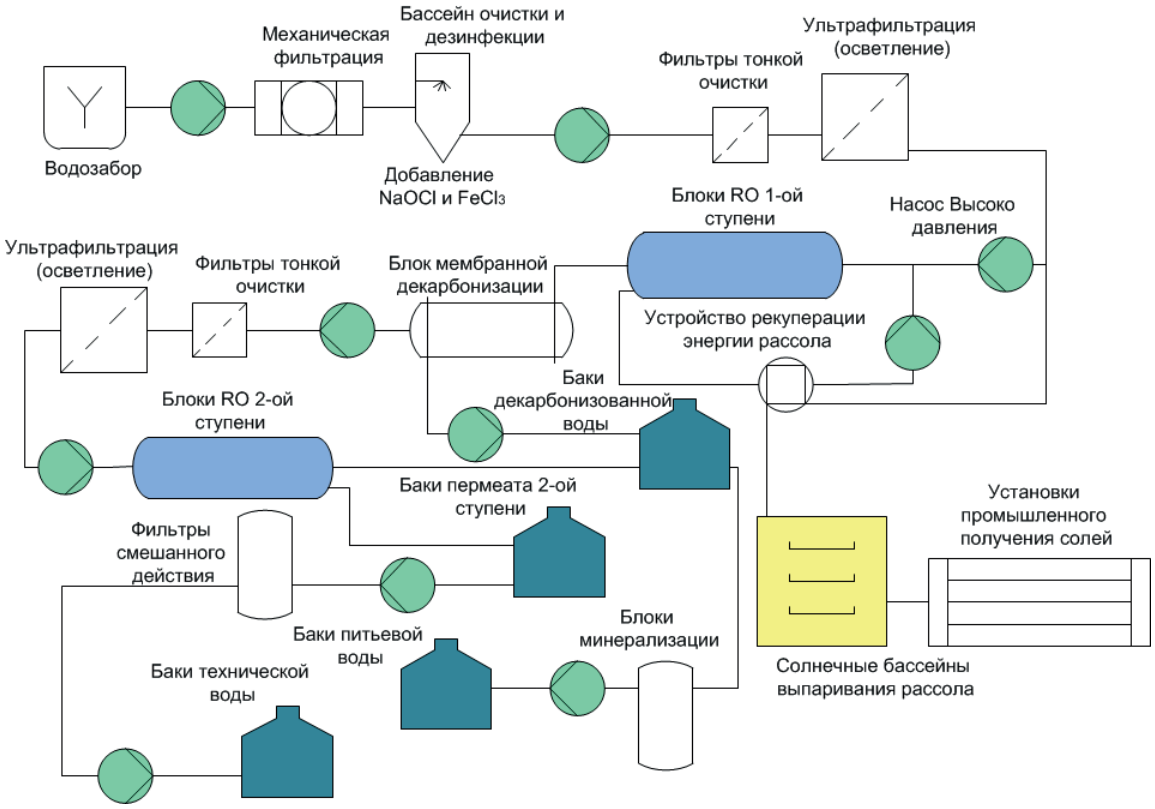


Рис. 4. Упрощенная технологическая схема водоподготовительного блока МАК с опреснительной установкой технологии RO

Система обессоливания морской воды должна обеспечивать следующие функции:

- очистку воды от растворенных минеральных и органических примесей;
- удаление растворенных газов из обессоленной воды;
- подачу обессоленной воды в баки технической воды на собственные нужды систем водоподготовки;
- поддержание необходимого количества обессоленной воды в баках запаса;
- контроль качества и количества обессоленной воды;
- подачу частично обессоленной воды на производство питьевой воды потребителям;
- подачу концентрата в баки запаса для дальнейшего извлечения промышленных солей.

Исходной водой для этой системы является осветленная вода из системы предварительной очистки исходной воды.

Производительность системы обессоливания должна быть определена с учетом:

- получения необходимого количества обессоленной воды для нужд систем водоподготовки;
- необходимости подачи частично обессоленной воды для приготовления воды питьевого качества;
- необходимости подачи частично обессоленной воды для производственно-противопожарного водоснабжения.

Качество обессоленной воды, используемой для собственных нужд ОУ, должно соответствовать требованиям, представленным в табл. 4 [16].

