

НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ЦЕНТР
“КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ”

ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ

СЕРИЯ:

Физика ядерных реакторов

2025

ВЫПУСК

3

**НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ЦЕНТР
“КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ”**

**В О П Р О С Ы
А Т О М Н О Й
Н А У К И
И
Т Е Х Н И К И**

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

СЕРИЯ:

Физика ядерных реакторов

Издаётся с 1989 г.

ВЫПУСК 3

2025

Журнал “Вопросы атомной науки и техники” был учреждён в 1970 г. Министерством среднего машиностроения СССР и включал в себя несколько серий по различным направлениям атомной науки и техники. До 1989 г. статьи по проблематике физики ядерных реакторов публиковались в выпусках “Физика и методы расчёта ядерных реакторов” (с 1981 г., ИАЭ им. И.В. Курчатова,) и “Динамика ядерно-энергетических установок” (НИИ Механики ННГУ) в составе серии “Физика и техника ядерных реакторов”, а также в серии “Импульсные реакторы и простые критические сборки” (ВНИИЭФ). В настоящее время издание указанных выпусков и серии прекращено, и статьи по соответствующей тематике публикуются в журнале **“Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика ядерных реакторов” (ВАНТ. ФЯР)**, учреждённом в 1989 г. Национальным исследовательским центром “Курчатовский институт”.

Свидетельство о регистрации средства массовой информации ВАНТ. ФЯР —
ПИ № ФС77-66041 от 10.06.2016.

Международный классификатор — **ISSN 0205-4671.**

Подписной индекс **32067** в Каталоге подписных изданий Агентства “Урал-Пресс”.

Выходят пять выпусков в год.

Тематика журнала ВАНТ. ФЯР:

ядерные реакторы и ядерно-энергетические установки (ЯЭУ) различного типа и назначения, импульсные реакторы, критические сборки; теория ядерных реакторов и ЯЭУ, методы расчёта, вычислительные программы; экспериментальные методы, приборы и установки; расчётно-теоретические и экспериментальные исследования ядерных реакторов и ЯЭУ; динамика ядерных реакторов и ЯЭУ, контроль и управление; ядерная безопасность; радиационная защита; радиационная безопасность; гидродинамика и теплообмен; физико-технические проблемы ЯЭУ; исследования характеристик материалов и их изменения под воздействием облучения; обеспечение безопасной эксплуатации АЭС и других ядерных установок; топливный цикл ядерной энергетики; отдельные аспекты и общие проблемы ядерной энергетики.

Тематика журнала соответствует специальностям 1.2.2. “Математическое моделирование, численные методы и комплексы программ”, 1.3.2. “Приборы и методы экспериментальной физики”, 1.3.14. “Теплофизика и теоретическая теплотехника”, 2.4.9. “Ядерные энергетические установки, топливный цикл, радиационная безопасность”, 2.4.10. “Техносферная безопасность (в энергетике)” Номенклатуры специальностей научных работников.

Рукописи, поступающие в редакцию журнала, рецензируются.

Журнал включён в Перечень рецензируемых научных изданий ВАК, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание учёных степеней кандидата и доктора наук (1.2.2, 1.3.2, 1.3.14, 2.4.9).

Электронные копии журнала находятся в базе данных Научной Электронной Библиотеки www.elibrary.ru и на сайте НИЦ “Курчатовский институт” <http://nrcki.ru/>.

Журнал включён в Российский индекс научного цитирования (РИНЦ).

С 2011 г. статьи из журнала публикуются в переводе на английский язык в специальных выпусках журнала “Physics of Atomic Nuclei” (англоязычная версия русского журнала “Ядерная физика”), издаваемого компанией PLEIADES PUBLISHING Ltd (ISSN: 1063-7788 — печатная версия, ISSN: 1562-692X — электронная версия). Журнал “Physics of Atomic Nuclei”, включая выпуски с переводными статьями из журнала “Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика ядерных реакторов”, имеет цифровой идентификатор статей (DOI) и индексируется в SCOPUS, Science Citation Index, INIS Atomindex и других базах данных.

Редакционная коллегия:

Главный редактор — Ю.М. Семченков (НИЦ “Курчатовский институт”).

Заместители главного редактора: А.В. Жукова (НИЦ “Курчатовский институт”),
А.Н. Сизов (ФГУП “РФЯЦ — ВНИИЭФ”), Ю.А. Безруков (АО ОКБ “ГИДРОПРЕСС”).

Секретариат: Е.А. Старостина (НИЦ “Курчатовский институт”),
Е.В. Куличкова (ФГУП “РФЯЦ — ВНИИЭФ”), Н.А. Ясколко (АО ОКБ “ГИДРОПРЕСС”).

Члены редколлегии: В.Ю. Бландинский, С.М. Зарицкий, В.А. Иванов, М.А. Калугин, А.А. Ковалишин,
М.П. Лизоркин, А.А. Тутнов, В.С. Устинов, А.М. Федосов, П.А. Фомиченко,
А.Л. Шимкевич (НИЦ “Курчатовский институт”),

С.В. Воронцов, А.А. Девяткин, А.А. ПикULEV (ФГУП “РФЯЦ — ВНИИЭФ”),
А.В. Лукин, Ю.А. Соколов (ФГУП “РФЯЦ — ВНИИТФ”), Н.В. Щукин (НИЯУ МИФИ),
А.А. Николаев, В.П. Семишкин, М.А. Увакин, А.Н. Чуркин (АО ОКБ “ГИДРОПРЕСС”).

При перепечатке и цитировании ссылка на журнал обязательна.

Перепечатка материалов допускается только с письменного разрешения редакции.

СОДЕРЖАНИЕ

Гольцев А.О. СТАРТ4 — программа комплексного расчёта ядерного реактора в $R-Z$ -геометрии..... 5

*Гольцев А.О., Гераскин И.Н., **Попов С.В.*** Двухтемпературная модель теплопроводности для твэла с гетерогенными источниками тепла в программе СТАРТ4 15

Гольцев А.О., Гераскин И.Н., Олексюк Д.А. Расчёт запроектной аварии исследовательского ядерного реактора при различных моделях разрушения топлива..... 23

Сальников М.И., Пинегин А.А., Афанасьев Д.В., Рыжов А.А. Оценка неопределённостей коэффициентов реактивности активной зоны ВВЭР большой мощности на основе обработки экспериментов по ксеноновым колебаниям.... 30

Музафаров А.Р., Савандер В.И. Совместное использование выгорающих поглотителей на основе гадолиния и эрбия при удлинённых топливных кампаниях в реакторах типа ВВЭР-100042

Блохин Н.О., Скороходов Д.Н., Мильто В.А. Усовершенствованный метод исключённого ДПЗ50

Колокол А.С., Кочкин В.Н., Курченков А.Ю., Познырев Е.Н., Решетников А.А., Федотов А.С. Экспериментальное исследование фоновых токов в линиях связи ДПЗ 59

Небольсин В.О. Метод измерения объёмной активности инертных радиоактивных газов в аварийном режиме на АЭС..... 67

Баусов А.М., Чуркин А.Н. Результаты предварительного анализа пускового режима одноконтурной ЯЭУ ВВЭР-СКД 76

Кириш В.А., Беклемишева А.В., Коломытова М.Г., Кузнецов Ю.Н., Саркисов В.Г., Беклемишев В.Н., Стельмак С.Е., Александров П.А. Моделирование охлаждения ядерной энергетической установки с помощью лунного реголита 91

Поваров П.В., Тучков М.Ю. Способы повышения динамической устойчивости энергоблока с ВВЭР-1200..... 99

CONTENTS

Goltsev A.O. СТАРТ4 — a Program for Complex Calculation of a Nuclear Reactor in $R-Z$ -geometry5

*Goltsev A.O., Geraskin I.N., **Popov S.V.*** Two-temperature Thermal Conductivity Model for Fuel Rods with Heterogeneous Heat Sources in the СТАРТ4 code.....15

Goltsev A.O., Geraskin I.N., Oleksyuk D.A. Research Nuclear Reactor Beyond-Design-Basis Accident Analysis using Various Fuel Failure Models23

Salnikov M.I., Pinegin A.A., Afanasiev D.V., Ryzhov A.A. Assessment of VVER Core Reactivity Coefficients Uncertainties Based on Xenon Oscillation Experiments Processing30

Muzafarov A.R., Savander V.I. Combined Application of Gadolinium and Erbium Burnable Absorbers in Extended VVER-1000 Fuel Cycles.....42

Blokhin N.O., Skorokhodov D.N., Milto V.A. Modernized Excluded SPND Method.....50

Kolokol A.S., Kochkin V.N., Kurchenkov A.Yu., Poznyrev E.N., Reshetnikov A.A., Fedotov A.S. Experimental Study of Background Currents in SPND Two-Wire Signal Cable.....59

Nebolsin V.O. Noble Radioactive Gases Volumetric Activity Measurement Method in NPP Accident Conditions67

Baisov A.M., Churkin A.N. Preliminary Startup Mode Analysis Results for Single-Circuit VVER-SKD Nuclear Power Plant..... 76

Kirsh V.A., Beklemisheva A.V., Kolomytova M.G., Kuznetsov Yu.N., Sarkisov V.G., Beklemishev V.N., Stelmak S.E., Aleksandrov P.A. Simulated Nuclear Power Facility Cooldown Using Lunar Regolith.....91

Povarov P.V., Tuchkov M.Yu. Methods to Improve Dynamic Stability of VVER-1200 Power Units ..99

Rozhkov A.V., Kurskiy R.A., Bragin A.S., Zubov O.O., Shishkin A.A., Grekhov M.M. Temperature Dependences of Hydrides Dissolution and Precipitation in Unirradiated E110 Alloy Cladding under Different Temperature Scenarios 106

<i>Рожков А.В., Курский Р.А., Брагин А.С., Забуров О.О., Шишкин А.А., Грехов М.М.</i> Температурные зависимости растворения и выделения гидридов в оболочках твэлов из сплава Э110 в необлучённом состоянии при различных температурных сценариях	106
<i>Дерябин И.А., Королев В.В., Курбатова С.В., Курносков М.М., Сорокин Г.С.</i> Определение напряжённого состояния оборудования РУ ВВЭР по показаниям наружных температурных датчиков с применением методов машинного обучения	114
<i>Родионов И.А., Сапрыкин Д.К.</i> Варианты оценки предварительных значений предельно допустимых выбросов радиоактивных веществ с целью выполнения требований к размеру санитарно-защитной зоны проектируемых АЭС	121
<i>Deryabin I.A., Korolev V.V., Kurbatova S.V., Kurnosov M.M., Sorokin G.S.</i> Application of Machine Learning Methods for VVER Equipment Stress Calculation Based on External Thermocouples.....	114
<i>Rodionov I.A., Saprykin D.K.</i> Assessment Options for Preliminary Estimates of Maximum Permissible Radioactive Releases to Comply with Sanitary Protection Zone Size Requirements in NPP Design	121

УДК 621.039

СТАРТ4 — программа комплексного расчёта ядерного реактора в R — Z -геометрии

А.О. Гольцев,

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 10.07.2024

После доработки — 02.09.2025

Принята к публикации 05.09.2025

Программа СТАРТ4 (Calculation Transient Atomic Power and Temperature, version 4) предназначена как для моделирования стационарного состояния реактора со всеми основными обратными связями, так и для проведения расчётных исследований нестационарных процессов любой длительности (выгорание и перегрузка топлива, ксеноновые процессы, пуск и остановка реактора, ряд аварийных процессов) без учёта влияния оборудования внешнего контура. Эта программа разрабатывалась специально для проведения расчётных исследований характеристик реактора на этапе выработки его концепции и выбора основных конструктивных решений: размеров реактора, вида ТВЭЛов (плоские, цилиндрические, сферические), структуры активной зоны (однородная или кластерно-канальная), режима перегрузок топлива, типа теплоносителя (газ, жидкость, жидкий металл) и пр.

Ключевые слова: ядерный реактор, нестационарные процессы, расчётное моделирование, обратные связи, R — Z -геометрия.

СТАРТ4 — a Program for Complex Calculation of a Nuclear Reactor in R — Z -geometry. A.O. Goltsev, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.

The СТАРТ4 code (Calculation Transient Atomic Power and Temperature, version 4) is designed both for modeling the stationary state of a reactor with all major feedbacks, and for conducting computational studies of non-stationary processes of any duration (burnout and fuel overload, xenon processes, reactor start-up and shutdown, a number of emergency processes) without taking into account the influence of equipment the outer contour. This code was developed specifically for conducting computational studies of reactor characteristics at the stage of developing its concept and selecting basic design solutions: reactor dimensions, fuel element type (flat, cylindrical, spherical), core structure (homogeneous or duct) and fuel overload mode, type of coolant (gas, liquid, liquid metal), etc.

Key Words: nuclear reactor, non-stationary processes, computational modeling, feedback, R — Z -geometry.

EDN: TDXUOA

Введение

Программа СТАРТ4¹ [1] предназначена для моделирования стационарного состояния и переходных процессов в ядерном реакторе на стадии концептуальной проработки его конструкции и эскизного проектирования. Именно по этой причине было решено ограничиться R — Z -геометрией и описывать перенос нейтронов в многогрупповом диффузионном приближении. На рис. 1 схематично показано обычное сеточное разбиение такой расчётной области в R — Z -геометрии на NR зон по радиусу и NZ зон по высоте. Размеры расчётных сеток нейтронно-физического и теплогидравлического расчётов реактора сделаны совпадающими.

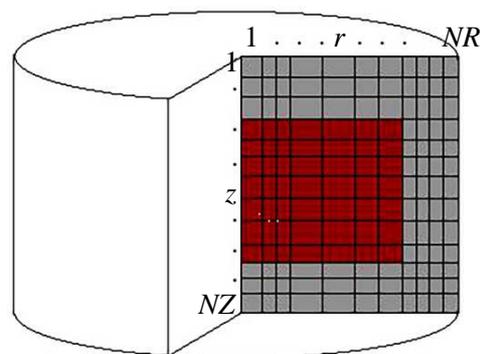


Рис. 1. Сеточное разбиение расчётной области в R — Z -геометрии

Принципиальная блок-схема программы СТАРТ4 приведена на рис. 2. Эту упрощённую схему можно рассматривать или как схему расчёта стационарного состояния реактора, тогда выход из цикла осуществляется после выполнения одного или нескольких условий сходимости, или как схему расчёта нестационарного процесса, тогда выход из цикла осуществляется по достижении времени окончания моде-

¹Свидетельство о государственной регистрации № 2019614574 от 21.05.2019, аттестована Ростехнадзором применительно к расчётам нестационарных процессов в исследовательском водоохлаждаемом реакторе (аттестационный паспорт № 545 от 28.12.2021).

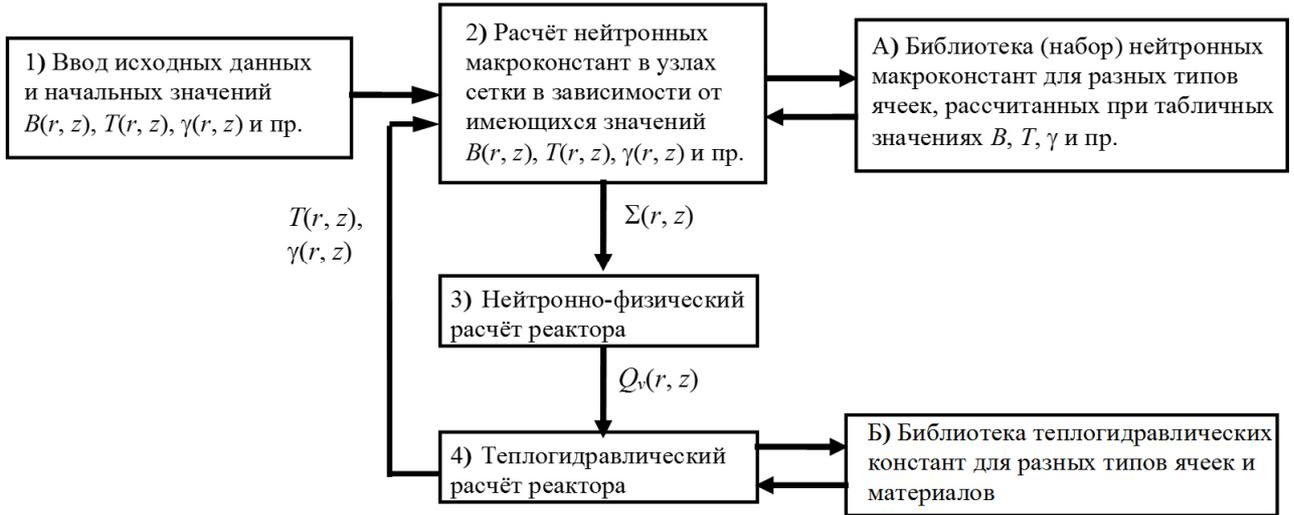


Рис. 2. Упрощённая блок-схема нейтронно-теплогидравлического расчёта реактора в программе СТАРТ4 ($B(r, z)$, $T(r, z)$, $\gamma(r, z)$, $\Sigma(r, z)$, $Q_v(r, z)$ — выгорание топлива, температура, плотность теплоносителя, сечения и объёмное энерговыделение в узлах расчётной сетки соответственно)

лируемого процесса. Если рассчитывается относительно длительный нестационарный процесс, тогда в этот цикл ещё добавляется блок расчёта выгорания и изменения изотопного состава.

Нейтронно-физический расчёт реактора

Первым шагом при расчётном моделировании нестационарных процессов является расчёт исходного состояния реактора, при котором он стационарен, пусть даже и подкритичен ($K_{эф} < 1$). Энергетическая шкала разбивается на NE групп. Решается нестационарное диффузионное уравнение баланса нейтронов для каждой (i -й) группы совместно с уравнениями для источников запаздывающих нейтронов (количество групп источников — NN).

$$\frac{dn_i(\mathbf{r})}{dt} = \nabla D_i(\mathbf{r}) \nabla \Phi_i(\mathbf{r}) - (\Sigma_{a_i}(\mathbf{r}) + \Sigma_{d_i}(\mathbf{r})) \Phi_i(\mathbf{r}) + Q_i(\mathbf{r});$$

$$\frac{dC_l(\mathbf{r})}{dt} = -\lambda_l C_l(\mathbf{r}) + \beta_l \sum_{j=1}^{NE} \nu_j \Sigma_{f_j}(\mathbf{r}) \Phi_j(\mathbf{r});$$

$$Q_i(\mathbf{r}) = (1 - \beta) \chi_{m_i} \sum_{j=1}^{NE} \nu_j \Sigma_{f_j}(\mathbf{r}) \Phi_j(\mathbf{r}) + \sum_{l=1}^{NN} \chi_{\lambda_{il}} \lambda_l C_l(\mathbf{r}) + \sum_{j=1, j \neq i}^{NE} \Sigma_{i \rightarrow j}(\mathbf{r}) \Phi_j(\mathbf{r}) + S_i(\mathbf{r}),$$

$$\beta = \sum_{l=1}^{NN} \beta_l, \quad \Sigma_{d_i}(\mathbf{r}) = \sum_{j=1, j \neq i}^{NE} \Sigma_{i \rightarrow j}(\mathbf{r}),$$

$$i = 1, \dots, NE, \quad l = 1, \dots, NN,$$

где $n_i(\mathbf{r})$ — плотность нейтронов; $\Phi_i(\mathbf{r}) = n_i(\mathbf{r}) v_i(\mathbf{r})$ — поток нейтронов; $v_i(\mathbf{r})$ — скорость нейтронов; $D_i(\mathbf{r})$ — коэффициент диффузии; $\Sigma_{a_i}(\mathbf{r})$ — сечение поглощения; $\nu_j \Sigma_{f_j}(\mathbf{r})$ — сечение образования нейтронов деления; $\Sigma_{d_i}(\mathbf{r})$ — сечение увода из группы при рассеянии; $\Sigma_{i \rightarrow j}(\mathbf{r})$ — сечение перевода из группы i в группу j при рассеянии; $S_i(\mathbf{r})$ — внешний источник нейтронов; χ_m — спектр мгновенных нейтронов деления; $C_l(\mathbf{r})$ — концентрация предшественников запаздывающих нейтронов в группе l ; χ_{λ_l} — спектр запаздывающих нейтронов в группе l ; β_l — доля запаздывающих нейтронов в группе l ; λ_l — постоянная распада предшественника запаздывающих нейтронов в группе l .

Для решения конечно-разностного аналога этой системы уравнений используется неявная схема Кранка—Никольсона.

Нейтронно-физические константы

Материалы в программе СТАРТ4 делятся на два типа — выгорающие и невыгорающие. Такое деление обусловлено чисто алгоритмическими причинами, вызванными стремлением к экономии оперативной памяти. Считается, что все константы (макро- и микросечения, коэффициенты диффузии, групповые скорости нейтронов и т.п.) зависят от трёх переменных: температуры топлива T_f , температуры замедлителя T_m и плотности теплоносителя γ . Инфор-

мация о том, какой материал считать топливом, какой замедлителем, а какой теплоносителем, задаётся в исходных данных. Функциональная зависимость всех констант в каждой группе нейтронов от этих переменных — единообразна — это разложение функции трёх переменных в ряд Тейлора:

$$\begin{aligned} \Sigma(T_f, T_m, \gamma) = & A_0 + A_1(T_f - T_f^0) + A_2(T_f - T_f^0)^2 + \\ & + A_3(T_m - T_m^0) + A_4(T_m - T_m^0)^2 + A_5(\gamma - \gamma^0) + \\ & + A_6(\gamma - \gamma^0)^2 + A_7(T_f - T_f^0)(T_m - T_m^0) + \\ & + A_8(T_f - T_f^0)(\gamma - \gamma^0) + A_9(T_m - T_m^0)(\gamma - \gamma^0), \\ A_0 = & \Sigma(T_f^0, T_m^0, \gamma^0). \end{aligned}$$

Коэффициенты A_0, \dots, A_9 вычисляются в самом начале расчёта на этапе ввода информации из библиотек макроконстант. Для выгорающих материалов эти коэффициенты не постоянны, а зависят от выгорания (энерговыворотки) B и в процессе расчёта интерполируются между вычисленными табличными значениями.

Файл библиотеки констант может быть создан как “вручную”, так и при помощи программных средств. Для программы СТАРТ4 созданы три такие программы-конвертеры, которые из выходных файлов программ ДРАКОН [2], WIMS-D4 [3] и UNK [4] готовят файлы библиотеки констант программы СТАРТ4.

По мере ввода библиотеки констант для каждого значения выгорания, для каждого макро- или микросечения, для каждой энергетической группы проводится вычисление коэффициентов A_0, \dots, A_9 для того, чтобы данную константу можно было вычислять по указанной формуле. В процессе нейтронно-физического расчёта при вычислении констант в зонах с выгорающими материалами значения коэффициентов A_0, \dots, A_9 , соответствующие требуемой энерговыворотке (выгоранию), предварительно вычисляются посредством линейной интерполяции между значениями для заданных точек выгорания.

После того, как основной массив констант вычислен, к сечению поглощения добавляется поглощение на ^{135}Xe , ^{149}Sm и выгорающих поглотителях (ВП) (если они в данной зоне имеются). Кроме этого, если в данной зоне имеется стержень СУЗ, который в программе СТАРТ4 моделируется постоянной и ни от чего не зависящей добавкой к сечению поглощения $\Delta\Sigma_{\text{СУЗ}}$, то эта добавка также приплюсовывается к сечению поглощения, т.е. окончательно:

$$\begin{aligned} \Sigma_a(T_f, T_m, \gamma, B, \text{Xe}, \text{Sm}, \text{ВП}, \text{СУЗ}) = \\ = \Sigma_a(T_f, T_m, \gamma, B) + \sigma_{\text{Xe}}(T_f, T_m, \lambda, B)\rho_{\text{Xe}} + \\ + \sigma_{\text{Sm}}(T_f, T_m, \gamma, B)\rho_{\text{Sm}} + \\ + \sum_{n=1}^{N_{\text{ВП}}} \sigma_n^{\text{ВП}}(T_f, T_m, \lambda, B)\rho_n^{\text{ВП}} + \Delta\Sigma_{\text{СУЗ}}. \end{aligned}$$

Если в одной зоне расчётной сетки находятся твэлы (или ТВС) с разным выгоранием, как, например, в ВТГР с шаровыми твэлами, который работает по принципу многократных перегрузок шаровых твэлов (реакторы AVR, ВГР50 и др.), то средние сечения для данной зоны вычисляются по формуле

$$\bar{\Sigma} = \frac{1}{K} \sum_{i=1}^K \Sigma(B_i),$$

где K — кратность циркуляции (или кратность перегрузок) твэлов; B_i — энерговыворотка (выгорание) твэла, который i -й раз проходит активную зону (о вычислении B_i см. далее). При этом температура всех твэлов вне зависимости от их выгорания считается одинаковой.

В данной версии программы СТАРТ4 отсутствует возможность учёта так называемых “нептуниевых” (в быстрых реакторах) и “протактиниевых” (в реакторах с ториевым топливом) эффектов.

Расчёт энерговыворота

Тепло в ядерном реакторе может выделяться не только за счёт реакции деления, но также и за счёт реакций β -распада, замедления и поглощения нейтронов, замедления гамма-квантов и др. Обычно принято делить энерговыворотку на “мгновенное” и “запаздывающее” [5]. В программе СТАРТ4 полное энерговыворота в каждой зоне реактора вычисляется как сумма двух составляющих — мгновенного энерговыворота Q^f и запаздывающего Q^t .

Мгновенное энерговыворота:

$$Q^f(r, z) = E_f \sum_{i=1}^{NE} \Sigma_f^i(r, z) \Phi^i(r, z),$$

где $E_f = 2,85 \cdot 10^{-11}$ Вт/деление; NE — число энергетических групп.

Составляющая от запаздывающего энерговыворота вычисляется по данным из работы [6], где расчёт остаточного энерговыворота от продуктов деления ^{235}U в топливе, выгруженном из реактора, рекомендуется вести по формуле

$$Q^t(r, z) = \sum_{i=1}^{31} \beta_i \exp(-\lambda_i \tau) \left[\frac{\text{эВ}}{\text{деление} \cdot \text{см}^3} \right],$$

где β_i и λ_i — константы аппроксимирующего полинома [6].

В программе СТАРТ4 как в стационарном, так и в нестационарном режимах остаточное энерговыделение в каждой зоне реактора вычисляется по единой формуле

$$Q^r(r, z) = \sum_{i=1}^{31} \lambda_i r_i(r, z),$$

где в стационарном режиме $r_i(r, z) = \frac{\beta_i}{\lambda_i^2} \Sigma_f \Phi$

(здесь $\Sigma_f \Phi = \sum_{j=1}^{NE} \Sigma_f^j(r, z) \Phi^j(r, z)$).

В нестационарном расчёте вычисление $r_i(r, z)$ ведётся пошагово ($i = 1, \dots, 31$):

$$r_i(\tau + \Delta\tau, r, z) = r_i(\tau, r, z) \exp(-\lambda_i \Delta\tau) + \frac{\beta_i}{\lambda_i^2} \Sigma_f \Phi (1 - \exp(-\lambda_i \Delta\tau)).$$

Следует обратить внимание на то, что сумма $\sum_{i=1}^{31} \frac{\beta_i}{\lambda_i}$ является не чем иным, как количе-

ством тепла, сосредоточенного в источниках запаздывающего энерговыделения, образующихся в одном акте деления, т.е.

$E_\tau = \sum_{i=1}^{31} \frac{\beta_i}{\lambda_i} = 1,8668 \cdot 10^{-12}$ Вт/деление. При этом

$E_\tau / (E_f + E_\tau) = 0,0615$, или 6,15% от энергии, выделяющейся в одном акте деления.

Суммарное объёмное энерговыделение $Q(r, z)$ в зоне (r, z) расчётной сетки складывается из мгновенного $Q^f(r, z)$ и запаздывающего $Q^r(r, z)$ энерговыделений:

$$Q(r, z) = Q^f(r, z) + Q^r(r, z).$$

Энерговыделение в замедлителе (воде)

$$Q^H(r, z)$$

Если в зоне (r, z) есть вода, тогда к гомогенному энерговыделению $Q(r, z)$ добавляется энерговыделение от замедления нейтронов $Q_{r,z}^H$. При этом предполагается, что всё замедление, т.е. сброс энергии и соответственно передача её ядрам среды, идёт только на материале замедлителя (воде — лёгкой или тяжёлой):

$$Q^H(r, z) = \frac{m_n}{2} \sum_{i=1} \sum_{j=1}^{i \rightarrow j} (v_i^2 - v_j^2) \Sigma_s(r, z) \Phi^j(r, z),$$

где i и j — индексы групп нейтронов; v_i и v_j — скорости нейтронов в группах; m_n — масса нейтрона.

По этой формуле вычисляется гомогенное энерговыделение в зоне (r, z) . Энерговыделение, собственно, в воде (т.е. то, что даёт вклад в подогрев воды) увеличивается в $1/P$ раз, где P — объёмная доля воды в зоне (r, z) .

Расчёт выгорания

В программе СТАРТ4 выгорание топлива $B(r, z)$ может рассчитываться для двух типов активных зон: для традиционной активной зоны (топливо неподвижно) и для активной зоны с движущимся топливом (ВТГР с шаровыми твэлами, солевой реактор и др.). В первом случае изменение выгорания топлива за время $\Delta\tau$ рассчитывается по формуле

$$B(\tau + \Delta\tau, r, z) = B(\tau, r, z) + (E_f + E_\tau) \sum_{i=1}^{NE} \Sigma_f^i \Phi^i(r, z) \Delta\tau,$$

где

$$E_f = 2,85 \cdot 10^{-11} \text{ Вт/деление};$$

$$E_\tau = 1,8668 \cdot 10^{-12} \text{ Вт/деление}.$$

Во втором случае в программе СТАРТ4 предполагается, что:

— твэлы (или объём топлива), загружаемые в радиальную зону r , движутся в этой зоне сверху вниз с постоянной скоростью V_r ;

— при движении твэлов (объёмов) отсутствует их радиальное перемещение;

— при многократном прохождении через реактор твэлы (объёмы топлива), выгружаемые из реактора, в очередной раз могут быть равновероятно загружены в любую радиальную зону.

Алгоритм расчёта выгорания топлива в реакторе с шаровыми твэлами при многократной циркуляции в стационарном режиме (режим установившихся перегрузок) показан на рис. 3. В нестационарном процессе расчёт выгорания топлива ведётся по формуле для стационарного случая с одновременным прямым моделированием перемещения при перегрузке шаровых твэлов. Значения выгорания $B_{r,z}^K$ используются для вычисления по интерполяционным формулам макроскопических сечений для зоны (r, z) так, как описано ранее.

Вычисление концентраций ^{135}Xe и ^{149}Sm , важных при анализе нестационарных процессов в реакторах на тепловых нейтронах, осуществляется в отдельном программном блоке. Их стационарные концентрации вычисляются по формулам

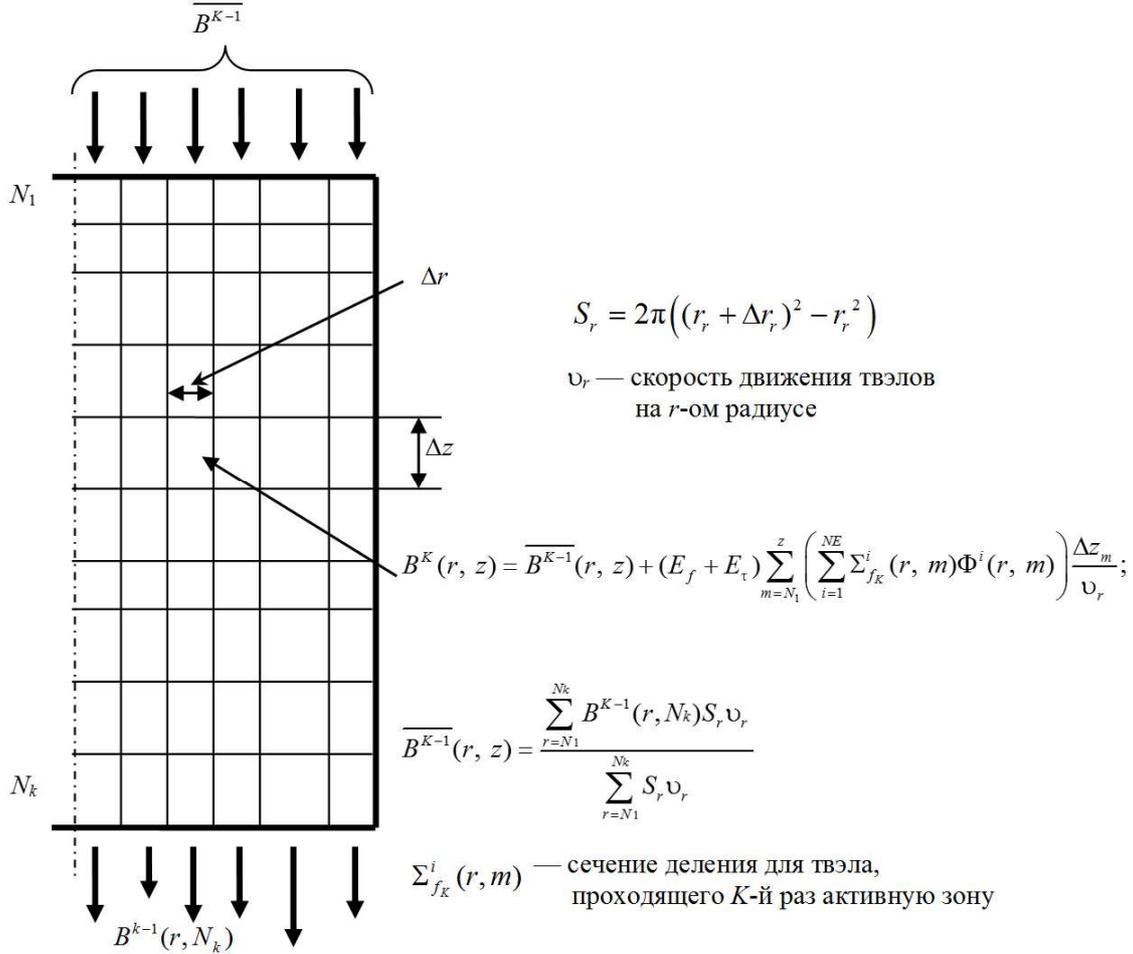


Рис. 3. Схема расчёта выгорания в реакторе с движущимся топливом

$$\rho_{r,z}^I = \frac{\gamma_I}{\lambda_I} \Sigma_f \Phi; \quad \rho_{r,z}^{Xe} = \frac{(\gamma_I + \gamma_{Xe})}{(\lambda_{Xe} + \sigma^{Xe} \Phi)} \Sigma_f \Phi;$$

$$\rho_{r,z}^{Pm} = \frac{\gamma_{Pm}}{\lambda_{Pm}} \Sigma_f \Phi; \quad \rho_{r,z}^{Sm} = \frac{\gamma_{Pm}}{\sigma^{Sm} \Phi} \Sigma_f \Phi;$$

$$\Sigma_f \Phi = \sum_{i=1}^{NG} \Sigma_{f_{i,r,z}} \Phi_{i,r,z}; \quad \sigma_a \Phi = \sum_{i=1}^{NG} \sigma_{a_{i,r,z}} \Phi_{i,r,z},$$

где $\gamma_I, \gamma_{Xe}, \gamma_{Pm}$ — кумулятивные выходы при делении $^{135}\text{I}, ^{135}\text{Xe}$ и ^{149}Pm ; $\lambda_I, \lambda_{Xe}, \lambda_{Pm}$ — постоянные распада $^{135}\text{I}, ^{135}\text{Xe}$ и ^{149}Pm .

В нестационарных процессах изменение концентраций ^{135}Xe и ^{149}Sm , а также их предшественников ^{135}I и ^{149}Pm на интервале $\Delta\tau$, в течение которого поток нейтронов предполагается постоянным, вычисляется по формулам

$$\begin{aligned} \rho_I(\tau + \Delta\tau)_{r,z} &= \rho_I(\tau)_{r,z} \exp(-\lambda_I \Delta\tau) + \\ &+ \gamma_I \Sigma_f \Phi (1 - \exp(-\lambda_I \Delta\tau)) / \lambda_I; \\ \rho_{Xe}(\tau + \Delta\tau)_{r,z} &= \rho_{Xe}(\tau)_{r,z} \exp(-\lambda_{Xe} \Delta\tau) + \\ &+ (\gamma_I + \gamma_{Xe}) \Sigma_f \Phi (1 - \exp(-\lambda_I \Delta\tau)) / (\lambda_I + \sigma^{Xe} \Phi) + \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &+ (\lambda_I \rho_I(\tau)_{r,z} - \gamma_I \Sigma_f \Phi) (\exp(-\lambda_I \Delta\tau) - \\ &- \exp(-(\lambda_{Xe} + \sigma^{Xe} \Phi) \Delta\tau)) / (\lambda_{Xe} + \sigma^{Xe} \Phi - \lambda_I); \\ \rho_{Pm}(\tau + \Delta\tau)_{r,z} &= \rho_{Pm}(\tau)_{r,z} \exp(-\lambda_{Pm} \Delta\tau) + \\ &+ \gamma_{Pm} \Sigma_f \Phi (1 - \exp(-\lambda_{Pm} \Delta\tau)) / \lambda_{Pm}; \\ \rho_{Sm}(\tau + \Delta\tau)_{r,z} &= \rho_{Sm}(\tau)_{r,z} \exp(-\sigma^{Sm} \Phi \Delta\tau) + \\ &+ \gamma_{Pm} \Sigma_f \Phi (1 - \exp(-\sigma^{Sm} \Phi \Delta\tau)) / \sigma^{Sm} \Phi + \\ &+ (\lambda_{Pm} \rho_{Pm}(\tau)_{r,z} - \gamma_{Pm} \Sigma_f \Phi) (\exp(-\lambda_{Pm} \Delta\tau) - \\ &- \exp(-\sigma^{Sm} \Phi \Delta\tau)) / (\sigma^{Sm} \Phi - \lambda_{Pm}), \end{aligned}$$

где

$$\begin{aligned} \Sigma_f \Phi &= \sum_{i=1}^{NE} \Sigma_f^i(r, z) \Phi^i(r, z); \\ \sigma^{Xe} \Phi &= \sum_{i=1}^{NE} \sigma_{d_{Xe}}^i(r, z) \Phi^i(r, z); \\ \sigma^{Sm} \Phi &= \sum_{i=1}^{NE} \sigma_{d_{Sm}}^i(r, z) \Phi^i(r, z); \end{aligned}$$

остальные обозначения в формулах — стандартные.

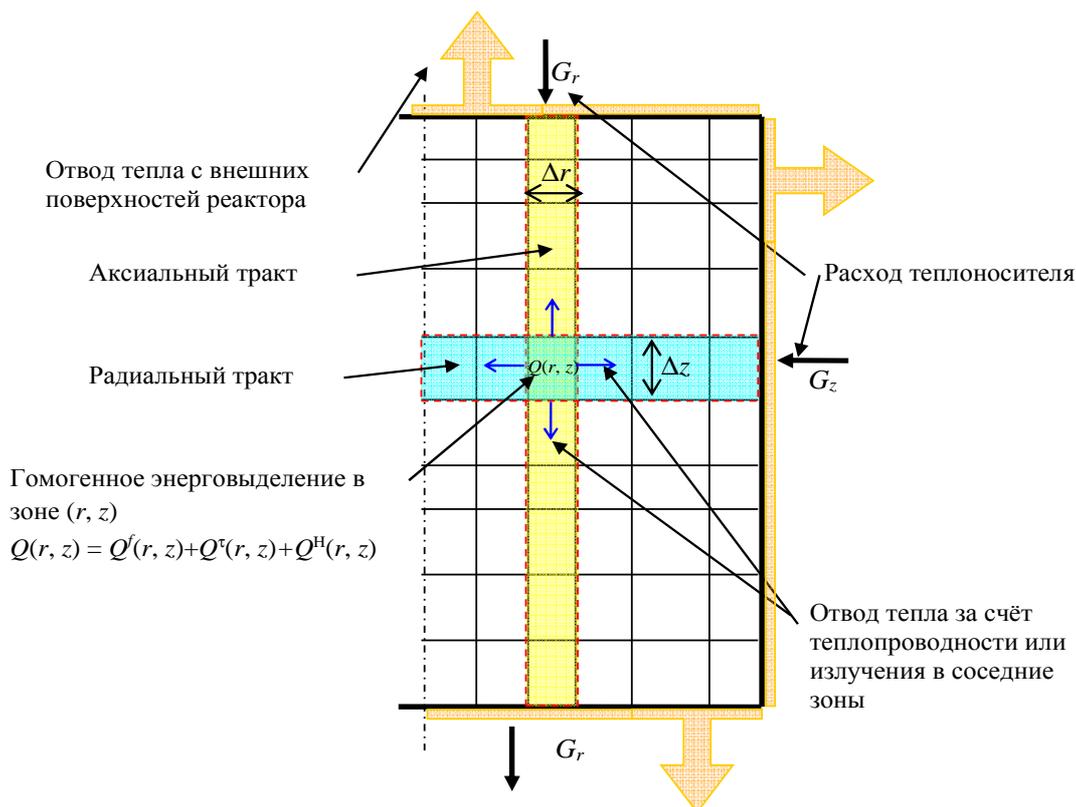


Рис. 4. Схема возможных каналов теплоотвода от конструкций, находящихся в зоне (r, z)

Теплофизический расчёт реактора

В теплофизической модели программы СТАРТ4, кроме стандартных, заложены дополнительные возможности:

- расчёт охлаждения активной зоны (расчётной области) одним или двумя типами теплоносителей с любыми теплофизическими свойствами;

- учёт того факта, что тепло в расчётной области может выделяться не только в твэлах и не только за счёт реакции деления, т.е. учитываются остаточное тепловыделение и энерговыделение в теплоносителе;

- учёт передачи тепла не только в теплоносители, но и перенос его за счёт механизма теплопроводности или излучения по конструкциям (твёрдой фазе) активной зоны (расчётной области) и отвод его с внешней поверхности [7, 8].