Таблица 4

Качество обессоленной воды

Показатель	Значение	Единица измерения
pH	6.5–7.5	единицы pH
Электропроводность при 25 °C	< 0.1 мкСм/см	мкСм/см
Кремнекислота (SiO_2)	< 10	мкг/дм^3
Общий органический углерод	< 100	мкг/дм^3
Кислород	< 100	мкг/дм^3
Кальций	< 5	мкг/дм^3
Магний	< 5	мкг/дм^3

Технико-экономический анализ МАК с РУ ВБЭР

С использованием программы DEEP (разработка МАГАТЭ [3]) авторами был выполнен технико-экономический анализ предлагаемого МАК. На рис. 5 представлена упрощенная технологическая схема МАК с основными параметрами энергетического (РУ ВБЭР-600) и опреснительного (установка RO) блоков.

Проведенный оценочный расчет показал, что стоимость опресненной воды будет составлять порядка 0.7 \$/м^3, что является вполне приемлемой ценой (составляющие цены представлены на рис. 6).

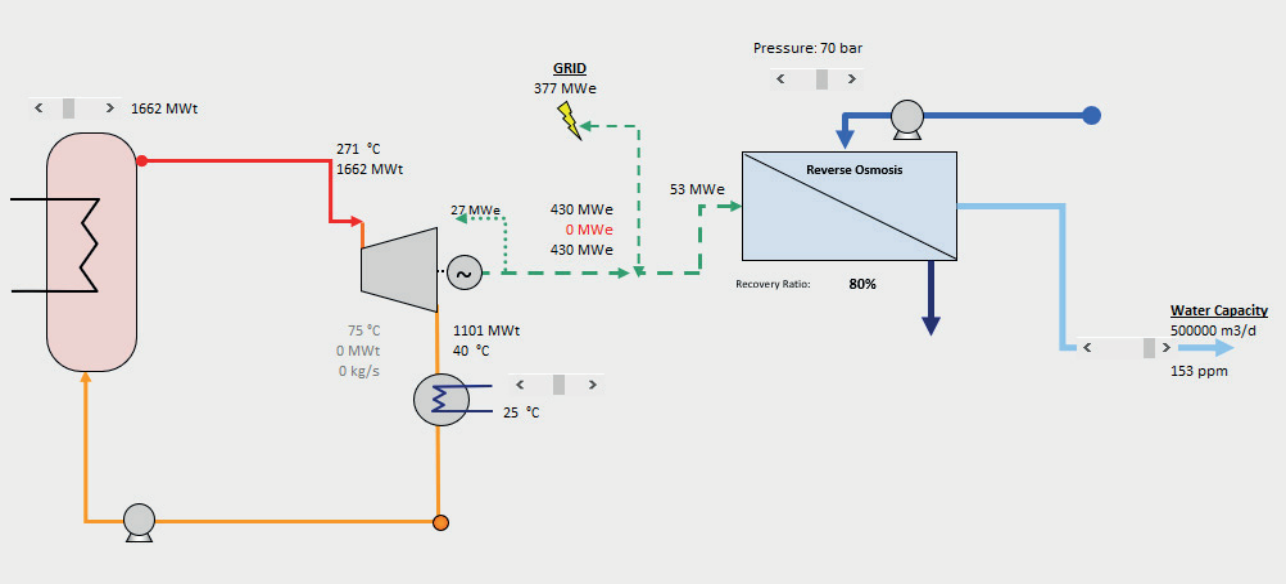


Рис. 5. Упрощенная технологическая схема МАК с РУ ВБЭР-600

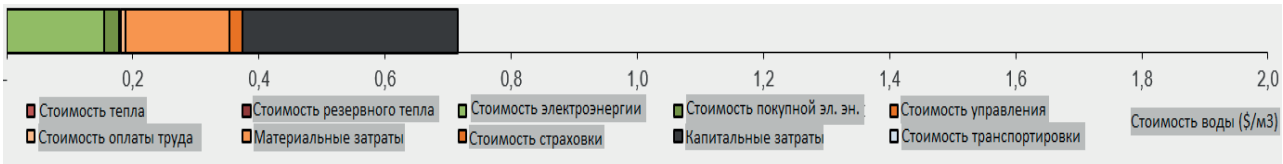


Рис. 6. Оценочная стоимость в $ за м^3 опресненной воды

При заявленных производительности ОП в 500 000 м^3/сут и тепловой мощности реактора в 1662 МВт возможно получить 337 МВт электрической энергии для выдачи во внешнюю энергосеть с целью нивелирования дефицита электроэнергии Краснодарская края. Стоит отметить, что при такой производительности по пресной воде на ОП будут накапливаться значительные объемы высококонцентрированного рассола (порядка 125 000 м^3/сут), который предлагается отправлять на дальнейшую переработку. Возможные пути экономически целесообразной утилизации (переработки) рассола авторами планируется детально исследовать в дальнейшей работе.