При этом предполагается, что массовый расход теплоносителя вдоль всего выделенного тракта в активной зоне не меняется² (перетечки между соседними трактами (каналами) отсутствуют), а теплофизические свойства теплоно-

сителя и его агрегатное состояние определяются только его энтальпией и давлением в данной зоне.

Расчётная область (активная зона) делится сеткой на зоны (рис. 4). Эта сетка совпадает с сеткой нейтронно-физического расчёта. На границе расчётной области задаётся граничное условие 3-го рода. В каждой зоне считается известным энерговыделение в твёрдой фазе за счёт реакции деления $Q^f(r, z)$, за счёт распада продуктов деления (остаточное энерговыделение) $Q^r(r, z)$, а также энерговыделение в теплоносителе (воде) $Q^H(r, z)$. Если в данной зоне есть твёрдая фаза (твэлы или конструкционные материалы), то для каждой одномерной теплофизической ячейки решается численно, по неявной схеме уравнение теплопроводности в одномерной геометрии.

Поперечное охлаждение активной зоны, показанное на рис. 4, реализуется в некоторых проектах газоохлаждаемых реакторов (см., например, [9]).

Теплофизическая ячейка

Под теплофизической ячейкой понимается (обычно) один твэл реактора с приходящимся на его долю объёмом теплоносителя. Геомет-

²Расход теплоносителя по каналам задаётся в исходных данных, но во времени его величина в блоке ввода/вывода также может меняться.

рия ячейки — одномерная: плоскость, цилиндр или сфера. Например, внешний радиус сферической ячейки для реактора с шаровыми твэлами будет равен $R_{\text{яч}} = R_{\text{твэла}} / \sqrt[3]{P}$, где $R_{\text{твэла}}$ — внешний радиус твэла, P — плотность укладки шаровой засыпки (обычно равна 0,6). Для реактора типа ВВЭР или БН внешний радиус цилиндрической ячейки можно принять равным

$$R_{\text{яч}} = \sqrt{\frac{S_{\text{касс}}}{\pi N_{\text{ТВ}}}}, \text{ где } S_{\text{касс}} \text{ — площадь поперечного}$$

сечения кассеты, $N_{\text{ТВ}}$ — число твэлов в кассете. Для активной зоны, подобной активной зоне реактора РБМК, под теплофизической ячейкой логично понимать один блок кладки активной зоны, при этом внешний радиус цилиндрической ячейки $R_{\text{яч}} = R_2 = \sqrt{\frac{25 \cdot 25}{\pi}} = 14,1 \text{ см}$ ($R_1 = 4 \text{ см}$). Однако в составе такой ячейки находятся другие “внутренние” ячейки — твэлы. Внешний радиус такой “внутренней” ячейки определяется как $R_{\text{яч}} = R_{\text{кан}} \sqrt{\frac{1}{N_{\text{ТВ}}}}$ ($R_{\text{кан}} = R_1$).

При этом теплообмен (например, излучением при обезвоживании канала) между “внутренними” ячейками (твэлами) и “внешней” ячейкой (графитовым блоком с трубой канала) учитывается введением в граничные условия эффективных тепловых потоков между наружной поверхностью твэлов и внутренней поверхностью “внешней” ячейки (графитового блока).

В программе СТАРТ4 для расчёта переноса тепла в одномерной ячейке используется так называемая двухтемпературная модель, позволяющая весьма эффективно и достаточно точно рассчитывать распределение температур в твэлах, имеющих гетерогенные источники тепла, например, керметное топливо или микротвэлы (МТ). Вывод приводимых далее уравнений этой модели дан в работе [7]:

В этих уравнениях³ T_k и T_M — температуры ядра МТ и матрицы, в которой он размещён; ν — индекс геометрии: 0 — плоскость, 1 — цилиндр, 2 — сфера; $(1 - \epsilon)$ — объёмная доля МТ в твэле; q_k и q_M — объёмные энерговыделения в ядрах МТ и матрице, отнесённые к объёму твэла, занимаемому МТ; R_t — термическое сопротивление покрытий МТ; $V_{\text{яч}}$ — объём твэла, приходящийся на один МТ; ρ_k, C_k и ρ_M, C_M — плотность и удельная теплоёмкость ядра МТ и графитовой матрицы соответственно; $\lambda_{\text{эф}}$ — эффективная теплопроводность графитовой матрицы.

Граничные условия:

$$\begin{aligned} -\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{R_1} &= \alpha_1 (\theta_1 - T(R_1)); \\ -\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{R_2} &= \alpha_2 (T(R_2) - \theta_2) + q_1 + q_2 + q_3 + q_4. \end{aligned}$$

Начальные условия:

$$\tau = 0; T(r, \tau = 0) = T_0(r).$$

Здесь α_1, θ_1 и α_2, θ_2 — коэффициент теплоотдачи и температура теплоносителя на левой и правой границе соответственно; q_1, q_2, q_3, q_4 — эффективные тепловые потоки, направленные в соседние зоны, отнесённые к внешней (правой) поверхности твэла⁴: q_1 — в зону $(z - 1, r)$, q_2 — в зону $(z, r + 1)$, q_3 — в зону $(z + 1, r)$, q_4 — в зону $(z, r - 1)$.

Эта система уравнений с граничными условиями в программе СТАРТ4 решается численно. Для этого расчётная область (рис. 5, 6) разбивается на I зон Δr_i . В исходных данных задаются типы материалов в зонах⁵ и есть или нет в них энерговыделения.

Интегрируя уравнения по объёму Δr_i , на временном интервале $\tau - \tau + \Delta \tau$ (см. рис. 6) получаем систему линейных уравнений вида

$$a_i T_{i-1}^{k+1} - b_i T_i^{k+1} + c_i T_{i+1}^{k+1} = -d_i, \quad i = 1, \dots, I;$$

³Здесь r — координата по радиусу одномерной ячейки. Не путать с \mathbf{r} — координатой по радиусу реактора.

⁴Учёт этого механизма передачи тепла важен в реакторах типа РБМК и ВТГР, в реакторах типа ВВЭР или БН передача тепла по конструкциям активной зоны в радиальном направлении обычно отсутствует или пренебрежимо мала, но может иметь значение при потере теплоносителя.

⁵В зависимости от типа материала на этапе ввода исходных данных из библиотеки теплофизических констант считываются теплофизические константы (теплоёмкость, теплопроводность и пр. в зависимости от температуры).

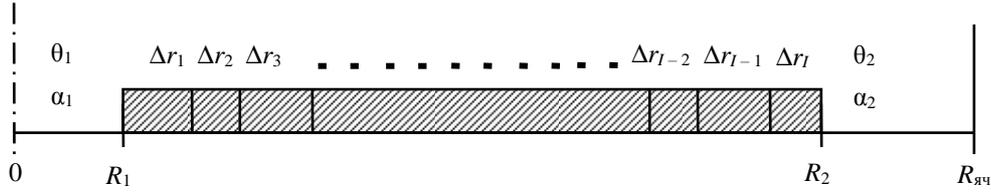


Рис. 5. Расчётная область одномерной теплофизической ячейки (R_1 и R_2 — координаты левой и правой границы твёрдой фазы)

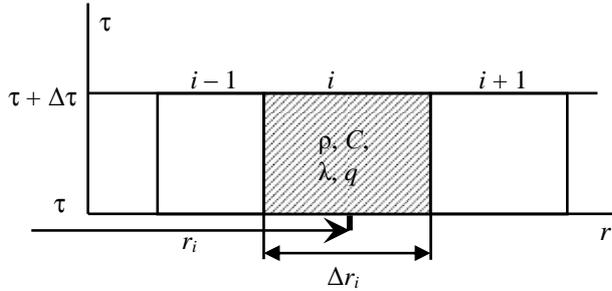


Рис. 6. Схема интегрирования уравнения теплопроводности

$$a_i = \frac{2(r_i - \Delta r_i / 2)^v}{V_i \left(\frac{\Delta r_{i-1}}{\lambda_{i-1}} + \frac{\Delta r_i}{\lambda_i} \right)}; \quad c_i = \frac{2(r_i + \Delta r_i / 2)^v}{V_i \left(\frac{\Delta r_i}{\lambda_i} + \frac{\Delta r_{i+1}}{\lambda_{i+1}} \right)};$$

$$b_i = a_i + c_i + \frac{\rho_i C_i}{\Delta \tau}; \quad d_i = q_i + \frac{\rho_i C_i}{\Delta \tau} T_i^k;$$

$$V_i = \frac{(r_i + \Delta r_i / 2)^{v+1} - (r_i - \Delta r_i / 2)^{v+1}}{v+1},$$

которая решается методом прогонки, где k — номер временного шага $\Delta \tau$.

Отметим одно очень полезное свойство такой конечно-разностной аппроксимации уравнения теплопроводности. Если задать очень большую величину временного шага $\Delta \tau$, такую, чтобы последние слагаемые в коэффициентах b_i и d_i обращались в нуль, то мы получаем решение для стационарного уравнения теплопроводности. Алгоритмически это означает, что в программе СТАРТ4 один и тот же программный блок используется как для стационарного, так и для нестационарного расчёта.

Расчёт подогрева теплоносителя

Для расчёта подогрева теплоносителя в программе СТАРТ4 используется модель пористого тела [10, 11] с внутренними источниками тепла. В этой модели действительное течение теплоносителя заменяется однородным, усреднённым по характерному объёму. Массовый расход теплоносителя вдоль всего выделенного тракта в активной зоне считается неизменным. Тракт теплоносителя может быть как в акси-

альном, так и в радиальном направлении (см. рис. 4). Перетечки теплоносителя между соседними трактами (каналами) отсутствуют. Теплофизические свойства теплоносителя (теплоёмкость, вязкость и пр.) и его агрегатное состояние определяются только его энтальпией и давлением в данном узле расчётной сетки (зоне). В программе СТАРТ4 имеется возможность моделировать охлаждение активной зоны двумя типами теплоносителей, например, если активная зона состоит из коаксиальных твэлов⁶.

Изменение энтальпии теплоносителя в зоне (r, z) на длине тракта l определяется, исходя из условия баланса тепла

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial \tau} + \frac{\partial(\rho w \varepsilon)}{\partial l} = Q(\tau),$$

где ρ , w , ε — плотность, скорость и энтальпия теплоносителя соответственно; Q — суммарная тепловая мощность, идущая на подогрев теплоносителя (тепловой поток с поверхности твэлов + энерговыделение в самом теплоносителе).

Тракт движения теплоносителя разбивается сеткой на зоны (рис. 7). Если теплоноситель движется в аксиальном направлении, то $\Delta l_i = \Delta z_z$, если в радиальном, то $\Delta l_i = \Delta r_r$. В пределах i -й зоны считаются известными \bar{T}_s — температура поверхности твэлов; P — давление теплоносителя; S_Σ — суммарная поверхность твэлов; Q_v — суммарная тепловая мощность, идущая на подогрев теплоносителя; ΔV — объём, занимаемый теплоносителем; α — коэффициент теплоотдачи, вычисляемый при средних по зоне значениях параметров теплоносителя.

Но даже в таких предположениях большинство безитерационных схем конечно-разностной аппроксимации уравнения баланса тепла оказываются неустойчивыми. Это связано с тем, что α ,

⁶Вообще говоря, и реактор РБМК можно рассматривать как реактор, охлаждаемый двумя теплоносителями. Тепло, выделяющееся в графитовом блоке кладки активной зоны, отводится, в основном, в воду, охлаждающую твэлы, но в то же время определённая часть тепла передаётся и азотно-гелиевой смеси, омывающей (по зазорам) графитовый блок снаружи.

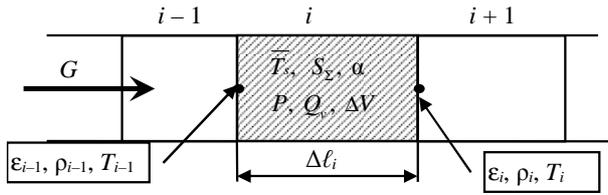


Рис. 7. Схема интегрирования уравнения баланса тепла

ρ_i и T_i являются функциями энтальпии ϵ , поэтому в ряде случаев (малый расход, большие поверхности теплообмена, большие коэффициенты теплоотдачи при малых геометрических размерах твэлов и т.п.) у безитерационных схем наблюдается значительная неустойчивость решения.

Для численного решения этого уравнения в программе СТАРТ4 используется наиболее устойчивая итерационная схема вида⁷

$$\begin{aligned} \varphi_{iM}^{n+1} = & \left\{ \varphi_i - S_{\Sigma}^i \alpha_i \left[Tc_i^{n+1}(\epsilon_{iM}^{n+1}) + Tc_{i-1}^{n+1} \right] \frac{\omega}{2} - \right. \\ & \left. - \epsilon_{iM}^{n+1} \left[\frac{\Delta V_i}{6\Delta\tau} (2\rho_{i-1}^{n+1} + \rho_i^{n+1}(\epsilon_{iM}^{n+1})) - G\omega \right] \right\} / \\ & \left[\frac{\Delta V_i}{6\Delta\tau} (2\rho_i^{n+1}(\epsilon_{iM}^{n+1}) + \rho_{i-1}^{n+1}) + G\omega \right]; \\ \varphi_i = & \frac{\Delta V_i}{6\Delta\tau} \left[\epsilon_i^n (2\rho_i^n + \rho_{i-1}^n) + \epsilon_{i-1}^n (2\rho_{i-1}^n + \rho_i^n) \right] + \\ & + G(\epsilon_{i-1}^n - \epsilon_i^n)(1 - \omega) + S_{\Sigma}^i \alpha_i \times \\ & \times \left[\overline{T s_i^n} - (T_i^n + T_{i-1}^n) \frac{(1 - \omega)}{2} \right] + Q_{vc} \Delta V_i. \end{aligned}$$

Здесь M — номер итерации; $\Delta\tau$ — временной шаг; n — номер временного шага; i — номер зоны вдоль тракта теплоносителя. Параметр релаксации ω обычно задаётся равным 0,5.

Одновременно определяется изменение давления за счёт гидравлического сопротивления вдоль тракта теплоносителя:

$$P_i = P_{i-1} - \xi \frac{\rho_i w_i^2}{2},$$

где ξ — коэффициент местного сопротивления.

В рамках работы над программой СТАРТ4, начиная с версии 4.4, были разработаны две базы данных:

— база данных теплофизических констант веществ и соединений, используемых в атомной технике;

— база данных теплофизических констант жидких и газообразных веществ, используемых в качестве теплоносителей и хладагентов.

В первой базе данных теплофизических констант веществ и соединений теплофизические параметры веществ сведены в однотипные таблицы в зависимости от температуры. В ней собраны данные основной группы делящихся элементов, таких как уран, плутоний, торий, их сплавов и соединений, а также материалов конструкционных элементов, замедлителей и теплоизоляторов. Теплофизические характеристики различных материалов, представленные в этой базе в виде таблиц, в зависимости от температуры взяты, в основном, из работ [12, 13].

Во второй базе теплофизических констант жидких и газообразных веществ, используемых в реакторной технике в качестве теплоносителей и хладагентов, имеются данные о свойствах CO , CO_2 , D_2O , H_2 , H_2O , He , Li , N_2 , Na . Основой для этой базы данных являлся справочник Н.Б. Варгафтика [14].

Расчёт радиоактивности 1-го контура

Методика расчёта равновесной радиоактивности 1-го контура [15], реализованная в программе СТАРТ4, предполагает, что:

— активность 1-го контура определяется утечкой из твэлов газообразных продуктов деления ^{85m}Kr , ^{87}Kr , ^{88}Kr , ^{89}Kr , ^{90}Kr , ^{91}Kr , ^{92}Kr , ^{133}Xe , ^{135}Xe , ^{135m}Xe , ^{137}Xe , ^{138}Xe , ^{139}Xe , ^{140}Xe , ^{141}Xe , ^{131}I , ^{133}I , ^{135}I , ^{137}I ;

— утечка газообразных продуктов деления (ГПД) из топлива (ядра микротвэла или таблетки UO_2) происходит в результате диффузии (диффузионная модель);

— удерживающая способность оболочек всех твэлов в реакторе по отношению к выходу ГПД одинакова;

— рассчитывается равновесная активность 1-го контура (т.е. $\lambda\tau \gg 1$);

— система очистки теплоносителя в расчёт не принимается.

Число атомов i -го изотопа N_i , находящихся в контуре, описывается уравнением

$$\frac{dN_i}{d\tau} = U_i - \lambda_i N_i,$$

где U_i — скорость утечки атомов i -го изотопа из твэла; $\lambda_i N_i$ — скорость его распада в контуре, т.е. вклад в активность.

Поскольку рассчитывается равновесная активность 1-го контура, то $\lambda_i N_i = U_i$, следовательно суммарная активность от выхода всех ГПД из всех твэлов реактора будет равна

⁷Наибольшая устойчивость данной схемы установлена путём сравнения результатов расчётов, выполненных с использованием других итерационных схем.

$$A = \sum_r \sum_z \sum_i U_i \Delta V(r, z),$$

где $\Delta V(r, z)$ — объём, в котором имеется энерговыделение $Q(r, z)$; $U_i(r, z) = F_i B_i(r, z)$ — вклад в активность объёма (r, z) ;

$$B_i(r, z) = \frac{3,1 \cdot 10^{13} \gamma_i \lambda_i Q(r, z)}{3,7 \cdot 10^{10}}$$

— скорость образования i -го изотопа в объёме (r, z) ; γ_i — выход при делении;

$$F_i(r, z) = 3 \sqrt{\frac{D'_i}{\lambda_i}} \left(\operatorname{cth} \sqrt{\frac{\lambda_i}{D'_i}} - \sqrt{\frac{D'_i}{\lambda_i}} \right);$$

D'_i — приведённый коэффициент диффузии.

Температурная зависимость коэффициентов D'_i описывается соотношением

$$D'_i(T) = D'_i(T_0) \exp \left\{ \frac{\Theta}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right\},$$

где Θ — энергия активации⁸; R — газовая постоянная; $D'_i(T_0)$ — приведённый коэффициент диффузии при температуре T_0 . В программе СТАРТ4 задано $T_0 = 1523$ К, $\Theta/R = 10\,351,76$ К.

Естественно, что точно рассчитывать активность теплоносителя 1-го контура с таким количеством упрощающих предположений не представляется возможным, однако при проведении вариантных расчётов данная модель оказывается очень полезной при сопоставлении различных вариантов по относительному отклонению рассчитанной величины активности 1-го контура. Именно поэтому расчёт активности выполняется не на каждом временном шаге, а по запросу в блоке ввода/вывода.

Список литературы

1. **Гольцев А.О.** СТАРТ4 — программа комплексного расчета ядерного реактора произвольного состава в $R-Z$ -геометрии. — В сб.: Интегрированные математические модели и программы. — М.: МИФИ, 1998, с. 321—325.
2. **Гольцев А.О.** Аннотация программы ДРАКОН. — ВАНТ. Сер. Физика и техника ядерных реакторов, 1985, вып. 5, с. 71—73.
3. **Harsall W.J.** A Summary of WIMSD4 Input Options. Energy Systems Analysis Division. AEE, Winfrith, Dorchester, Dorset. Jul., 1980, AEEW — W 1327.
4. **Белоусов Н.И., Давиденко В.Д., Цибульский В.Ф.** Программа UNK для детального расчета спектра в ячейке ядерного реактора: Препринт ИАЭ-6083/4. Москва, 1998.

5. **Грибин А.Л., Пологих Б.Г.** Остаточное энерговыделение продуктов деления ^{235}U тепловыми нейтронами. — Атомная энергия, 1981, т. 51, вып. 1, с. 16—19.

6. **Давиденко В.Д., Цибульский В.Ф.** Детальный расчёт остаточного энерговыделения: Препринт ИАЭ-6256/5. Москва, 2002.

7. **Гераскин И.Н., Гольцев А.О., Попов С.В.** Модель теплопереноса в твэле с гетерогенными источниками тепла: Препринт ИАЭ-6569/4. Москва, 2009.

8. **Гольцев А.О., Попов С.В.** Методика расчета нестационарных тепловых полей в реакторе, охлаждаемом двумя теплоносителями и с отводом тепла с боковой поверхности. — В сб.: Тезисы докладов IX семинара по проблемам физики растворов. Москва, 1995, с. 113—115.

9. **Филиппов Г.А., Богоявленский Р.Г., Пономарев-Степной Н.Н., Гольцев А.О.** Высокотемпературный гелиевый модульный ядерный реактор с шаровыми твэлами для производства электроэнергии и водорода. — Атомная энергия, 2004, т. 96, вып. 3, с. 175—182.

10. **Крымасов В.Н.** Усреднённая система уравнений течения газа в пористой среде. — ВАНТ. Сер. Атомно-водородная энергетика и технология, 1979, вып. 2(7), с. 128—131.

11. **Субботин В.И., Кащеев В.М., Номофилов Е.В., Юрьев Ю.С.** Решение задач реакторной теплофизики на ЭВМ. — М.: Атомиздат, 1979. 144 с.

12. **Чиркин В.С.** Теплофизические свойства материалов ядерной техники. — М.: Атомиздат, 1968.

13. **Физические величины.** Справочник. Под редакцией И.С. Григорьева, Е.З. Мейлихова. — М.: Энергоатомиздат, 1991.

14. **Варгафтик Н.Б.** Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. — М.: Наука, 1972.

15. **Хрулёв А.А., Проценко А.Н., Гольцев А.О., Куренков С.Л., Никулин В.А.** Расчетное исследование влияния различных факторов на активность первого контура ВТГР. — ВАНТ. Сер. Атомно-водородная энергетика и технология, 1979, вып. 2(7).

Контактная информация —
Гольцев Александр Олегович,
главный научный сотрудник,
тел.: 8(499)196-75-26,
e-mail: Goltsev_AO@nrcki.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3,
с. 5—14.

⁸Энергия активации, а также приведённый коэффициент диффузии получены для указанных изотопов в экспериментах с микротвэлами ВТГР.

Двухтемпературная модель теплопроводности для твэла с гетерогенными источниками тепла в программе СТАРТ4

А.О. Гольцев, И.Н. Гераскин, С.В. Попов

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 10.07.2024

После доработки — 12.09.2025

Принята к публикации 12.09.2025

Представлена математическая модель расчёта теплопереноса в шаровых твэлах с микротвэлами с гетерогенными источниками тепла. Модель была разработана в ИАЭ им. И.В. Курчатова применительно к расчёту ВТГР более 30 лет назад и используется в программе СТАРТ4. Ключевым параметром модели является так называемое “эффективное термическое сопротивление оболочек микротвэла”, которое в данной модели принимается константой, хотя на самом деле не должно быть таковым. В работе выполнена подробная оценка поведения этого определяющего параметра, точное знание которого в значительной степени определяет характеристики реактора в быстрых нестационарных (аварийных) процессах.

Ключевые слова: ВТГР, микротвэл, термическое сопротивление, оболочка микротвэла, перенос тепла, нестационарный процесс, распределение температур.

Two-temperature Thermal Conductivity Model for Fuel Rods with Heterogeneous Heat Sources in the СТАРТ4 code A.O. Goltsev, I.N. Geraskin, S.V. Popov, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.

The paper presents a mathematical model for calculating heat transfer in spherical fuel elements with micro-fuel elements featuring heterogeneous heat sources. The model was developed at the I.V. Kurchatov Institute of Atomic Energy over 30 years ago for the analysis of High Temperature Gas-cooled Reactors (HTGR) and has been used ever since in the СТАРТ4 code. The model's key parameter is the so-called "effective thermal resistance of the micro-fuel element shells," which, in this model, is considered constant, although it should not be. The paper provides a detailed assessment of the behavior of this critical parameter, whose precise knowledge significantly determines reactor characteristics during rapid transient (emergency) processes.

Key Words: HTGR, micro fuel element, thermal resistance, micro fuel element shell (cladding), heat transfer, transient process, temperature distribution.

EDN: UWIEOX

Введение

Обычно при расчёте распределения температур в твэлах ядерного реактора предполагается, что в объёме твэла (таблетки) источники тепла распределены изотропно [1, 3, 5]. Однако существуют реакторные системы, где это условие не выполняется. В первую очередь это относится к высокотемпературным газоохлаждаемым реакторам (ВТГР), твэлы которых имеют с точки зрения распределения источников тепловыделения ярко выраженную гетерогенную структуру. В меньшей степени это может относиться и к МОХ-топливу, которое представляет собой спечённую смесь частичек диоксида плутония (где выделяется тепло), относительно равномерно размещённых в диоксиде обеднённого урана, который может рассматриваться для них подобием некой матрицы.

В расчётной модели программы СТАРТ4 [1] твэл может представлять собой шар или цилиндр (или плоскость), в общем анизотропный,

в котором хаотически расположены микротвэлы (рис. 1). Микротвэлы (МТ) представляют собой топливные частицы, близкие по форме к сфере, покрытые слоями пироуглерода или карбида кремния разной плотности и толщины. Топливная частица (кern) образована делящимся материалом, в котором выделяется тепло. Тепло из объёма керна к его поверхности переносится теплопроводностью. Между поверхностью керна и покрытием может быть зазор. Через него тепло переносится излучением и теплопроводностью. Далее тепло, проходя через систему покрытий, поступает от поверхности МТ в графитовую матрицу и далее к поверхности твэла. От поверхности твэла тепло отводится теплопроводностью через места контактов, излучением к другим твэлам и конвекцией к теплоносителю. Соотношение между этими механизмами отвода тепла от поверхности твэла определяется скоростью движения теплоносителя, расположением твэлов, температурой поверхности, состоянием поверхности и пр.

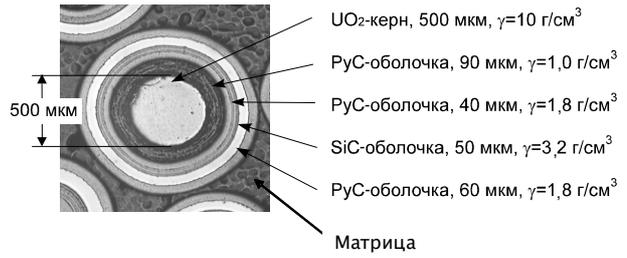
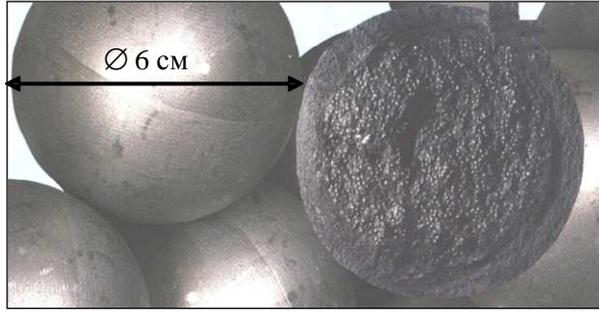


Рис. 1. Шаровые твэлы с микротвэлами

Двухтемпературная модель переноса тепла в твэле

Для расчёта переноса тепла в такой гетерогенной системе в программе СТАРТ4 используется так называемая “двухтемпературная модель”.

Перенос тепла в твэле описывается уравнением теплопроводности

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial \tau} = q_v + \text{div}(\lambda \text{grad} T). \quad (1)$$

Здесь C — теплоёмкость; ρ — плотность; T — температура; q_v — энергосвечение; λ — коэффициент теплопроводности.

Представим твэл в виде системы ячеек, каждая из которых содержит один МТ, и проинтегрируем уравнение (1) по объёму ячеек (V_k):

$$\int_{V_k} \rho C \frac{\partial T}{\partial \tau} dV = \int_{V_k} q_v dV + \int_{V_k} \text{div}(\lambda \text{grad} T) dV$$

или

$$\overline{\rho_k C_k} \int_{V_k} \frac{\partial T}{\partial \tau} dV = Q + \int_{S_k} \lambda_k \text{grad} T dS, \quad (2)$$

где Q — мощность МТ; S_k — внешняя поверхность объёма V_k .

Вводя среднюю температуру ячеек

$$T_k = \frac{\int_{V_k} T dV}{V_k},$$

уравнение (2) запишем в виде

$$\overline{\rho_k C_k} V_k \frac{\partial T_k}{\partial \tau} = Q + \int_{S_k} \lambda_k \text{grad} T dS$$

или

$$\overline{\rho_k C_k} V_k \frac{\partial T_k}{\partial \tau} = Q + \int_{S_k} \lambda_k \frac{\partial T}{\partial n} dS,$$

где n — нормаль к поверхности S_k .

Интеграл в этом выражении численно равен количеству тепла, уходящего в матрицу (графит, окружающий МТ).

Обозначим эту величину через

$$Q_k = - \int_{S_k} \lambda_k \frac{\partial T}{\partial n} dS. \quad (3)$$

Тогда можно записать

$$\overline{\rho_k C_k} V_k \frac{\partial T_k}{\partial \tau} = Q - Q_k.$$

Разделим левую и правую части этого уравнения на объём ячейки $V_{яч}$ и получим

$$\overline{\rho_k C_k} \frac{V_k}{V_{яч}} \frac{\partial T_k}{\partial \tau} = \frac{Q}{V_{яч}} - \frac{Q_k}{V_{яч}}.$$

Обозначим через $\varepsilon = V_M/V_{яч}$ долю графита в ячейке, точнее — графита матрицы плюс объём всех оболочек ячеек.

Тогда, поскольку $\frac{V_k}{V_{яч}} = \frac{V_{яч} - V_M}{V_{яч}} = 1 - \varepsilon$:

$$(1 - \varepsilon) \overline{\rho_k C_k} \frac{\partial T_k}{\partial \tau} = q - q_k, \quad (4)$$

где $q = \frac{Q}{V_{яч}}$; $q_k = \frac{Q_k}{V_{яч}}$.

Теперь проинтегрируем уравнение (1) по объёму матрицы V_M ($V_M = V_{яч} - V_k$):

$$\int_{V_M} \rho C \frac{\partial T}{\partial \tau} dV = \int_{V_M} q_v dV + \int_{V_M} \text{div}(\lambda \text{grad} T) dV.$$

Вводя обозначения $T_M = \frac{\int_{V_M} T dV}{V_M}$ и

$Q_M = \int_{V_M} q_v dV$, получаем

$$\overline{\rho_M C_M} V_M \frac{\partial T_M}{\partial \tau} = Q_M + \int_{V_M} \text{div}(\lambda_M \text{grad} T) dV, \quad (5)$$

где Q_M — мощность, выделяемая в графите (например, за счёт замедления нейтронов или поглощения γ -квантов).

Вводим эффективный коэффициент теплопроводности ячейки $\lambda_{эф}$, удовлетворяющий условию

$$\int_{V_{яч}} \operatorname{div}(\lambda_{эф} \operatorname{grad} T) dV = \int_{V_k} \operatorname{div}(\lambda_k \operatorname{grad} T) dV + \int_{V_M} \operatorname{div}(\lambda_M \operatorname{grad} T) dV,$$

откуда следует, что

$$\int_{V_M} \operatorname{div}(\lambda_M \operatorname{grad} T) dV = \int_{V_{яч}} \operatorname{div}(\lambda_{эф} \operatorname{grad} T) dV - \int_{V_k} \operatorname{div}(\lambda_k \operatorname{grad} T) dV. \quad (6)$$

Подставляя (6) в (5) и заменяя согласно (3) интеграл по V_k на Q_k , получаем

$$\overline{\rho_M C_M V_M} \frac{\partial T_M}{\partial \tau} = Q_M + Q_k + \int_{V_{яч}} \operatorname{div}(\lambda_{эф} \operatorname{grad} T) dV. \quad (7)$$

Разделив обе части уравнения (7) на объём ячейки $V_{яч}$, получим

$$\overline{\rho_M C_M \varepsilon} \frac{\partial T_M}{\partial \tau} = q_M + q_k + \varepsilon \int_{V_{яч}} \operatorname{div}(\lambda_{эф} \operatorname{grad} T) dV, \quad (8)$$

где $q_M = \frac{Q_M}{V_{яч}}$, $q_k = \frac{Q_k}{V_{яч}}$, $\varepsilon = \frac{V_M}{V_{яч}}$.

Предполагая T_M непрерывной функцией пространственной координаты в объёме твэла и учитывая, что $V_{яч} \ll$ всего объёма топливной матрицы, в которой размещены микротвэлы, а также то, что $V_k \ll V_{яч}$, последний член в уравнении (8) можно заменить на $\operatorname{div}(\lambda_{эф} \operatorname{grad} T_M)$. Окончательно запишем

$$\overline{\rho_M C_M \varepsilon} \frac{\partial T_M}{\partial \tau} = q_M + q_k + \operatorname{div}(\lambda_{эф} \operatorname{grad} T_M). \quad (9)$$

Для замыкания системы уравнений двухтемпературной модели её необходимо дополнить ещё одним уравнением, так как имеем три неизвестных — T_k , T_M и q_k :

$$q_k = \frac{1}{R_t} (T_k - T_M) / V_{яч}, \quad (10)$$

где R_t — эффективное термическое сопротивление защитных покрытий МТ.

Окончательно система уравнений имеет вид

$$\left. \begin{aligned} (1 - \varepsilon) \overline{\rho_k C_k} \frac{\partial T_k}{\partial \tau} &= q - q_k; \\ q_k &= \frac{1}{R_t} (T_k - T_M) / V_{яч}; \\ \overline{\rho_M C_M \varepsilon} \frac{\partial T_M}{\partial \tau} &= q_M + q_k + \operatorname{div}(\lambda_{эф} \operatorname{grad} T_M). \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

На границе твэла обычно ставится условие 3-го рода

$$\lambda_{эф} \frac{\partial T_M}{\partial n} \Big|_{R_{ст}} = -\alpha_{эф} (T_M(R_{ст}) - T_{ж}), \quad (12)$$

где $T_{ж}$ — температура теплоносителя, омывающего твэл, $\alpha_{эф}$ — эффективный коэффициент теплоотдачи.

При этом обращаем внимание на то, что эффективное термическое сопротивление защитных покрытий МТ R_t в программе СТАРТ4 полагается постоянной, не зависящей от времени величиной.

Эффективное термическое сопротивление

По определению, термическое сопротивление (тепловое сопротивление) — это способность тела (его поверхности или какого-либо слоя) препятствовать распространению теплового движения молекул. Различают полное термическое сопротивление — величину, обратную коэффициенту теплопередачи, поверхностное термическое сопротивление — величину, обратную коэффициенту теплоотдачи, и термическое сопротивление слоя, равное отношению толщины слоя к его коэффициенту теплопроводности.

Суммарное термическое сопротивление сложной системы, в том числе и системы покрытий, окружающих керн микротвэла, определяется выражением

$$R_t = \frac{T_2 - T_1}{q_s S_k}, \quad (13)$$

где R_t — тепловое сопротивление на участке тепловой цепи, К/Вт; T_2 — температура начала участка (внешняя поверхность керна), К; T_1 — температура конца участка (внешняя поверхность покрытий МТ), К; $q_s S_k$ — полный тепловой поток, протекающий через поверхность S_k , Вт; S_k — площадь внешней поверхности керна, м².

На рис. 2 показан схематичный вид распределения температуры в системе керн—покрытия—матрица.

Согласно формуле (13), выражение для термического сопротивления покрытий R_0 должно иметь вид

$$R_0 = \frac{T_{ст} - T_M}{q_s S_k}. \quad (14)$$

Величина R_0 зависит от многих параметров: от конструкции МТ, от технологии его изготовления, от условий эксплуатации и пр. Так, например, для МТ, предназначавшихся для

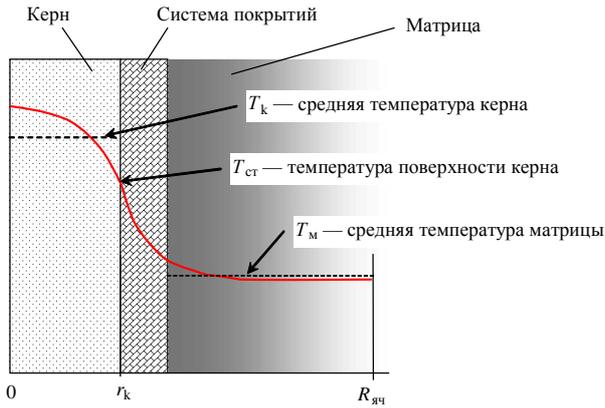


Рис. 2. Схематичный вид распределения температуры в системе «Керн—покрытия—матрица»

эксплуатации в реакторе ВГ-400 [6], R_0 оценивалась в пределах $\approx 10\text{—}30$ К/Вт, для ГТ-МГР [7] — $100\text{—}500$ К/Вт.

В двухтемпературной модели переноса тепла в твэле с микротвэлами мы вводим несколько другое определение термического сопротивления (см. формулу (13)), а именно “эффективное” термическое сопротивление

$$R_t = \frac{\bar{T}_k - T_M}{q_k V_{\text{яч}}}. \quad (15)$$

Учитывая, что q_k — энерговыделение, отнесённое к объёму матрицы с МТ, для стационарного случая переноса тепла справедливы следующие соотношения:

$$q_k V_{\text{яч}} = q_{V_k} V_k = q_s S_k, \quad (16)$$

где q_{V_k} — энерговыделение в объёме зерна; V_k — объём зерна; q_s — удельный тепловой поток через поверхность зерна; S_k — площадь поверхности зерна; $V_{\text{яч}}$ — объём, занимаемый одним МТ, включая графит матрицы.

Заменив в (16) $q_k V_{\text{яч}}$ на $q_s S_k$ из (14) и (15), получаем следующее соотношение:

$$R_t = R_0 \frac{(\bar{T}_k - T_M)}{(T_{\text{ст}} - T_M)}. \quad (17)$$

Распределение температуры по радиусу сферического тела r_k с энерговыделением q_v и коэффициентом теплопроводности λ даётся выражением

$$T(r) = T_{\text{ст}} + \frac{q_v}{6\lambda} (r_k^2 - r^2),$$

а значение средней температуры

$$\bar{T} = \frac{\int_0^{r_k} T(r) 4\pi r^2 dr}{\frac{4}{3} \pi r_k^3}.$$

Взяв интеграл и подставив \bar{T} в (5), можно получить соотношение

$$R_t = R_0 + \frac{1}{20\lambda\pi r_k} \quad (r_k \text{ — радиус зерна}), \quad (18)$$

которое справедливо в стационарном случае ($q_v = \text{const}$). Причём надо обратить внимание на то, что даже при $R_0 = 0$ эффективное термическое сопротивление R_t не равно нулю и определяется теплопроводностью зерна λ и его радиусом r_k . Физически это вполне должно быть понятно, поскольку средняя температура зерна \bar{T} всегда выше температуры стенки $T_{\text{ст}}$ и температуры матрицы T_M .

В нестационарном случае, когда энерговыделение зависит от времени ($q_v = f(\tau)$), соотношение (18) не выполняется по той причине, что R_t будет меняться во времени. Это видно из формулы (17), если принять R_0 и $T_M = \text{const}$.

При меняющихся во времени \bar{T}_k и $T_{\text{ст}}$ отношение

$$\frac{(\bar{T}_k - T_M)}{(T_{\text{ст}} - T_M)}$$

также будет меняться во времени.

Для того чтобы оценить характер и величину изменения R_t во время нестационарного процесса, решим в плоской геометрии (как наиболее простой, поскольку это нужно нам для оценки) нестационарное уравнение теплопроводности для плоского слоя толщиной 2δ (где δ равно r_k)

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial \tau} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + q_v(\tau),$$

слегка его преобразовав:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{q_v(\tau)}{\rho C}, \quad (19)$$

где $a = \frac{\lambda}{\rho C}$, с начальными и граничными условиями:

$$\left. \begin{aligned} T(x, 0) &= T_{\text{ст}} + \frac{q_v(0)}{2\lambda} (\delta^2 - x^2), \\ \lambda \frac{dT}{dx} \Big|_{x=0} &= 0, \\ \lambda \frac{dT}{dx} \Big|_{x=\delta} &= -\alpha (T(\delta, \tau) - T_M). \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

В последнем уравнении левая часть является выражением для удельного теплового потока q_s на границе зерна. В нём T_M является константой, а α можно выразить из формулы (14)

$$\alpha = \frac{1}{R_0 S_k} = \frac{1}{R_0 4\pi r_k^2}.$$

Полутолщину слоя δ примем равной r_k . К этому следует добавить, что в плоском случае соотношение между R_i и R_0 в стационарном режиме подобно соотношению (18) для сферы и имеет вид

$$R_i = R_0 + \frac{1}{12\lambda\pi\delta}. \quad (21)$$

В переходных нестационарных процессах без обратных связей мощность ядерного реактора меняется по экспоненциальному закону, поэтому положим, что $q_v(\tau) = q_v(0)\exp(k\tau)$, где k — величина, обратная установившемуся периоду реактора T_y .