Чтобы оценить потенциально возможные преимущества использования в ОП перспективной гибридной технологии (сочетание двух технологий в комплексе RO+MED или RO+MSF) с различной степенью гибридизации вместо одной RO технологии опреснения был выполнен экономико-термодинамический анализ таких вариантов для МАК с РУ ВБЭР-600. Для этого использовалась программа «ЭТАЯОК» (экономико-термодинамический анализ ядерно-опреснительного комплекса), разработанная в Санкт-Петербургском политехническом университете Петра Великого.

В табл. 5 представлены результаты расчета стоимости за 1 м^3 опресненной воды при различных сочетаниях гибридной технологии и различной степени гибридизации.

Таблица 5

Стоимость опресненной воды

Степень гибридизации, %		0	10	20	30	40	50	60	70	80	90	100
Производительность, м³/сут	Технология	Стоимость опресненной воды, $/м³										
100000	RO+MED	0.678	0.769	0.833	0.898	0.963	1.030	1.098	1.167	1.237	1.308	1.379
100000	RO+MSF	0.678	0.865	0.985	1.107	1.231	1.358	1.486	1.618	1.751	1.887	2.021
250000	RO+MED	0.673	0.751	0.815	0.879	0.944	1.010	1.078	1.147	1.217	1.288	1.359
250000	RO+MSF	0.673	0.841	0.961	1.084	1.209	1.337	1.467	1.599	1.734	1.871	2.008
400000	RO+MED	0.670	0.745	0.809	0.873	0.938	1.004	1.072	1.140	1.210	1.281	1.353
400000	RO+MSF	0.670	0.832	0.953	1.076	1.202	1.330	1.460	1.594	1.729	1.867	2.005
500000	RO+MED	0.667	0.743	0.806	0.870	0.935	1.001	1.069	1.137	1.207	1.278	1.350
500000	RO+MSF	0.667	0.828	0.949	1.072	1.198	1.327	1.458	1.591	1.727	1.865	2.003

Экономико-термодинамический анализ свидетельствует, что степень гибридизации для ОП 0 %, т.е. использование в предлагаемом проекте МАК только технологии опреснения RO, является предпочтительным вариантом, поскольку цена за опресненную воду наименьшая.

Заключение

1. Использование в составе многоцелевого атомно-опреснительного комплекса ядерного энергетического реактора средней мощности ВБЭР-600 с блочной компоновкой паропроизводящей установки позволит обеспечить пресной водой, а также электрической и тепловой энергией регионы Крыма и Краснодарского края.
2. Предложенная в статье принципиальная схема вышеупомянутого комплекса с использованием обратноосмотической технологии опреснения морской воды характеризуется минимальными удельными энергозатратами на опреснение и может быть использована при создании технического и рабочего проектов комплекса.
3. При успешной реализации проекта предлагаемого комплекса Россия приобретёт уникальный опыт и возможность использования данного проекта как референтного для зарубежных стран-заказчиков, имеющих потребность в электроэнергии и пресной воде.

Литература

1. *Андрей Гурков*. Опреснение воды в Крыму: как дорого оно обойдется России и крымчанам? [Электронный ресурс] // Deutsche Welle. – URL: https://www.dw.com/ru/opresnenie-vody-v-krymu-kak-dorogo-ono-obojdetsja-rossii/a-56399577 (дата обращения 13 июля 2021).
2. *Лилия Ржеутская*. Опреснение воды в Крыму: как дорого оно обойдется России и крымчанам? [Электронный ресурс] // Deutsche Welle. – URL: https://www.dw.com/ru/krym-bez-vody-prevratitsja-v-pustynju-chto-govorjat-uchenye/a-55993098 (Дата обращения 19 июля 2021).