Решение уравнения (19) будем искать в виде [2]

$$T(x, \tau) = T_M + \Phi(x, \tau) + \Psi(x, \tau), \quad (22)$$

где

$$\Phi(x, \tau) = \frac{q_v(0)}{\rho C} \varphi(x) \exp(k\tau); \quad (23)$$

$\Psi(x, \tau)$ — функция, стремящаяся к нулю при $\tau \rightarrow \infty$. Подстановка выражений (22) в исходное уравнение (19) позволяет получить дифференциальные уравнения для $\Psi(x, \tau)$ и $\varphi(x)$:

$$\frac{d^2\varphi}{dx^2} - \frac{k}{\lambda}\varphi + \frac{1}{a} = 0; \quad (24)$$

$$\frac{\partial\Psi}{\partial\tau} = a \frac{\partial^2\Psi}{\partial x^2}. \quad (25)$$

Граничные условия для функций $\Psi(x, \tau)$ и $\varphi(x)$ имеют вид, аналогичный (20), а начальное условие для функции $\Psi(x, \tau)$ получаем из (22):

$$\Psi(x, 0) = T(x, 0) - T_M - \Phi(x, 0). \quad (26)$$

Решение уравнения (24) имеет вид (см., например, [3])

$$\varphi(x) = C_1 \operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}x\right) + C_2 \operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}x\right) + \frac{1}{k}. \quad (27)$$

Определяя постоянные C_1 и C_2 из граничных условий и подставляя (27) в (23), получаем

$$\Phi(x, \tau) = \frac{q_v(0)}{\rho C k} \exp(k\tau) \left[1 - \frac{\operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}x\right)}{\operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right) + \frac{\lambda}{\alpha}\sqrt{\frac{k}{a}}\operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right)} \right]. \quad (28)$$

Решение уравнения (24) хорошо известно [4] и при наших граничных и начальных условиях имеет вид

$$\Psi(x, \tau) = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \exp\left(-\mu_n^2 \frac{a\tau}{\delta^2}\right) \cos\left(\mu_n \frac{x}{\delta}\right), \quad (29)$$

где коэффициенты A_n определяются с использованием начальных условий:

$$A_n = \frac{2\mu_n q_v(0)}{\delta(\mu_n + \sin(\mu_n)\cos(\mu_n))} \times \int_0^{\delta} \left[\frac{(\delta^2 - x^2)}{2\lambda} + \frac{\delta}{\alpha} + \frac{1}{k\rho C} \times \left(1 - \frac{\operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}x\right)}{\operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right) + \frac{\lambda}{\alpha}\sqrt{\frac{k}{a}}\operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right)} \right) \right] \times \cos\left(\mu_n \frac{x}{\delta}\right) dx, \quad (30)$$

где μ_n — корни решения уравнения

$$\operatorname{ctg}(k\delta) \frac{\alpha\delta}{\lambda} = k\delta.$$

В частных случаях при $\frac{\alpha\delta}{\lambda} \rightarrow \infty$ корни этого уравнения будут равны

$$\mu_n = (2n-1)\frac{\pi}{2}, \quad n = 1, 2, 3, \dots,$$

а при $\frac{\alpha\delta}{\lambda} \rightarrow 0$

$$\mu_n = (n-1)\pi, \quad n = 1, 2, 3, \dots$$

Зависимость от времени среднеобъемной температуры $\bar{T}(\tau)$ и температуры стенки $T_{ст}(\tau)$ даётся выражениями

$$\bar{T}(\tau) = T_M + \frac{q_v(0)}{\rho C k} \exp(k\tau) \times \left[1 - \frac{\operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right)}{\sqrt{\frac{k}{a}}\delta \left(\operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right) + \sqrt{\frac{k}{a}} \frac{\lambda}{\alpha} \operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right) \right)} \right] + \sum_{n=1}^{\infty} A_n \exp\left(-\mu_n^2 \frac{a\tau}{\delta^2}\right) \frac{1}{\mu_n} \sin(\mu_n); \quad (31)$$

$$T_{ст}(\tau) = T_M + \frac{q_v(0)}{\rho C k} \exp(k\tau) \times \left[1 - \frac{\operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right)}{\operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right) + \sqrt{\frac{k}{a}} \frac{\lambda}{\alpha} \operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right)} \right] + \sum_{n=1}^{\infty} A_n \exp\left(-\mu_n^2 \frac{a\tau}{\delta^2}\right) \cos(\mu_n). \quad (32)$$

Подставив выражения (31) и (32) в (17) и разделив числитель и знаменатель на $\frac{q_v(0)}{\rho Ck}$, получим

$$R_t(\tau) = R_0 \times \left\{ \left[1 - \frac{\operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right)}{\sqrt{\frac{k}{a}}\delta \left(\operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right) + \sqrt{\frac{k}{a}}\frac{\lambda}{a} \operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right) \right)} \right] + \frac{\rho Ck}{q_v(0)} \sum_{n=1}^{\infty} A_n \exp\left(-\left(\mu_n^2 \frac{a}{\delta^2} + k\right)\tau\right) \frac{1}{\mu_n} \sin(\mu_n) / \left[\left[1 - \frac{\operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right)}{\operatorname{ch}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right) + \sqrt{\frac{k}{a}}\frac{\lambda}{a} \operatorname{sh}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right)} \right] + \frac{\rho Ck}{q_v(0)} \sum_{n=1}^{\infty} A_n \exp\left(-\left(\mu_n^2 \frac{a}{\delta^2} + k\right)\tau\right) \cos(\mu_n) \right] \right\}. \quad (33)$$

При $\tau \rightarrow \infty$ вторые слагаемые в числителе и знаменателе стремятся к 0, поскольку $\left(\mu_n^2 \frac{a}{\delta^2} + k\right)$ величина положительная. Учитывая это, можно получить асимптотическое значение эффективного термического сопротивления оболочек в нестационарном процессе R_∞ .

Проведя несложные преобразования, получим

$$R_\infty = R_0 \left(\frac{\alpha}{\lambda} \frac{\operatorname{cth}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right)}{\sqrt{\frac{k}{a}}\delta} + 1 - \frac{\alpha a}{k\lambda\delta} \right). \quad (34)$$

Помня, что $\alpha = \frac{1}{R_0 S_k} = \frac{1}{R_0 4\pi r_k^2}$, а $r_k = \delta$ (см. (20)), и подставив их в (34), получаем

$$R_\infty = R_0 + \frac{1}{4\pi\delta\lambda} \left(\frac{\operatorname{cth}\left(\sqrt{\frac{k}{a}}\delta\right)}{\sqrt{\frac{k}{a}}\delta} - \frac{a}{k\delta^2} \right). \quad (35)$$

Воспользовавшись тем, что

$$\operatorname{cth}(x) \approx \frac{1}{x} + \frac{x}{3} - \frac{x^3}{45} + \dots,$$

и ограничившись первыми тремя членами разложения, запишем

$$R_\infty \approx R_0 + \frac{1}{12\pi\delta\lambda} \left(1 - \frac{k\delta^2}{15a} \right). \quad (36)$$

Помня, что $a = \frac{\lambda}{\rho C}$, $k = \frac{1}{T_y}$ (T_y — установившийся период), а в стационарном режиме $R_t = R_0 + \frac{1}{12\lambda\pi\delta}$ (см. (21) и (18)), окончательно получим

$$R_\infty \approx R_t - \frac{\rho C}{180\pi\lambda^2} \frac{1}{T_y} \delta. \quad (37)$$

Применительно к микротвэлу ВТГР, керн которого состоит из диоксида урана, можно принять $\rho = 10\,000$ кг/м³, $C \approx 300$ Дж/(кг·К), $\lambda \approx 3$ Вт/(м·К), а $\delta \approx 2,5 \cdot 10^{-4}$ м. Подставив численные значения в выражение (37), получим

$$R_\infty \approx R_t - \frac{0,147}{T_y},$$

где $R_t = R_0 + \frac{1}{12\lambda\pi\delta}$ (см. (21)), R_0 — термическое сопротивление собственно оболочек МТ.

В качестве оценки времени релаксации (времени, в течение которого разница $R_t - R_\infty$ уменьшается в e раз) можно рассмотреть обратную величину показателя экспоненты первого члена ряда в выражении (33) $\frac{1}{\mu_1^2 \frac{a}{\delta^2} + k}$, где μ_1 — первый корень решения уравнения $\operatorname{ctg}(k\delta) \frac{\alpha\delta}{\lambda} = k\delta$. Поскольку $\frac{1}{\mu_1^2 \frac{a}{\delta^2} + k}$ заведомо меньше величины $\frac{1}{k} = T_y$, которая определяет скорость нарастания температуры (см. второй член в выражениях (31) и (32)), то можно говорить о том, что R_t достигает значения R_∞ раньше, чем начинается какой-либо существенный рост температуры керна. Этот факт продемонстрирован на рис. 3 и 4.

Заключение

На примере плоской задачи было показано, что в нестационарных (аварийных) процессах, когда мощность реактора типа ВТГР растёт по экспоненциальному закону, эффективное термическое сопротивление оболочек микротвэлов уменьшается на величину, обратно пропорциональную периоду разгона реактора. Причём этим уменьшением при периодах разгона больше 0,5 с можно пренебрегать (см. рис. 3), как, в прочем, можно пренебрегать всегда (при

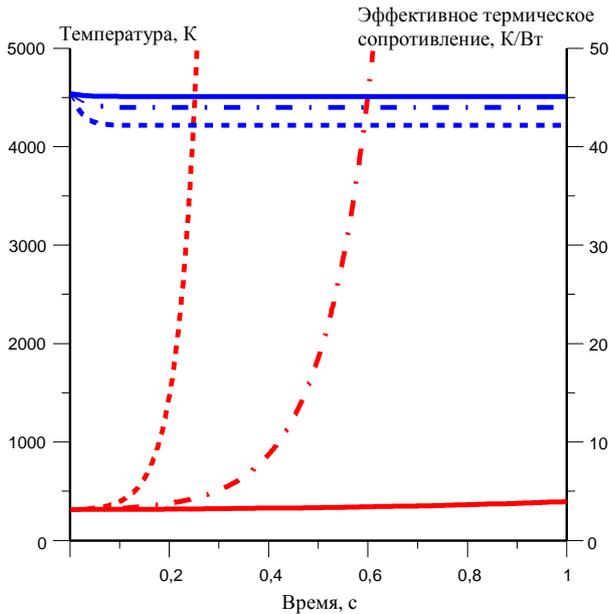


Рис. 3. Изменение во времени средней температуры ядра (красные кривые) и эффективного термического сопротивления (синие кривые) при различных периодах разгона реактора типа ВГ-400 [5]: —, — 0,5 с; - · - ·, - · - · — 0,1 с; - · - ·, - · - · — 0,04 с. Термическое сопротивление оболочек $R_0 = 10$ К/Вт

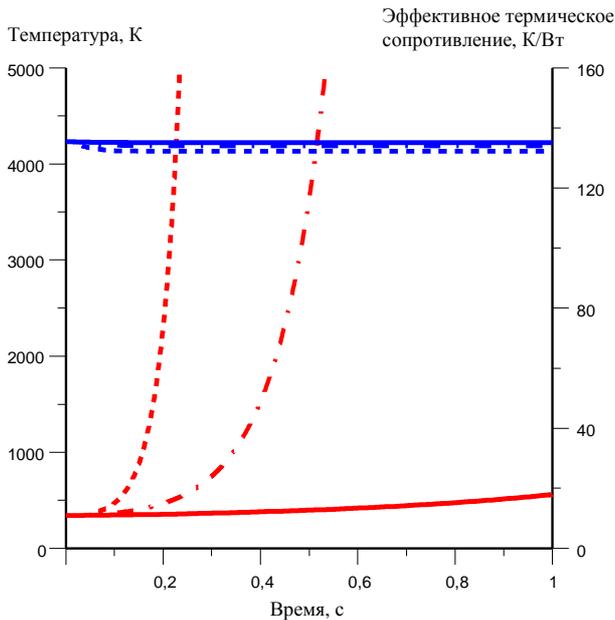


Рис. 4. Изменение во времени средней температуры ядра (красные кривые) и эффективного термического сопротивления (синие кривые) при различных периодах разгона реактора типа ГТ-МГР [6]: —, — 0,5 с; - · - ·, - · - · — 0,1 с; - · - ·, - · - · — 0,04 с. Термическое сопротивление оболочек $R_0 = 100$ К/Вт

любых периодах разгона), если термическое сопротивление оболочек само по себе очень большое (больше 100 К/Вт), (см. 4). Отсюда следуют два вывода:

— разгон реактора с периодом больше 0,5 с с точки зрения передачи тепла от ядра к матрице можно считать квазистационарным процессом;

— при расчёте нестационарных процессов с использованием двухтемпературной модели теплопереноса изменением во времени эффективного термического сопротивления оболочек микротвэлов можно пренебрегать.

Такое категорическое утверждение делается по нескольким причинам:

1. В реакторах типа ВТГР, как было показано ранее в работах [7, 8], период разгона реактора не может быть меньше нескольких сотых долей секунды (~0,04—0,05 с), что обусловлено нейтронно-физическими характеристиками топливной загрузки активной зоны ВТГР;

2. Необходимо учитывать, что характер разгонного процесса реактора в значительной степени определяется влиянием обратных связей по температуре топлива (рис. 5). В наших оценках мы полагали, что мощность увеличивается по экспоненциальному закону с постоянным периодом. Однако при разгоне реактора на мгновенных нейтронах рост мощности гасится Допплер-эффектом и импульс мощности имеет вид практически симметричного пика [7, 8], поэтому период реактора не является в таких процессах постоянной величиной. При вводе положительной реактивности (“выброс” стержней СУЗ) период разгона вначале уменьшается, затем по мере ввода отрицательной реактивности от Допплер-эффекта (или разрушения активной зоны) растёт и после достижения максимума мощности становится отрицательным. Соответственно будет меняться и величина эффективного термического сопротивления.

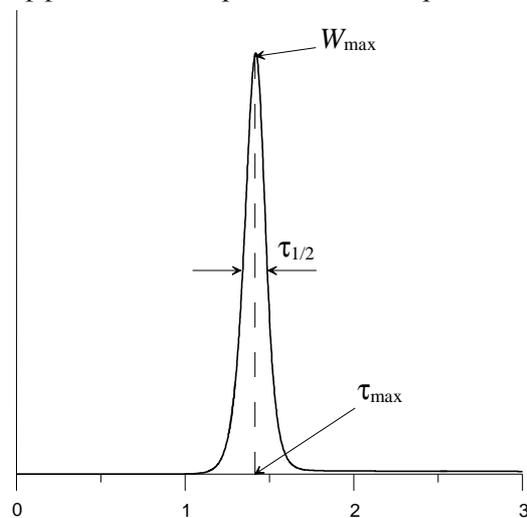


Рис. 5. Вид импульса мощности $W(t)$ при разгоне реактора на мгновенных нейтронах

Но это изменение будет лежать в пределах R_t — R_∞ и не может быть больше 5—10% R_t , что определяется теплофизическими свойствами и размерами ядра микротвэла;

3. Нельзя забывать и об определённой ограниченности двухтемпературной модели, основанной на законах теплопроводности. Данная модель учитывает только перенос тепла и оставляет без внимания термомеханические, физико-химические и другие процессы, которые будут протекать в ядре микротвэла при резких набросах мощности, — это термическое расширение ядра с потерей энергии на преодоление сопротивления ломающихся оболочек, плавление и кипение материала ядра с химическим взаимодействием с покрытиями и масса других процессов. А на фоне этих возможных процессов неучёт того обстоятельства, что термическое сопротивление покрытий будет несколько уменьшаться, вряд ли будет приводить к каким-либо существенно другим результатам.

Список литературы

1. **Гольцев А.О.** СТАРТ4 — программа комплексного расчёта ядерного реактора в R — Z -геометрии. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3, с. 5—14.
2. **Петухов Б.С., Генин Л.Г., Ковалёв С.А.** Теплообмен в ядерных энергетических установках. — М.: Энергоатомиздат, 1986. 66 с.
3. **Katke E.** Differentialgleichungen: Lösungsmethoden und Lösungen. Leipzig, 1977.
4. **Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С.** Теплопередача. — М.: Энергия, 1969. 74 с.
5. **Комаров Е.В., Лаптев Ф.В., Митенков Ф.М. и др.** Атомная энерготехнологическая установка ВГ-400. Возможные конструкции активной зоны. — Атомная энергия, 1979, т. 47, вып. 2, с. 79—83.
6. **Кодочигов Н.Г., Кузавков Н.Г., Марова Е.В. и др.** ГТ-МГР — внутренне безопасная реакторная система с минимальным воздействием на окружающую среду. — Известия Академии пром. экологии, 1999, № 2, с. 14—19.
7. **Гольцев А.О.** Расчетные исследования поведения ВТГР с шаровыми твэлами при вводе большой положительной реактивности. — В сб.: Тезисы докладов VI Всесоюзного семинара по проблемам физики реакторов. — М.: ЦНИИАтоминформ, 1989.
8. **Goltsev A.O.** Calculation Studies of Behavior of HTGR Spherical Fuel Elements During an Accident Induced by a High-Positive Reactivity Fast Introduction. IAEA-TC-389.26. Gas-cooled Reactor Technology Safety and Siting, 1989.

*Контактная информация —
Гольцев Александр Олегович,
главный научный сотрудник,
тел.: 8(499)196-75-26,
e-mail: Goltsev_AO@nrcki.ru*

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3,
с. 15—22.

Расчёт запроектной аварии исследовательского ядерного реактора при различных моделях разрушения топлива

А.О. Гольцев, И.Н. Гераскин, Д.А. Олексюк,

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 09.07.2025

После доработки — 15.08.2025

Принята к публикации 15.08.2025

В данной статье на примере расчёта гипотетического аварийного процесса при вводе реактивности $>1\beta_{\text{эф}}$ в исследовательском ядерном реакторе показано, что для более реалистичного моделирования такой аварии необходимо учитывать эффект реактивности, обусловленный разрушением части твэлов. Рассмотрены две простейшие модели процесса разрушения топлива. В одной модели началом разрушения твэла считается начало плавления оболочки. Другая модель базируется на результатах экспериментов по разрушению твэлов при тепловых потоках больше критических.

Ключевые слова: ИЯУ, авария, эффект реактивности, ядерное топливо, твэл, критический тепловой поток.

Research Nuclear Reactor Beyond-Design-Basis Accident Analysis using Various Fuel Failure Models.

A.O. Goltsev, I.N. Geraskin, D.A. Oleksyuk, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.

This paper uses a hypothetical accident scenario involving prompt $>1\beta_{\text{эф}}$ reactivity insertion in a research nuclear reactor to show that a realistic simulation thereof should account for the reactivity effects caused by the failed portion of fuel elements. This paper considers two basic fuel failure models. The first assumes the fuel element failure to begin with the start of cladding meltdown. The second relies on experimental data on fuel element failure at heat fluxes above the critical one.

Key Words: research nuclear facility (RNF), accident, reactivity effect, nuclear fuel, fuel element, critical heat flux (CHF).

EDN: GIWHFP

Постановка задачи

Более чем за 80 лет существования ядерных технологий на предприятиях атомной промышленности произошло довольно большое количество аварий и инцидентов. Особое место среди них занимают аварии, связанные с возникновением в ядерных установках и на промышленных производствах самоподдерживающейся цепной ядерной реакции (СЦР). В работе [1] приведены описания почти 40 подобных аварий, кратко описаны исходные события, приведён анализ их причин, а также механизмы (физические процессы) ввода положительной реактивности и процессы (обратные связи), способствующие прекращению СЦР. Также в [1] отмечается, что “...механизмы гашения... включают в себя тепловое расширение, кипение, эффект Доплера на U^{238} , образование пузырьков радиолитического газа..., а также дополнительные механизмы гашения, когда плотность энергии или температура достигают некоторого порогового значения...”. К последнему следует относить и собственно процесс разрушения критической композиции, т.е. процесс, приводящий к разрушению твэлов, следу-

ет считать процессом ввода отрицательной реактивности. Это во-первых!

Во-вторых, в соответствии с современными представлениями о ядерной безопасности нормативные документы [2, 3] требуют при обосновании безопасности реакторной установки “...учитывать все виды событий, способных привести к аварии, а именно: отказы оборудования, ошибки персонала...” и пр. Причём в обосновании безопасности “...должен быть представлен реалистичский (неконсервативный) анализ указанных запроектных аварий...” [1, с. 10]. Это означает, что необходимо проводить, по крайней мере, расчётный анализ всех возможных процессов, в том числе таких, при которых происходит разрушение твэлов в активной зоне. А такое разрушение возможно, если рассматривать запроектные аварии типа “извлечение стержней СУЗ” или “стоп—расход” без срабатывания аварийной защиты.

В-третьих, если разрушение твэлов приводит к вводу отрицательной реактивности, то это означает, что этот отрицательный эффект реактивности будет способствовать уменьшению как максимальной мощности, так и полной выделившейся энергии, а значит, и уменьшит ко-

личество разрушившихся твэлов. А это, в свою очередь, означает, что такой подход более реалистичен, чем консервативный подход, когда при запроектных авариях такого рода предполагается полное разрушение активной зоны с выходом всей активности в первый контур. Для того чтобы показать, каким будет “реалистичный” результат запроектной аварии, обусловленной вводом положительной реактивности $>1\beta_{эф}$ в водоохлаждаемом исследовательском реакторе, далее приводятся результаты расчётного моделирования такой аварии.

Расчётная модель реактора

Оценка влияния процесса разрушения твэлов на протекание первой стадии запроектной аварии на исследовательском реакторе была выполнена с использованием программы СТАРТ4 [4—6], которая рассчитывает реактор в $R-Z$ -геометрии. Перенос нейтронов описывается в многогрупповом¹ диффузионном приближении, система конечно-разностных уравнений решается итерационным методом. В теплофизическом блоке программы учитывается как передача тепла в теплоноситель, так и перенос его за счёт механизма теплопроводности или излучения по конструкциям (твёрдой фазе) активной зоны с учётом отвода его с внешней поверхности. При расчёте подогрева теплоносителя используется модель пористого тела с внутренними источниками тепла.

На рис. 1 представлена гомогенизированная расчётная $R-Z$ -модель одного из возможных типов исследовательского реактора, для которой выполнены расчёты. Размеры активной

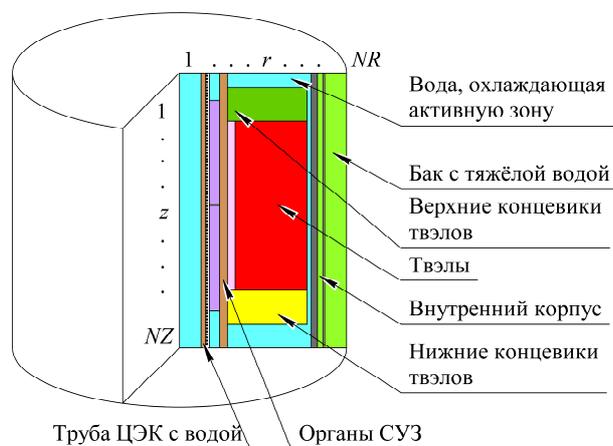


Рис. 1. $R-Z$ -модель реактора

¹В данной работе использовалась 17-групповая система констант.

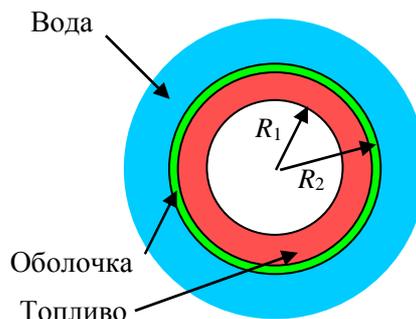


Рис. 2. Расчётная модель твэла в эквивалентной ячейке: $R_1 = 0,7745$ мм, $R_2 = 1,9515$ мм

зоны по радиусу 25 см, по высоте 50 см. Размеры расчётной сетки в пределах активной зоны по высоте и радиусу 2 см. В центре активной зоны находится центральный экспериментальный канал (ЦЭК), являющийся нейтронной ловушкой. Вокруг ЦЭК размещены органы СУЗ — поглощающие элементы, выполняющие роли автоматического регулятора, компенсатора избыточной реактивности и аварийной защиты.

На рис. 2 показаны расчётная модель твэла и эквивалентная ячейка. Топливо — частички UO_2 в матрице из бериллиевой бронзы (96% меди). Толщина оболочки из нержавеющей стали 0,15 мм, плотность урана в сердечнике $2,2$ г/см³. Доля воды в активной зоне ~50%.

Модель разрушения № 1

Понятно, что ввод реактивности $>1\beta_{эф}$ без срабатывания аварийной защиты вызовет разгон реактора на мгновенных нейтронах, который в той или иной степени будет компенсироваться обратными связями: эффектом Доплера и плотностным эффектом. Однако предварительные оценки показали, что подогрев воды и снижение её плотности при росте энерговыделения практически сразу будут ограничены фактом попадания в кризис теплообмена, когда всё выделяемое в твэле тепло не отводится с поверхности в воду и не уменьшает её плотность, а идёт на нагрев самого твэла, повышая его температуру вплоть до плавления, т.е. разрушения.

На рис. 3 показан пример фрагментации топлива при импульсном нагреве твэла в циркониевой оболочке с таблетками из диоксида урана (при полуширине импульса ~0,1—0,5 с и энерговыделении в таблетках ~300 ккалорий на 1 г UO_2).

Первое, на что нужно обратить внимание, это то, что большинство фрагментов разрушившегося твэла имеют размеры порядка 1 мм

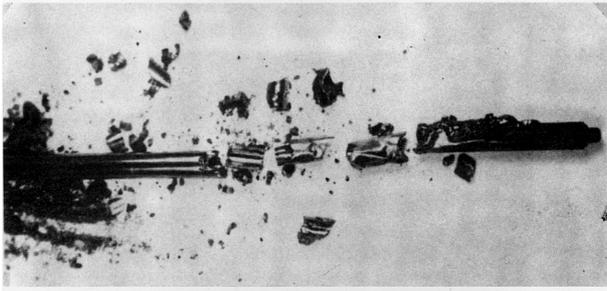


Рис. 3. Вид стержневого твэла с таблетками из UO_2 после импульсного нагрева в реакторе ИГР. Интегральное энерговыделение $\sim 250\text{—}300$ калорий на 1 г UO_2

и меньше. Такой характер разрушения подтверждают и результаты расследования одной из аварий на критическом стенде, опубликованные в [1, с. 136]. В этом обзоре написано, что "...два периферийных ряда твэлов... разрушились. Большинство осколков напоминало град от сварочных электродов. Вода выплеснулась из бака...". При этом специально указывается, что "...цепная реакция прерывается или за счёт разрушения топлива, или за счёт вскипания воды...".

В программе СТАРТ4 при решении задачи теплопроводности учитывается количество тепла, идущего на плавление вещества твёрдой фазы, когда температура сравнивается с температурой плавления. Понятно, что такая температура в первую очередь будет достигнута в центре твэла и равна она будет температуре плавления меди 1360 К, из которой изготовлена матрица твэла. Температура плавления стальной оболочки 1810 К, поэтому, скорее всего, даже если медная матрица будет расплавлена, то твэл будет сохранять свою относительную целостность. В модели № 1 за начало разрушения принимается тот момент, когда в какой-

либо зоне (ноде) начинает плавиться стальная оболочка, т.е. когда её температура достигнет 1810 К. В этот момент в этой зоне/ноде цилиндрические теплофизические ячейки, которыми представляется твэл реактора, заменяются на сферические диаметром 0,1 мм (это эквивалентно мгновенному увеличению площади поверхности теплообмена в ~ 50 раз), моделируя тем самым фрагментацию топлива (см. рис. 3). Такой же характер фрагментации цилиндрических твэлов с окисным топливом в циркониевой оболочке наблюдался при импульсном разгоне во время аварии критической сборки [1, с. 136]. При этом считается, что ввиду скорости процесса образовавшиеся фрагменты не успевают быть унесёнными потоком теплоносителя, остаются на месте и продолжают выделять тепло за счёт реакции деления.

На рис. 4 приведены результаты расчёта гипотетического аварийного процесса в водоохлаждаемом исследовательском реакторе при запроектной аварии при выбросе органа СУЗ весом $>1\beta_{эф}$ за время 0,1 с без срабатывания аварийной защиты.

Мощность реактора растёт практически по экспоненциальному закону со всё уменьшающимся периодом. Единственным процессом, обуславливающим ввод отрицательной реактивности, является уменьшение плотности теплоносителя, в том числе и за счёт энерговыделения в воде за счёт замедления в ней нейтронов. Фрагментация топлива и соответственно резкое образование паровой фазы начинаются на 0,067-й с процесса (см. рис. 4). Дальнейший рост температуры топлива происходит из-за того, что фрагментировавшее топливо, превратившееся в микросферы, продолжает выделять тепло, поскольку в нём есть делящийся матери-

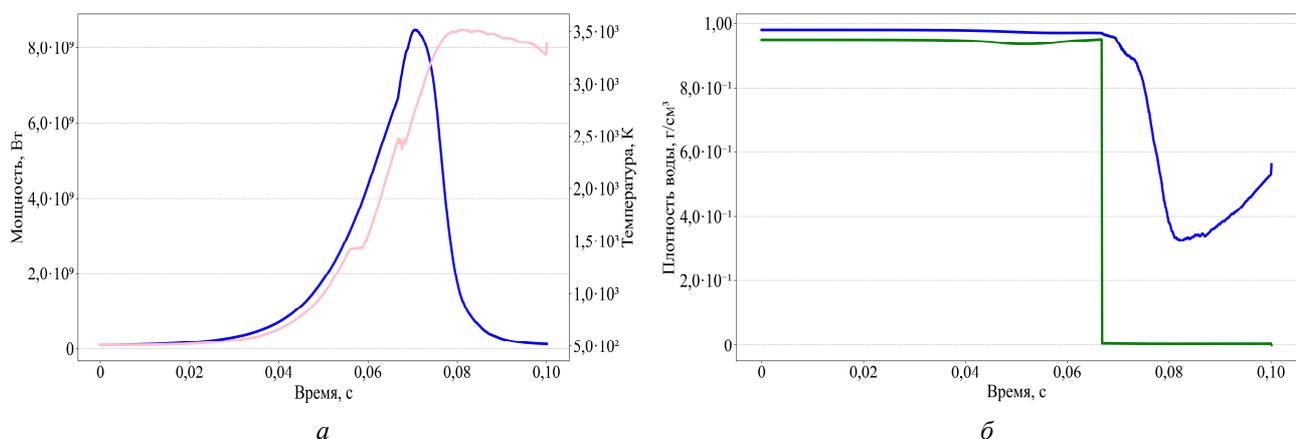


Рис. 4. Изменение при выбросе органа СУЗ весом $>1\beta_{эф}$ (расчёт при использовании модели № 1 разрушения топлива) мощности реактора (—), максимальной температуры топлива $T_{макс}$ (—) (а) и плотности теплоносителя (—, — средняя и минимальная плотность воды соответственно) (б)

ал, но теплоотвод от этих микросфер существенно подавлен, поскольку они находятся в паровой среде. Представить, каковы могут быть последствия такой аварии, можно, проанализировав результаты, показанные на рис. 5.

Из рисунков видно, что после 0,07-й с от начала аварийного процесса начинается массовая фрагментация топлива. “Провал” на рисунке означает, что в этом месте запасённая теплота плавления стала нулевой, т.е. в этом месте

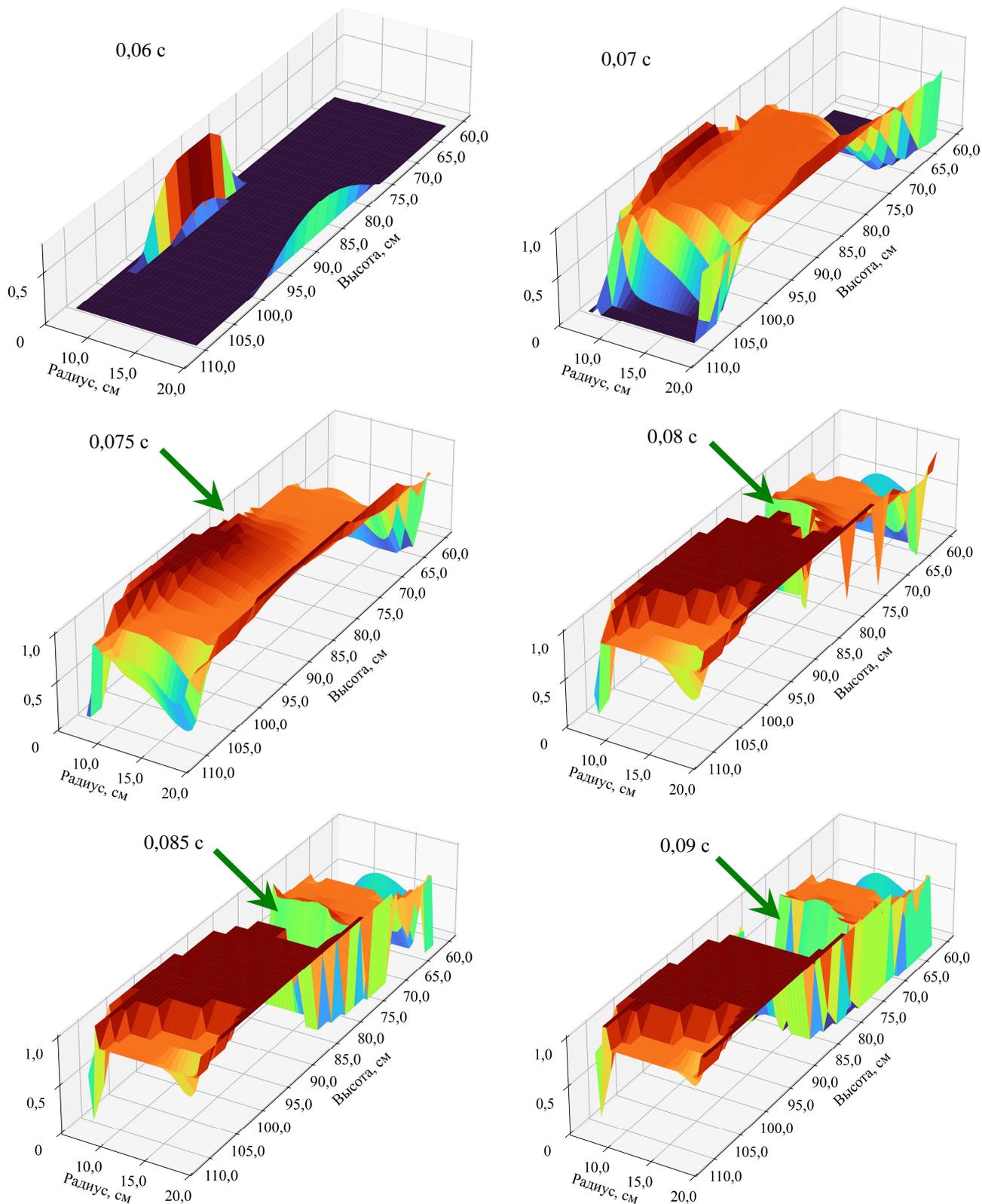


Рис. 5. Изменение поля запасённой теплоты плавления в цилиндрической модели активной зоны реактора при полном выводе органа СУЗ. Зелёными стрелочками показаны места, где топливо было фрагментировано



Рис. 6. Характер разрушения твэлов при кризисе теплообмена: *а* — одиночные твэлы; *б* — пучки твэлов

твэл превратился в “микросферы”. Также из рисунков видно, что к 0,1-й с процесса фрагментированы все твэлы в зоне, расположенной приблизительно на уровне верхней трети активной зоны, т.е. активная зона будет как бы “разорвана” на две части. Количество фрагментированного топлива (то, что превратилось в “пыль”) можно оценить величиной 15—20%. Дальнейшее развитие процесса может быть описано только качественно, поскольку в программе СТАРТ4 отсутствуют модели, адекватно описывающие такие механические и гидродинамические процессы. Остывание будет происходить при наличии остаточного энерговыделения. При этом при дальнейших прогнозных оценках поведения “остатков” активной зоны надо не забывать, что остаточное энерговыделение за счёт импульса мощности возрастёт на ~10%.

Модель разрушения № 2

Результаты, полученные с применением модели № 1, потребовали проведения экспериментальных исследований поведения макетов твэлов при тепловых потоках, равных или больше критических.

Исследования, проведённые в 2019 г. в НИЦ “Курчатовский институт”, показали, что при превышении потоком критического значения (~1400—1500 Вт/см²) происходит быстрое разрушение твэла, причём при разрушении “выгорает” (превращается в “пыль”) зона твэла длиной ~1—3 см в районе критического теплового потока (рис. 6).

На основе этих экспериментальных данных модель разрушения твэла в программе СТАРТ4 была модернизирована. Теперь считалось, что фрагментация твэла в какой-либо зоне (ноде) начинается в тот момент, когда значение теплового потока с поверхности твэла становится больше критического². В этот момент в этой зоне/ноде³ (r, z) цилиндрические теплофизические ячейки, которые моделируют твэлы реактора, заменяются на сферические диаметром 0,1 мм, что эквивалентно мгновенному увеличению площади поверхности теплообмена в ~50 раз. Предполагается, что эта “пыль” выносится из реактора со скоростью теплоносителя.

Далее приводятся расчёты гипотетического аварийного процесса, обусловленного самопроизвольным извлечением двух поглотителей СУЗ со скоростью 0,85 мм/с, при которой ввод положительной реактивности будет составлять $3,8\beta_{эф}$, причём сам процесс будет происходить весьма длительное время — ~5 мин. Исходно предполагается, что реактор находится на минимально контролируемом уровне (МКУ) мощности, расход теплоносителя и его температура на входе в реактор остаются постоянными.

²В программе СТАРТ4 тепловой поток с поверхности твэла вычисляется как $q_s = -\lambda \frac{dT}{dr} \Big|_{r=R_2}$.

Критический тепловой поток принимался равным 1450 Вт/см².

³Размер зоны/ноды в математической модели реактора: в радиальном направлении — диаметр твэла, в аксиальном — 2 см.

ными и в течение всего этого времени аварийная защита не срабатывает.

Поскольку реактор находится на МКУ, значимый уровень мощности, когда начинают действовать обратные связи по температуре топлива и плотности теплоносителя, достигается только к 70-й с процесса, когда вводится значительная положительная реактивность, близкая к $1\beta_{эф}$. Разгон идёт очень быстро, и в кризис теплообмена попадает значительное число твэлов, которые, разрушаясь и уносясь теплоносителем из активной зоны, обуславливают ввод большой отрицательной реактивности $\sim -3\beta_{эф}$, большей, чем будет в дальнейшем введено продолжающимся движением до 300-й с органами СУЗ. Именно поэтому реактор в результате такого процесса становится подкритичным. Результаты расчётов поведения мощности, реактивности, плотности теплоносителя, а также объёма разрушений показаны на рис. 7 и 8.

Заключение

За более чем 80 лет существования ядерных технологий на предприятиях атомной промышленности, АЭС, атомном флоте, в НИИ произошло довольно большое количество аварий, и они, увы, будут происходить и в будущем, причём нельзя исключать и самые “фантастические” сценарии, которые следует рассматривать, чтобы иметь представление о том, каковы могут быть последствия таких аварий, каков возможный масштаб разрушений и какое количество радиоактивных веществ может оказаться вне реактора.

На примере такого “фантастического” сценария — ввод положительной реактивности $>1\beta_{эф}$ без срабатывания аварийной защиты, но с физически обоснованными обратными связями было смоделировано поведение водоохлаждаемого исследовательского реактора на первой стадии аварии — разгон с последующим саможглушением. Расчёты проводились по про-

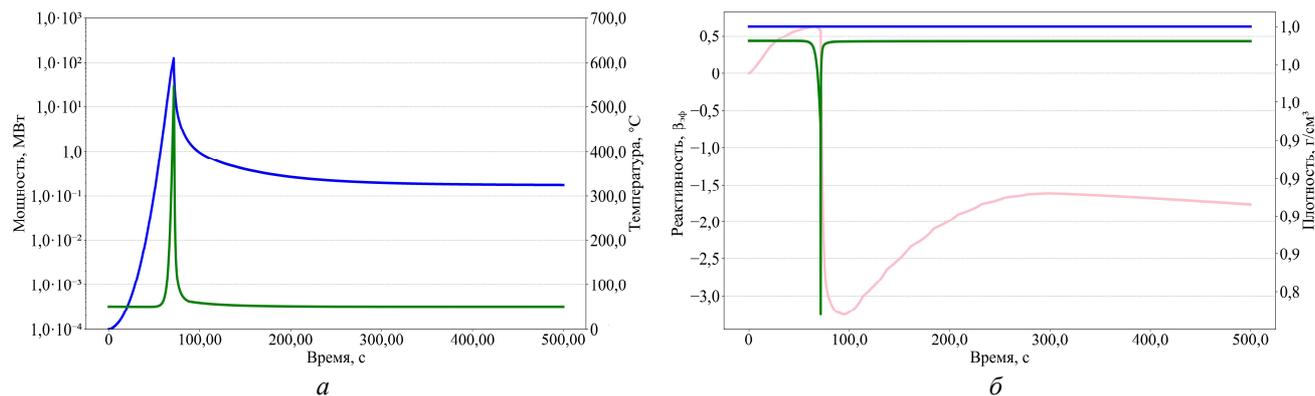


Рис. 7. Изменение при самоходе органов СУЗ на МКУ (расчёт при использовании модели № 2 разрушения топлива) мощности реактора (—), максимальной температуры топлива (—) (а), реактивности (—) и плотности теплоносителя (—, — средняя и минимальная плотность соответственно) (б)

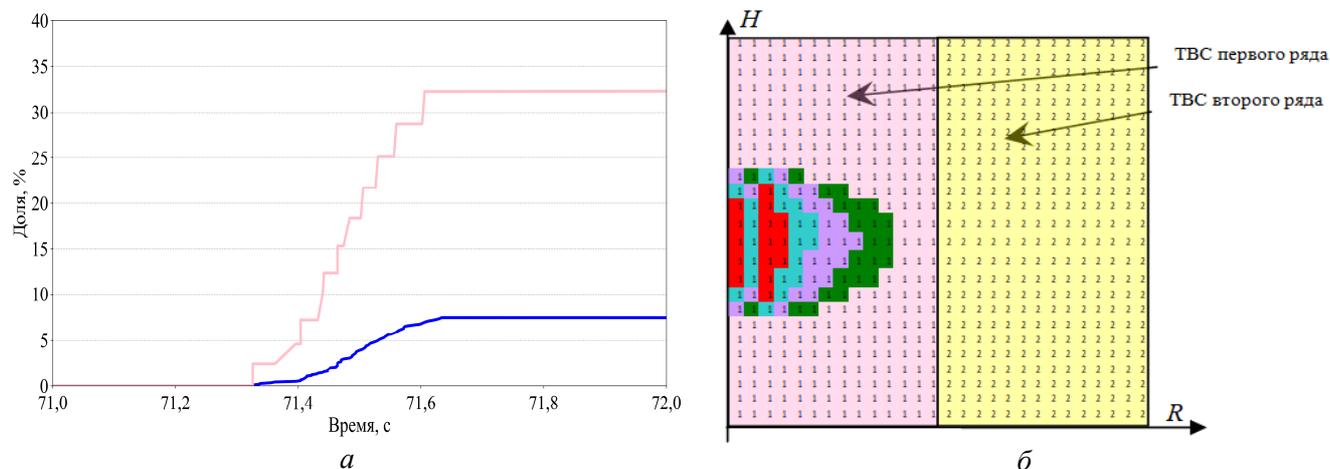


Рис. 8. Последовательность разрушения при самоходе двух органов СУЗ на МКУ (— — доля массы разрушенного топлива; — — доля разрушенных твэлов) (а) и окончательный его масштаб (время разрушения: ■ — 71,30—71,40 с; ■ — 71,40—71,45 с; ■ — 71,45—71,50 с; ■ — 71,50—71,60 с) (б)

грамме СТАРТ4, в которой к традиционным (эффект Доплера и плотностной эффект) была добавлена ещё одна обратная связь, а именно ввод отрицательной реактивности при разрушении твэлов. Расчёты подтверждают вывод, сформулированный в [1], о том, что разрушение топлива при такого рода авариях может являться мощным эффектом ввода отрицательной реактивности.