3. IAEA-TECDOC-1753. New Technologies for Seawater Desalination Using Nuclear Energy. International Atomic Energy Agency. – Vienna, 2015.

4. *Роман Мамчиц*. Всплеск на рынке опреснения воды. [Электронный ресурс] // Инвест-Форсайт: деловой журнал. – URL: https://www.if24.ru/vsplesk-na-rynke-opresneniya-vody/ (дата обращения 22 июля 2021).

5. Электроэнергетика. Министерство топливно-энергетического комплекса и жилищно-коммунального хозяйства Краснодарского края. [Электронный ресурс]. – URL: https://newgkh.krasnodar.ru/activity/elektroenergetika (Дата обращения 24 июля 2021).

6. Качество поверхностных вод / Федеральная служба по гидрометеорологии и мониторингу окружающей среды Российской Федерации. – Ростов-на-Дону, 2019.

7. Основные технические решения и характеристики энергоблока с реакторной установкой ВБЭР-600 для региональной энергетики // Безопасность, эффективность и экономика атомной энергетики: материалы девятой международной научно-технической конференции. – Москва, 2014.

8. *Денисов В.П.* Реакторные установки ВВЭР для АЭС – новые проекты реакторных установок ВВЭР / В.П. Денисов, Ю.Г. Драгунов. – Москва, 2002.

9. *Молчанов А.В.* Сооружение атомных электростанций нового поколения. Энергоблок АЭС с ВВЭР-640. – Санкт-Петербург, 2002.

10. *Плачкова С.Г.* Энергетика: история, настоящее и будущее: Книга 4. Развитие атомной энергетики и объединенных энергосистем. – Киев, 2013.

11. Полвека в атомном машиностроении: [К 50-летию Опыт.-конструкт. бюро машиностроения / Г.М. Антоновский, В.Е. Воронцов, И.С. Вотинцев и др.; под общ. ред. Ф.М. Митенкова]. – Н. Новгород: КиТиздат, 1997. – 303 с.

12. Страсти по средней мощности // Страна Росатом. – 2015. – № 20 (196).

13. *Благовещенский А.Я.* Каким хотелось бы видеть энергоблок с ВВЭР средней мощности / А.Я. Благовещенский, Л.Б. Гусев // Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок. – 2017. – № 2 (8). – С.8 – 14.

14. *Благовещенский А.Я.* Влияние типа парогенератора, его конструктивных и эксплуатационных характеристик на развитие атомной энергетики с двухконтурными энергоблоками ВВЭР / А.Я. Благовещенский, Л.Б. Гусев // Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок. – 2021. – № 1 (23). – С.11 – 20.

15. *Токмачев М.Г.* Опреснение воды с использованием ядерной энергии / М.Г. Токмачев, Г.В. Токмачев // Атомная техника за рубежом. – 2010. – № 9. – С. 9–13.

16. *Хохрякова Е.А.* Водоподготовка: справочник / Е.А. Хохрякова, Я.Е. Резник; под ред. С.Е. Беликова. – М.: Аква-Терм, 2007. – 240 с.

ПРАВИЛА ПОДАЧИ МАТЕРИАЛОВ

для публикации в рецензируемом научно-техническом сборнике «Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок»

Все материалы, предназначенные для опубликования в рецензируемом научно-техническом сборнике, должны направляться авторами в электронном виде на адрес foton@niti.ru (с пометкой: в редакцию научно-технического сборника).

В комплект материалов, направляемых в редакцию Сборника, должны входить в электронном виде:

- **текст статьи**, оформленной в соответствии с установленными редколлегией Требованиями к оформлению и содержанию статей, публикуемых в научно-техническом сборнике «Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок»;
- **копии документов** о возможности открытого опубликования статьи в сборнике «Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок»;
- **«Лицензионный договор»**, заполненный и подписанный всеми соавторами.

Файлы с шаблоном лицензионного договора **(license_agreement.doc)** и требованиями к оформлению статей **(Требования к оформлению.doc)** размещены на сайте **www.niti.ru** в рубрике **«Научно-технический сборник»**.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ И СОДЕРЖАНИЮ СТАТЕЙ,

публикуемых в научно-техническом сборнике «Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок»

Сборник публикует статьи и краткие сообщения о результатах теоретических и экспериментальных исследований и разработок, выполненных при создании, отработке и эксплуатации объектов с ЯЭУ на всём их жизненном цикле.