В первом случае (модель № 1) разрушение части твэлов — превращение их в “пыль” обусловливает быстрое закипание теплоносителя с соответствующим вводом отрицательной реактивности за счёт плотностного эффекта. Во втором случае (модель № 2) ввод отрицательной реактивности двойкой — закипание теплоносителя (плотностной эффект) и уменьшение количества делящегося вещества за счёт выноса частиц от разрушившихся твэлов из реактора. В обоих случаях, как можно видеть из представленных результатов, реактор становится подкритичным с разрушением ~15—20% имеющегося в реакторе топлива в первом случае и ~7% — во втором. А это значит, что и выход радиоактивных веществ из реактора не превышает этих значений.

Как можно заметить, в данной работе не были рассмотрены гидродинамические эффекты, которые будут сопровождать такого рода аварию: силовые нагрузки на окружающие твэлы при резком вскипании теплоносителя, возможная “закупорка” проходного сечения фрагментами разрушившегося топлива и пр. Увы, это недостаток, который обусловлен возможностями программы СТАРТ4 [4—6], пока не позволяющими учесть это. Предполагается, что в случае продолжения работ в данном направлении возможности программы СТАРТ будут расширены.

Список литературы

1. *Маклафлин Т., Монахан Ш., Прувост Н., Фролов В.В., Рязанов Б.Г., Свиридов В.И.* Обзор ядерных аварий с возникновением СЦР. Отчет Лос-Аламосской национальной лаборатории LA-13638, май 2003 г.; https://elib.biblioatom.ru/text/obzoryadernyh-avariy_2003.
2. *Общие* положения обеспечения безопасности атомных станций (НП-001-15). Федеральные нормы и правила в области использования атомной энергии. Москва, 17 декабря 2015 г.
3. *Рекомендации* к содержанию отчёта по углубленной оценке безопасности действующих энергоблоков атомных станций. РБ-001-19. Москва, 23 октября 2019 г.
4. *Гольцев А.О.* СТАРТ4 — программа комплексного расчета ядерного реактора произвольного состава в R—Z-геометрии. — В сб.: Интегрированные математические модели и программы. — М.: МИФИ, 1998, с. 321—325.
5. *Гольцев А.О., Гомин Е.А., Давиденко В.Д., Зинченко А.С., Иоаннисян М.В., Ковалишин А.А.* Тестовая задача ВВЭР-ВН для верификации нестационарных программных комплексов. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2018, вып. 1, с. 36—42.
6. *Гольцев А.О., Давиденко В.Д., Бахтин В.А., Колганов А.С.* Адаптация программы СТАРТ4 для расчёта быстрых нестационарных процессов в исследовательском реакторе. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2020, вып. 1, с. 49—55.

*Контактная информация —
Гольцев Александр Олегович,
главный научный сотрудник,
тел.: 8(916)502-78-96,
e-mail: alexandrogo@mail.ru*

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3,
с. 23—29.

УДК 621.039

Оценка неопределённостей коэффициентов реактивности активной зоны ВВЭР большой мощности на основе обработки экспериментов по ксеноновым колебаниям

М.И. Сальников, А.А. Пинегин, Д.В. Афанасьев, А.А. Рыжов,
НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 23.04.2025

После доработки — 25.08.2025

Принята к публикации 25.08.2025

На основе метода Байеса с использованием данных эксперимента по возбуждению свободных ксеноновых колебаний разработана процедура оценки неопределённостей нейтронно-физических параметров моделей инженерных расчётных кодов. Процедура включает в себя анализ чувствительности характеристик переходного процесса к параметрам модели, выбор априорных гипотез для параметров модели, построение упрощённой полиномиальной модели для ряда характеристик процесса и построение апостериорной плотности вероятности для параметров модели методом Байеса с использованием цепей Маркова. Приводятся результаты применения указанной процедуры для уточнения нейтронно-физических параметров с использованием программного средства (ПС) *Nostra* и данных эксперимента по возбуждению свободных ксеноновых колебаний в реакторе ВВЭР-1200. Полученные апостериорные распределения для неопределённостей нейтронно-физических параметров сравниваются с априорными гипотезами.

Ключевые слова: аксиальные ксеноновые колебания, метод Байеса, МСМС, анализ неопределённостей, коэффициенты чувствительности, машинное обучение.

Assessment of VVER Core Reactivity Coefficients Uncertainties Based on Xenon Oscillation Experiments Processing. *M.I. Salnikov, A.A. Pinigin, D.V. Afanasiev, A.A. Ryzhov, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.*

This paper describes a procedure developed based on the Bayesian method using experimental data on the excitation of free xenon oscillations for estimating the uncertainties of neutronic parameters in engineering computing models. This procedure includes: analysis of transients’ sensitivity to model parameters; selection of a priori hypotheses for model parameters; development of simplified polynomial model for some process parameters; and construction of a posteriori probability density for model parameters using Markov Chain Monte Carlo (MCMC). The results of applying this procedure to refine the neutronic parameters using the *Nostra* code and the data on free xenon oscillation experiments in VVER-1200 reactor are presented. The resulting a posteriori distributions of neutronic parameter uncertainties are compared with a priori hypotheses.

Key Words: axial xenon oscillations, Bayesian models, MCMC, uncertainty analysis, sensitivity coefficients, machine learning.

EDN: QQSJNU

Введение

Проекты современных АЭС с водо-водяными энергетическими реакторами (ВВЭР) предполагают возможность их работы в переменном графике нагрузки, что повышает требование к точности моделирования ксеноновых переходных процессов в активной зоне, которая в настоящее время недостаточна.

Протекание ксеноновых переходных процессов зависит от ряда нейтронно-физических характеристик активной зоны, а при моделировании — от параметров расчётной модели: температурных коэффициентов реактивности, сечения ксенона-135, эффективности органов регулирования системы управления и защиты (ОР СУЗ) и т.д.

Уточнение параметров расчётной модели на основе экспериментальных данных о ксеноновых переходных процессах, полученных при работе реактора в переменном графике нагрузки, является сложной задачей, так как число параметров, значения которых подлежат уточнению, велико, а протекание процессов существенно зависит от нелинейных эффектов. Анализ данных, полученных в экспериментах по возбуждению свободных аксиальных ксеноновых колебаний, позволяет уточнить фактические значения важнейших нейтронно-физических характеристик активной зоны.

Для решения задачи уточнения нейтронно-физических параметров на базе метода Байеса [1] была разработана статистическая процедура. На первом этапе этой процедуры на основе

имеющейся информации оцениваются диапазоны неопределённостей для значений нейтронно-физических параметров расчётной модели. Далее путём проведения анализа чувствительности формируется набор нейтронно-физических параметров, изменения которых в пределах диапазонов неопределённости их значений оказывают наибольшее влияние на протекание ксеноновых переходных процессов. Для этих параметров формулируются априорные статистические гипотезы их распределения.

Оценка апостериорной плотности вероятности для выбранного набора нейтронно-физических параметров производится при помощи алгоритма DRAM, основанного на методе MCMC и сочетающего метод Монте-Карло с цепями Маркова [2]. На каждом шаге цепи Маркова производится расчётное моделирование значений контролируемых параметров рассматриваемого ксенонового переходного процесса. Полученные расчётные значения сопоставляются с экспериментальными данными, и производится выбор значений нейтронно-физических параметров для следующего шага цепи Маркова. Набор значений нейтронно-физических параметров, при которых апостериорная плотность вероятности достигает наибольшего значения, принимается как их уточнённые фактические значения. Апостериорная плотность вероятности позволяет оценить стандартные отклонения для отдельных нейтронно-физических параметров и корреляционные связи между параметрами.

Анализ безопасности АЭС должен в соответствии с требованиями нормативных документов [3] содержать анализ неопределённостей полученных результатов, которые, в свою очередь, зависят от неопределённостей значений нейтронно-физических параметров расчётных моделей. Эти неопределённости, как правило, оцениваются экспертным путём. Поэтому представляется важным получение оценок неопределённости значений нейтронно-физических параметров на основе экспериментальных данных.

Для моделирования ксеноновых переходных процессов использовалось программное средство (ПС) Nostra [4], которое является развитием алгоритма БИПР-7А [5] для динамических расчётов.

Прямое использование ПС Nostra в процедурах оценки нейтронно-физических параметров на основе цепей Маркова требует больших вычислительных ресурсов. Для уменьшения вычислительных затрат в разработанной про-

цедуре методом машинного обучения [1, 6] формируются полиномиальные модели переходного процесса первого или второго порядка. Такой метод эффективен при высокой размерности пространства (в данной работе предполагается уточнять 4, 5 параметров одновременно).

Для анализа использовались данные эксперимента по возбуждению аксиальных ксеноновых колебаний, проведённого при пуске 1-го блока Нововоронежской АЭС-2. Ксеноновые колебания возбуждались путём однократного погружения рабочей группы ОР СУЗ. Подробное описание эксперимента, включая методики возбуждения колебаний, описаны в статье [7].

Анализ чувствительности и неопределённости

Протекание аксиальных ксеноновых колебаний исследуется с помощью аксиального оффсета энерговыделения, который принимается равным относительной разнице энерговыделений в верхней и нижней частях активной зоны. Изменение аксиального оффсета энерговыделения в эксперименте носит колебательный характер. На рис. 1 изображено изменение аксиального оффсета энерговыделения в ходе эксперимента.

Сопоставление экспериментальных и расчётных значений аксиальных оффсетов выполнялось для следующих характерных моментов: при инициализации колебаний путём погружения рабочей группы ОР СУЗ (OF0), после выведения рабочей группы из активной зоны (OF1) и в моменты времени достижения ими максимальных и минимальных значений (A_i) в различных фазах колебательного процесса.

Анализ чувствительности и неопределённости должен проводиться с использованием тех нейтронно-физических параметров, изменение которых может оказывать значительное влияние на развитие ксеноновых колебаний.

Были проанализированы модельные неопределённости значений следующих параметров:

- коэффициента реактивности по температуре топлива $\left(\frac{\partial \rho}{\partial T_f} \right)$;
- коэффициента реактивности по температуре теплоносителя $\left(\frac{\partial \rho}{\partial T_m} \right)$;
- сечения поглощения ксенона-135 (σ_{Xe});

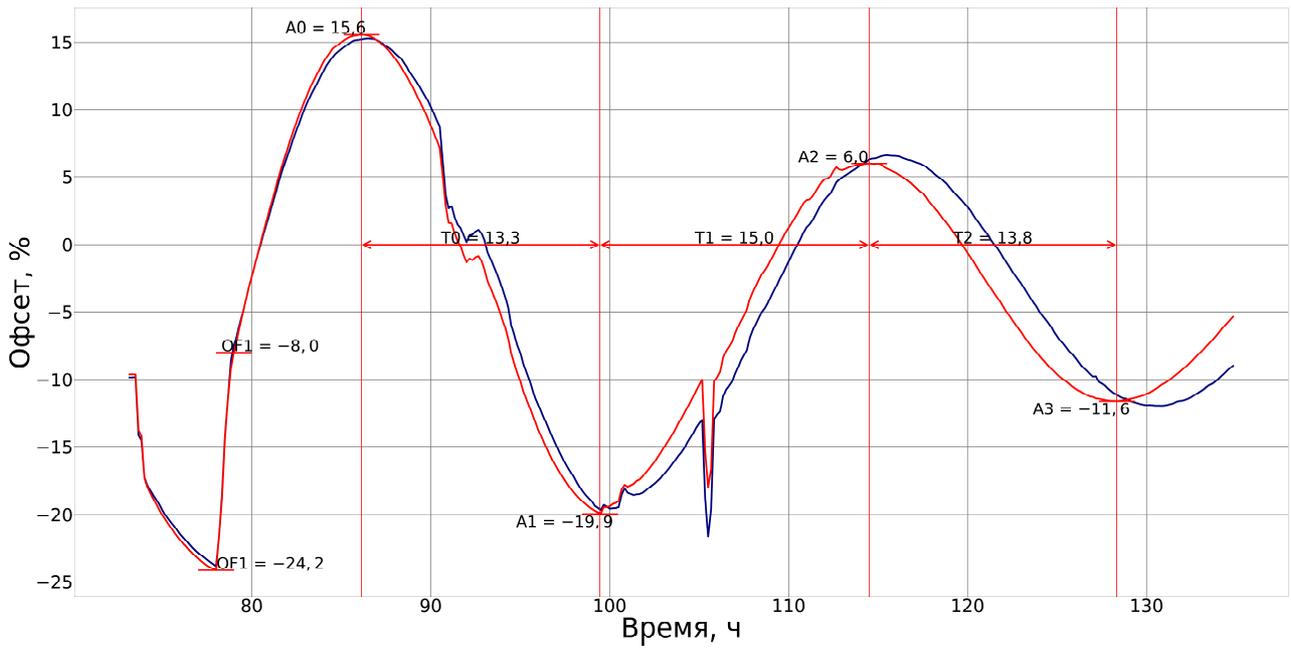


Рис. 1. Экспериментальные (—) и расчётные (—) значения аксиального офсета энерговыделения

— дифференциальной эффективности рабочей группы ОР СУЗ $\left(\frac{\partial \rho}{\partial H}\right)$;

— константы распада ксенона-135 (λ_{Xe});

— константы распада йода-135 (λ_I);

— длины линейной экстраполяции на торцах активной зоны (торцевые граничные условия) (dz).

Для каждого нейтронно-физического параметра из данного набора были оценены диапазон его возможных относительных отклонений от номинального значения и соответствующее стандартное отклонение.

Возможные погрешности коэффициентов реактивности, а также эффективности органов регулирования указаны в паспорте программы Nostra. Погрешность торцевого граничного условия была оценена эмпирически на основе результатов одномерных недиффузионных расчётов. Погрешности констант распада йода и ксенона взяты из статьи [8]. Диапазон неопределённости для сечения поглощения ксенона получен на основе сравнения результатов расчётов однопикового сечения ксенона-135 по программе ТВС-М с результатами расчётов по прецизионным программам (MCU, MCNP), а также с учётом данных ряда библиотек оцененных ядерных данных (ROSFOND10, ENDFB8_0, JEFF4T, JENDL5, TENDL21). Полученные данные о микроскопическом сечении поглощения ксенона-135 в тепловой области в различных библиотеках ядерных данных приведены на рис. 2.

Оцененные диапазоны неопределённости нейтронно-физических параметров и соответствующие стандартные отклонения приведены в табл. 1. Значения относительных отклонений параметров от их номинальных значений, используемых в модели программы Nostra, которые представлены в строках таблицы с индексами “min” и “max”, соответствуют трём стандартным отклонениям ($3\cdot\sigma$).

На основе полученных оценок неопределённости были сформированы априорные статистические гипотезы для метода Байеса.

При моделировании процесса значение нейтронно-физического параметра (\tilde{x}) рассчитывается по формуле

$$\tilde{x} = x(1 + \delta x), \quad (1)$$

где x — номинальное значение параметра; δx — относительное отклонение значения параметра x от номинального значения. Далее в работе используются относительные отклонения нейтронно-физических параметров, поэтому для простоты изложения знак отклонения δ опускается.

Для оценки влияния неопределённости значений рассматриваемых параметров на расчётные характеристики рассматриваемого процесса была выполнена серия из 500 расчётов с различными значениями нейтронно-физических параметров модели. Варьирование нейтронно-физических параметров модели производилось методом Монте-Карло по равномерному закону распределения в диапазонах “min”, “max” из табл. 1. При варьировании нейтронно-физи-

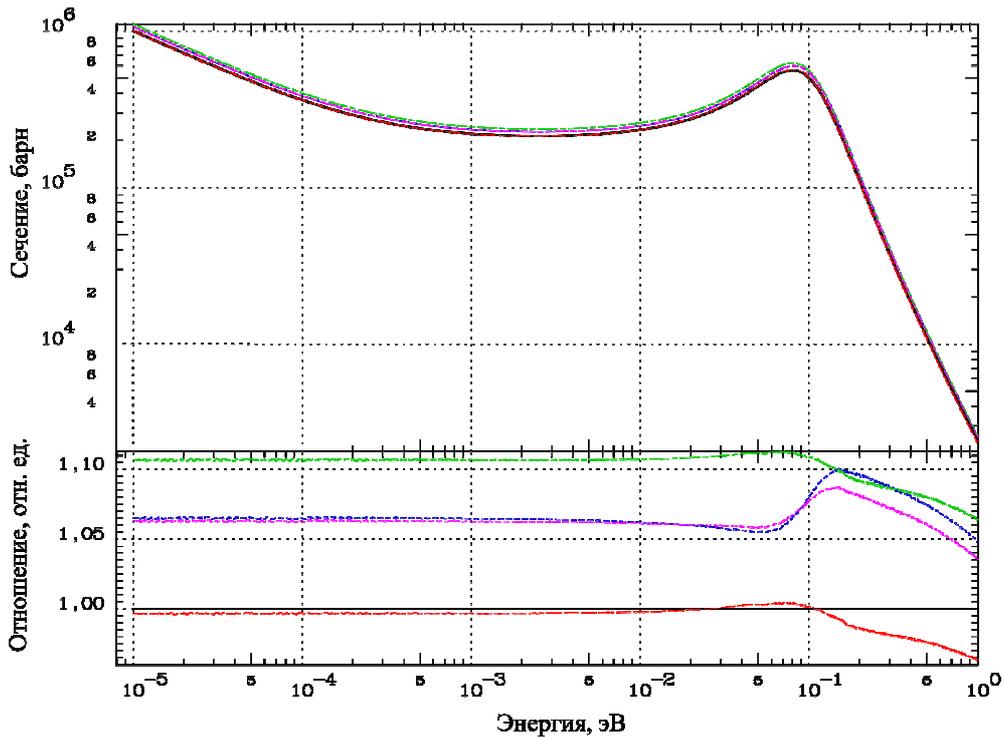


Рис. 2. Сравнение микроскопического сечения поглощения ксенона-135 в тепловой области в различных библиотеках ядерных данных: — — ROSFOND10; - - - ENDFB_0; - - - JEFF4T; - - - JENDL5; - - - TENDL21

Таблица 1. Априорные оценки погрешностей нейтронно-физических параметров

Параметр	$\delta\left(\frac{\partial\rho}{\partial T_f}\right)$	$\delta\left(\frac{\partial\rho}{\partial T_m}\right)$	$\delta(\sigma_{Xe})$	$\delta\left(\frac{\partial\rho}{\partial H}\right)$	$\delta(\lambda_{Xe})$	$\delta(\lambda_I)$	$\delta(dz)$
min, отн. ед.	-0,25	-0,25	-0,15	-0,25	-0,003	-0,008	-0,30
max, отн. ед.	0,25	0,25	0,15	0,25	0,003	0,008	0,30
σ (стандартное отклонение), отн. ед.	0,08	0,08	0,05	0,08	0,001	0,002	0,10

ческих параметров принималось, что положение рабочей группы, а также нейтронная мощность соответствуют значениям, определённым в ходе эксперимента. Дисбаланс реактивности из-за возмущения нейтронно-физической модели компенсировался изменением концентрации борной кислоты.

На рис. 3 представлены экспериментально полученные значения аксиального офсета и расчётные значения аксиальных офсетов энерговыделения для всех вариантов расчёта переходного процесса. На рис. 4, 5 представлены гистограммы выборочных плотностей вероятности для значений аксиальных офсетов энерговыделений, полученных в ходе проведённой серии расчётов, для отдельных моментов времени.

Как видно из рис. 3—5, априорные неопределённости, взятые из табл. 1, приводят к существенному изменению офсетов. Разброс расчётных значений офсетов энерговыделения при

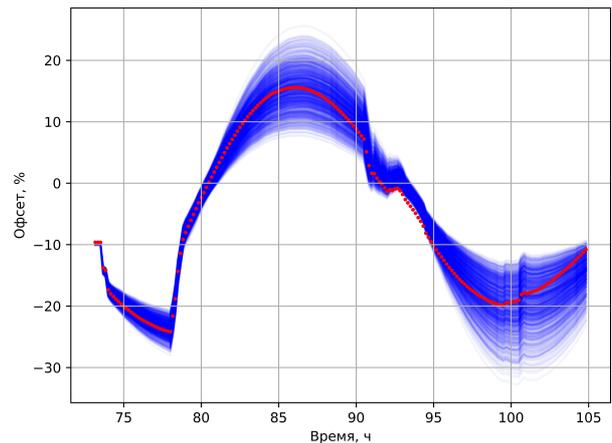


Рис. 3. Значения аксиальных офсетов энерговыделения в ходе эксперимента (●) для серии из 500 расчётов ксеноновых колебаний при различных значениях нейтронно-физических параметров

использованных априорных гипотезах неопределённости параметров модели заведомо больше ошибки определения офсета в ходе

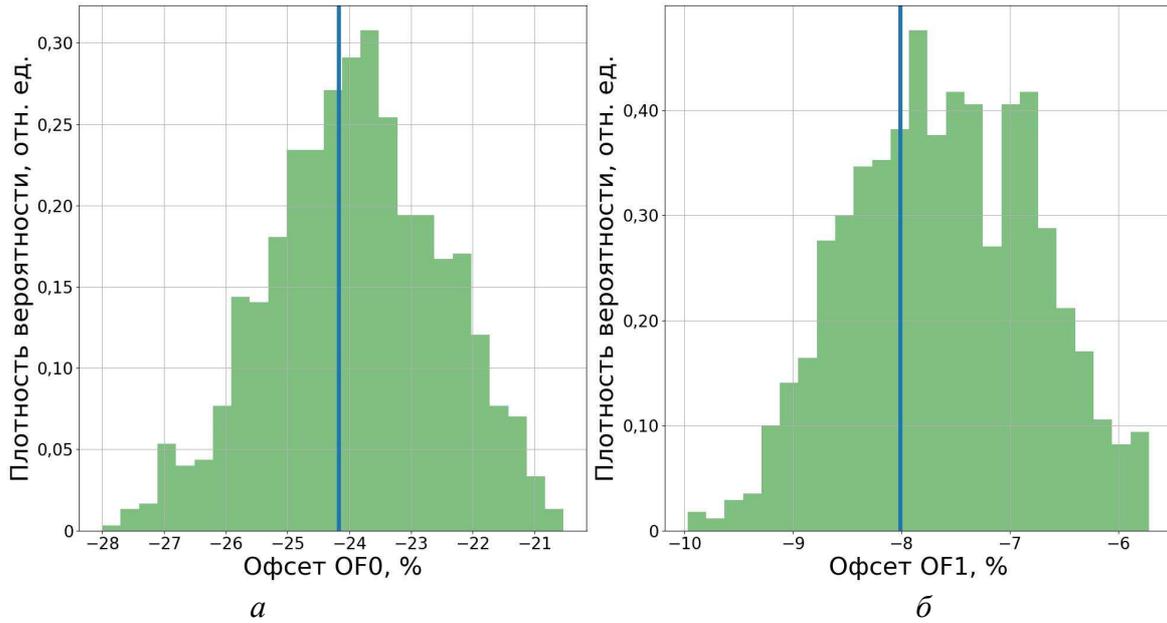


Рис. 4. Выборочные плотности вероятности для значений аксиальных офсетов энерговыделений в моменты времени максимального погружения рабочей группы ОР СУЗ (а) и её извлечения (б), построенные на основе серии из 500 расчётов процесса

эксперимента и обеспечивает получение расчётных значений офсетов энерговыделения, близких к соответствующим экспериментальным значениям. На рис. 4 и 5 синими вертикальными линиями обозначены значения экспериментально определённых офсетов энерговыделения.

Эффективность метода МСМС существенно зависит от количества анализируемых расчётных параметров. При увеличении числа анализируемых расчётных параметров может наступить “проклятие размерности”, при которой проведение анализа потребует слишком больших вычислительных ресурсов. Поэтому анализ чувствительности был выполнен для наиболее значимых параметров модели, изменение которых в диапазоне неопределённости их значений приводит к наибольшим изменениям в расчётных значениях офсета энерговыделения в контролируемые характерные моменты процесса. Для отбора значимых параметров нам потребуется ввести в рассмотрение специальные относительные коэффициенты чувствительности. Введём вспомогательные обозначения, обозначив через \mathbf{g} вектор расчётных значений офсетов энерговыделения в характерные моменты процесса при номинальных значениях всех нейтронно-физических параметров:

$$\mathbf{g} = (OF0^{расч}, OF2^{расч}, A0^{расч}, A1^{расч}, A2^{расч}, A3^{расч}).$$

Обозначим через \mathbf{x} вектор варьируемых нейтронно-физических параметров:

$$\mathbf{x} = \left(\frac{\partial \rho}{\partial T_f}, \frac{\partial \rho}{\partial T_m}, \sigma_{Xe}, \frac{\partial \rho}{\partial H}, \lambda_{Xe}, \lambda_1, dz \right).$$

Значения компонент вектора \mathbf{g} рассматриваются в качестве функционалов от значений нейтронно-физических параметров активной зоны, включённых в вектор \mathbf{x} .

Относительная чувствительность вычислялась по формуле

$$M[i, j] = \sigma_j \frac{\partial g_i}{g_i \partial x_j}. \quad (2)$$

Умножение в формуле (2) производной $\frac{\partial g_i}{\partial x_j}$ на соответствующее стандартное отклонение

позволяет оценить возможное изменение аксиального офсета за счёт изменения рассматриваемого параметра. Полученная по формуле (2) матрица чувствительностей представлена на рис. 6.

На основании полученных значений коэффициентов чувствительности можно сделать вывод, что наибольшее влияние на результаты моделирования оказывают:

- коэффициент реактивности по температуре топлива;
- микроскопическое сечение ксенона;
- эффективность органа регулирования;
- торцевое граничное условие.

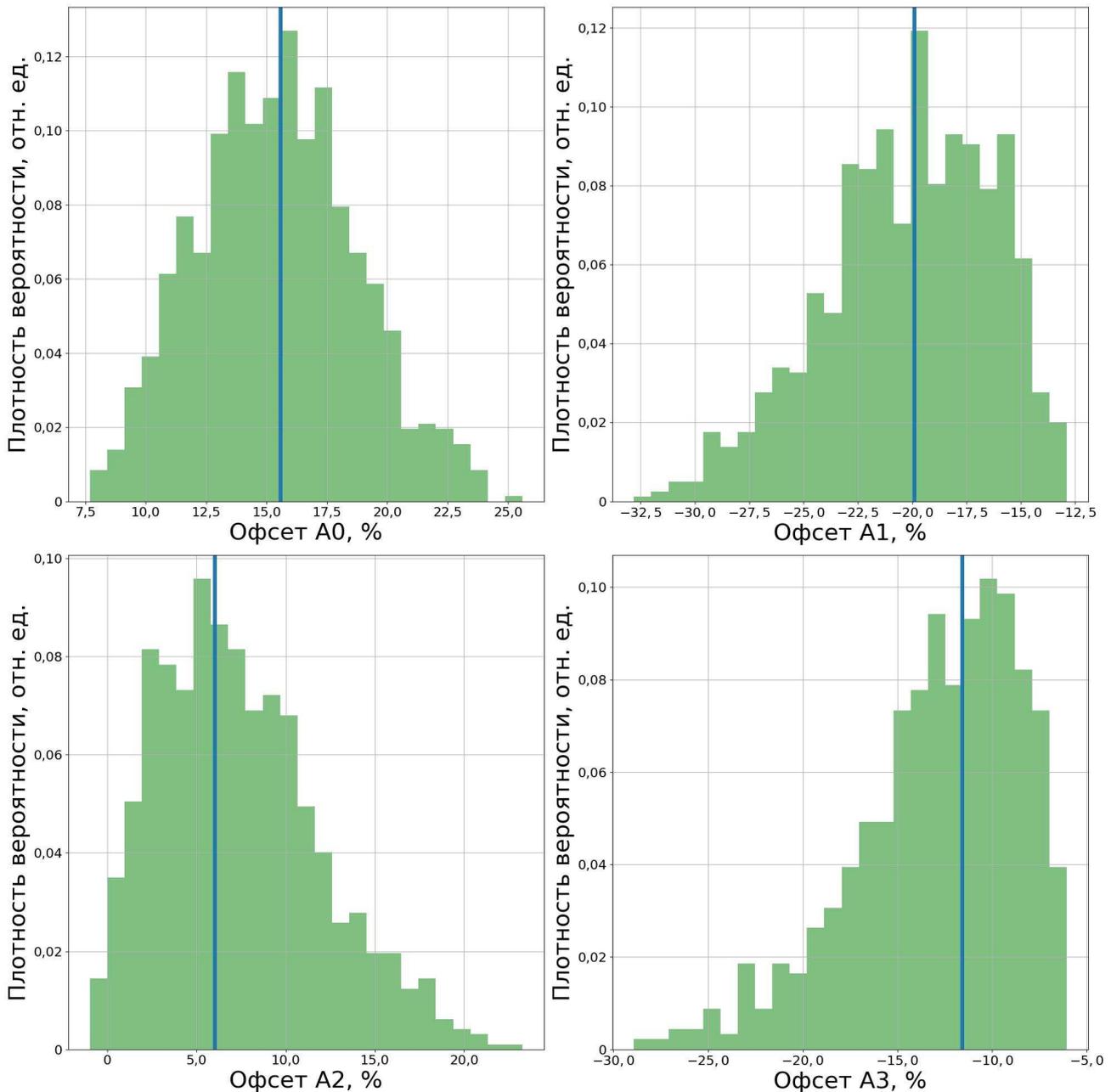


Рис. 5. Выборочные плотности вероятности для расчётных значений аксиальных офсетов энерговыделений в моменты времени, когда экспериментальный офсет энерговыделения достигает максимальных и минимальных значений (A_i), построенных на основе серии из 500 расчётов процесса

Поэтому в дальнейших расчётах при построении цепей Маркова использовался указанный набор параметров.

Метод Байеса применительно к оценкам параметров расчётной модели

Оценка наиболее вероятных поправок к номинальным значениям нейтронно-физических параметров производится методом Байеса, в котором для искомых поправок к значениям нейтронно-физических параметров определяется апостериорная плотность вероятности. Дан-

ный метод позволяет учитывать предварительную (априорную) информацию о погрешностях параметров модели, имеющуюся экспериментальную информацию, а также погрешность экспериментальной информации.

Обозначим вектор экспериментальных значений аксиального офсета энерговыделения, характеризующих рассматриваемый процесс в контрольные моменты времени, как

$$\mathbf{f} = (OF0^{\text{эксп}}, OF2^{\text{эксп}}, A0^{\text{эксп}}, A1^{\text{эксп}}, A2^{\text{эксп}}, A3^{\text{эксп}}).$$

	$\frac{\partial \rho}{\partial T_f}$	$\frac{\partial \rho}{\partial T_m}$	σ_{Xe}	$\frac{\partial \rho}{\partial H}$	λ_{Xe}	λ_l	dz
OF0	0,72	-0,45	-1,03	1,24	0,01	0,00	-0,12
OF1	0,51	-0,47	-1,09	0,23	0,01	0,01	0,01
A0	-1,03	-0,77	1,60	-1,09	-0,01	-0,01	0,32
A1	1,55	-0,48	-2,45	0,97	0,02	0,00	-0,58
A2	-1,62	-0,88	2,70	-0,51	-0,03	-0,02	0,54
A3	1,83	-0,40	-2,87	0,57	0,03	0,03	-0,67

Рис. 6. Матрица чувствительности аксиального офсета энерговыделения в характерные контролируемые моменты процесса к параметрам расчётной модели

Для расчётных значений аксиальных офсетов энерговыделения \mathbf{g} будем использовать обозначение

$$\mathbf{g} = A(\mathbf{x}),$$

где $A(\mathbf{x})$ — мнемоническое обозначение аксиальных офсетов энерговыделения в контрольные моменты времени, рассчитанных по программе Nostra с использованием вектора расчётных параметров \mathbf{x} .

Предположим, что погрешности измерений и погрешности значений параметров расчётной модели распределены по нормальным законам. Тогда апостериорная плотность вероятности определяется методом Байеса по формуле

$$p(\mathbf{x} | \mathbf{f}) = \frac{p(\mathbf{x}) p(\mathbf{f} | \mathbf{x})}{\int p(\mathbf{x}) p(\mathbf{f} | \mathbf{x})}, \quad (3)$$

где

$$p(\mathbf{x}) = \frac{1}{(2\pi)^{n/2} |\hat{K}|^{1/2}} \exp\left(-\frac{1}{2} \mathbf{x}^T \hat{K}^{-1} \mathbf{x}\right); \quad (4)$$

$$p(\mathbf{f} | \mathbf{x}) = \frac{1}{(2\pi)^{m/2} |\hat{\Omega}|^{1/2}} \times \exp\left(-\frac{1}{2} (\mathbf{f} - A(\mathbf{x}))^T \hat{\Omega}^{-1} (\mathbf{f} - A(\mathbf{x}))\right); \quad (5)$$

\hat{K} — ковариационная матрица для априорных относительных погрешностей значений параметров расчётной модели; n — число корректируемых расчётных параметров; $\hat{\Omega}$ — ковариационная матрица погрешностей измерений аксиального офсета энерговыделения; m — число характерных контрольных моментов процесса.

Ковариационная матрица \hat{K} в данном анализе выбрана диагональной, что предполагает независимость погрешностей отдельных расчётных параметров. На главной диагонали матрицы \hat{K} расположены дисперсии относительных погрешностей параметров расчётной модели, определяемые в соответствии с их стандартными отклонениями, заданными в табл. 1.

Матрица $\hat{\Omega}$ предполагается диагональной, что означает независимость погрешностей измерений для различных контрольных моментов времени. Стандартные отклонения при определении офсета энерговыделения приняты равными 2%.

Численная оценка апостериорной плотности вероятности была получена по формуле (3) при помощи прикладного пакета программ Raramonte [2] на основе модифицированного с использованием алгоритма DRAM метода MCMC. При этом производится логарифмирование формулы (3), что является предпочтительным с вычислительной точки зрения.

Построение аппроксимационной модели процесса

При расчёте цепи Маркова нужно выполнить несколько тысяч вычислений оператора $A(\mathbf{x})$, т.е. провести несколько тысяч прямых вычислений процесса по программе Nostra, что требует значительных вычислительных и временных ресурсов. Поэтому для моделирования процесса строится специальная аппроксимационная модель.

При построении цепи Маркова прямой расчёт по программе Nostra заменяется приближенным расчётом по упрощённой полиномиальной модели, построенной на выборке из результатов специальных прямых расчётов процесса по программе Nostra. Данный подход требует меньшее число прямых расчётов для оценки искомой апостериорной плотности вероятности.

На основе выборки из результатов 500 прямых расчётов процесса по программе Nostra при помощи библиотеки машинного обучения Scikit-learn [6] сформированы полиномиальные модели первого и второго порядка для оценки значений вектора \mathbf{g} . Выборка строилась путём многократного розыгрыша значений нейтронно-физических параметров модели при равномерных законах распределения относительных отклонений этих параметров от их номинальных значений в соответствии с данными табл. 1 и проведения расчётов процесса по программе Nostra с полученными наборами нейтронно-физических параметров с целью получения зависимостей между возмущением параметров модели и функционалами процесса. Использование равномерных распределений для относительных отклонений нейтронно-физических параметров модели является предпочтитель-

ным, так как в этом случае при построении полиномиальных моделей чаще появляются экстремальные отклонения значений параметров модели.

Полученная выборка была разбита на две подвыборки: 50 расчётов составили обучающую подвыборку и 450 — тестовую. На основе обучающей подвыборки методом Lasso (least absolute shrinkage and selection operator) были найдены коэффициенты разложения полиномиальной модели, а на основе тестовой подвыборки проверена точность полученной аппроксимации.

Сравнение данных расчёта по полиномиальной модели с точными значениями, полученными по программе Nostra, изображено на рис. 7, 8. Оси y_{test} на шести графиках каждого рисунка соответствуют шести различным компонентам вектора \mathbf{g} . Значения y_{test} были получены путём проведения прямых расчётов по программе Nostra на тестовой подвыборке. Оси y_{poly} на шести графиках каждого рисунка также соответствуют шести различным компонентам вектора \mathbf{g} , однако их значения были получены на тестовой подвыборке с использованием полиномиальных моделей первого и второго порядка. Красные точки на графиках соответствуют экспериментально полученным значениям офсета энерговыделения.

Из рис. 7, 8 видно, что полученные зависимости близки к биссектрисам первого квадранта ($y = x$), что свидетельствует об удовлетворительном качестве полученного разложения. Однако чем больше вносимое возмущение в модель, тем сильнее происходит отклонение от линейной зависимости. Качество полученной упрощённой модели должно быть оценено для каждой конкретной задачи.

Для дальнейшего анализа была выбрана квадратичная полиномиальная модель. Коэффициент детерминации R -квадрат для квадратичной зависимости, рассчитанный на тестовой выборке, составил $R_{\text{test}} = 0,9$.

Результаты обработки эксперимента

В соответствии с описанной процедурой получена апостериорная плотность вероятности, которая определяет плотность распределения поправочных параметров для коэффициента реактивности по температуре топлива, микроскопического сечения поглощения ксенона, дифференциальной эффективности органов ре-

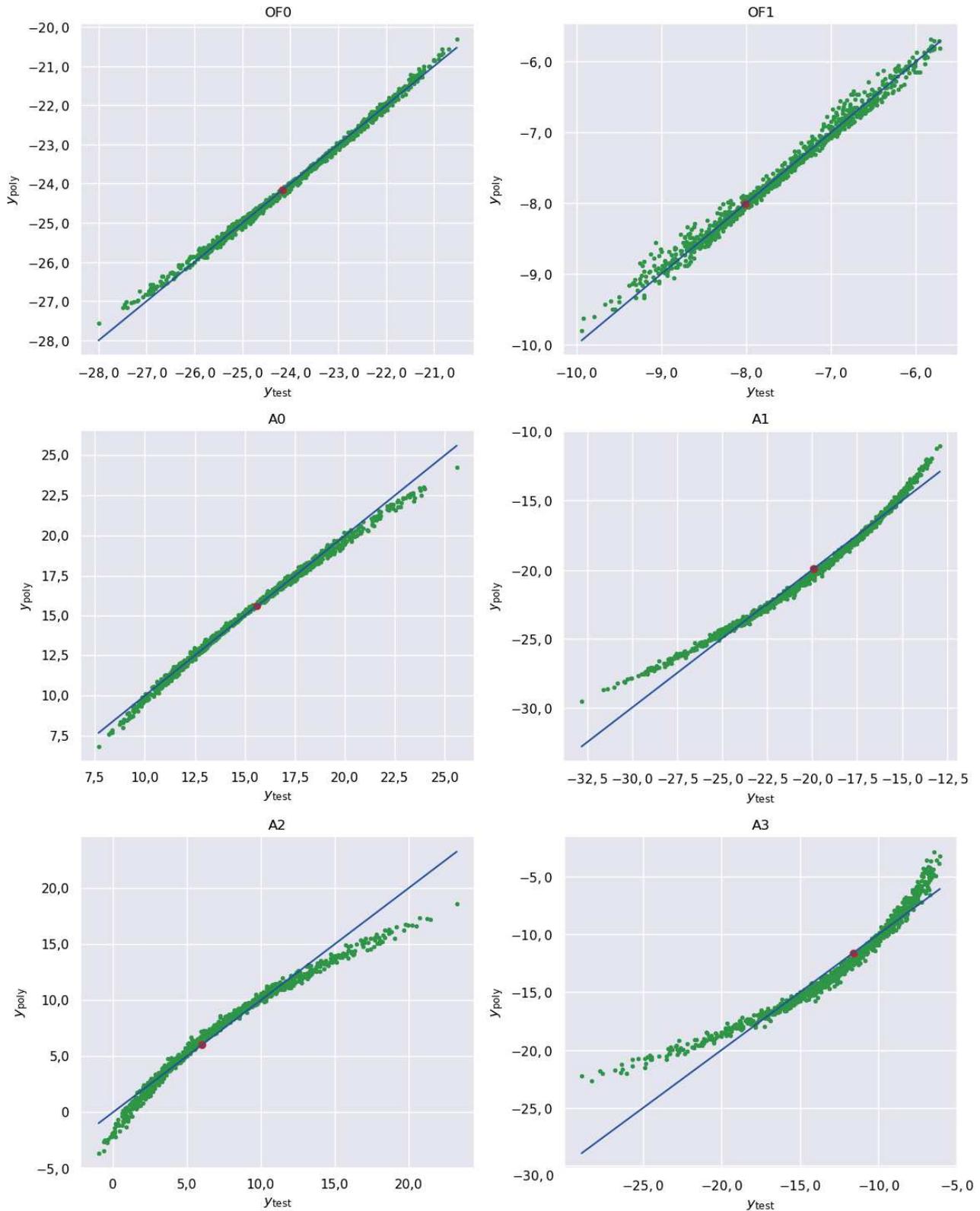


Рис. 7. Сравнение значений, полученных по линейной полиномиальной модели, с результатами прямых расчётов по программе Nostra: ● — сравнение на основе обучающей выборки; ● — значение, наблюдаемое в эксперименте; — прямая $y_{poly} = y_{test}$

гулирования, граничного условия. Некоторые характеристики апостериорной плотности вероятности представлены на рис. 9. На диагонали рис. 9 представлены одномерные плотности

вероятности для относительных поправок к четырём рассматриваемым нейтронно-физическим параметрам. Недиагональные двумерные плотности вероятности характеризуют, в част-

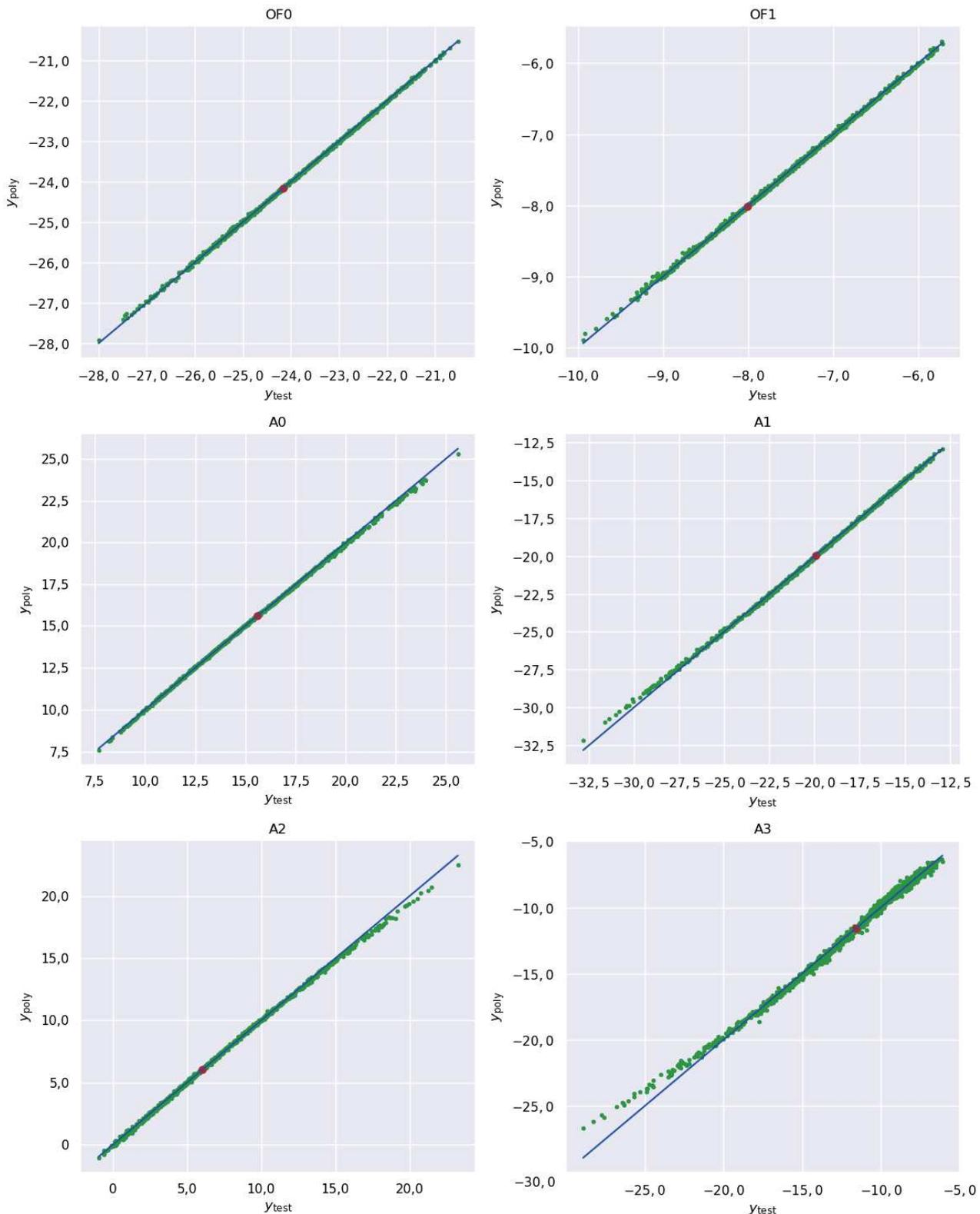


Рис. 8. Сравнение значений, полученных по квадратичной полиномиальной модели, с результатами прямых расчётов по программе Nostra: ● — сравнение на основе обучающей выборки; ● — значение, наблюдаемое в эксперименте; — прямая $y_{poly} = y_{test}$

ности, взаимную корреляцию параметров. По вертикальным и горизонтальным осям на рисунках с двумерными плотностями вероятности отложены нормированные на соответствующие

стандартные отклонения относительные отклонения нейтронно-физических параметров.

На основании априорной плотности вероятности была построена корреляционная мат-

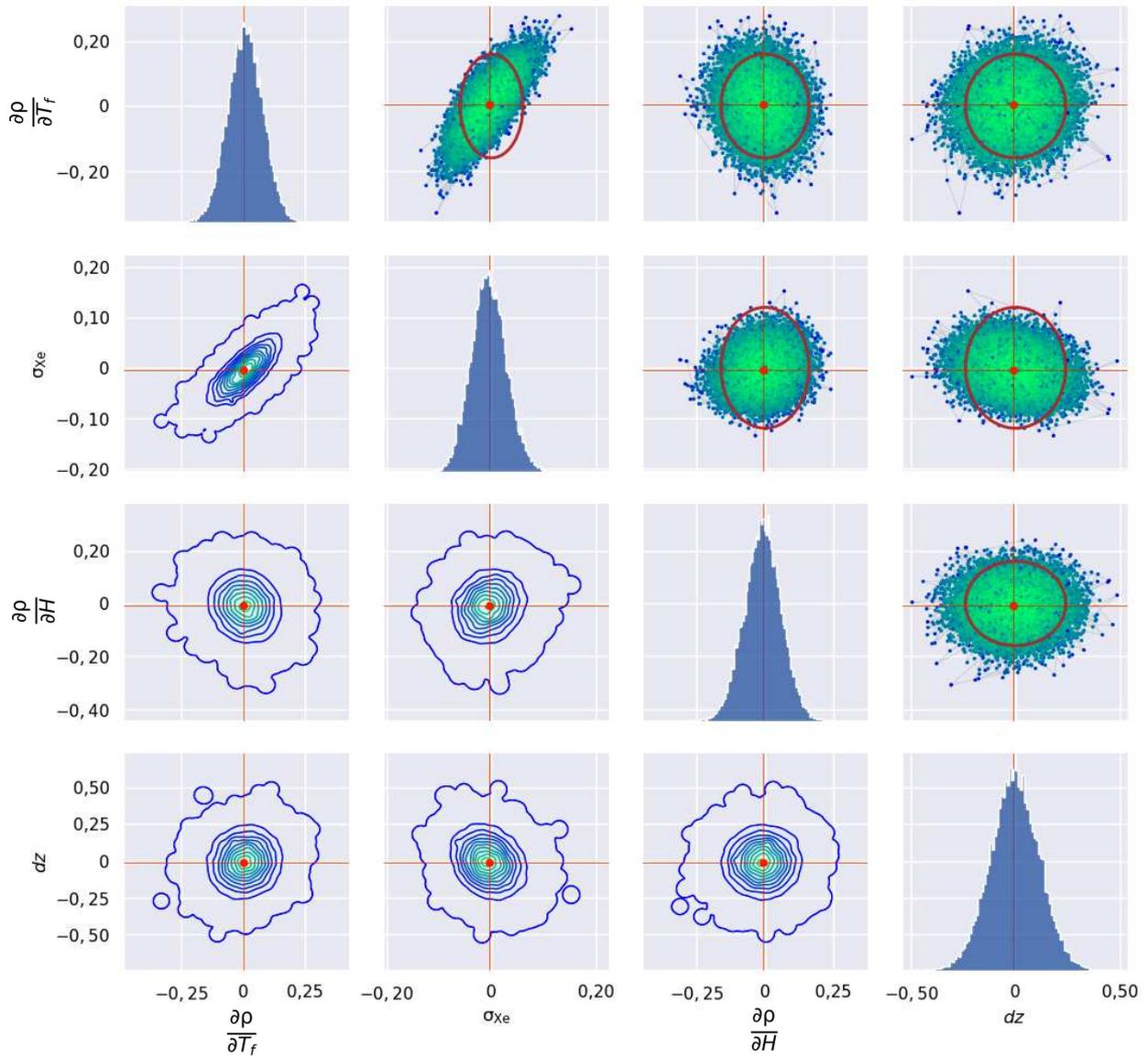


Рис. 9. Плотности распределения относительных погрешностей нейтронно-физических параметров модели

рица параметров модели (рис. 10). Некоторые характеристики распределений для относительных отклонений нейтронно-физических параметров от их номинальных значений (средние значения, стандартные отклонения и наиболее вероятные значения поправок) представлены в табл. 2.

Из полученных результатов следует, что имеется корреляция между поправками к номинальным значениям коэффициента реактивности по температуре топлива и микроскопического сечения поглощения ксенона.

Также из данных табл. 2 можно сделать вывод, что использование апостериорной плотности вероятности приводит к уменьшению дисперсий для погрешностей значений нейтронно-физических параметров по сравнению с их априорными значениями. Полученные

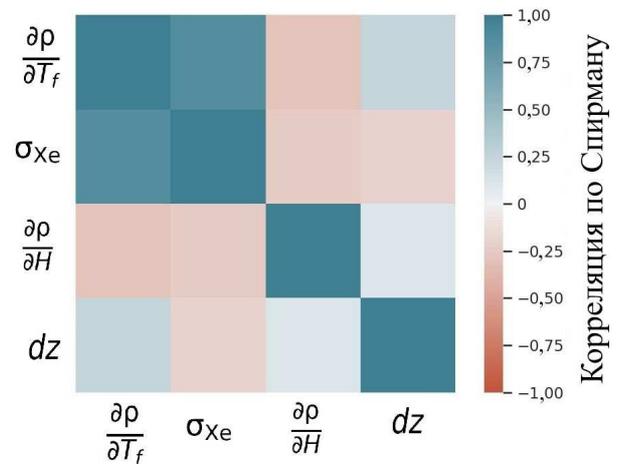


Рис. 10. Корреляционная матрица для относительных погрешностей нейтронно-физических параметров модели, полученная на основе апостериорной плотности вероятности

Таблица 2. Характеристики распределений относительных отклонений нейтронно-физических параметров от их номинальных значений, полученные на основе апостериорной плотности вероятности

Параметр	$\delta\left(\frac{\partial\rho}{\partial T_f}\right)$	$\delta(\sigma_{Xe})$	$\delta\left(\frac{\partial\rho}{\partial H}\right)$	$\delta(dz)$
Среднее значение	0,007	0,006	-0,01	-0,006
Стандартное отклонение	0,07	0,03	0,07	0,08
Наиболее вероятное значение	0,003	0,005	-0,007	-0,01

наиболее вероятные значения поправок к номинальным значениям параметров модели могут быть использованы при корректировке полиномиальных разложений программы Nostra или БИПР-7А.

Заключение

Статистическая процедура на основе метода Байеса, использование экспериментальных данных и результатов обработки эксперимента позволили уточнить значения нейтронно-физических параметров расчётной модели, которые оказывают наибольшее влияние на результаты моделирования свободных ксеноновых аксиальных колебаний.

Проведённый анализ подтвердил априорные паспортные погрешности коэффициентов реактивности ПС Nostra. Таким образом, обосновано, что диапазон неопределённостей варьируемых параметров достаточен и может использоваться при расчётах по обоснованию безопасности. Анализ позволил выявить корреляции и смещения в погрешностях расчётной модели. Дальнейшее увеличение экспериментально-расчётной базы позволит уменьшить паспортные погрешности ПС Nostra.

Список литературы

1. *Лукин Г.В., Крянев А.В.* Метрический анализ и обработка данных. — М.: Физматлит, 2010.
2. *Amir Shahmoradi, Fatemeh Bagheri, Joshua Alexander Osborne.* Fast fully-reproducible serial/parallel Monte Carlo and MCMC simulations and visuali-

zations via ParaMonte. Python Library: arXiv e-prints, page arXiv:2010.00724, October 2020.

3. *Руководство* по безопасности при использовании атомной энергии “Рекомендации по оценке погрешностей и неопределённостей результатов расчётных анализов безопасности атомных станций” (РБ-166-20). Федеральная служба по экологическому, технологическому и атомному надзору (Ростехнадзор), 2020.

4. *Программа* Nostra (версия 6.0). Аттестационный паспорт № 563 от 27.06.2022.

5. *Петрунин Д.М., Семенов В.И.* Трёхмерные программы-имитаторы работы ВВЭР. — ВАНТ. Сер. Физика и техника ядерных реакторов, 1985, вып. 9, с. 44—54.

6. *Pedregosa F., Varoquaux G., Gramfort A., Michel V., Thirion B., Grisel O., Blondel M., Prettenhofer P., Weiss R., Dubourg V., Vanderplas J., Passos A., Cournapeau D., Brucher M., Perrot M., Duchesnay E.* Scikit-learn: Machine learning in Python. — J. of Machine Learning Research, 2011, vol. 12, p. 2825—2830.

7. *Аверьянова С.П., Вохмянина Н.С., Злобин Д.А., Филимонов П.Е., Поваров В.П.* Исследование ксеноновых переходных процессов в ВВЭР-1200 на Нововоронежской АЭС. — Атомная энергия, 2018, т. 124, вып. 4, с. 183—187.

8. <https://www-nds.iaea.org/relnsd/vcharthtml/vcharhtml.html> (дата обращения 3.04.2024).

Контактная информация —
Сальников Михаил Игоревич,
инженер,
тел.: 8(985)431-59-16,
e-mail: rolekst095@gmail.com

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3,
с. 30—41.

Совместное использование выгорающих поглотителей на основе гадолиния и эрбия при удлинённых топливных кампаниях в реакторах типа ВВЭР-1000

А.Р. Музафаров, В.И. Савандер,
НИЯУ “МИФИ”, 115409, Москва, Каширское ш., д. 31

Статья поступила в редакцию 11.09.2025

После доработки — 26.09.2025

Принята к публикации 01.10.2025

Увеличение длительности топливной кампании ВВЭР-1000 может быть обеспечено за счёт повышения начального запаса реактивности. Дальнейшее увеличение весового содержания гадолиния при используемой схеме размещения твэгов в ТВС не приводит к росту компенсируемого запаса реактивности поглотителем. При этом значительно повышается неравномерность поля энерговыделения в ТВС. Применение выгорающего поглотителя на основе эрбия напрямую влияет на запас реактивности. Однако в этом случае возникают потери в выгорании топлива. Исследована возможность совместного использования выгорающих поглотителей на основе гадолиния и эрбия в реакторах типа ВВЭР-1000. Рассмотрены различные варианты размещения поглотителей. Полученные результаты демонстрируют возможность применения совместного использования выгорающих поглотителей при переходе на более длительные топливные кампании с повышенным запасом реактивности.

Ключевые слова: гадолиний, эрбий, коэффициент размножения, выгорание, ВВЭР, полячейка, неравномерность энерговыделения, запас реактивности, топливная кампания, весовое содержание, Serpent.

Combined Application of Gadolinium and Erbium Burnable Absorbers in Extended VVER-1000 Fuel Cycles.
A.R. Muzafarov, V.I. Savander, NRNU MEPhI, 31, Kashirskoe shosse, Moscow, 115409.

VVER-1000 fuel cycle can be extended by increasing the initial reactivity margin. Further increase in gadolinium weight content in current gadolinium rod arrangements within fuel assemblies does not increase the reactivity margin compensated by the absorber, but significantly increases power nonuniformity in fuel assemblies. Use of erbium burnable absorbers directly affects the reactivity margin, but causes losses in fuel burnup. This paper analyses the possibility of combined use of gadolinium and erbium burnable absorbers in VVER-1000 reactors, and considers various options for absorber locations. The results demonstrate the possibility of using these burnable absorbers together when shifting to longer fuel operating cycles with higher reactivity margins.

Key Words: gadolinium, erbium, multiplication factor, burnup, VVER, polycell, power nonuniformity, reactivity margin, fuel cycle, weight content, Serpent.

EDN: ZIAYTO

Введение

В настоящее время в реакторах типа ВВЭР реализована полугодовая топливная кампания. В целях увеличения рентабельности АЭС планируется переход на двухгодичную кампанию. Для работы реактора в удлинённых кампаниях повышается начальный запас реактивности, который компенсируется системой жидкостного регулирования и частично выгорающими поглотителями, интегрированными в топливную матрицу [1—3].

Система жидкостного регулирования основывается на растворении борной кислоты в теплоносителе. Регулирование происходит отбором определённого объёма теплоносителя и одновременным добавлением дистиллята для снижения концентрации поглотителя в активной зоне. При этом содержание борной кислоты в теплоносителе ограничено, поскольку

борный поглотитель в теплоносителе оказывает негативное влияние на плотностной коэффициент реактивности, снижая его величину с повышением концентрации бора. К тому же использование жидкостного регулирования аккумулирует накопление низкоактивных жидких радиоактивных отходов [4—7]. Последние требуют дополнительных финансовых вложений для переработки и дальнейшего захоронения. Совместное использование выгорающих поглотителей может частично устранить эти негативные последствия за счёт снижения доли запаса реактивности, компенсируемой борным регулированием [8].

Из выгорающих поглотителей в реакторах ВВЭР-1000 и ВВЭР-1200 наиболее широко применяется гадолиний. В современных ТВС гадолиний размещают в малом числе топливных элементов (твэгах), но с большим весовым содержанием в пределах 5—8% весовых. При

этом содержание гадолиния ухудшает теплопроводность топливной таблетки [9—11].

В качестве альтернативы гадолинию рассматривается применение поглотителя на основе оксида эрбия. Эрбий является слабым поглотителем и поэтому может размещаться во всех твэлах. Данное расположение не приводит к возникновению локальных неоднородностей поля нейтронов и энерговыделения в ТВС. Наличие резонанса изотопа ^{167}Er в области тепловых нейтронов способствует поддержанию отрицательной спектральной составляющей полного температурного коэффициента реактивности по температуре теплоносителя. Однако эрбий не полностью выгорает и тем самым влияет на реактивность в течение всей кампании, причём остаточное содержание эрбия снижает продолжительность топливной кампании. По этой причине его концентрация в твэлах ограничена [12—15].

Постановка задачи

Рассматривается упрощённая модель выгорания топлива реактора ВВЭР-1000 с заданным обогащением 4,95% во всех твэлах и твэгах с трёхкратной схемой частичных перегрузок без перестановок ТВС. В этом случае активная зона реактора представляется в виде повторяющихся структур, состоящих из трёх ТВС, с различным временем облучения. Коэффициент размножения такой структуры определяем как среднее арифметическое коэффициентов размножения всех входящих в неё ТВС. Продолжительность кампании вычисляется из условия равенства коэффициента размножения полаячейки, моделирующей периодическую структуру активной зоны, его критическому значению в конце кампании.

С целью моделирования твэгов в ТВС выделяется элемент периодичности, в центре которого размещён топливный элемент с гадолинием. Выделенная гексагональная модель состоит из центрального твэга, окружённого двумя рядами твэлов вокруг (рис. 1, б).

Целью данной работы является повышение компенсируемого запаса реактивности выгорающими поглотителями при их совместном использовании, учитывая ограничение на весовое содержание гадолиния в твэгах и эрбия в твэлах.

Расчёты проведены для горячего отравленного ксеноном состояния реактора при работе на номинальной мощности.

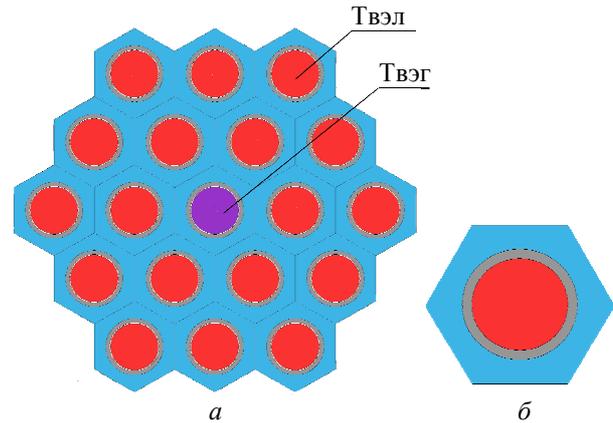


Рис. 1. Расчётные модели: а — полаячейка 1:18; б — элементарная ячейка

Методика для проведения расчётов

Задавая условие критичности ($K_{эф} = 1$) с учётом утечки тепловых нейтронов (p_{yt})

$$K_{эф} = K_{\infty}^{\text{CRIT}} (1 - p_{yt}) = 1, \quad (1)$$

находится критическое значение коэффициента размножения

$$K_{\infty}^{\text{CRIT}} = \frac{1}{(1 - p_{yt})} = \frac{1}{0,95} \approx 1,05. \quad (2)$$

При этом коэффициент размножения активной зоны $K_{\infty}^{\text{A3}}(t) = K_{\infty}^{\text{POLY}}(t)$ определяется из выражения

$$K_{\infty}^{\text{A3}}(t) = K_{\infty}^{\text{POLY}}(t) = \frac{K_{\infty}^{\text{TBC}}(t) + K_{\infty}^{\text{TBC}}(T+t) + K_{\infty}^{\text{TBC}}(2T+t)}{3}, \quad (3)$$

$$0 < t < T.$$

Продолжительность кампании T определяется из условия $K_{\infty}^{\text{POLY}} = K_{\infty}^{\text{CRIT}}$ в конце кампании.

Расчёт реактивности осуществляется по выражению

$$\rho = 1 - \frac{1}{K_{эф}} = 1 - \frac{1}{K_{\infty}^{\text{POLY}} / K_{\infty}^{\text{CRIT}}} = \frac{K_{\infty}^{\text{POLY}} - K_{\infty}^{\text{CRIT}}}{K_{\infty}^{\text{POLY}}}. \quad (4)$$

Выбор гексагональной полаячейки для проведения расчётов обусловлен симметричным расположением твэлов вокруг твэга. К тому же данная схема расположения твэгов совпадает с современной структурой размещения гадолиния в ТВС (см. рис. 1). При данной схеме расположения гадолиния в ТВС будет 16 твэгов.

На первом этапе проводились расчёты по определению длительности кампании в случаях

одиночного применения поглотителей, но при различных весовых содержаниях поглотителя. Дополнительно для вариантов с гадолинием рассчитывались коэффициенты неравномерности энерговыделения, а для эрбия — потери на выгорание топлива при различных весовых содержаниях. На основе полученных данных определялось весовое содержание гадолиния и эрбия для вариантов совместного использования.

На втором этапе для каждого варианта проводились расчёты по определению кампании и максимальной нескомпенсированной реактивности выгорающими поглотителями за кампанию. Критериями отбора оптимальных вариантов являлись максимальный скомпенсированный запас реактивности и минимальная неравномерность энерговыделения при малых потерях на выгорание топлива. Расчёты проводились программным кодом Serpent (2.1.32) с использованием библиотеки ENDFb7 [16].

Анализ полученных результатов

Вначале рассматривался вариант без выгорающего поглотителя, в котором подразумевалось, что начальная избыточная реактивность полностью компенсируется системой борного регулирования. Далее проводился аналогичный расчёт с добавлением гадолиниевого выгорающего поглотителя в состав топлива. В современных ТВС реакторов ВВЭР-1000, ВВЭР-1200 количество твэгов варьируется от 6 до 12 [17]. Малое число твэгов приводит к увеличению содержания гадолиния в твэгах для компенсации реактивности. В связи с этим в расчётах весовое содержание гадолиния в твэге варьировалось в пределах от 4 до 8% весовых. Как видно из рис. 2, добавление гадолиния выравнивает форму графика $K_{\infty}^{TBC}(t)$ в течение первой кампании. Увеличение весового содержа-

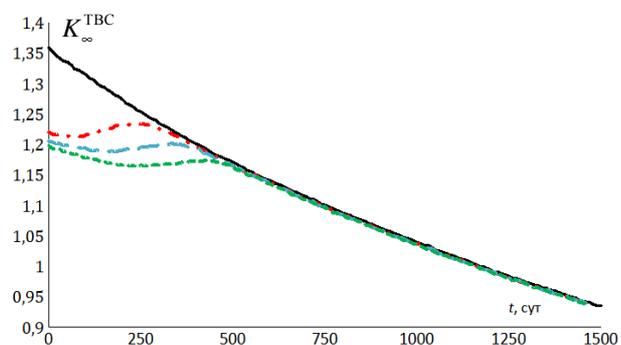


Рис. 2. Зависимости $K_{\infty}^{TBC}(t)$ для вариантов с гадолинием и без поглотителя: — — без ВП; - - - — Gd 4%; - · - · — Gd 6%; - - - — Gd 8%

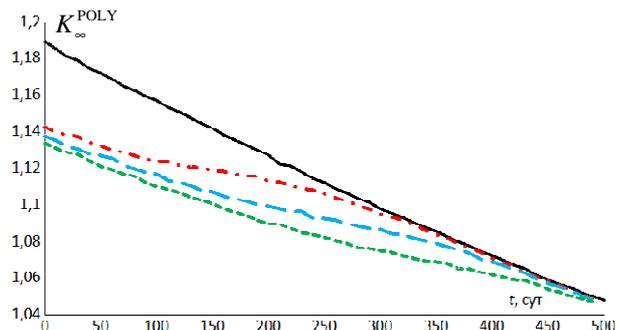


Рис. 3. Зависимости $K_{\infty}^{POLY}(t)$ для вариантов с гадолинием и без поглотителя: — — без ВП; - - - — Gd 4%; - · - · — Gd 6%; - - - — Gd 8%

ния гадолиния в топливе не влияет на начальный избыточный запас реактивности. После полного выгорания поглотителя в течение первой кампании график изменения $K_{\infty}^{TBC}(t)$ для всех вариантов с гадолинием совпадает с вариантом без поглотителя.

В результате трёхкратной частичной перегрузки были получены продолжительности кампании по описанной методике. Так, продолжительность кампании для варианта без поглотителя составила 500 суток (рис. 3). По графику $K_{\infty}^{POLY}(t)$ наблюдается линейная зависимость для всех вариантов. В этом случае максимум избыточной реактивности достигается в начале кампании. Начальные значения $K_{\infty}^{POLY}(t)$ для всех вариантов с гадолинием совпадают. Увеличение весового содержания гадолиния в твэге не повлияло на нескомпенсированный запас реактивности, на жидкостное регулирование.

При данной схеме размещения твэгов изменение содержания гадолиния не влияет на выгорание топлива. Это является достоинством данного поглотителя.

Кроме того, для рассмотренных вариантов изменение весового содержания гадолиния в твэге практически не влияет на величину компенсированной реактивности. Повышение весового содержания гадолиния снижает поток тепловых нейтронов в твэге и в ближнем ряду твэлов. Вследствие этого снижается максимальное значение линейной мощности твэгов. На рис. 4 представлена зависимость отношения мощности твэга к средней мощности твэлов от времени. Максимальное снижение мощности достигается в начале кампании реактора, когда поглотитель ещё не успел выгореть. По мере выгорания гадолиния разность мощностей между твэгом и окружающими твэлами пропадает. Рассматривались варианты совместного исполь-

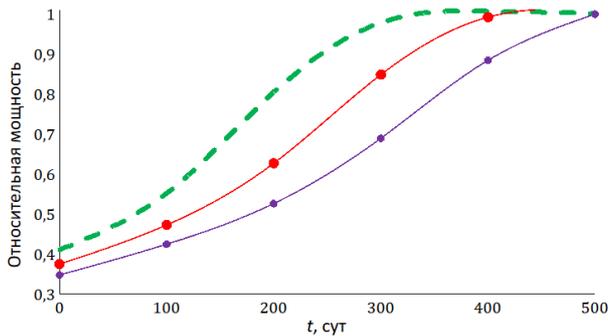


Рис. 4. Изменение отношения мощности твэга к средней мощности твэлов за кампанию: — — — Gd 4%; -○- Gd 6%; -●- Gd 8%

зования поглотителей с весовым содержанием гадолиния 4 и 6%.

Расчёты проводились с весовыми содержаниями эрбия от 0 до 1% с шагом 0,2% (рис. 5). Изменение $K_{\infty}^{TBC}(t)$ носит линейный характер для весового содержания эрбия менее 0,8%, максимум достигается в момент времени $t = 0$. При увеличении содержания эрбия более 0,8% график искривляется и принимает параболическую форму со смещением максимального значения от начала к середине первой кампании. Увеличение весового содержания эрбия приводит к снижению начального значения коэффициента размножения. В отличие от гадолиния эрбий влияет на реактивность в течение всей топливной кампании. Увеличение содержания эрбия в твэлах снижает начальный избыточный запас реактивности за кампанию (рис. 6). Так, например, при весовом содержании эрбия 0,6% компенсируемый запас реактивности совпадает с тем запасом реактивности, который компенсируется при содержании 8% гадолиния в твэгах. Однако повышение весового содержания эрбия в твэлах влечёт снижение длительности кампании. Рост концентрации эрбия в твэлах увеличивает потери в

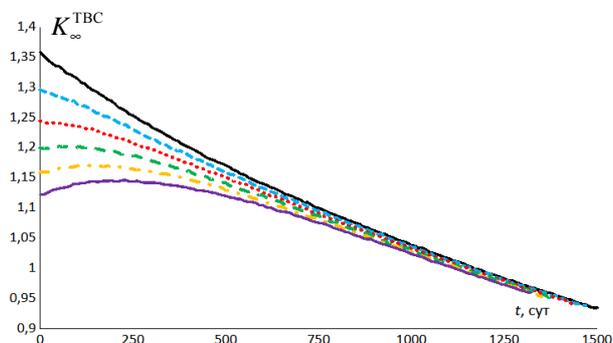


Рис. 5. Зависимости $K_{\infty}^{TBC}(t)$ для вариантов с эрбием и без поглотителя: — — — без ВП; - - - Er 2%; ···· Er 4%; - - - Er 6%; - - - Er 8%; — — Er 1,0%

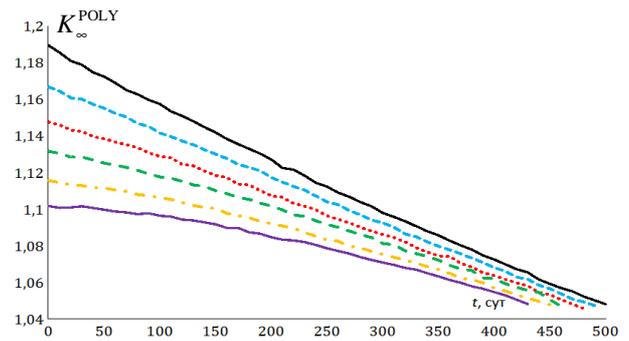


Рис. 6. Зависимости $K_{\infty}^{POLY}(t)$ для вариантов с эрбием и без поглотителя: — — — без ВП; - - - Er 2%; ···· Er 4%; - - - Er 6%; - - - Er 8%; — — Er 1,0%

выгорании относительно вариантов с использованием гадолиния. Так, в случае с весовым содержанием эрбия 1% достигаются максимальная компенсация запаса реактивности и 10% потери в выгорании. При совместном использовании с гадолиниевым поглотителем во избежание больших потерь в выгорании необходимо брать малые концентрации эрбия в твэлах, а именно 0,2, 0,4 и 0,6% весовых.

Ввиду того, что каждый из рассмотренных поглотителей имеет как достоинства, так и недостатки, ни один из них не имеет абсолютного преимущества над другим. Можно ожидать, что при комбинированном использовании получится минимизировать недостатки и улучшить достоинства каждого из них. Рассмотрим такие варианты совместного использования, когда в центре будет располагаться твэг, окружённый твэлами с эрбиевым поглотителем (рис. 7).

На рис. 8 и 9 показано изменение $K_{\infty}^{POLY}(t)$ для вариантов совместного использования поглотителей при схеме размещения, показанной на рис. 7, а. Наличие эрбия в твэлах вокруг твэга с фиксированной концентрацией гадолиния снижает начальное значение $K_{\infty}^{POLY}(t)$ по сравнению с вариантами одиночного использования гадолиния. При этом наибольшая компенсация реактивности происходит для вариантов с весовым содержанием эрбия 0,6%. Изменение концентрации гадолиния в центре при фиксированном значении эрбия в твэлах не оказывает влияние на компенсируемый запас реактивности. В табл. 1 приводятся значения максимального некомпенсированного запаса реактивности за кампанию, относительного снижения максимальной некомпенсированной реактивности и относительные потери в выгорании для всех рассматриваемых вариантов

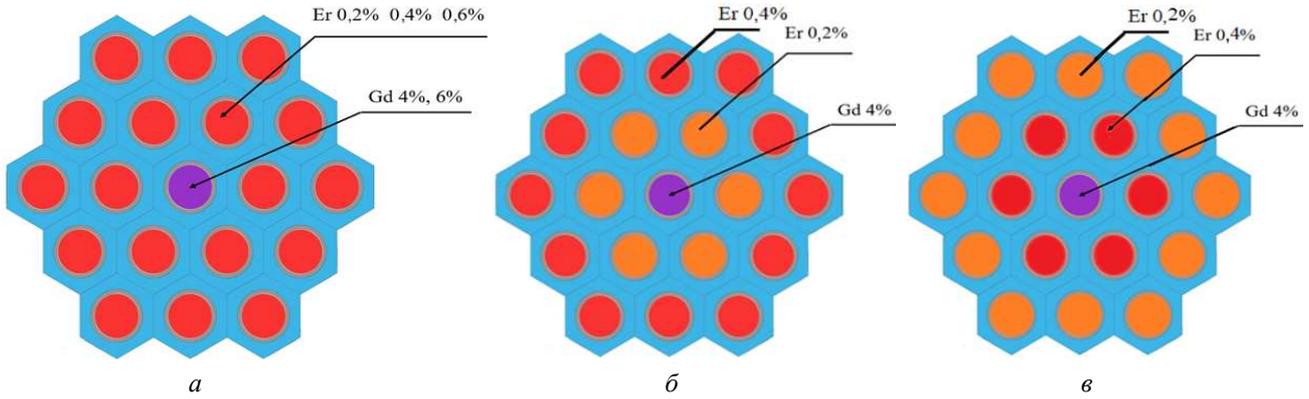


Рис. 7. Схема размещения поглотителей в полячейке при совместном использовании

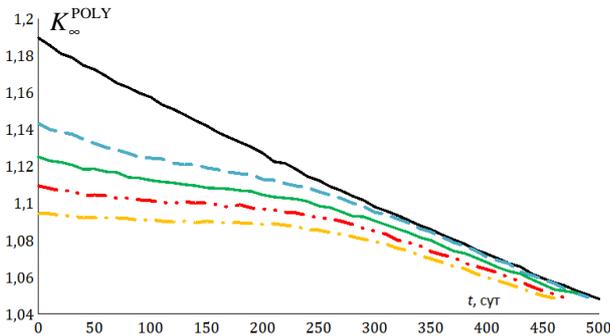


Рис. 8. Зависимости $K_{\infty}^{POLY}(t)$ для вариантов смешанного использования поглотителей с весовым содержанием гадолиния 4%: — без ВП; - - - Gd 4%; — Gd 4% + Er 0,2%; - - - Gd 4% + Er 0,4%; — Gd 4% + Er 0,6%

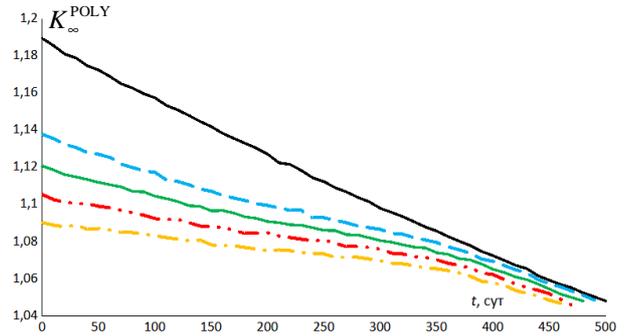


Рис. 9. Зависимости $K_{\infty}^{POLY}(t)$ для вариантов смешанного использования поглотителей с весовым содержанием гадолиния 6%: — без ВП; - - - Gd 6%; — Gd 6% + Er 0,2%; - - - Gd 6% + Er 0,4%; — Gd 6% + Er 0,6%

совместного использования, а также для отдельного использования эрбия и гадолиния, причём представлен вариант с максимальным весовым содержанием гадолиния (8%).

В вариантах совместного использования выгорающих поглотителей увеличивается величина компенсируемой избыточной реактивности по сравнению с вариантами одиночного применения эрбия при таких же потерях на выгорание. В вариантах с весовым содержа-

нием эрбия 0,6% достигается наибольшее снижение запаса реактивности, но при этом возникают максимальные потери в выгорании.

Для снижения потерь в выгорании дополнительно рассмотрены варианты совместного использования, при которых в радиальном направлении используются твэлы с весовым содержанием эрбия 0,2% и 0,4%, а для гадолиния в твэге выбрано весовое содержание 4% (см. рис. 7, б, в). В модели на рис. 7, б в первом

Таблица 1. Нескомпенсированный максимальный запас реактивности для вариантов совместного использования

Вариант	$K_{\infty}^{POLY}(0)$	K_{∞}^{CRIT}	ρ	$\rho_{снж}, \%$	$B, \%$
8%	1,134	1,05	0,074	—	—
1%	1,102	1,05	0,047	37	10
Совместное использование					
Gd 4% + Er 0,2%	1,125	1,05	0,067	10	2
Gd 4% + Er 0,4%	1,109	1,05	0,053	28	4
Gd 4% + Er 0,6%	1,094	1,05	0,041	45	6
Gd 6% + Er 0,2%	1,121	1,05	0,063	15	2
Gd 6% + Er 0,4%	1,105	1,05	0,050	32	4
Gd 6% + Er 0,6%	1,090	1,05	0,037	50	6

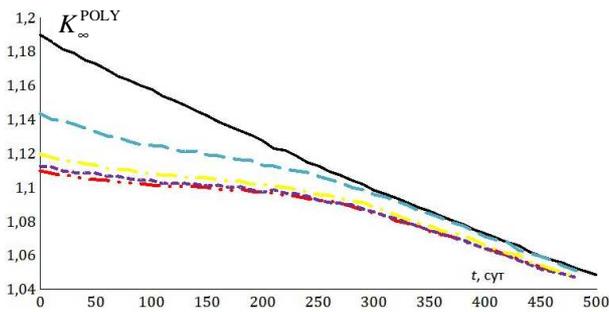


Рис 10. Зависимости $K_{\infty}^{\text{POLY}}(t)$ для вариантов совместного использования выгорающих поглотителей: — без ВП; — Gd 4%; — Gd 4% + Er 0,4%; - - вариант 1; — вариант 2

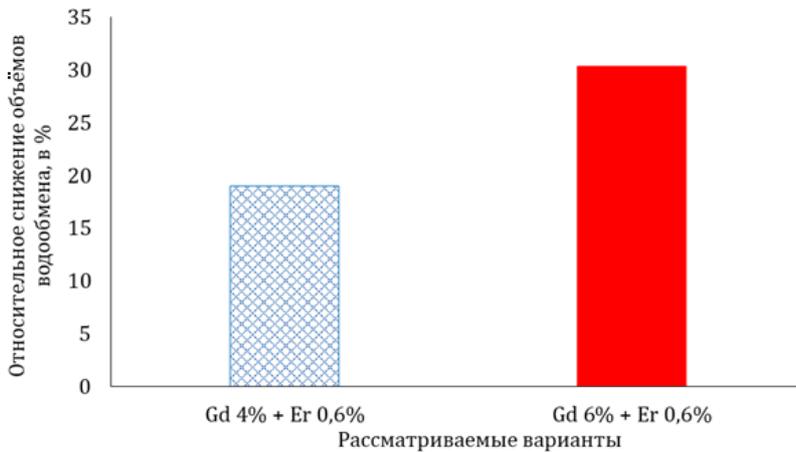


Рис. 11. Относительные снижения объёмов водообмена при совместном использовании выгорающих поглотителей с концентрациями гадолиния 4 и 6%

слое твэлов вокруг твэга весовое содержание эрбия достигает 0,2%, во втором — 0,4%. В другом случае (см. рис. 7, в) — наоборот, по мере удаления от твэга весовое содержание эрбия в твэлах уменьшается. В указанных вариантах снижение массовой загрузки эрбия в ТВС по сравнению с вариантом Gd 4% + Er 0,4% составило 17% и 33% соответственно. Таким образом уменьшается потеря в выгорании. На рис. 10 представлены зависимости $K_{\infty}^{\text{POLY}}(t)$ для рассмотренных вариантов. В случаях совместного использования поглотителей компенсируется примерно одинаковая начальная избыточная реактивность. В предложенных вариантах (см. рис. 7, б, в) компенсируется запас реактивности, аналогичный варианту Gd 4% + Er 0,4%, но при меньших потерях на выгорание.

Для полного сравнения представленных вариантов комбинированного использования выгорающих поглотителей рассчитаны относительные снижения объёмов жидкостного

регулирования за кампанию для вариантов с максимальным весовым содержанием эрбия. Расчёты снижения водообмена выполнены по методике, представленной в работе [18]. Полученные значения водообмена взяты по отношению к значениям варианта с весовым содержанием гадолиния 8% (рис. 11).

Представленные на рис. 11 относительные значения рассчитаны для вариантов смешанного использования первого типа (без варьирования концентрации эрбия). Повышенное содержание эрбия в твэлах при совместном использовании выгорающих поглотителей непосредственно приводит к уменьшению относительного объёма водообмена. Вместе с тем увеличиваются потери на выгорание. Для вариантов, представленных на рис. 11, снижение выгорания составило 6%, что оказывает негативное влияние на экономическую эффективность эксплуатации атомной электростанции.

Снижение весового содержания гадолиния в вариантах совместного использования снимает необходимость понижения обогащения в твэгах. В этом случае относительное повышение урана-235 в ТВС для вариантов, представленных на рис. 7, а, можно рассчитать по формуле

$$N = \left(\frac{296mx(1-\varepsilon) + 16mx(1-\alpha)}{300mx + 12my(1-\beta)} - 1 \right) 100\%, \quad (5)$$

где m — масса топлива; x — обогащение топлива (4,95%); ε — весовое содержание эрбия в твэлах (0,2, 0,4 и 0,6); α — весовое содержание гадолиния в твэгах (4%); β — весовое содержание гадолиния в современных твэгах (8%); y — обогащение топлива в современных твэгах (3,6%).