В Сборник принимаются статьи для опубликования основных результатов диссертационных работ на соискание ученых степеней доктора и кандидата наук, соответствующие тематике Сборника.

Все статьи, публикуемые в Сборнике, проходят рецензирование. Подготовка рецензий на поступающие для публикации в Сборнике статьи осуществляется независимыми рецензентами на условиях анонимности (для авторов).

Ответственный секретарь редколлегии Сборника организует процедуру рецензирования статей, а также взаимодействие между авторами и рецензентами в соответствии с «Положением об институте рецензирования статей научно-технического Сборника», утверждённым главным редактором и размещенным на интернет сайте **www.niti.ru** в рубрике **«Научно-технический сборник «Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок».**

После получения рецензии на статью редакция направляет автору перечень замечаний рецензента, которые должны быть учтены автором при подготовке окончательной версии статьи. После получения замечаний рецензента откорректированный автором вариант статьи направляется в редакцию Сборника в максимально короткие сроки (не более 14 календарных дней). Подготовленный и утвержденный к публикации вариант статьи редакция направляет автору для окончательного согласования.

Тематические рубрики научно-технического сборника

1. Стендовые испытания транспортных ЯЭУ.
2. Исследование динамики и создание технологий испытаний объектов с ЯЭУ.
3. Моделирование и исследование нейтронно-физических и теплогидравлических процессов объектов с ЯЭУ.
4. Технологии создания систем контроля и управления (СКУ) ЯЭУ.
5. Химические технологии обеспечения жизненного цикла ЯЭУ, радиохимические и материаловедческие исследования.
6. Исследование процессов при тяжёлых авариях на объектах атомной энергетики.
7. Влияние объектов атомной энергетики на окружающую среду.
8. Обеспечение экспериментальных исследований.
9. Дискуссионные вопросы развития атомной энергетики.
10. Информационные сообщения.

1. Условия опубликования статей

1.1 Представляемые для публикации статьи на русском языке должны обладать научно-практической актуальностью и новизной, содержать:

- **индекс универсальной десятичной классификации** для научных работ **(УДК)** приводится вместе с аббревиатурой УДК в верхнем левом углу первой страницы (классификационный индекс УДК должен подробно отражать тематику статьи);
- **заглавие** (название статьи на русском и английском языках, с указанием фамилий, и инициалов авторов, наименований и адресов организаций, в которых выполнялась работа);
- **аннотацию** на русском и английском языках (краткое описание цели и задачи проведенного исследования, а также возможности практического применения полученных результатов, что поможет читателю быстрее уяснить суть обсуждаемой проблемы); объём аннотации — 5–10 предложений;
- **ключевые слова** на русском и английском языках (7–10 слов);
- **основной текст** (включая введение в тематику проблемы или постановку задачи, описание методики исследования или экспериментальной части, описание основных результатов исследования, полученных автором с характеристикой их новизны и научно-практической актуальности, выводы);
- **список литературы**, оформленный в соответствии с правилами оформления, представленными ниже.

1.2 Соответствовать правилам оформления.

2. Правила оформления статей

2.1 Научная статья должна иметь ограниченный объём (7–12) страниц формата А4 книжной ориентации, включая таблицы, иллюстрации и список литературы (статьи большего объёма могут быть приняты к публикации по согласованию с Редакцией).

2.2 При форматировании текста статей необходимо придерживаться следующих **требований по оформлению:**