Представленные в табл. 2 относительные данные имеют меньшую погрешность по сравнению с абсолютными, поскольку источник погрешности один и тот же.

Таблица 2. Относительное повышение доли урана-235 в ТВС в вариантах совместного использования

Вариант	$N, \%$
Gd 4% + Er 0,2%	0,9
Gd 4% + Er 0,4%	0,7
Gd 4% + Er 0,6%	0,5

Заключение

В работе проанализировано совместное использование выгорающих поглотителей на основе эрбия и гадолиния. Предложено два варианта: в первом варианте вокруг твэга однородно размещались твэлы с эрбием, во втором варианте весовое содержание эрбия вокруг твэга варьировалось. Показано, что повышение весового содержания гадолиния слабо влияет на избыточную реактивность и в этом случае ухудшается ситуация с неравномерностью поля энерговыделения. При снижении весового содержания гадолиния пропадает необходимость уменьшения обогащения топлива в твэге, что может увеличить долю урана-235 в ТВС примерно на 1%. Добавление эрбия вокруг твэга позволяет заметно снизить начальный избыточный запас реактивности, но дальнейшее увеличение снижает выгорание топлива.

По результатам расчётов предложены стратегии размещения выгорающих поглотителей при комбинированном использовании, в соответствии с которыми необходимо снижать весовое содержание гадолиния в центре и подбирать весовое содержание эрбия в твэлах вокруг твэга. Для снижения потерь при выгорании для эрбия необходимо выбирать концентрации из интервала 0,2—0,6% весовых. Предложенные схемы размещения выгорающих поглотителей уменьшают неравномерность поля энерговыделения по сравнению с одиночным применением гадолиния и заметно снижают начальную избыточную реактивность по сравнению с эрбиевыми вариантами. Последнее условие является актуальным при увеличении начального избыточного запаса реактивности для перехода на более длительные топливные кампании.

Список литературы

1. Семченков Ю., Павловичев А., Чибиняев А. Близость к сценарию. Перспективы эволюционного развития топлива ВВЭР. — РЭА, 2011, № 10, с. 24—29.
2. Савандер В.И., Альсассиф С.Х. Анализ эффективности применения удлиненных кампаний на зарубежных АЭС с реактором типа ВВЭР. — Ядерная физика и инжиниринг, 2019, т. 10(1), с. 5—8.
3. Хацламан Т.М., Выговский С.Б. Исследование возможности повышения экономичности использования топлива на АЭС с ВВЭР-1000 для 18-месячного топливного цикла. — Ядерная физика и инжиниринг, 2018, т. 9(2), с. 107—116.

4. Астахов С.А. и др. Результаты исследования коэффициентов реактивности активной зоны ВВЭР-1000. — ВАНТ. Сер. Физика и техника ядерных реакторов, 1987, вып. 8, с. 69—73.
5. Авраменко В.А. и др. Современные технологии в практике обращения с “проблемными” ЖРО в дальневосточном регионе как перспектива для “Фукусима-1”. — Современные наукоемкие технологии, 2016, № 10, с. 9—18.
6. Федотов М.А. и др. Совместная утилизация красных шламов и борсодержащих жидких радиоактивных отходов атомных электростанций. — В сб.: Четвертый междисциплинарный научный форум с международным участием “Новые материалы и перспективные технологии”. Москва, 2018, с. 514—518.
7. Аvezниязов С.Р. и др. Опыт работы по обращению с ЖРО на Кольской АЭС. — Радиоактивные отходы, 2018, т. 4(5), с. 49—54.
8. Музафаров А.Р., Савандер В.И. Использование выгорающих поглотителей в реакторах типа ВВЭР для снижения доли запаса реактивности, компенсируемого жидкостной системой при удлиненных кампаниях. — Глобальная ядерная безопасность, 2022, т. 2(43), с. 42—54.
9. Бергельсон Б.Р., Белоног В.В., Герасимов А.С., Тихомиров Г.В. Глубина выгорания ядерного топлива ВВЭР с разными поглотителями. — Атомная энергия, 2010, т. 109, вып. 4, с. 194—197.
10. Galperin A., Segev M., Radkowsky A. Substitution of the Soluble Boron Reactivity Control System of a Pressurized Water Reactor by Gadolinium Burnable Poisons. — Nuclear Technology, 1986, vol. 75(2), p. 127—133.
11. Абу Сондос М.А., Демин В.М., Савандер В.И. Снижение объема борного регулирования запаса реактивности при использовании выгорающего поглотителя на основе (GD_2O_3) в топливе реактора ВВЭР-1200. — Глобальная ядерная безопасность, 2019, т. 3(32), с. 56—65.
12. Альсассиф С.Х., Савандер В.И., Хассан А.А. Использование эрбия в качестве выгорающего поглотителя в реакторах типа ВВЭР при работе на удлиненных кампаниях. — Известия высших учебных заведений. Ядерная энергетика, 2020, № 3, с. 62—71.
13. Muzafarov A.R., Savander V.I. Use of Erbium as a Burnable Absorber in VVER-Type Reactors in a Closed Fuel Cycle. — Phys. Atom. Nuclei, 2023, vol. 86(12), p. 2569—2576.
14. Pavlovichev A., Kosourov E., Shcherenko A. et al. Use of erbium as burnable poison for VVER reactors. — Kerntechnik, 2013, vol. 78(4), p. 272—279.
15. Музафаров А.Р., Савандер В.И. Обоснование перехода на эрбиевое топливо в реакторах типа ВВЭР-1000 на основе сравнительного анализа коэффициентов реактивности для гадолиниевого и эрбиевого выгорающих поглотителей. — Глобальная ядерная безопасность, 2024, vol. 14(3), p. 62—72.

16. *Leppänen J.* Serpent — a Continuous-Energy Monte Carlo Reactor Physics Burnup Calculation Code. VTT Technical Research Centre of Finland (June 18, 2015); https://serpent.vtt.fi/serpent/download/Serpent_manual.pdf (дата обращения 30.06.2024).

17. *Андрущечко С.А., Васильев Б.Ю., Косоуров К.Б., Семченков Ю.М., Кучумов А.Ю., Украинцев В.Ф., Фаворов Б.Ю.* ВВЭР-1200: эволюция классики. Физические основы эксплуатации, системы и элементы, ядерное топливо, безопасность. Монография. — М.: Логос, 2019. 672 с.

18. *Музафаров А.Р., Савандер В.И.* Использование выгорающих поглотителей для снижения водообмена при жидкостном регулировании в реакторах

типа ВВЭР. — Атомная энергия, 2023, т. 134, вып. 5—6, с. 216—221.

*Контактная информация —
Музафаров Анвар Рустамович,
соискатель кафедры теоретической
и экспериментальной физики ядерных реакторов,
тел.: 8(977)746-13-56,
e-mail: anvar1996@yandex.ru*

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3,
с. 42—49.

Усовершенствованный метод исключённого ДПЗ

Н.О. Блохин, Д.Н. Скороходов, В.А. Мильто,

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 26.05.2025

После доработки — 28.08.2025

Принята к публикации 28.08.2025

Подробно рассмотрена практика применения существующего метода исключённого ДПЗ системы внутриреакторного контроля активной зоны ВВЭР. Описаны границы применимости и недостатки существующего метода. Описан новый усовершенствованный метод исключённого ДПЗ. Приведены результаты апробации нового метода на действующих энергоблоках.

Ключевые слова: детектор прямого заряда (ДПЗ), система внутриреакторного контроля (СВРК), ВВЭР, выявление отказов.

Modernized Excluded SPND Method. N.O. Blokhin, D.N. Skorokhodov, V.A. Milto, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.

The article presents the practice of using the existing excluded SPND method in ICIS. The limits of applicability and shortcomings of the existing method are highlighted. A modernized excluded SPND method is described. The results of approbation the new method on operating NPPs are presented.

Key Words: self-powered neutron detector (SPND), in-core instrumentation system (ICIS), VVER, failure detection.

EDN: CRNRXU

Введение

Основным источником измерительной информации системы внутриреакторного контроля (СВРК) для расчёта распределения энерговыделения в активной зоне реакторов типа ВВЭР являются детекторы прямого заряда (ДПЗ). Для сохранения представительности функционалов, вычисляемых на основе показаний ДПЗ, необходимо как можно чаще контролировать достоверность показаний датчиков [1, 2].

Для выявления неисправных ДПЗ существует множество методов, в совокупности позволяющих оценить достоверность их показаний. Настоящая статья посвящена одному из основных методов, применяемых для диагностики измерительного канала ДПЗ, — методу исключённого ДПЗ (МИД).

В статье представлены:

— алгоритм МИД, реализованный в действующих СВРК;

— анализ опыта использования существующей реализации МИД для идентификации неисправностей измерительного канала ДПЗ на основе данных эксплуатации в режимах набора, снижения и работы на номинальной мощности. Разобраны недостатки существующей реализации;

— новая методика анализа результатов, позволяющая качественно повысить представительность результатов МИД;

— новая программная реализация МИД;

— примеры идентификации неисправностей измерительного канала ДПЗ с использованием новой реализации МИД.

Проблема определения достоверности показаний ДПЗ. Примеры отказов

ДПЗ могут по различным причинам выходить из строя в процессе эксплуатации [3]. В работе отказы датчиков подразделяются на очевидные и скрытые. На рис. 1 представлены примеры сигналов ДПЗ, характерные для разных типов отказов.

Примером очевидного отказа измерительного канала может служить резкое изменение сигнала ДПЗ, вызванное, например, обрывом линии связи (см. рис. 1, а). Отказы такого типа не приводят к получению некорректных результатов расчётов. В программном обеспечении предусмотрены алгоритмы, позволяющие обнаружить данный тип отказов и предотвратить их использование в расчётах.

Примером скрытого отказа измерительного канала является плавное увеличение тока ДПЗ на протяжении длительного времени, сопровождающееся увеличением высокочастотной компоненты сигнала (см. рис. 1, б). Показания таких датчиков лежат в допустимых границах, нет причин для их автоматической отбраковки предусмотренными алгоритмами, что приводит к использованию некорректных показаний в расчётах и ухудшению точности вычислений.

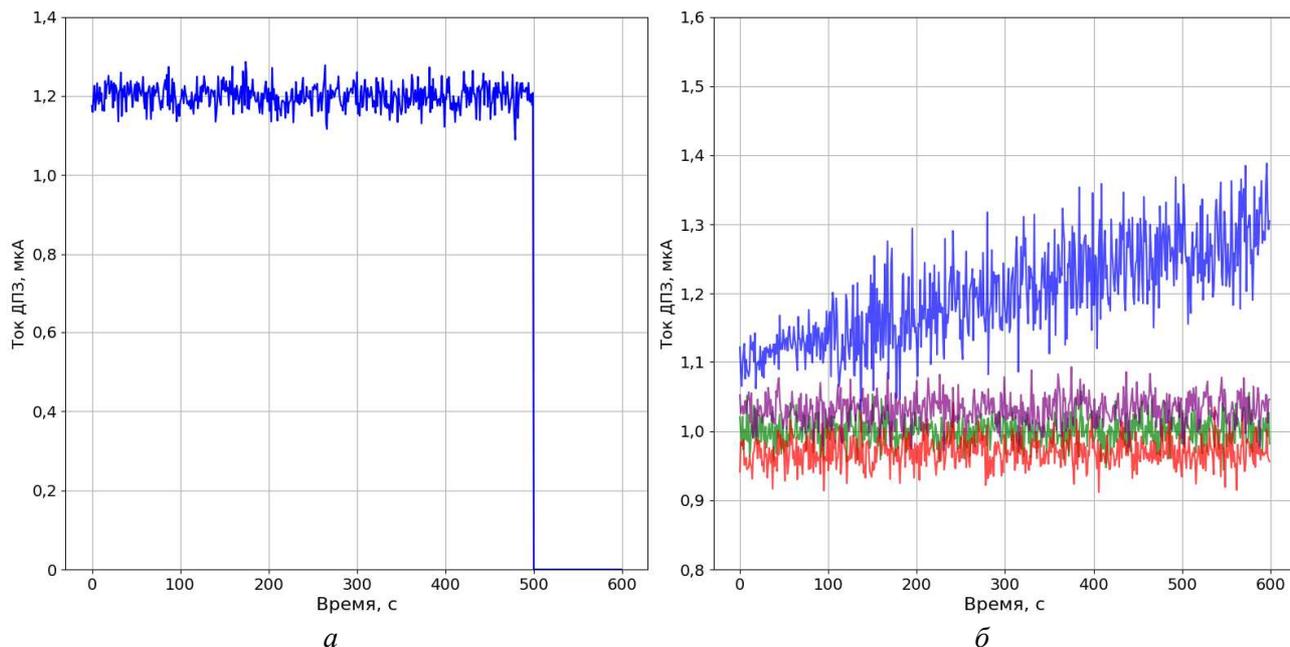


Рис. 1. Сигнал ДПЗ, характерный для очевидного отказа (— ток ДПЗ) (а), и сигнал ДПЗ, характерный для скрытого отказа: — ток ДПЗ 4, скрытый отказ; — ток ДПЗ 1, корректный; — ток ДПЗ 2, корректный; — ток ДПЗ 3, корректный (б)

Для диагностики скрытых отказов измерительного канала датчиков СВРК реализованы следующие сервисные функции:

- метод исключённого ДПЗ;
- метод анализа фоновых токов;
- измерение сопротивления изоляции;
- метод симметрии.

Ни один из методов не позволяет гарантированно определить работоспособность датчика, однако их совокупность позволяет выявлять скрытые отказы, сигнализировать о необходимости тщательного наблюдения за показаниями таких датчиков и прогнозировать их деградацию.

Сервисная функция СВРК — метод исключённого ДПЗ

Метод исключённого ДПЗ реализован в СВРК как сервисная функция и предназначен для выявления отказов измерительного канала ДПЗ, характеризующихся постоянным или плавным отклонением сигнала ДПЗ от нормального значения. Пример такого сигнала представлен на рис. 1, б.

Метод исключённого ДПЗ основан на сравнении полей энерговыделения в местах размещения ДПЗ, восстановленных с учётом показаний всех работоспособных ДПЗ, и полей энерговыделения, восстановленных при последовательном выведении ДПЗ из обработки [3, 4].

Алгоритм метода исключённого ДПЗ:

1. Определить коэффициенты неравномерности энерговыделения $k_{v(m,n)}^0$ в местах размещения ДПЗ, используя данные всех работоспособных ДПЗ, где $m = 1, 2, \dots, N_{\text{СВРД}}$; $n = 1, 2, \dots, N_{\text{ДПЗ}}$; $N_{\text{СВРД}}$ — количество сборок внутриреакторных детекторов (СВРД) в активной зоне; $N_{\text{ДПЗ}}$ — количество ДПЗ в СВРД. Для восстановления используются значения токов для текущего состояния активной зоны реакторной установки (РУ);
2. Исключить из обработки n -ный ДПЗ в СВРД с номером “ m ”;
3. Определить коэффициент неравномерности энерговыделения в месте размещения исключённого ДПЗ $k_{v(m,n)}$;
4. Вернуть в обработку n -ный ДПЗ в СВРД под номером “ m ”;
5. Последовательно выполнить шаги 2—4 для всех работоспособных ДПЗ;
6. Оценить отклонение полей $k_{v(m,n)}$ от $k_{v(m,n)}^0$.

Результатом работы программы являются относительные отклонения в местах размещения датчиков:

$$\delta = \frac{k_{v(m,n)} - k_{v(m,n)}^0}{k_{v(m,n)}^0} 100\%. \quad (1)$$

Оценка результатов, получаемых с помощью МИД. Изменение критерия вывода ДПЗ из обработки

Рекомендацией к выведению ДПЗ из эксплуатации в настоящее время служит пороговое значение δ_p , полученное из опыта эксплуатации:

$$|\delta_{(m,n)}| > \delta_p \quad (2)$$

Был проведён анализ данных эксплуатации трёх энергоблоков, показавший, что используемый пороговый критерий является слишком грубым и может приводить к большому количеству ложных отбраковок или пропуску показаний с большим отклонением. В работе рассматривались состояния, соответствующие режиму работы как на номинальной мощности, так и в процессе набора/снижения мощности (под состоянием понимается набор параметров РУ, необходимых для запуска расчётной программы).

Обнаружено, что получаемые отклонения имеют систематический характер и зависят прежде всего от месторасположения детектора в активной зоне. Относительные отклонения существенно отличаются для различных топливных кампаний и энергоблоков (табл. 1). Необходима индивидуальная настройка порогового значения (см. формулу (2)) для различных энергоблоков, которое не может быть определено в общем виде.

Таблица 1. Сравнение отклонений для трёх энергоблоков

Параметр	NPP ₁ , %	NPP ₂ , %	NPP ₃ , %
δ_{\max}	3,30	9,62	8,14
δ_{avg}	0,03	-0,18	0,60
δ_{\min}	-4,40	-9,88	-5,95

С целью учёта систематической составляющей отклонения ДПЗ были условно разделены на следующие группы:

- группа 1: верхние ДПЗ во всех СВРД (кроме принадлежащих группе 3);
- группа 2: нижние ДПЗ во всех СВРД (кроме принадлежащих группе 3);
- группа 3: ДПЗ, расположенные в периферийных ТВС. В эту группу включены также верхние и нижние ДПЗ в СВРД, расположенных в периферийных ТВС;
- группа 4: остальные ДПЗ, не попавшие в другие группы.

На рис. 2 представлено сечение активной зоны с разбиением на выделенные группы.

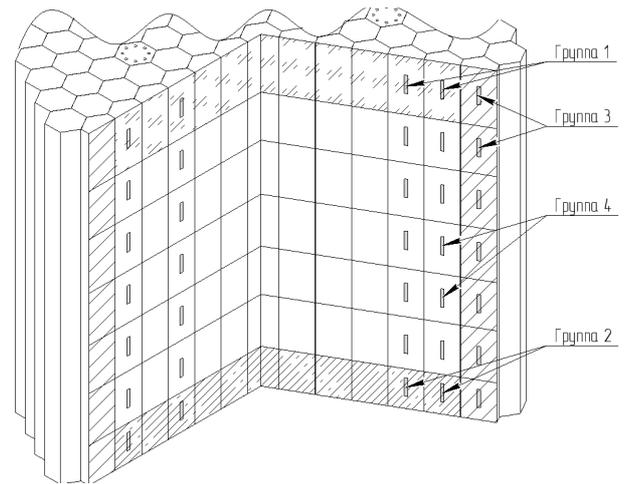


Рис. 2. Сечение активной зоны реактора с разбиением ДПЗ на группы. Штриховкой обозначены области групп 1—3

Систематический характер наблюдаемых отклонений связан с неопределённостью восстановления поля энерговыделения на границах активной зоны.

Анализ результатов МИД с применением порогового критерия даёт слишком грубый результат: не позволяет учесть систематическую ошибку наблюдаемых по МИД отклонений и не учитывает динамику относительных отклонений за время эксплуатации РУ.

Интерпретация непосредственно относительных отклонений требует от персонала большого опыта эксплуатации системы и высокой квалификации. Сами относительные отклонения, получаемые в результате работы МИД, малоинформативны.

Для состояний, взятых случайным образом, по критерию Колмогорова [5, 6] показано, что преобразованное распределение относительных отклонений датчиков в группе близко к нормальному:

$$\tilde{\delta}_{(m,n)} = \sqrt{\delta_{(m,n)} + 2|\delta_{\min}|} \quad (3)$$

Было рассмотрено 45 состояний на основе данных эксплуатации трёх энергоблоков, относительное число успешных тестов в группах (подтверждение гипотезы о нормальности распределений, Р-значение — 0,05) составило не менее 97%.

В связи с подтверждением гипотезы о нормальности распределения было принято решение использовать итерационный критерий Граббса [7] для датчиков первой, второй и третьей групп. В соответствии с критерием были введены две границы отбраковки — жёлтая и красная:

$$\begin{aligned} \text{жёлтая: } & |\tilde{\delta}_{(m,n)} - \bar{\delta}_{gr}| < k(l)\sigma_{gr}; \\ \text{красная: } & |\tilde{\delta}_{(m,n)} - \bar{\delta}_{gr}| < 1,2k(l)\sigma_{gr}, \end{aligned} \quad (4)$$

где $k(l)$ — коэффициент Граббса, зависящий от числа ДПЗ в группе; $\bar{\delta}_{gr}$, σ_{gr} — среднее арифметическое значение и среднеквадратическое отклонение группы, к которой принадлежит проверяемый датчик, рассчитанные по формулам

$$\begin{aligned} \bar{\delta}_{gr} &= \frac{\sum_{j=1}^{N_{gr}} \tilde{\delta}_j}{N_{gr}}; \\ \sigma_{gr} &= \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^{N_{gr}} (\tilde{\delta}_j - \bar{\delta}_{gr})^2}{N_{gr} - 1}}, \end{aligned} \quad (5)$$

где N_{gr} — количество ДПЗ в данной группе; j — номер ДПЗ в данной группе.

Для датчиков четвёртой группы из-за большого числа ДПЗ в группе используется критерий $k\sigma_{gr}$, обусловленный тем, что согласно критерию Граббса увеличение числа датчиков приводит к расширению границ допустимого интервала (увеличивается коэффициент $k(l)$), из-за чего уменьшается чувствительность метода (настолько большие отклонения для четвёртой группы ДПЗ по МИД не наблюдаются):

$$\begin{aligned} \text{жёлтая: } & |\tilde{\delta}_{(m,n)} - \bar{\delta}_{gr}| < k\sigma_{gr}; \\ \text{красная: } & |\tilde{\delta}_{(m,n)} - \bar{\delta}_{gr}| < 1,2k\sigma_{gr}, \end{aligned} \quad (6)$$

где $k = 3,5$; $\bar{\delta}_{gr}$, σ_{gr} — среднее арифметическое значение и среднеквадратическое отклонение четвёртой группы соответственно, рассчитанные по формулам (5).

Превышение относительного отклонения по первой границе для одного ДПЗ в любой из групп приводит к выдаче предупреждения (жёлтой оценки) в протокол и на видеокادر для данного ДПЗ. Превышение второй границы приводит к выдаче неисправности (красной оценки) в протокол и на видеокادر.

Предложенный критерий является итерационным, статистически обоснованным и динамическим (границы групп непрерывно автоматически определяются в процессе эксплуатации), что позволяет учитывать систематику отклонений.

Использование предложенного критерия на данных эксплуатации позволило уменьшить число ложных рекомендаций к отбраковке и

убрать необходимость настройки порогового значения для различных энергоблоков.

Отдельно аккумулируются ДПЗ, на которые оказывают влияние органы регулирования (ОР) системы управления и защиты (СУЗ). Это связано с тем, что в области погружения ОР СУЗ наблюдается наибольшая погрешность восстановления поля энерговыделения и перехода от тока ДПЗ к энерговыделению. Всего возможно три ситуации:

— ДПЗ находится в одной с ОР СУЗ ТВС и полностью или частично перекрывается ОР СУЗ (рис. 3, 1). Анализ показаний таких ДПЗ не производится, показания данных ДПЗ не используются в расчёте групповых характеристик $\bar{\delta}_{gr}$, σ_{gr} ;

— ДПЗ находится в соседней с ОР СУЗ ТВС и полностью или частично перекрывается соседним ОР СУЗ (см. рис. 3, 2). Для данных ДПЗ допускается процедура “приведения” (сдвиг относительного отклонения на величину $k(l)\sigma_{gr}$ к центру распределения):

$$\tilde{\delta}_{(m,n)}^{\text{shift}} = \tilde{\delta}_{(m,n)} \pm k(l)\sigma_{gr}, \quad (7)$$

знак в выражении зависит от расположения $\tilde{\delta}_{(m,n)}^{\text{shift}}$ относительно центра распределения в данной группе;

— ДПЗ находится в соседней или в одной с ОР СУЗ ТВС и не перекрывается ОР СУЗ (см. рис. 3, 3). Анализ для таких датчиков производится по описанной методике без изменений.

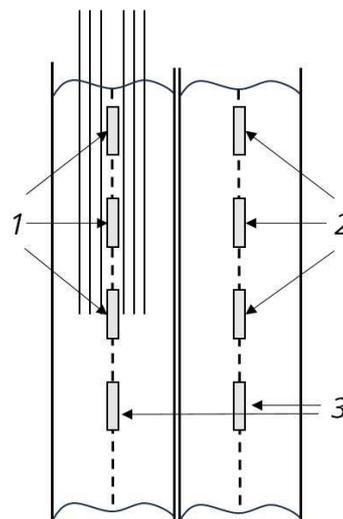


Рис. 3. Расположение ДПЗ относительно ОР СУЗ: 1 — ДПЗ расположен в одной с ОР СУЗ ТВС, полностью или частично перекрывается ОР СУЗ; 2 — ДПЗ расположен в соседней с ОР СУЗ ДПЗ, полностью или частично перекрывается ОР СУЗ; 3 — ДПЗ расположен в одной или соседней с ОР СУЗ ТВС и не перекрывается ОР СУЗ

Учёт влияния перемещения ОР СУЗ на показания ДПЗ позволяет уменьшить число ложных рекомендаций к отбраковке по МИД.

**Новая программная реализация МИД.
Пример анализа скрытого отказа
измерительного канала ДПЗ на основе
данных эксплуатации**

В настоящее время программная реализация МИД предполагает запуск пользователем в ручном режиме. Программа реализована на интерпретируемом языке программирования и последовательно запускает программы, загружающие данные из общесистемной базы данных реального времени (ОБДРВ), выполняющие расчёты, отправляющие данные в ОБДРВ.

Пользователь имеет доступ к видеокадру, на котором представлена картограмма с относительными отклонениями в местах размещения ДПЗ. Для интерпретации отклонений пользователь должен обладать соответствующей квалификацией и большим опытом эксплуатации системы. Существуют рекомендации для отбраковки датчиков (пороговые значения).

Новая методика анализа позволяет исправить недостатки МИД. Она даёт возможность отказаться от грубого порогового критерия рекомендации к отбраковке, заменяя его простым критерием, не требующим дополнительной интерпретации.

Разработан модуль, позволяющий непрерывно выполнять диагностику с помощью МИД, анализировать получаемые результаты по новой методике и представлять полученные результаты как в виде классического видеокadra СВРК, так и в виде протокола, содержащего подробную информацию о методике и пути получения результата.

Модуль работает непрерывно на протяжении всей кампании и реализует следующий алгоритм:

1. Определяются коэффициенты неравномерности энерговыведения k_v^0 с использованием показаний всех работоспособных ДПЗ;

2. Последовательно в цикле для всех работоспособных ДПЗ определяются коэффициенты неравномерности в местах отключения ДПЗ, используя в качестве начального приближения значение, полученное на предыдущей итерации;

3. Вычисляются относительные отклонения $\delta_{(m,n)}$ по формуле (1);

4. Относительные отклонения преобразуются по формуле (3);

5. Для каждой группы ДПЗ вычисляются групповые характеристики по формулам (5);

6. $\tilde{\delta}_{(m,n)}$ сравниваются со значениями первой и второй границ в своей группе, для групп 1—3 — в соответствии с формулами (4), для группы 4 — в соответствии с формулами (6). Если $\tilde{\delta}_{(m,n)}$ выходит за пороговую границу, то на первой итерации осуществляется проверка влияния на данный ДПЗ ОР СУЗ, расположенного в соседней ТВС. Если показания ДПЗ выходят за пороговую границу из-за влияния ОР СУЗ, то для таких ДПЗ выполняется процедура “приведения” (см. формулу (7)). Приведённое относительное отклонение снова сравнивается с первой и второй пороговыми границами. На последующих итерациях будет анализироваться приведённое значение;

7. Выход $\tilde{\delta}_{(m,n)}$ за первую границу в соответствующей анализируемому ДПЗ группе приводит к выдаче “жёлтого” сигнала в протокол, ДПЗ помечается как “подозрительный по первой границе”. Выход $\tilde{\delta}_{(m,n)}$ за вторую границу в соответствующей анализируемому ДПЗ группе приводит к выдаче “красного” сигнала в протокол, ДПЗ помечается как “подозрительный по второй границе”;

8. При обнаружении ДПЗ, $\tilde{\delta}_{(m,n)}$ которого выходит за первую/вторую границу, показания такого ДПЗ исключаются из расчёта на следующей итерации. В случае, если за допустимые границы выходят относительные отклонения нескольких ДПЗ в одной группе, из расчёта исключаются показания ДПЗ с максимальным по абсолютному значению $\tilde{\delta}_{(m,n)}$ в данной группе. Итерационный процесс (шаги 6—8) продолжается до тех пор, пока $\tilde{\delta}_{(m,n)}$ всех ДПЗ не будут лежать в интервале нормальных отклонений;

9. Выполняется обратное преобразование границ и отклонений:

$$\delta_{(m,n)} = \tilde{\delta}_{(m,n)}^2 - 2|\delta_{\min}|;$$

10. Для представления результатов работы программы на видеокادر выводятся относительные отклонения с соответствующими сигналами, так как видеокадры обладают ограниченным набором элементов отображения, а отображение большого количества текста нецелесообразно, дополнительно формируется протокол (документ в формате HTML или PDF), в котором представлена методика, результаты работы метода с соответствующей оценкой для

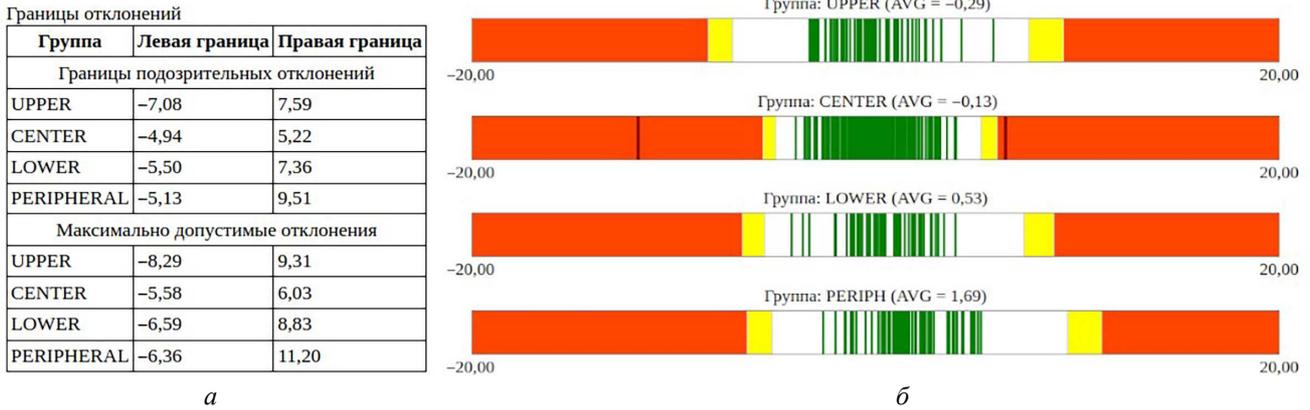


Рис. 4. Фрагмент отчёта (а), вывод первой/второй границы в табличном формате для каждой группы (б). На графиках представлено распределение относительных отклонений в группах

каждого ДПЗ и основные рекомендации, также выводятся границы групп и распределение относительных отклонений в группе. Фрагмент отчёта представлен на рис. 4;

11. Вычисляемые параметры передаются в ОБДРВ.

На рис. 5, а представлен пример скрытого отказа измерительного канала ДПЗ на основе данных эксплуатации АЭС. Ток 6-го ДПЗ 57-й СВРД постепенно увеличивается, отличается от показаний ДПЗ в симметричных ТВС относительно центра активной зоны. ДПЗ был выведен персоналом из обработки спустя полтора месяца с начала роста тока, что приводило к ухудшению точности расчётов программного обеспечения СВРК.

На рис. 5, б представлены результаты работы усовершенствованного МИД (участок картограммы активной зоны с соответствующей цветовой сигнализацией).

Усовершенствованный МИД помечает данный датчик как подозрительный (превышает вторую границу). При непрерывной работе данного модуля диагностики неисправный датчик удалось бы отбраковать значительно раньше, что исключило бы его влияние на расчёт поля энерговыделения и позволило бы сохранить точность программного обеспечения СВРК.

Динамика отклонений усовершенствованного МИД при анализе неисправных ДПЗ. Обнаружение некорректного подключения во время плано-предупредительного ремонта (ППР)

При скрытых отказах измерительного канала ток ДПЗ может как увеличиваться, так и уменьшаться. Увеличение тока ДПЗ может привести к срабатыванию предупредительной

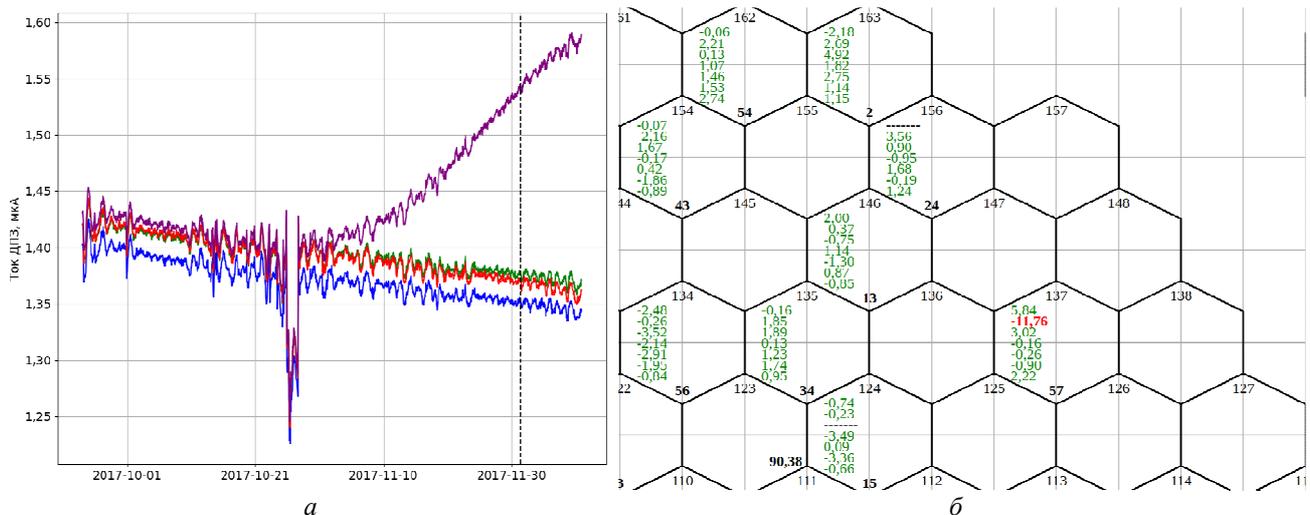


Рис. 5. Зависимость тока ДПЗ в симметричных относительно центра активной зоны ТВС (— ДПЗ_9-6; — ДПЗ_14-6; — ДПЗ_31-6; — ДПЗ_57-6) (а), участок картограммы, обозначения в призме: сверху по центру — номер ТВС; снизу по центру — номер СВРД; семь значений — относительные отклонения по МИД для каждого ДПЗ по высоте (б)

сигнализации, срабатыванию аварийной защиты, уменьшение тока не приводит к таким последствиям.

С точки зрения диагностики ДПЗ увеличение/уменьшение тока анализируется и одинаково влияет на погрешность определения поля энерговыделения СВРК. С точностью до знака увеличение/уменьшение тока приводит к соответствующей динамике роста модуля относительного отклонения, рассчитанного по МИД.

На рис. 6 представлены примеры неисправностей измерительного канала ДПЗ на основе данных эксплуатации, связанных с плавным увеличением/уменьшением тока. Неисправные датчики повторяют возмущения токов ДПЗ, находящихся в симметричных относительно центра активной зоны ТВС, но имеют постоянное линейное изменение тока со временем.

С помощью МИД в обозначенные пунктиром на рис. 6 моменты времени проанализированы относительные отклонения в ТВС с неисправным ДПЗ. Относительное отклонение увеличивается (по абсолютному значению) с ростом/уменьшением тока, что согласуется с ожидаемыми результатами и позволяет оперативно диагностировать и реагировать на неисправности такого типа.

В обоих рассмотренных случаях неисправностей разработанный модуль позволил бы

уведомить персонал и исключить из обработки неисправный датчик при незначительном отклонении его сигнала от нормального значения.

МИД также можно использовать для обнаружения неправильного подключения СВРД и ОР СУЗ во время ППР и неправильной установки ТВС в активную зону.

Некорректное подключение СВРД приводит к ухудшению точности восстановления поля энерговыделения в области перепутанных СВРД. Для определения некорректного подключения СВРД на станциях предусмотрена процедура проверки с поочерёдным погружением ОР СУЗ в активную зону на малой мощности.

На рис. 7 представлены относительные отклонения, определённые по МИД, на участке картограммы активной зоны при наличии некорректного подключения СВРД.

Протокол был получен перед штатной процедурой проверки с погружением ОР СУЗ в активную зону. Датчики в 21-й и 51-й СВРД имеют аномальные относительные отклонения. Большие отклонения в соседних ДПЗ (10-я и 64-я СВРД) связаны с влиянием некорректно подключённых СВРД на восстановление поля.

Некорректное подключение СВРД удалось устранить перед штатной процедурой проверки.

Данные, полученные в результате штатной процедуры проверки, можно использовать для

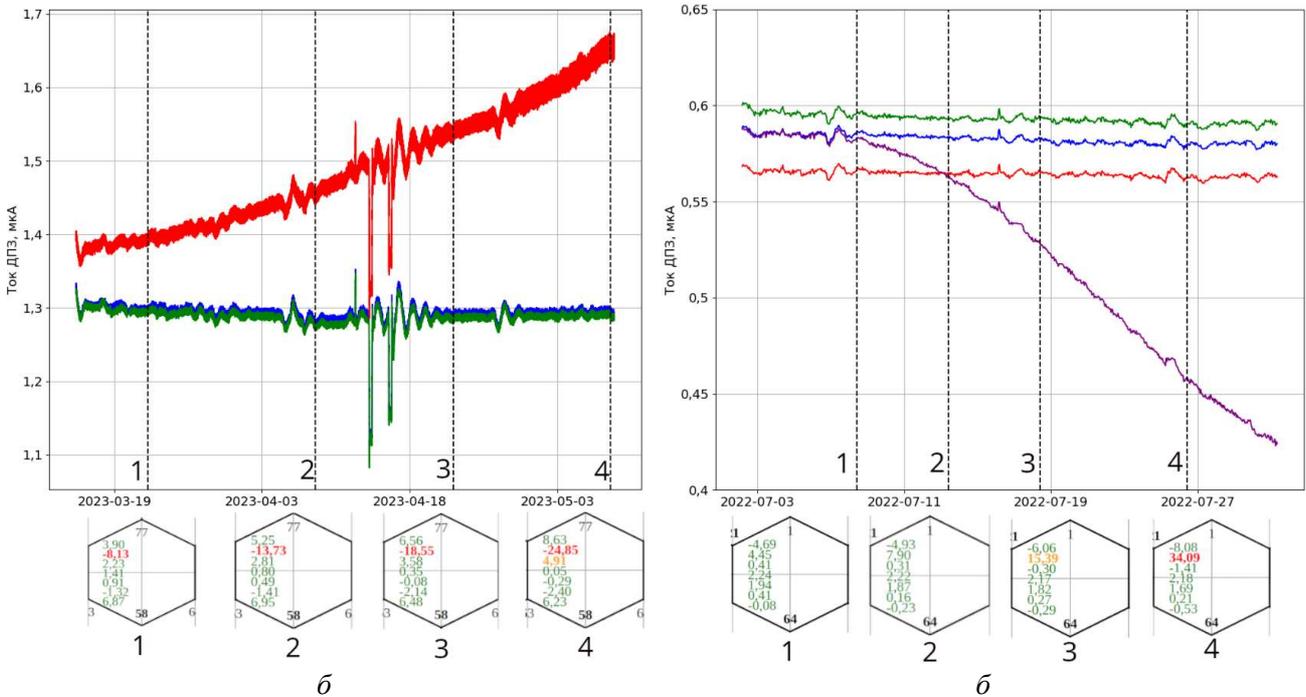


Рис. 6. Динамика относительных отклонений при плавном изменении показаний тока ДПЗ: а — пример неисправности измерительного канала ДПЗ, характеризующейся увеличением тока: — ДПЗ_13-6, — ДПЗ_44-6, — ДПЗ_58-6; б — пример неисправности измерительного ДПЗ, характеризующейся уменьшением тока: — ДПЗ_1-6, — ДПЗ_2-6, — ДПЗ_53-6, — ДПЗ_64-6

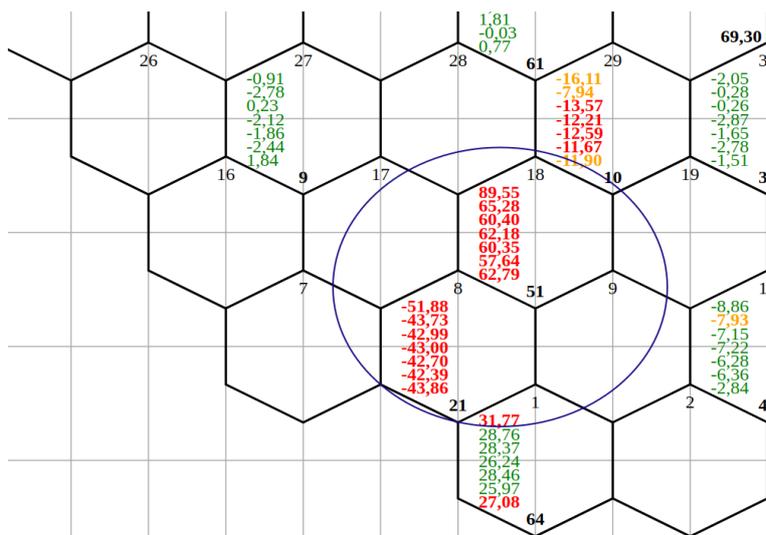


Рис. 7. Результат работы МИД при наличии некорректного подключения СВРД в активной зоне, при мощности реактора $N = 30\%$. В синем круге представлены два подозрительных СВРД с наибольшими относительными отклонениями по МИД

расчёта по МИД с целью идентификации и подтверждения проблем, связанных с неправильным подключением ОР СУЗ после ППР.