- все поля — по 20 мм.;
- формат страницы — А4 (книжной ориентации);
- шрифт основного текста — Times New Roman, размер шрифта — 12 пт.;
- название статьи пишется полужирным шрифтом **(Строчные, как в предложениях)**, размер шрифта — 16 пт.;
- наименование подразделов статьи пишется полужирным шрифтом **(Строчные, как в предложениях)** размер шрифта — 14 пт.;
- межстрочный интервал — одинарный;
- обязателен отступ первой строки абзаца;
- выравнивание текста по ширине;
- автоматическая расстановка переносов включена;
- нумерация страниц отсутствует;
- рисунки и таблицы располагаются по тексту;
- в подписях к рисункам пишется «Рис.», при ссылке на рисунок в тексте — рис.
- таблицы должны иметь название и нумероваться в порядке упоминания их в тексте арабскими цифрами; название таблицы после номера таблицы; все графы в таблице должны иметь заголовки и разделяться вертикальными линиями, а цифровой материал должен четко соответствовать строкам; сокращения слов в таблицах не допускается; при наличии в тексте одной таблицы с заголовком слово Таблица не пишется, и таблица не нумеруется;
- формулы набираются в редакторе формул «MS Equation», ссылки на формулу приводятся в круглых скобках — (1);
- в качестве разделителя в десятичных дробях используется точка;
- расшифровка физической величины (и других обозначений, например, аббревиатур) должна приводиться при первом упоминании их в тексте;
- количество рисунков, включая их разбивку на подрисунки, не должно превышать 10–12 для оригинальной статьи, 3 — для краткого сообщения;
- авторам следует избегать повторения одних и тех же данных на рисунках, в таблицах и тексте;
- ссылки на литературу приводятся в квадратных скобках — [1];

2.3 При подготовке иллюстраций и графических файлов необходимо придерживаться следующих рекомендаций.

2.3.1 Иллюстрации не должны иметь разрешение ниже 150 dpi. Рекомендуемое разрешение:

- Halftones (color or grayscale) — 300 dpi.
- Bitmap — 600–1200 dpi.

2.3.2 Иллюстрации не должны быть менее 6 см. по ширине (расположение на одну колонку) и более 17 см (на полосу).

2.3.3 Графики, диаграммы, схемы желательно готовить в векторных графических редакторах (CorelDRAW, Adobe Illustrator) и предоставлять в формате той программы, в которой они были выполнены (*.cdr, *.ai), или в формате *.eps. Для остальных иллюстраций желательны форматы *.tif, *.jpg.

2.3.4 Фотографии желательно предоставлять в двух вариантах. Первый — соответствующий оригиналу со всеми надписями и обозначениями; второй — чистый (без текста, обозначений и пр.). Желательный формат файлов (*.tif), (*.jpg).

2.4 В конце статьи помещается Список литературы. Библиографические записи в списке литературы оформляют согласно требованиями ГОСТ Р 7.0.100 –2018 и ГОСТ Р 7.05–2008.

2.5 Библиографические записи в списке литературы приводятся в той же последовательности, что и упоминаются в тексте статьи, или по алфавиту фамилий авторов, или первых слов заглавий документов (библиографические записи произведений авторов-однофамильцев располагают в алфавите их инициалов).

2.6 При наличии в списке литературы на других языках, кроме русского, образуется дополнительный алфавитный ряд.

2.7 Оформленные в соответствии с указанными выше правилами материалы статей пересылаются в редколлегию сборника в виде файла в формате «Microsoft Word». Размещаемые в статье рисунки (схемы, графики), фотографии прилагаются дополнительно в виде отдельных файлов формата *.tif, *.jpg. с требуемым разрешением.

2.8 Совместно с материалами статьи в редакцию авторами высылаются электронные копии документов о возможности открытого опубликования данных материалов в виде статьи в сборнике «Технологии обеспечения жизненного цикла ядерных энергетических установок».

2.9 При возникновении вопросов по подаче материала и его оформлению следует обращаться в редакцию научно-технического сборника.

2.10 **Адрес редакции:** 188540 Сосновый Бор, Ленинградская область, Копорское шоссе д. 72, ФГУП «НИТИ им. А.П. Александрова», телефон: 8 (813-69) 6-01-43, факс: 8 (813-69) 2-36-72; **E-mail: foton@niti.ru** — с пометкой «В редакцию научно-технического сборника».

Выпускающий редактор: Крюков Ю.В.

Дизайн и вёрстка: Куликова Е.В.

Подписано в печать 25.11.2021. Бумага офсетная. Гарнитура Таймс. Печать цифровая.
Формат 60×90/8. Усл.-печ. л.11,75. Заказ 41425. Тираж 100 экз.

Отпечатано в Типографии "Грейт Принт"
198095, Россия, Санкт-Петербург, ул. Швецова, д. 12, корп. 2, лит. А, пом. 6-Н, ком. 6
www.great-print.ru

Тел.: +7(812) 622-00-22