На рис. 8 представлены результаты работы усовершенствованного МИД при погружении в активную зону неправильно подключённого ОР СУЗ в 35-ую ТВС (на основе модельных данных). В данном случае результаты работы МИД могут помочь оператору идентифицировать проблему с некорректным подключением.

Заключение

На большом объёме данных эксплуатации проанализирован опыт применения метода исключённого ДПЗ, реализованного в действующих СВРК.

Выявлены недостатки метода, ограничивающие его практическую применимость в процессе эксплуатации.

Разработан модуль диагностики, реализующий усовершенствованный МИД. Модуль был апробирован на действующих энергоблоках и на основе данных эксплуатации АЭС.

Результаты, полученные с использованием разработанного метода, были сопоставлены с методом, применяемым в действующих СВРК. В табл. 2 приведена сравнительная характеристика усовершенствованного метода исключённого ДПЗ и реализованного в действующих СВРК.

Усовершенствованный модуль работает непрерывно, новый критерий отбраковки не требует настройки и непрерывно автоматически вычисляется в процессе эксплуатации РУ, учитывая особенности расположения ДПЗ в активной зоне и влияния ОР СУЗ.

Результаты данной работы позволили исправить недостаток МИД: адаптировать его для практических целей в рамках эксплуатации на энергоблоках.

Увеличение мощности вычислительной техники позволяет внедрять средства автономной и непрерывной поддержки эксплуатации объекта. В рамках научного сопровождения СВРК на трёх действующих энергоблоках внедрён и апробирован модуль, реализующий усовершенствованный МИД. Предполагается дальнейшее внедрение разработанного диагностического модуля.

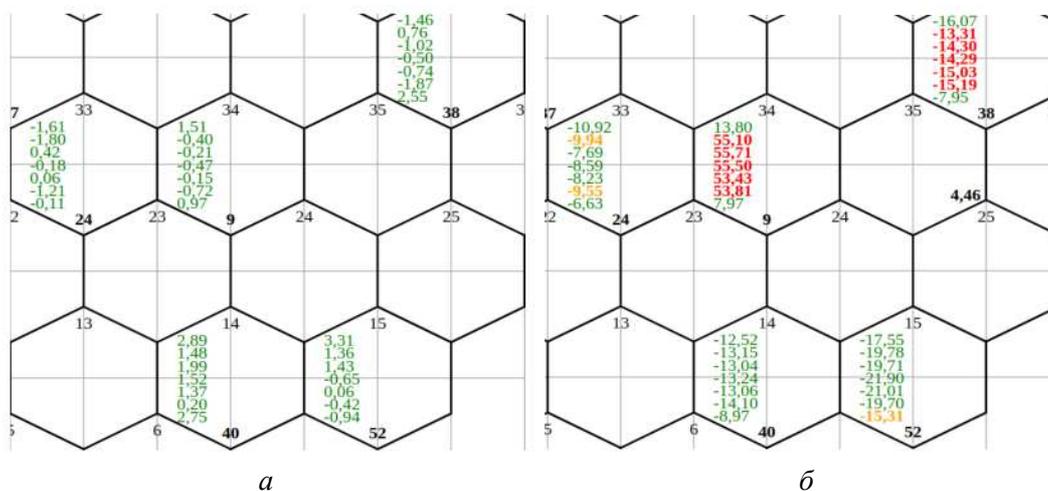


Рис. 8. Идентификация неправильного подключения ОР СУЗ на модельных данных: *а* — участок картограммы по МИД до погружения ОР СУЗ; *б* — участок картограммы по МИД после погружения ОР СУЗ (35-я ТВС)

Таблица 2. Сравнение реализаций метода исключённого ДПЗ

Параметр	МИД, реализованный в действующих СВРК	Усовершенствованный МИД
Режим работы	Сервисная функция (запуск при необходимости)	Непрерывная работа
Учёт влияние ОР СУЗ при оценке результатов МИД	Влияние ОР СУЗ не учитывается	Учитывается влияние для датчиков, находящихся в одной/соседней с ОР СУЗ ТВС
Учёт систематической ошибки	Датчики не разделены на группы	Датчики разделены на четыре основные группы
Представление информации	Видеокадр	Отчёт Html/PDF с основными рекомендациями и описанием методики + видеокадр
Метод оценки	Пороговое значение, устанавливаемое на основе опыта эксплуатации	Динамическая уставка, использование итерационного критерия Граббса

Планируется исследовать корреляцию результатов работы усовершенствованного МИД с другими диагностическими модулями СВРК с целью повышения точности и автономности идентификации скрытых отказов ДПЗ.

Список литературы

1. *Калинушкин А.Е., Митин В.И., Семченков Ю.М., Мильто Н.В., Мильто В.А., Ковель А.И.* Современная система контроля эксплуатации ядерного топлива на реакторах типа ВВЭР, её верификация и валидация на Калининской АЭС. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2009, вып. 3, с. 3—15.
2. *Курченков А.Ю., Ковель А.И., Мильто В.А., Мильто Н.В., Скороходов Д.Н., Липин Н.В., Воробьева Д.В.* Тепловая мощность ВВЭР, измеренная по показаниям ДПЗ. — Там же, 2018, вып. 5, с. 63—73.
3. *Скороходов Д.Н.* Программа Хортица-М. Определение поля энерговыделения по показаниям внутриреакторных детекторов. — Там же, 2019, вып. 1, с. 59—65.

4. *Скороходов Д.Н., Мильто Н.В., Калинушкин А.Е., Семченков Ю.М., Липин Н.В., Курченков А.Ю.* Программа Хортица-М. Устойчивость решения уравнения восстановления к возмущению входных данных. — Там же, 2020, вып. 5, с. 30—42.
5. *Кобзарь А.И.* Прикладная математическая статистика. Для инженеров и научных работников. — М.: Физматлит, 2006. 816 с.
6. *Corder G.W., Foreman D.I.* Nonparametric Statistics: A Step-by-Step Approach. Wiley, 2014.
7. *Grubbs F.* Procedures for Detecting Outlying Observations in Samples. — Technometrics, 1969, vol. 11, № 1, p. 2—21.

*Контактная информация —
Блохин Никита Олегович,
инженер,
тел: 8(985)-238-69-35,
e-mail: Blokhin_NO@rrcki.ru*

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3,
с. 50—58.

Экспериментальное исследование фоновых токов в линиях связи ДПЗ

А.С. Колокол, В.Н. Кочкин, А.Ю. Курченков, Е.Н. Познырев, А.А. Решетников,
А.С. Федотов,

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 01.04.2025

После доработки — 06.08.2025

Принята к публикации 06.08.2025

В статье приведены результаты экспериментального исследования фоновых токов в линиях связи ДПЗ в поле гамма-излучения. Кратко описаны конструкции использованных экспериментальных установок, а также двух образцов кабелей, используемых для линий связи. Приведены результаты измерений тока жил в различных сериях экспериментов. Проведён анализ полученных результатов. В некоторых экспериментах обнаружена смена полярности тока жил.

Ключевые слова: линия связи, фоновый ток, детектор прямого заряда (ДПЗ), система внутриреакторного контроля (СВРК), гамма-чувствительность линии связи, ВВЭР.

Experimental Study of Background Currents in SPND Two-Wire Signal Cable. A.S. Kolokol, V.N. Kochkin, A.Yu. Kurchenkov, E.N. Poznyrev, A.A. Reshetnikov, A.S. Fedotov, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.

The article describes the results of an experimental study of the formation of background currents in SPND two-wire signal cable in the field of gamma radiation. The designs of the experimental installations used, as well as two samples of cables used for signal lines, are briefly described. The results of measurements of the core-wires currents in various series of experiments are presented. The analysis of the obtained results is carried out. In some experiments, a change in the polarity of the core-wires currents was detected.

Key Words: two-wire signal cable, background current, self-powered neutron detector (SPND), in-core instrumentation system (ICIS), gamma-sensitivity of the signal cable, VVER.

EDN: HZVYKY

Введение

В системе внутриреакторного контроля (СВРК) реакторов ВВЭР для контроля энерговыделения в активной зоне применяются внутриреакторные нейтронно-чувствительные детекторы прямого заряда (ДПЗ). По токам ДПЗ определяется линейная мощность в ТВС. В качестве эмиттера ДПЗ используется родий [1].

В настоящее время рассматривается существенное улучшение представительности системы контроля нейтронного потока (СКНП, ранее АКНП) за счёт расширения её средств измерения внутриреакторными датчиками. АКНП нельзя назвать полностью независимым способом определения тепловой мощности реактора. Связано это с тем, что камеры АКНП расположены достаточно далеко от активной зоны и “видят”, в основном, периферийный ряд ТВС в ней. В связи с этим надо или постоянно перекалибровывать тепловую мощность реакторной установки (РУ) по АКНП, или корректировать измерения нейтронно-физическим расчётом, например, из-за движения групп регулирования или выгорания ТВС. Поэтому предлагается включить в состав СКНП внутри-

реакторные безынерционные ДПЗ, например, с эмиттером из металлического гафния.

У родиевых ДПЗ по сравнению с другими нейтронно-чувствительными ДПЗ, использующимися в мировой атомной энергетике, имеется масса преимуществ [2]. Одно из них — большой полезный сигнал и соответственно хорошее соотношение сигнал/фон. А у ДПЗ с эмиттером из металлического гафния при одинаковых геометрических размерах полезный ток на порядок меньше, чем у родиевого [3].

Фоновый сигнал в линии связи ДПЗ формируется, в основном, из-за реакторного гамма-излучения. Он может достигать 2—7% от полного сигнала родиевого ДПЗ в зависимости от выгорания и расположения ДПЗ по высоте в активной зоне. Для устранения этого вклада, как правило, используется двужильная линия связи, где одна жила соединена с эмиттером, а вторая изолирована рядом с ним. Из тока ДПЗ аппаратно вычитается ток фоновой жилы. Тем не менее из-за возможной разной чувствительности к гамма-излучению двух жил в линии связи возможна небольшая ошибка при измерении линейного энерговыделения. И она будет возрастать при снижении полезного тока

нейтронных детекторов и убывать при снижении фонового тока в линии связи.

В данной работе сравниваются два кабеля, использующиеся как линии связи ДПЗ: К1 — КНМСИнТ-А (диаметр оболочки 1 мм, толщина 0,15 мм, материал — сталь 08(12)X18Н10Т, две жилы диаметром 0,2 мм, материал — аустенитный никель-хромовый жаропрочный сплав (инконель)) и К2 — КНМСИнСпТ-А (диаметр оболочки 1 мм, толщина 0,15 мм, материал — инконель, две жилы диаметром 0,2 мм, материал — ХН78Т). Поперечные сечения данных образцов представлены на рис. 1. Они облучались на гамма-установке ГУТ200м и на реакторе ИР-8 НИЦ “Курчатовский институт”. Измерялись и сравнивались возникающие при облучении на этих установках фоновые токи каждой из жил в обоих кабелях.

Сравнение токов жил в кабеле было исходной задачей этих экспериментов. Однако обнаружился ещё один эффект, требующий дальнейшего исследования, а именно смена в некоторых случаях полярности тока в жилах.

Для понимания обнаруженного эффекта следует сначала отметить некоторые особенности работы с токами ДПЗ и линий связи. Исторически сложилось, что все измерительные цепи в СВРК строятся по следующему принципу: ток от ДПЗ положительный, фоновый ток линии связи отрицательный. И с учётом этого организуют подключение к измерительным приборам, чтобы получить соответствующие показания.

Эксперименты на гамма-установке ГУТ200м

Гамма-установка ГУТ200м [4] предназначена для проведения широкого спектра исследований по изучению влияния гамма-излучения на изделия, материалы и биологические объекты. Установка ГУТ200м имеет 16 каналов для размещения источников гамма-излучения, в восьми из которых в наших экспериментах

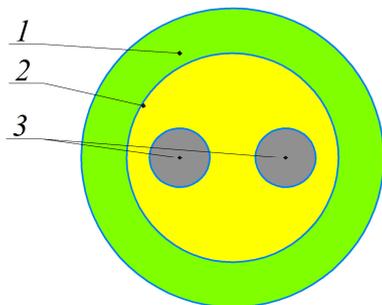


Рис. 1. Сечение исследуемых линий связи: 1 — оболочка диаметром 1 мм; 2 — изолятор диаметром 0,7 мм; 3 — жилы диаметром 0,2 мм

размещались источники ^{60}Co суммарной активностью $2,0 \cdot 10^4$ Кюри. В рабочем положении источники находятся в верхней части установки, в каналах из нержавеющей стали сменного облучателя, располагающихся по окружности диаметром 240 мм с шагом 45° . После завершения облучения источники опускаются по каналам в защищённое хранилище. Мощность экспозиционной дозы в центре облучателя при поднятых источниках составляет примерно 2,8 Гр/с. Схема размещения источников ^{60}Co в облучателе представлена на рис. 2.

Для проведения экспериментов исследуемые образцы кабелей длиной примерно 15 м были намотаны на две катушки с шагом намотки 2—3 мм, которые размещались в канале облучателя. Показания тока в жилах кабеля фиксировались как при поднятых, так и при опущенных источниках для того, чтобы учесть фоновые наводки при проведении экспериментов.

В ходе первого эксперимента облучалась катушка с образцом К2. Схема эксперимента следующая: катушка в течение трёх последовательных поднятий источников находилась в центре облучателя, а далее поднималась на высоту примерно 800 мм от дна (условно, над горловиной) (рис. 3).

Измерительная цепь во всех проведённых экспериментах соответствует показанной на рис. 4. Полярность подключения к измерительному прибору соответствует ранее описанному

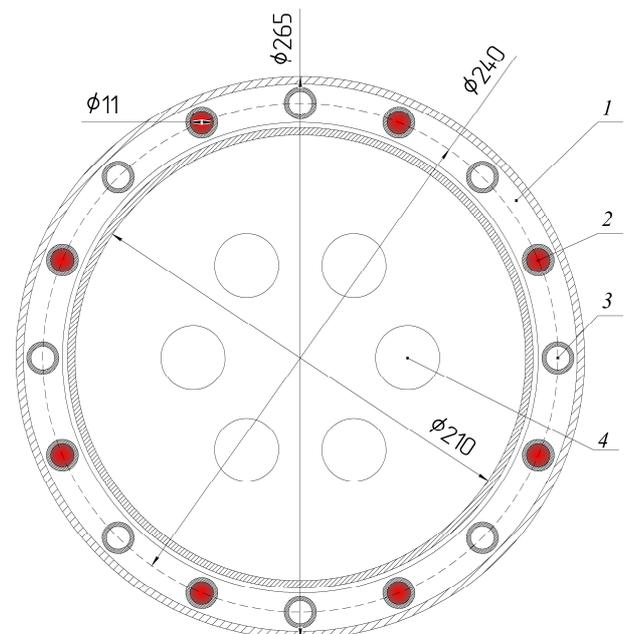


Рис. 2. Схема размещения источников ^{60}Co в облучателе ГУТ200м: 1 — сменный облучатель; 2 — каналы с источниками ^{60}Co ; 3 — пустые каналы; 4 — технологические отверстия на дне облучателя

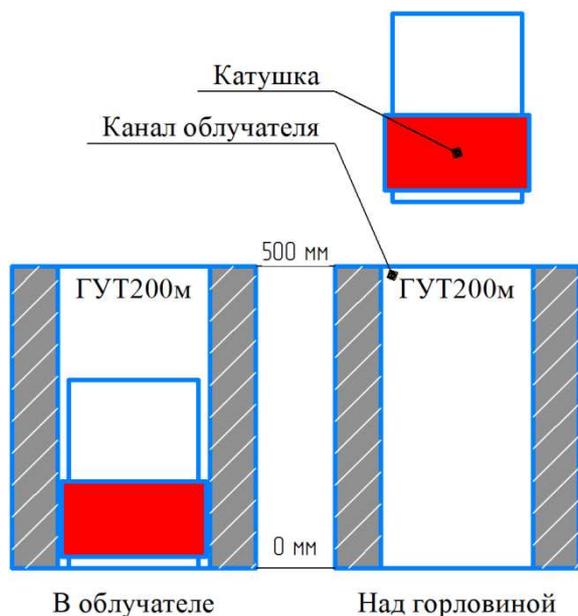


Рис. 3. Расположение катушки в ходе эксперимента на ГУТ200м

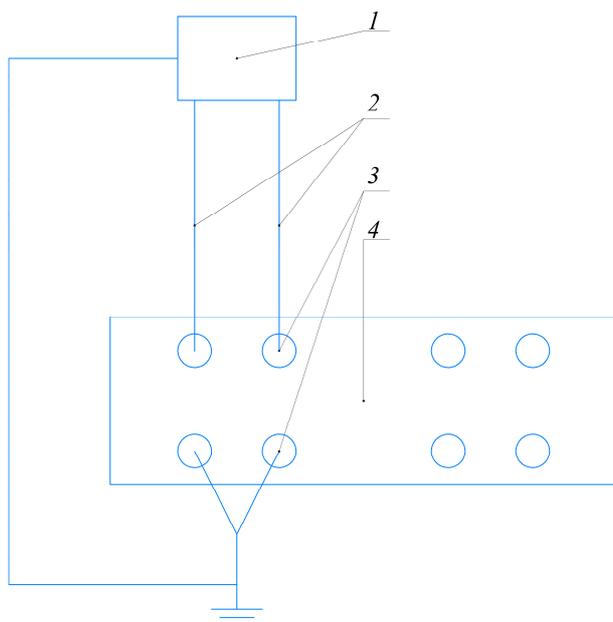


Рис. 4. Схема измерительной цепи для снятия показаний тока при проведении экспериментов: 1 — облучаемый образец кабеля; 2 — подключение жил к измерительному прибору; 3 — разъёмы одного измерительного канала; 4 — измерительный прибор

подходу (так как заземление подключается через минусовой разъём) и в ходе всех экспериментов сохранялась.

Для измерения малых токов, как положительных, так и отрицательных, использовался прибор ИПТ-4 [5], разработанный Грибовым А.А. в НИЦ «Курчатовский институт». Он записывает показания тока с частотой 600 измерений в минуту. ИПТ-4 имеет три измеритель-

ных канала с диапазоном преобразования тока от минус $1 \cdot 10^{-10}$ до плюс $1 \cdot 10^{-3}$ А. Базовый диапазон делится на восемь поддиапазонов (декад). Предел основной приведённой к верхней границе поддиапазона погрешности измерений не превышает $\pm 0,2\%$. Для первого поддиапазона с минимальными измеряемыми токами, в котором непосредственно и проходили измерения в данной работе с небольшим его перекрытием, погрешность измерений $\pm 0,5\%$. ИПТ-4 внесён в государственный реестр СИ, реестровая запись № 87881-22 в Федеральном информационном фонде по обеспечению единства измерений в области использования атомной энергии.

В связи с ограничениями на величину отрицательных токов была выбрана достаточно небольшая длина исследуемых кабелей в катушечном исполнении. Изначально на катушки наматывалось по 500 м провода. Продолжительность каждого эксперимента порядка нескольких десятков минут (запись фоновой составляющей при опущенных источниках аналогична). Из всего массива данных выбирался минутный диапазон, где показания тока были наиболее стабильны, и по нему рассчитывалось среднее значение для всего эксперимента.

Усреднённые результаты измерений представлены в табл. 1, все величины (здесь и далее) приведены с учётом фоновых наводок.

В данном эксперименте показания тока были отрицательными, и разница между токами в жилах доходила до 15%. Причём эта разница в данной серии варьировалась в пределах 1%. При облучении катушки над горловиной абсолютные показания тока значительно уменьшались, но знак тока и разница между жилами при этом сохранялись.

Во втором эксперименте использовались обе катушки. Облучение происходило следующим образом: катушка из К2 в течение четырёх последовательных поднятий источника размещалась на высоте примерно 600 мм от дна канала (над горловиной). Далее на этой же высоте в течение трёх последовательных поднятий источника размещалась катушка из К1. Далее эту катушку опускали в облучатель и записывали показания при двух последовательных поднятиях источника. Усреднённые результаты измерений представлены в табл. 2—4.

В данной серии облучений над горловиной канала в жилах катушки из К2 показания тока были положительными (см. табл. 2). Разница между токами в жилах доходила до 18% и варьировалась в пределах 1%. При облучении на

Таблица 1. Результаты измерения тока в жилах в первом эксперименте на ГУТ200м с образцом К2

Параметр	Облучение в канале облучателя			Облучение над горловиной канала (800 мм от дна)
	Первое поднятие источников	Второе поднятие источников	Третье поднятие источников	
Ток в первой жиле, А	$-4,51 \cdot 10^{-10}$	$-4,66 \cdot 10^{-10}$	$-4,55 \cdot 10^{-10}$	$-1,82 \cdot 10^{-12}$
Ток во второй жиле, А	$-3,82 \cdot 10^{-10}$	$-3,97 \cdot 10^{-10}$	$-3,86 \cdot 10^{-10}$	$-1,53 \cdot 10^{-12}$
Разница между токами в жилах, %	15,3	14,8	15,2	15,9

Таблица 2. Результаты измерения тока в жилах во втором эксперименте на ГУТ200м с образцом К2

Параметр	Облучение над горловиной канала (600 мм от дна)			
	Первое поднятие источников	Второе поднятие источников	Третье поднятие источников	Четвёртое поднятие источников
Ток в первой жиле, А	$8,39 \cdot 10^{-12}$	$7,91 \cdot 10^{-12}$	$7,91 \cdot 10^{-12}$	$8,09 \cdot 10^{-12}$
Ток во второй жиле, А	$9,82 \cdot 10^{-12}$	$9,51 \cdot 10^{-12}$	$9,60 \cdot 10^{-12}$	$9,73 \cdot 10^{-12}$
Разница между токами в жилах, %	14,6	16,8	17,6	16,9

Таблица 3. Результаты измерения тока в жилах во втором эксперименте на ГУТ200м с образцом К1

Параметр	Облучение над горловиной канала (600 мм от дна)		
	Первое поднятие источников	Второе поднятие источников	Третье поднятие источников
Ток в первой жиле, А	$1,45 \cdot 10^{-11}$	$1,43 \cdot 10^{-11}$	$1,43 \cdot 10^{-11}$
Ток во второй жиле, А	$1,23 \cdot 10^{-11}$	$1,23 \cdot 10^{-11}$	$1,24 \cdot 10^{-11}$
Разница между токами в жилах, %	15,2	14,0	13,3

Таблица 4. Результаты измерения тока в жилах во втором эксперименте на ГУТ200м с образцом К1, опущенным в облучатель

Параметр	Облучение в канале облучателя	
	Первое поднятие источников	Второе поднятие источников
Ток в первой жиле, А	$-2,69 \cdot 10^{-10}$	$-2,69 \cdot 10^{-10}$
Ток во второй жиле, А	$-3,18 \cdot 10^{-10}$	$-3,18 \cdot 10^{-10}$
Разница между токами в жилах, %	15,4	15,4

этой же высоте катушки из К1 показания тока были также положительными (см. табл. 3), но больше на порядок по абсолютному значению. Разница между токами в жилах доходила до 15% и варьировалась в пределах 1%. В облучателе показания тока катушки из К1 были отрицательными. Причём разница между токами в жилах сохранилась на уровне 15% и варьировалась в пределах 1%.

В третьем эксперименте облучалась катушка из образца К1. В ходе него катушка в течение трёх последовательных поднятий источни-

ка находилась в центре облучателя. Усреднённые результаты измерений представлены в табл. 5.

Результаты данного эксперимента практически совпали с результатами второго, разница между токами в жилах сохранилась. Также в данном эксперименте была выполнена проверка измерительных каналов оборудования. Во время второго поднятия источника подключение жил к измерительным каналам прибора поменяли местами. В данном случае токи и разница между токами в жилах не изменились.

Таблица 5. Результаты измерения тока в жилах в третьем эксперименте на ГУТ200м с образцом К1, опущенным в облучатель

Параметр	Облучение в канале облучателя		
	Первое поднятие источников	Второе поднятие источников	Третье поднятие источников
Ток в первой жиле, А	$-2,72 \cdot 10^{-10}$	$-2,74 \cdot 10^{-10}$	$-2,74 \cdot 10^{-10}$
Ток во второй жиле, А	$-3,21 \cdot 10^{-10}$	$-3,22 \cdot 10^{-10}$	$-3,22 \cdot 10^{-10}$
Разница между токами в жилах, %	15,3	14,9	14,9

Во время третьего поднятия источника для одной из жил был использован незадействованный ранее измерительный канал, что также не повлияло на величину токов и разницу между ними.

В четвёртом эксперименте были намотаны два кабеля К1 и К2 на один каркас. Кабели наматывались вплотную друг к другу и фиксировались термоусаживаемой трубкой с шагом 40—60 мм. Такой подход должен был исключить неодинаковость намотки (длину катушки, шаг намотки и т.д.) и расположения катушек в облучателе ГУТ200м. В данном эксперименте было три поднятия источника, и после каждого поднятия катушка поднималась на новую высотную отметку. Усреднённые результаты измерений представлены в табл. 6. Показания то-

ков в образцах коррелируют во всех экспериментах, и явно видно смену полярности тока.

Выпадение результатов для вторых жил К1 и К2 при втором поднятии источников связано, скорее всего, с плохим контактом ВНС-разъёма кабелей к измерительной аппаратуре или в случае с К2 с полным отсутствием контакта.

В пятом эксперименте кабель К1 был намотан на бобину с шагом 2—3 мм — 28 витков. В данном эксперименте изучалось влияние изменения шага витков в диапазоне 0,5—3 мм. Во время поднятий источника катушка из К1 находилась в облучателе на одной и той же высоте. Усреднённые результаты измерений представлены в табл. 7.

В данном эксперименте показания тока были отрицательными и разница между токами

Таблица 6. Результаты измерения тока в жилах в четвёртом эксперименте на ГУТ200м с одновременной намоткой двух образцов

Параметр	Первое поднятие источников. Катушка в канале, на высоте 420 мм от дна	Второе поднятие источников. Катушка на горловине, на высоте 500 мм от дна канала	Третье поднятие источников. Катушка над горловиной, на высоте 580 мм от дна канала
Ток в первой жиле К1, А	$-4,21 \cdot 10^{-11}$	$-4,02 \cdot 10^{-12}$	$1,01 \cdot 10^{-11}$
Ток во второй жиле К1, А	$-4,56 \cdot 10^{-11}$	$-5,82 \cdot 10^{-12}$	$8,84 \cdot 10^{-12}$
Разница между токами в жилах К1, %	7,7	30,9	12,5
Ток в первой жиле К2, А	$-4,31 \cdot 10^{-11}$	$-4,03 \cdot 10^{-12}$	$7,69 \cdot 10^{-12}$
Ток во второй жиле К2, А	$-3,58 \cdot 10^{-11}$	$-9,99 \cdot 10^{-13}$	$9,17 \cdot 10^{-12}$
Разница между токами в жилах К2, %	16,9	75,2	16,1

Таблица 7. Результаты измерения тока в жилах при изменении шага намотки образца К1 в пятом эксперименте на ГУТ200м

Параметр	Облучение в канале	
	Первое поднятие источников. Шаг намотки образца 3 мм	Второе поднятие источников. Шаг намотки образца 0,5 мм
Ток в первой жиле, А	$-3,96 \cdot 10^{-11}$	$-2,86 \cdot 10^{-11}$
Ток во второй жиле, А	$-3,52 \cdot 10^{-11}$	$-2,44 \cdot 10^{-11}$
Разница между токами в жилах, %	11,1	14,7

Таблица 8. Результаты измерения тока в жилах образца К2 при его размещении в канале ИР-8

Параметр	До дна канала	2 м от дна канала	4 м от дна канала	До дна канала, повторный эксперимент
Ток в первой жиле, А	$-5,40 \cdot 10^{-11}$	$4,20 \cdot 10^{-12}$	$3,64 \cdot 10^{-12}$	$-5,02 \cdot 10^{-11}$
Ток во второй жиле А	$-5,43 \cdot 10^{-11}$	$4,01 \cdot 10^{-12}$	$3,49 \cdot 10^{-12}$	$-5,07 \cdot 10^{-11}$
Разница между токами в жилах, %	0,6	4,5	4,1	1,0
Текущее время на момент снятия показаний тока	9:30	11:31	11:37	11:54

значению упал на порядок. Разница между токами в жилах доходила уже до 5%.

Далее облучательное устройство подняли на высоту 4 м от дна канала. Знак тока в данном положении остался положительным и по абсолютному значению упал незначительно. Разница между токами в жилах сохранилась.

Далее образец вернули в исходное положение на дне канала. Абсолютное значение токов после возвращения в исходное положение получилось несколько меньше, чем изначально. Разница между токами в жилах сохранилась на уровне 1%.

После этого в канал поместили образец из К1. Полученные усреднённые результаты измерений представлены в табл. 9. На дне канала ток был отрицательным, по абсолютному значению на порядок больше, чем в том же положении у К2.

На высоте 4 м от дна канала знак тока был тоже положительным, но по абсолютному значению несколько меньше, чем у образца из К2 в этом же положении, что можно объяснить спадом остаточного гамма-излучения в заглушенном реакторе. Разница между токами в жилах доходила до 4%.

Далее облучательное устройство опять опустили на дно канала. В данном положении ток был отрицательным и разницы между токами в жилах практически не было.

Выводы

По результатам экспериментов по облучению образцов кабелей на установке ГУТ200м

можно сделать следующие выводы. Величина фоновых токов зависит от расположения мотков кабелей относительно источника излучения, а также от шага намотки кабеля. В ходе данной серии экспериментов было обнаружено особое положение над горловиной облучателя (около 600 мм от дна облучательного канала), где знак измеряемого тока менял полярность. Причём выше данной точки знак тока опять изменял полярность.

На данном этапе можно предположить, что в этой точке сильнее всего проявляется влияние отражённого гамма-излучения. Отрицательная гамма-чувствительность (отрицательный ток) линий связи, в первую очередь, обусловлена тем, что на жилу линии связи натекает больше электронов из изоляции и оболочки, чем утекает из неё в результате взаимодействия с гамма-излучением. Отражённое гамма-излучение, в первую очередь, имеет более низкую энергию, и его преобладание в спектре может повлиять на целый ряд процессов: изменяются сечения взаимодействия, меняется энергия вылетающих электронов, которые гамма-излучение выбивает из материала, что, в свою очередь, уменьшает длину пробега электронов, и т.д. В настоящее время без электронно-фотонных расчётов для моделирования этих экспериментов трудно сказать, какой фактор имеет решающее значение.

В экспериментах на реакторе ИР-8 также наблюдается зависимость величины фонового тока от расположения относительно источника излучения. Причём в области, где в реакторе ИР-8 преобладает мягкое гамма-излучение (2 и 4 м от дна канала), знак тока тоже меняет по-

Таблица 9. Результаты измерения тока в жилах образца К1 при его размещении в канале ИР-8

Параметр	До дна канала	4 м от дна канала	До дна канала, повторный эксперимент	До дна канала, повторный эксперимент
Ток в первой жиле, А	$-1,06 \cdot 10^{-10}$	$1,76 \cdot 10^{-12}$	$-1,06 \cdot 10^{-10}$	$-1,05 \cdot 10^{-10}$
Ток во второй жиле А	$-9,85 \cdot 10^{-11}$	$1,69 \cdot 10^{-12}$	$-1,06 \cdot 10^{-10}$	$-1,05 \cdot 10^{-10}$
Разница между токами в жилах, %	7,1	4,0	0	0
Текущее время на момент снятия показаний тока	12:11	12:24	12:42	13:20

лярность. Также следует отметить, что смена полярности тока наблюдалась на “прямом” участке кабеля, поэтому влиянием смотки кабеля в катушку на данный эффект можно пренебречь.

По результатам экспериментов на ГУТ200м (см. табл. 2, 3) и ИР-8 (см. табл. 8, 9) образец К1 имеет большую гамма-чувствительность. Тем не менее у обоих образцов гамма-чувствительность зависит от жёсткости гамма-спектра, и главное — степень идентичности жил в каждом образце тоже зависит от спектра гамма-излучения и не является идеальной. В связи с этим в ДПЗ с эмиттерами не из родия, с низким отношением сигнал—фон, скорее всего, нет смысла использовать двужильную линию связи для вычитания фоновой составляющей из полезного сигнала. А для устранения разного влияния по высоте активной зоны фонового тока в линии связи можно воспользоваться идеей высотного ДПЗ в РБМК [6]. Там все ДПЗ, кроме нижнего, имеют соединение с линией связи с двух сторон. Таким образом, линии связи имеют одинаковую длину в активной зоне и одинаковый фоновый вклад в полный сигнал всех ДПЗ в сборке.

Следует также отметить, что даже в классических для ВВЭР родиевых ДПЗ с большим отношением полезный сигнал ДПЗ/фон линии связи экспериментальное и теоретическое изучение новых линий связи с уменьшением фона от гамма-излучения в активной зоне или с надёжным механизмом его компенсации представляется актуальным.

Авторы выражают глубокую благодарность Д.И. Конинову и А.Г. Цветкову за постоянные

консультации и подготовку исследуемых образцов.

Работа проведена в рамках выполнения государственного задания НИЦ “Курчатовский институт”.

Список литературы

1. *Калинушкин А.Е., Курченков А.Ю., Митин В.И., Семченков Ю.М.* Современная система внутриреакторного контроля (СВРК-М), мониторинг ядерного топлива ВВЭР-1000. — Ядерная радиационная безопасность, 2010, № 4, с. 18—21.
2. *Курченков А.Ю. и др.* Тепловая мощность ВВЭР, измеренная по показаниям ДПЗ. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2018, вып. 5, с. 63—73.
3. *Калинушкин А.Е., Курченков А.Ю., Марков Д.С., Сергеев И.А.* Детектор прямого заряда с эмиттером из металлического гафния в реакторах ВВЭР. — Там же, 2023, вып. 2, с. 17—19.
4. *Кочкин В.Н., Курченков А.Ю., Познырев Е.Н., Семченков Ю.М.* Экспериментальное исследование гамма-составляющей в сигнале родиевого ДПЗ. — Там же, 2023, вып. 2, с. 12—16.
5. *Преобразователь* измерительный ИПТ-4. Номер в Госреестре СИ № 87881-22.
6. *Абрамов М.А. и др.* Канальный ядерный энергетический реактор РБМК. Под общей редакцией Ю.М. Черкашова. — М.: ГУП НИКИЭТ, 2006.

*Контактная информация —
Курченков Александр Юрьевич,
начальник лаборатории,
тел.: 8(499)196-72-11,
e-mail: Kurchenkov_AY@nrcki.ru*

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3,
с. 59—66.

УДК 539.1.08

Метод измерения объёмной активности инертных радиоактивных газов в аварийном режиме на АЭС

В.О. Небольсин,

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 20.08.2025

После доработки — 19.09.2025

Принята к публикации 26.09.2025

Обеспечение безопасности современных атомных электростанций требует достоверных измерений объёмной активности инертных радиоактивных газов в широком диапазоне при нарушении нормальной эксплуатации и в аварийных режимах. Существующие технические средства для аварийных режимов преимущественно используют косвенные методы измерения, что приводит к большой погрешности измерения. Применяемые технические средства, основанные на методах прямых измерений, имеют ряд принципиальных конструктивных недостатков, что делает их непригодными для применения в аварийных ситуациях. Предлагается новый метод прямых измерений в условиях высокого внешнего гамма-фона и других факторов, который сможет обеспечить проектную точность измерения во всём диапазоне значений объёмной активности.

В статье представлен анализ возможных значений объёмной активности инертных газов для современных проектов атомных электростанций, проанализированы существующие методы измерения и детекторы, приведены их ограничения при измерении активности до 10^{17} Бк/м³.

Ключевые слова: объёмная активность, инертные радиоактивные газы, выбросы АЭС, контроль радиационной обстановки, ионизационная камера, полупроводниковый детектор, сцинтилляционный детектор, прямой метод измерения, бета-излучение, чувствительность детектора, аварийные условия.

Noble Radioactive Gases Volumetric Activity Measurement Method in NPP Accident Conditions.
V.O. Nebolsin, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.

Ensuring the safety at modern NPPs requires reliable wide-ranging measurements of the volumetric activity of noble radioactive gases during anticipated operational occurrences and accidents. Existing emergency instrumentation mainly implements indirect measurements that lead to high measuring errors. The available instrumentation tools based on direct measurement methods have a number of fundamental engineering limitations, which make them unusable in emergency situations. To ensure the design-basis measuring accuracy in the entire range of volumetric activity values, this paper suggests a new method allowing direct measurements in conditions of high external gamma background and other factors.

The article also analyzes possible volumetric activity values of noble radioactive gases for modern NPP projects, reviews the existing measurement methods and detectors, and defines their limitations for activities of up to 10^{17} Bq/m³.

Key words: volumetric activity, noble radioactive gases, nuclear power plant emissions, radiation environment monitoring, ionization chamber, semiconductor detector, scintillation detector, direct measurement method, beta radiation, detector sensitivity, emergency conditions.

EDN: XGAALS

Введение

Отнесение атомных электростанций (АЭС) к чистым источникам электроэнергии [1] требует обеспечения безусловной радиационной безопасности и контроля эксплуатационных пределов. Применяемая на современных АЭС концепция глубокоэшелонированной защиты [2] подразумевает наличие нескольких технологических защитных барьеров, препятствующих распространению радиоактивности в окружающую среду. Контроль целостности барьеров обеспечивается системами АСУ ТП энергоблока, в том числе по радиационным па-

раметрам автоматической системой радиационного контроля (АСРК) [3].

Индикатором нарушения первого барьера безопасности — оболочки тепловыделяющего элемента (твэла) являются выход инертных радиоактивных газов (ИРГ) в активную зону и их дальнейшее распространение по технологическому оборудованию первого контура АЭС. Активность ИРГ является физическим фактором, который позволяет контролировать состояние твэлов. В соответствии с нормами радиационной безопасности и международной нормативной документацией контроль за объёмной активностью ИРГ является одной из задач ра-

Таблица 1. Диапазоны объёмной активности ИРГ на АЭС с реакторами типа PWR и BWR в различных точках выбросов

№	Точка выброса	Объёмная активность, Бк/м ³
1	В контейнменте водо-водяных реакторов типа PWR (неразбавленная смесь газов)	$3,7 \cdot 10^4$ — $3,2 \cdot 10^{12}$ [7]
2	Для реакторов типа BWR (в здании реактора в системе сброса воздуха контейнмента) Для реакторов типа PWR (в системе сброса воздуха контейнмента разбавленная смесь газов в пропорции больше 10:1 с чистым воздухом)	$3,7 \cdot 10^4$ — $3,7 \cdot 10^{16}$ [8]
3	Другие точки сброса (включая здания отработавшего топлива, хранилища свежего топлива)	$3,7 \cdot 10^4$ — $3,7 \cdot 10^{12}$ [8]

диозкологического и технологического контроля.

Опыт эксплуатации АЭС, в том числе связанный с тяжёлыми авариями, показал важность контроля радиационного фактора, связанного с влиянием ИРГ [4]. Оценки показывают, что в тяжёлых авариях объёмная активность выброса ИРГ существенна [5, 6]. Необходимость контроля газовых выбросов обусловлена также нуклидным составом ИРГ. Длительный период полураспада ряда нуклидов ИРГ обеспечивает существенный вклад в интегральную мощность дозы излучения, которое оказывает негативное воздействие на окружающую среду и человека.

Диапазон измерения ИРГ должен соответствовать диапазону, определённому в лицензионной документации на конкретную АЭС, в том числе вероятностным анализом безопасности и предварительным отчётом по обоснованию безопасности. В соответствии с рекомендациями ANSI N320 [7] еще в 1979 г. верхний предел измерения составлял 10^5 мкКи/см³, что эквивалентно значению $3,7 \cdot 10^{15}$ Бк/м³. При разработке проектов современных АЭС, таких как АЭС-2006 с реакторами типа ВВЭР-1200, активность ИРГ оценивается в том числе для аварийных режимов. Результаты расчётного анализа поведения ИРГ аварийного выброса в атмосфере контейнмента на различных этапах тяжёлой аварии с разрывом дыхательного трубопровода компенсатора давления и отказом активных систем аварийного охлаждения активной зоны показывают, что активность ИРГ может достигать значений более 10^{18} Бк/м³ по ¹³³Xe и более 10^{16} Бк/м³ по ⁸⁵Kr.

Примеры значений объёмной активности ИРГ в точках выбросов для разных типов реакторов приведены в табл. 1.

Нормы предельно допустимых выбросов АЭС устанавли-

ваются для каждого источника выбросов радиоактивных веществ в атмосферный воздух, а также для совокупности источников выбросов [10]. Определение конкретной точки измерения, диапазона измерения, а также пороговых значений объёмной активности и требований к сигнализации при их превышении является зоной ответственности проектной организации конкретной АЭС [11].

В соответствии с [12] средства контроля выбросов ИРГ предназначены для измерения радиационного загрязнения газовоздушных выбросов в атмосферу для обеспечения контроля уровня опасности выброса с точки зрения радиационного воздействия на население. Такие средства контроля обеспечивают раннее обнаружение и технологическую изоляцию, например, в случаях нарушения герметичности первого контура АЭС и возникновения протечек теплоносителя. Помимо этого, результаты измерения объёмной активности ИРГ позволяют оператору АЭС принимать решения по действиям для локализации аварийной ситуации и минимизации последствий. Назначение таких измерений при управлении АЭС представлено на рис. 1.

Существующие технические средства контроля объёмной активности ИРГ в составе



Рис. 1. Назначение параметров измерения объёмной активности ИРГ при управлении АЭС

Таблица 2. Парциальный состав аварийного выброса ИРГ АС с реакторами типа ВВЭР

Параметр	Радионуклид				
	⁸⁵ Kr	⁸⁷ Kr	⁴¹ Ar	⁸⁸ Kr	¹³³ Xe
Период полураспада $T_{1/2}$	10,7 лет	76,3 мин	1,49 ч	2,825 ч	5,2475 сут
Активность выброса, 10^{10} Бк/сут	12	1,9	0,4	4,2	138
Вклад в выброс, %	6,0	1,0	0,2	2,2	72
$E_{ср}$, кэВ	250,7	1330	464,1	360	100,3

АСРК и применимые в них методы не дают всей полноты картины для контроля развития аварийной ситуации в режиме реального времени и оценки последствий выбросов [13]. Для таких задач требуется разработка нового метода измерения и средства контроля на его основе. В настоящей статье предложен новый метод для реализации прямых измерений и расширения их диапазона до 10^{17} Бк/м³. Метод может помочь при разработке нового средства измерения для включения в состав АСРК с целью решения задач контроля объёмной активности ИРГ в аварийном диапазоне.

Методы измерения и типы детекторов

В составе газоздушных выбросов АЭС присутствуют изотоп Ar, десять изотопов Kr и одиннадцать изотопов Xe. При нарушении герметичности твэлов объёмная активность существенно повышается. В табл. 2 приведены наиболее значимые радионуклиды ИРГ и их вклад в суммарную объёмную активность выброса [14, 15].

На современных АЭС применяются лабораторный и непрерывный методы контроля в режиме реального времени. Лабораторный метод позволяет как контролировать газоздушный выброс по суммарной активности ИРГ, так

и определять радионуклидный состав. При этом лабораторный метод не позволяет проводить оперативные измерения объёмной активности, что необходимо во время развития аварийных ситуаций [16] для их контроля и принятия мер по их предотвращению.

Существуют две группы основных методов непрерывного измерения объёмной активности ИРГ (рис. 2). К первой группе относятся прямые методы, основанные на непосредственном измерении объёмной активности ИРГ по эффекту ионизации в чувствительном объёме детектора. Вторая группа объединяет косвенные методы измерения, в основе которых лежит методика перехода от единиц мощности поглощённой дозы от пробы ИРГ к соответствующей объёмной активности.

Наряду с нуклидами, приведёнными в табл. 2, во время аварии в выбросе нарастает “йодный” компонент (¹³¹I, ¹³²I, ¹³³I, ¹³⁴I, ¹³⁵I). Помимо указанных нуклидов, в аэрозольной форме присутствуют нуклиды ¹³⁴Cs, ¹³⁷Cs, ⁶⁰Co, а также короткоживущие нуклиды ИРГ и нерадиоактивные пары, пыль. Такие нуклиды и примеси, а также внешний фон, сопутствующий аварийной ситуации, создают мощный поток гамма-излучения. При этом выброс не является однородным по концентрации нуклидов во времени.



Рис. 2. Методы измерения объёмной активности ИРГ

Переход от измеренного значения мощности дозы гамма-излучения к объёмной активности осуществляется с применением аттестованного источника гамма-излучения и эталонного газообразного источника бета-излучения на этапе разработки технического средства контроля объёмной активности ИРГ. В связи с изменением значения мощности дозы во время измерения на АЭС погрешность косвенного метода значительная (особенно у границы диапазона), поэтому значения объёмной активности недостоверные. Погрешность связана с вкладом в результат измерения блоком детектирования мощности поглощённой дозы как от ИРГ, так и от изотопов йода и аэрозолей, пропорция которых в выбросе непостоянна.

Оптимальным для обеспечения точности измерений является применение прямого метода. Одним из вариантов его реализации является спектрометрический анализ газовой выброса. Метод позволяет с достаточной точностью определить парциальную объёмную активность ИРГ, йодов и других нуклидов в выбросе. Однако зависимость точности измерений от постоянной концентрации нуклидов ИРГ в пробе, от пульсаций давления и время измерения, занимающее порядка 5 минут, не позволяют использовать его в аварийных условиях [17].

Оборудование для контроля объёмной активности является важным для безопасности АЭС. Выполнение функций безопасности требует реализации принципа разнообразия при проектировании соответствующего оборудования. Поэтому для контроля объёмной активности необходимо применить средство измерения, использующее иначе реализованный прямой метод измерения. Способ реализации, описанный в настоящей статье, позволяет компенсировать негативные факторы, влияющие на результат измерения. Другим его преимуществом является доступность на рынке эталонного газообразного источника ^{85}Kr высокой активности (до 10^9 Бк), позволяющего однозначно определить значение чувствительности детектора в лабораторных условиях при разработке средства контроля объёмной активности.

Для прямого метода, в общем случае, число импульсов на выходе блока детектирования описывается выражением

$$N = S_1 \int_{t_1}^{t_2} A_V(t) dt + S_2 P_{\text{фон}}, \quad (1)$$

где S_1 — чувствительность детектора к излучению контролируемых радионуклидов, $\text{с}^{-1}/(\text{Бк}/\text{м}^3)$; S_2 — чувствительность детектора к внешнему

гамма-фону, $\text{с}^{-1}/(\text{Гр}/\text{ч})$; $A_V(t)$ — активность ИРГ в измерительном объёме блока детектирования, $\text{Бк}/\text{м}^3$; t_1 — время начала измерения; t_2 — время окончания измерения; $P_{\text{фон}}$ — фоновое значение мощности дозы гамма-излучения.

Первое слагаемое в (1) представляет собой число зарегистрированных импульсов, пропорциональное контролируемому уровню объёмной активности ИРГ. Активность ИРГ складывается из активности контролируемых нуклидов ИРГ и фоновой активности, обусловленной сорбцией радиационного загрязнения измерительной камеры с пробой.

Второе слагаемое пропорционально внешнему гамма-фону. Коэффициент S_2 характеризует чувствительность блока детектирования к нему. Детектор любого типа, чувствительный к бета-излучению, обладает чувствительностью к гамма-излучению и характеризуется β/γ -отношением, т.е. во сколько раз чувствительность к бета-излучению выше, чем к гамма-излучению. Как и в случае со вторым слагаемым, этот фактор также снижает точность измерений.

Для применения прямого метода необходимо компенсировать негативное влияние сорбции радионуклидов пробы, внешнего фона и обеспечить эффективную регистрацию бета-излучения радионуклидов ИРГ. Учёт данных факторов и накопленный опыт эксплуатации позволяют проанализировать достоинства и недостатки существующих детекторов для применения при прямом методе измерения в режимах нарушения нормальной эксплуатации и аварийных режимах.

Наиболее широкое распространение для измерения ИРГ получили проточные ионизационные камеры (ПИК). Их преимущества состоят в возможности регистрации бета-излучения в широком энергетическом диапазоне и в возможности достижения динамического диапазона измерений 5—7 десятичных порядков [18]. Применение ПИК даёт существенные преимущества в достижении высокой чувствительности измерений за счёт отсутствия поглощения излучения в детекторе.

Для оценки объёмной активности по измеренному току ионизации эффективность ПИК оценивается для каждого радионуклида ИРГ. Эффективность ионизации зависит не только от энергии электронов, формы и размеров камеры, но и от материала стенки камеры [19].

Однако ПИК имеет ряд недостатков. При повышении влажности увеличивается анодный ток по причине роста токов утечки. Важным обстоятельством является фактор нару-

шения работоспособности камеры вследствие загрязнения внутренней поверхности. Внутренняя конструкция камеры такова, что все элементы взаимодействуют с контролируемой средой. Камера работает в непрерывном режиме, в связи с чем происходит постепенное увеличение радиационного загрязнения камеры и соответственно растёт её собственный фон. Это приводит к снижению чувствительности. При этом продувкой чистым воздухом или дезактивацией добиться снижения радиационного загрязнения практически невозможно. Таким образом, конструкция камеры является принципиальным и неустраняемым недостатком. Другим существенным недостатком является высокая чувствительность к гамма-фону и внешним электромагнитным полям. Таким образом, ПИК не пригодны для использования во всём диапазоне значений объёмной активности и в случае достижения верхней границы измерения, скорее всего, подлежат замене.

Другим вариантом детектора является сцинтиллятор. Наиболее широко применяемые сцинтилляторы — неорганические щелочно-галогенидные кристаллы, из которых наиболее распространённым является йодид натрия (NaI), а также жидкости и пластмассы на органической основе. Неорганические материалы, как правило, имеют лучшую светоотдачу и линейность, но, за некоторыми исключениями, имеют относительно медленное время отклика. Органические сцинтилляторы обычно работают быстрее, но имеют меньший световыход. Выбор сцинтиллятора зависит от предполагаемого применения. Для задач гамма-спектроскопии предпочтительны неорганические кристаллы с большим атомным номером Z и плотностью. Органические материалы предпочтительны для бета-спектроскопии.

С ростом атомного номера кристалла увеличивается обратное рассеяние бета-частиц. Около 10% бета-частиц, которые падают на плоскую поверхность органического кристалла, расположенного вблизи источника, выходят из кристалла в результате рассеяния, не успев потерять в нём всей своей энергии.

Детекторы на основе неорганических сцинтилляторов можно использовать в блоке детектирования для измерения объёмной активности ИРГ с применением в качестве регистратора фотонов твердотельных фотоэлектронных умножителей. Однако такой вариант нецелесообразен для измерения объёмной активности ИРГ аварийного диапазона в связи со сложностью измерительного тракта, чувствительностью к гамма-излучению, влиянием радиацион-

ных повреждений и существенным влиянием сорбции в измерительном объёме детектора на результаты измерения. Другой сложностью является высокая сорбция радионуклидов по причине особенности конструкции и невозможность полного устранения её влияния даже после длительной продувки чистым воздухом или выдержки.

Третьим вариантом детектора являются газоразрядные счётчики. Основным их недостатком является нелинейность в верхнем диапазоне. Другими недостатками являются большое “мёртвое” время (время после события, в течение которого система не может зарегистрировать другое событие) и наложение регистрируемых импульсов, а также ограниченный ресурс работы.

Альтернативным вариантом являются полупроводниковые детекторы. Плотность таких детекторов в несколько сот раз выше плотности газа в ПИК, газоразрядных счётчиках или материала сцинтилляционных детекторов. Как следствие, детектор может быть существенно меньшего размера. Другим важным преимуществом является возможность уменьшения статистической неопределённости при регистрации излучения благодаря большому количеству создаваемых носителей заряда в объёме детектора при попадании в его чувствительный объём заряженной частицы [20]. Данное свойство обусловлено малым значением энергии ионизации. Значение E_p для кремния и германия составляет около 3 эВ по сравнению с ~30 эВ, необходимыми для создания ионной пары в газонаполненных детекторах.

Хорошее энергетическое разрешение требует относительно небольшой запрещённой зоны и минимальное значение средней энергии ионизации для возбуждения электронно-дырочной пары. На рис. 3 приведён график, демонстрирующий различия в средней энергии на образование одной пары и ширине запрещённой зоны для различных полупроводников.

Для регистрации бета-частиц и быстрых электронов традиционно используются ионно-имплантированные детекторы на основе кремния. Кремниевые детекторы доступны с площадью поверхности до 20 см². При этом увеличение площади приводит к ухудшению энергетического разрешения в сравнении с разрешением детекторов меньшей площади. Распространённые площади детекторов составляют 1—5 см². Сечение фотоэлектрического поглощения обратно пропорционально атомному номеру элемента. Так, сечение поглощения для кремния ($Z = 14$) по сравнению с сече-

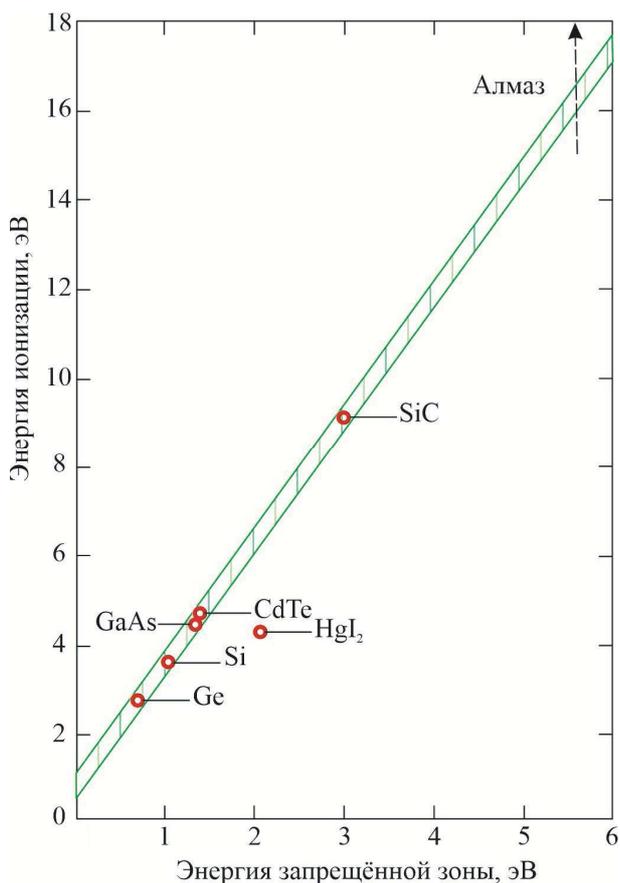


Рис. 3. График зависимости средней энергии образования одной электронно-дырочной пары от энергии запрещенной зоны для ряда полупроводниковых материалов

нием поглощения для германия ($Z = 32$) меньше в 50 раз. Поэтому эффективность регистрации гамма-излучения для кремниевых детекторов низкая.

Таким образом, оптимальным диапазоном применения ПИК и сцинтилляторов является диапазон не выше 10^8 Бк/м³, т.е. активности, соответствующей режиму нормальной эксплуатации. В аварийных условиях на АЭС и после них для применения в методе прямых измерений объемной активности ИРГ предпочтительным является применение полупроводниковых детекторов на основе кремния.

Результаты и обсуждение

До начала 2000-х гг. диапазон измерения объемной активности ИРГ составлял от 10^3 до 10^{15} Бк/м³. Прямые методы измерения применялись в диапазоне до 10^8 Бк/м³. Соответствие диапазонов измерения, режимов эксплуатации и типов измерений приведено на рис. 4.

На основе опыта измерений радиационных факторов, вызванных аварией на АЭС “Фукусима”, диапазон измерения предельной объемной активности ИРГ расширили до 10^{17} Бк/м³. Соответственно для обеспечения необходимой точности новый метод прямых измерений должен обеспечивать измерения от 10^8 до 10^{17} Бк/м³.

В настоящее время в российской практике предъявляются следующие требования к техническим средствам для аварийного и поставарийного мониторинга [21]:

- по возможности должны быть использованы прямые измерения параметров;
- косвенные измерения должны использоваться только в случае детерминированного по нуклидному и парциальному составу газоздушного выброса;
- диапазоны измерений приборов должны соответствовать проектным диапазонам объемной активности ИРГ во всех режимах работы энергоблоков АЭС, включая проектные и за проектные аварии;

— приборы должны оставаться работоспособными в условиях окружающей среды, соответствующих аварийной обстановке;

— в аварийных условиях могут использоваться средства контроля объемной активности ИРГ, предназначенные для нормальных условий, но которые сохранили свою работоспособность.

Достижение требований по диапазону измерения объемной активности ИРГ до 10^{17} Бк/м³ возможно при условии разработки эффективных решений для компенсации влияния внешних факторов на результаты измерения без ухудшения точности. В аварийных условиях

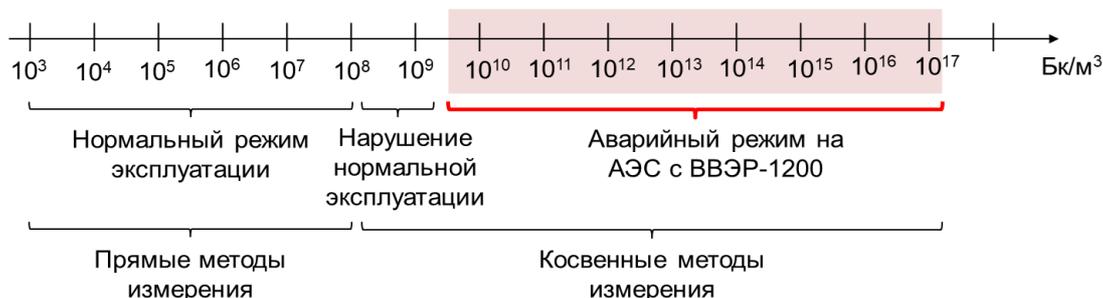


Рис. 4. Диапазоны измерения объемной активности ИРГ на АЭС

характерна высокая интенсивность регистрируемых сигналов. Соответственно критерием эффективности реализации прямого метода измерения в средстве измерения являются значения “мёртвого” времени детектора и быстродействия электронной схемы регистрации сигнала.

Для надёжной регистрации импульсов с блока детектирования период следования импульсов должен удовлетворять неравенству $T \geq \tau_m = t_{эф} + t_{рег}$, где $t_{эф}$ — время на создание носителей в объёме детектора до их регистрации, $t_{рег}$ — время, необходимое для регистрации единичного события электронным блоком обработки сигнала детектора. Для кремниевого детектора типовое значение “мёртвого” времени составляет порядка $(4—8)10^{-6} \text{ с}^{-1}$. Из этого следует, что максимальное число частиц, регистрируемых детектором, без наложений составит не более $\sim 1,5 \cdot 10^5 \text{ с}^{-1}$, определяемое отношением величины “мёртвого” времени и времени регистрации единичного события к единице. Быстродействие существующих детекторов не позволяет проводить измерения объёмной активности одним детектором в диапазоне от 10^8 до 10^{17} Бк/м^3 . По этой причине в предлагаемом методе измерения реализовано сопряжение диапазонов регистрации бета-излучения двух детекторов, что позволяет обеспечить перекрытие диапазонов минимум на один порядок (рис. 5), а с учётом применения алгоритма линеаризации возможно достижение перекрытия диапазонов на два порядка [12].

Одно из основных конструктивных решений для обеспечения работоспособности прямого метода измерений в аварийном диапазоне должно касаться измерительной камеры. Решение должно предусматривать полную изоляцию пробы ИРГ от детектора для исключения влияния сорбции радиоактивного загрязнения. Особенностью такого решения должны быть специально подобранные тонкие мембраны, за которыми располагаются детекторы. Задача мембран состоит, с одной стороны, в обеспече-

нии прохождения бета-излучения через них до детектора без существенного ослабления и, с другой стороны, в обеспечении герметичности измерительной камеры. Геометрия камеры не должна препятствовать равномерному движению пробы и создавать застойных зон. Оптимальной формой является цилиндр, по высоте и диаметру близкий к размерам подводящего пробы штуцера. Применение в качестве материалов камеры и мембран нержавеющей стали позволяет полностью исключить влияние сорбции радиоактивных примесей в пробе. Также такая конструкция обеспечивает возможность быстрой продувки или промывки измерительной камеры непосредственно на месте измерения.

Особенностью нового метода и описанной конструкции измерительной камеры является возможность гибкой настройки диапазона измерения. В зависимости от количества используемых с одной камерой детекторов — одного или двух диапазон измерения может составлять от 10^8 до 10^{17} Бк/м^3 , от 10^{12} до 10^{17} Бк/м^3 или от 10^{12} до 10^{17} Бк/м^3 . В случае измерения до 10^{17} Бк/м^3 предусматривается использование коллиматора, ограничивающего поток излучения на детектор. Условное изображение схемы расположения детектора, коллиматора и измерительной камеры, предложенного в новом методе, приведено на рис. 6.

При максимальном значении активности 10^{17} Бк/м^3 активность Q_D в объёме элементарного диска D_T будет определяться соотношением $Q_D = Q_{\Sigma} V_D$, где Q_{Σ} — суммарная активность, V_D — объём элементарного диска D_T . Плотность потока излучения в элементарном диске D_T при условии $\Delta l = 0,2 R$ и $R = 0,5 \text{ см}$ составит $\phi = Q_{\Sigma} \cdot 0,08 R$. Значение ϕ составит $1,5 \cdot 10^{14}$ частиц на квадратный метр при диаметре коллиматора 1 мм. Поток частиц ϕ_k в коллиматоре будет равен $\phi_k = \phi S_k = 1,2 \cdot 10^8 \text{ с}^{-1}$.

Проведённая оценка показывает, что применение коллиматора позволяет снизить поток частиц на детектор на пять порядков. В зависи-

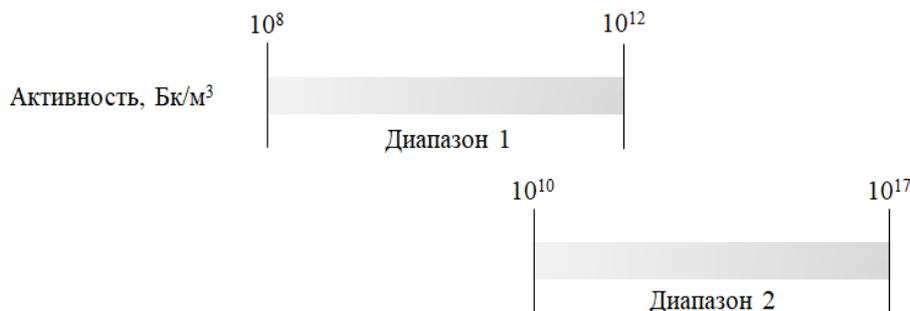


Рис. 5. Диапазоны измерения нового метода

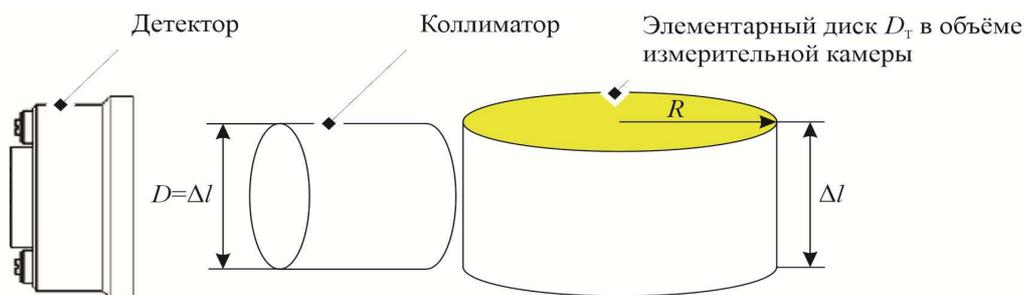


Рис. 6. Схема расположения детектора, коллиматора и измерительной камеры

мости от конкретных требований по верхнему значению объёмной активности ИРГ и характеристикам детектора размеры коллиматора могут уточняться. Взаимное расположение детектора, коллиматора и измерительной камеры приведено на рис. 7.

Для контроля измерительных характеристик детекторов радиометра с применением нового метода должны быть использованы встроенные средства диагностики и калибровки [22]. Такими являются встроенные светодиоды и поверочный источник для проверки метрологических характеристик средства измерения в период эксплуатации. Они позволяют оперативно контролировать состояние детекторов без останова измерений и демонтажа технического средства измерения.

Воздействие внешнего фона может быть скомпенсировано защитой из свинца или вольфрама. Целесообразно реализовать защиту в виде разборной конструкции для возможности замены узла детектора непосредственно на месте измерения.

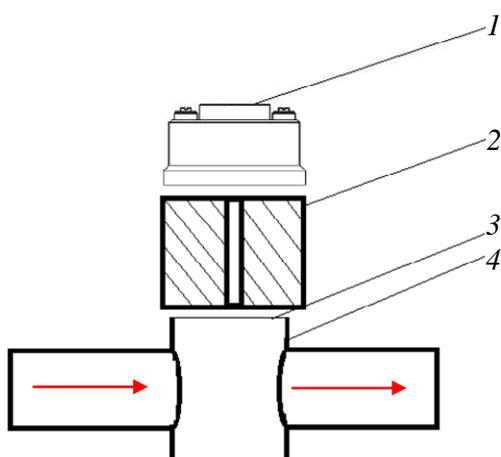


Рис. 7. Расположение основных элементов радиометра для реализации прямого метода измерения: 1 — узел детектирования; 2 — коллиматор; 3 — герметизирующая объём камеры мембрана; 4 — корпус камеры с входной и выходной трубками; → — направление движения пробы

Выводы

Достижение приемлемого уровня погрешности измерений во время аварийной обстановки на АЭС и после неё косвенными методами не представляется возможным в силу большого числа факторов, влияющих на уровень гамма-излучения пробы ИРГ. Основным фактором является неопределённость нуклидного состава выброса, в связи с чем косвенные методы не позволяют определить активность нуклидов ИРГ.

Оптимальным вариантом является метод прямых измерений. Существующие варианты его реализации не позволяют компенсировать влияние негативных факторов на результат измерений, таких как пыль, влага и, главное, сорбция радионуклидов материалом измерительной камеры и детектора. Таким образом, невозможно обеспечить применение прямого метода измерения для измерения объёмной активности ИРГ аварийного диапазона на АЭС и продолжить измерения с заданной точностью после снижения активности выброса.

Предложенный новый метод прямых измерений позволяет осуществлять измерения в диапазоне от 10^8 до 10^{17} Бк/м³ благодаря полной изоляции измерительной камеры и детекторов, а также применению полупроводниковых детекторов, которые имеют низкую чувствительность к гамма-излучению. К преимуществам этого метода относится невозможность загрязнения детекторов радиоактивными веществами.

На основе предложенного метода может быть разработано новое техническое средство для контроля объёмной активности ИРГ в аварийном диапазоне. Такое средство в составе АСРК АЭС обеспечит технологический и радиозэкологический контроль как в аварийном режиме, так и после него.

Автор выражает благодарность научному руководителю доктору технических наук, профессору С.Б. Чебышову за ценные советы и помощь в подготовке статьи.

Список литературы

1. **Критерии** таксономии ЕС для проектов атомной энергетики технологии ВВЭР и инновационные разработки атомной отрасли. Анализ; <https://www.rosatom.ru/upload/iblock/806/806d430dcaa6b5a38b763927bf120afb.pdf> (дата обращения 17.09.2025).
2. **International** nuclear safety advisory group, Defence in Depth in Nuclear Safety, INSAG Series No. 10, IAEA, Vienna (1996); https://www-pub.iaea.org/MTCD/publications/PDF/Pub1013e_web.pdf (дата обращения 15.09.2025).
3. **Ветошкин Е.М., Гордеев А.С., Иванов А.А., Калинин А.В., Насибуллин Р.А., Чебышов С.Б., Черкашин И.И.** Построение измерительных каналов автоматизированных систем радиационного контроля АЭС большой мощности с учетом проектных требований объектов контроля. — Ядерная физика и инжиниринг, 2022, т. 13(6), с. 531—534.
4. **Hull A.P., White J.R.** Lessons learned from a Nureg-0737 review of high-range effluent monitors and samplers; https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/19/031/19031922.pdf?r=1 (дата обращения 15.05.2025).
5. **Report** of Japanese Government to the IAEA Ministerial Conference on Nuclear Safety — the Accident at TEPCO's Fukushima Nuclear Power Stations; https://japan.kantei.go.jp/kan/topics/201106/iaea_houkokusho_e.html (дата обращения 15.05.2025).
6. **Arutyunyan R.V., Bolshov L.A., Kiselev A.E., Krasnoperov S.N., Pavlovskii O.A., Panchenko S.V., Pripachkin D.A., Strizhov V.F.** Actionable analysis of the accident at the Fukushima-1 nuclear power plant (JAPAN) and prediction of its consequences. — Atomic Energy, 2012, vol. 112, № 3, p. 178—187.
7. **American** National Standard Performance Specifications for Reactor Emergency Radiological Monitoring Instrumentation. ANSI Std N320-1979, 20 July 1979.
8. **Галушкин Б.А., Горбунов С.В., Ключков В.Н., Рубцов В.И., Молоканов А.А.** Методический аппарат для разработки типовых сценариев развития запроектных аварий на АЭС с реакторами ВВЭР при планировании и проведении защитных мероприятий для населения. — Медицинская радиология и радиационная безопасность, 2018, т. 63, № 6, с. 27—33.
9. **NUREG-0737.** Clarification of TMI Action Plan Requirements. U.S., Nuclear Regulatory Commission, 1980; <https://www.nrc.gov/docs/ML0514/ML051400209.pdf> (дата обращения 15.05.2025).
10. **Методика** разработки и установления нормативов предельно допустимых выбросов радиоактивных веществ в атмосферный воздух. Утверждена приказом Ростехнадзора № 639 от 7 ноября 2012 г. Москва, ФБУ НТЦ ЯРБ, 2015. 21 с.
11. **Regulatory** Guide 1.21. Measuring, evaluating, and reporting radioactive material in liquid and gaseous effluents and solid waste. Revision 2. U.S., Nuclear Regulatory Commission, 2009; <https://www.nrc.gov/docs/ML0911/ML091170109.pdf> (дата обращения 15.05.2025).
12. **IEC 60761-1.** Equipment for Continuous Monitoring of Radioactivity in Gaseous Effluents. Part 1: General Requirements. Geneva, International Electrotechnical Commission, 2002.
13. **IEEE 497-2016.** Standard Criteria for Accident Monitoring Instrumentation for Nuclear Power Generating Stations. New York. The Institute of Electrical and Electronics Engineers, 2016. 36 p.
14. **Сенюков В.А., Кадиллин В.В., Самосадный В.Т.** Разработка методов и технических принципов построения ТС ИРГ с расширенным диапазоном измерений и повышенной точностью. — М.: НИЯУ МИФИ, 2009. 65 с.
15. **National** Nuclear Data Center; <https://www.nndc.bnl.gov/nudat3/> (дата обращения 15.05.2025).
16. **IEC 60951.** Nuclear Power Plants — Instrumentation Important to Safety — Radiation Monitoring for Accident and Post-Accident Conditions. Part 2: Equipment for Continuous Off-Line Monitoring of Radioactivity in Gaseous Effluents and Ventilation Air. Geneva, International Electrotechnical Commission, 2009.
17. **Фертман Д.Е., Чебышов С.Б.** Радиометрия сред. — М.: СНИИП, 2017.
18. **Hussain A., Sikander Mirza S.M., Mirza N.M., Siddique M.T.** Beta-Efficiency of a Typical Gas-Flow Ionization Chamber Using GEANT4 Monte Carlo Simulation. — Nuclear Technology & Radiation Protection, 2011, vol. 26, № 3, p. 193—200; <https://doiserbia.nb.rs/img/doi/1451-3994/2011/1451-39941103193H.pdf> (дата обращения 15.05.2025).
19. **Knoll G.E.** Radiation Detection and Measurement. 3rd ed. — New York: John Wiley & Sons, Inc., 1999. 816 p.
20. **Knoll G.F.** Radiation Detection and Measurement. 4th ed. — New York: John Wiley & Sons, Inc., 2010. 857 с.
21. **Дурнев В.Н.** Вопросы создания системы аварийного и поставарийного мониторинга (САПМ) и ее роль в управлении запроектными и тяжелыми авариями, устранении их последствий. Доклад Секции АСУ НТС № 1 Росатома 27.09.23 во ВНИИАЭС. — М.: ВНИИАЭС, 2023. 22 с.
22. **Бусаров П.А., Гордеев А.С., Ермаков Г.К., Небольсин В.О., Петров Н.А., Федотов В.С., Холломов М.Д., Чебышов С.Б.** Радиометр бета-излучающих газов. Патент РФ № 147654, 2014.

Контактная информация —
 Небольсин Вячеслав Олегович,
 начальник группы,
 тел.: 8(919)771-14-55,
 e-mail: Nebolsin_VO@nrcki.ru

Вопросы атомной науки и техники.
 Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3,
 с. 67—75.

Результаты предварительного анализа пускового режима одноконтурной ЯЭУ ВВЭР-СКД

А.М. Баисов, А.Н. Чуркин,

АО ОКБ “ГИДРОПРЕСС”, 142103, Подольск, Московская обл., ул. Орджоникидзе, д. 21

Статья поступила в редакцию 28.08.2025

После доработки — 10.10.2025

Принята к публикации 14.10.2025

На основе предварительного расчётного анализа предложен алгоритм пуска при постоянном давлении одноконтурной ядерной энергетической установки ВВЭР-СКД. Проведены исследования устойчивости течения теплоносителя в периферийной части двухзаходной активной зоны ВВЭР-СКД, в которой осуществляется течение теплоносителя сверху вниз. С использованием системного кода KORSAR определена граница потери устойчивости течения теплоносителя и продемонстрировано, что режимы нормальной эксплуатации находятся в области устойчивого течения. Теплогидравлический анализ периферийной ТВС, выполненный с помощью поячейковой программы ТЕМПА-СК, подтвердил устойчивость течения теплоносителя также и внутри ТВС. Представлен обзор схем пуска зарубежных проектов реакторных установок со сверхкритическими параметрами водяного теплоносителя в соответствии с двумя вариантами режимов — при скользящем и при постоянном давлении.

Ключевые слова: ВВЭР-СКД, сверхкритическое давление, пусковой режим, устойчивость течения, KORSAR, ТЕМПА-СК.

Preliminary Startup Mode Analysis Results for Single-Circuit VVER-SKD Nuclear Power Plant. A.M. Baïsov, A.N. Churkin, OKB Hidropress JSC, 21, Ordzonikidze st., Podolsk, Moscow Region, 142103.

Based on preliminary estimates, this paper suggests an algorithm for single-circuit VVER-SKD nuclear power plant startup at constant pressure. Coolant flow stability studies were performed for VVER-SKD double-inlet core peripheral part where the coolant flows from top to bottom. Using the KORSAR system code, the coolant flow stability loss boundary was determined, and normal operation modes were shown to lie within the stable flow region. Thermohydraulic analysis of peripheral fuel assemblies performed by the TEMPA-SC subchannel code confirms the coolant flow within fuel assemblies to be stable. This paper also reviews startup patterns for foreign reactor designs with supercritical water coolant parameters in two operating modes with sliding and constant pressure.

Key Words: VVER-SKD, supercritical pressure, start-up regime, stability of the coolant flow, KORSAR, TEMPA-SC.

EDN: ZZXSMD

Введение

Под руководством НИЦ “Курчатовский институт” ведутся научно-исследовательские и опытно-конструкторские работы, связанные с разработкой концепции реакторной установки со сверхкритическими параметрами теплоносителя. В работах [1—3] представлена концепция многоцелевого тестового исследовательского реактора МТИР-СКД с быстрым спектром нейтронов, которая должна подтвердить основные преимущества перехода на сверхкритическое давление в водоохлаждаемых реакторах, включая:

- возможность достижения коэффициента полезного действия 45%;
- самообеспечение топливом за счёт высокого коэффициента воспроизводства;
- значительное сокращение сроков строительства и капитальных затрат;
- обеспечение высокого уровня самозащитности.

Основной идеей создания МТИР-СКД является формирование экспериментальной платформы для демонстрации возможности принципиального создания подобных технологий, а также получения недостающей информации и последующей доработки проекта одноконтурной ядерной энергетической установки (ЯЭУ) большой мощности ВВЭР-СКД, который был предложен специалистами АО “ГНЦ РФ — ФЭИ” и АО ОКБ “ГИДРОПРЕСС”. Данный проект предполагал как однозаходный, так и двухзаходный варианты движения теплоносителя в активной зоне [4]. Ввиду отсутствия каких-либо действующих прототипов необходимо решить целый ряд научно-технических задач путём выполнения расчётных оценок. Одним из вопросов, который требует проработки, является анализ разогрева и пуска (повышение мощности от минимально контролируемого уровня до номинальных параметров работы) ЯЭУ. В рамках данной статьи был выполнен литературный обзор на основе открытых пуб-

ликаций, представлены результаты предварительных расчётов пускового режима одноконтурной ЯЭУ ВВЭР-СКД с двухзаходной активной зоной. Данная работа, выполненная по заказу НИЦ “Курчатовский институт” при финансовой поддержке АО “Концерн Росэнергоатом”, является частью исследований, направленных на проработку технологий со сверхкритическими параметрами.

Варианты пуска ЯЭУ со сверхкритическими параметрами теплоносителя

Пуск ЯЭУ со сверхкритическими параметрами может быть выполнен двумя способами. Первый способ называется “пуском при постоянном давлении” — подъём мощности активной зоны происходит при постоянном номинальном давлении. Второй способ, именуемый “пуском при скользящем давлении”, предполагает, что увеличение давления теплоносителя в корпусе реактора происходит одновременно с увеличением мощности. Существуют варианты пуска, когда изменение давления и мощности происходит этапами с поочерёдным изменением одного из параметров. Этот вариант пуска в настоящей статье также будем называть “пуск при скользящем давлении”. На действующих теплоэлектростанциях, работающих на органическом топливе при сверхкритических давлениях, используются две схемы оборудования для пуска, представленные на рис. 1 и 2 [5].

В случае пуска при постоянном давлении первоначально устанавливается минимальный расход питательной воды через газовый или

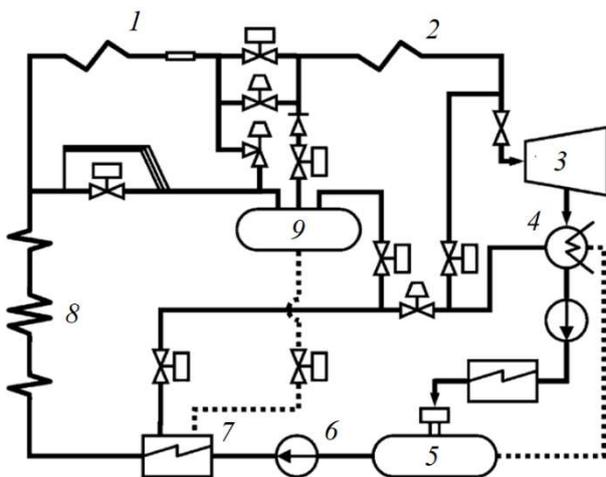


Рис. 1. Принципиальная схема оборудования, необходимого для пуска при постоянном давлении для теплоэлектростанции: 1, 2 — пароперегреватель; 3 — турбина; 4 — конденсатор; 5 — деаэрактор; 6 — насос; 7 — подогреватель высокого давления; 8 — котёл; 9 — сливной бак

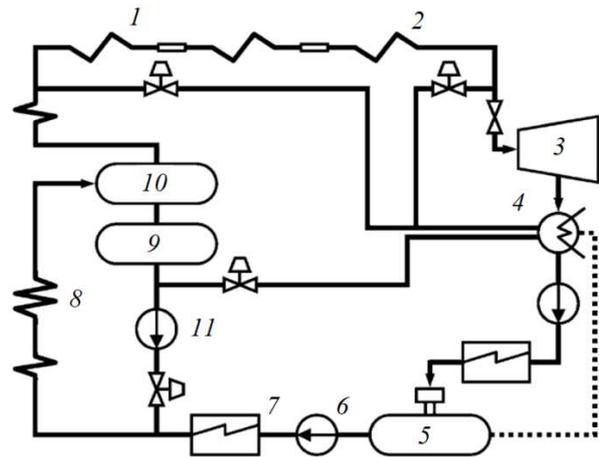


Рис. 2. Принципиальная схема оборудования, необходимого для пуска при скользящем давлении на теплоэлектростанции: 1, 2 — пароперегреватель; 3 — турбина; 4 — конденсатор; 5 — деаэрактор; 6, 11 — насос; 7 — подогреватель высокого давления; 8 — котёл; 9 — сливной бак; 10 — сепаратор

угольный котёл для предотвращения перегрева теплообменных трубок. Во время работы в режиме холодной очистки вода направляется в обход первичного пароперегревателя к сливному баку до тех пор, пока химический состав воды не будет доведён до требуемого уровня. После того как запущен разогрев котла, температура пара, выходящего из первичного пароперегревателя, постепенно достигает 300 °С, при этом из испарительного (сливного) бака он направляется в конденсатор. Когда давление в баке становится достаточно высоким, выходящий из него насыщенный пар может использоваться для запуска турбины. При относительной мощности 20% движение воды по байпасу прекращается и после переключения начинает идти по основному контуру. После того как температура стабилизируется, расход питательной воды и нагрузка на турбину постепенно увеличиваются до 100%. Отмечается, что пусковая арматура работает при существенных перепадах давления во время работы байпасной линии, что приводит к возрастанию скорости эрозии металла, что, в свою очередь, приводит к необходимости частого технического обслуживания.

В качестве альтернативного варианта для возможности изменения мощности и решения проблем, связанных с поддержанием постоянного давления, было предложено “скользящее давление”. В этом случае пуск начинается при докритическом давлении, которое постепенно увеличивается пропорционально росту мощности. Для запуска таких котлов, помимо байпасной линии, необходимо наличие системы ре-

циркуляции. Байпас турбины служит для регулирования температуры и давления основного пара, в то время как система рециркуляции регулирует направление движения воды, которая не испаряется в котле, а подаётся обратно на вход, возмещая потери тепла. Минимальный требуемый расход воды при этом поддерживается с помощью рециркуляционного насоса. Вода, выходящая из котла, поступает в сепаратор, из которого далее собирается в сливном баке и направляется обратно на вход экономайзера. Во время начальной фазы пуска пар из сепаратора проходит через пароперегреватель в обход турбины прямо к конденсаторам. После того как давление пара становится достаточно высоким, пар из сепаратора направляется уже на турбину. По достижении минимальной мощности работы турбины линия байпаса отсекается, и вода начинает циркулировать по основному контуру. Давление при этом начинает увеличиваться пропорционально мощности. При этом температура пара может поддерживаться почти на постоянном уровне во время изменения мощности за счёт скользящего давления, что значительно повышает тепловую эффективность термодинамического цикла.

Системы и алгоритм пуска европейского проекта High Performance Light Water Reactor

Авторы работы [6] отмечают, что при анализе работы теплового цикла необходимо различать изменение мощности реактора, когда турбогенератор непосредственно подключён к электрической сети, и отдельно режим пуска, когда контур находится под давлением и тепловая мощность активной зоны повышается от минимального до номинального значения. Предполагается, что конструкция европейского проекта High Performance Light Water Reactor (HPLWR) будет обеспечивать возможность регулирования мощности в диапазоне от 50 до 100% при поддержании номинальных параметров работы реакторной установки (давление 25 МПа и температура теплоносителя на выходе 500 °С). На рис. 3 показано основное оборудование HPLWR.

Процессы подъёма и снижения мощности предполагается контролировать с помощью клапана регулирования давления, насоса питательной воды, регулировки температуры в деаэраторе путём отбора пара из сепаратора и подачи воды из сливного бака в конденсатор, регулировки температуры питательной воды за

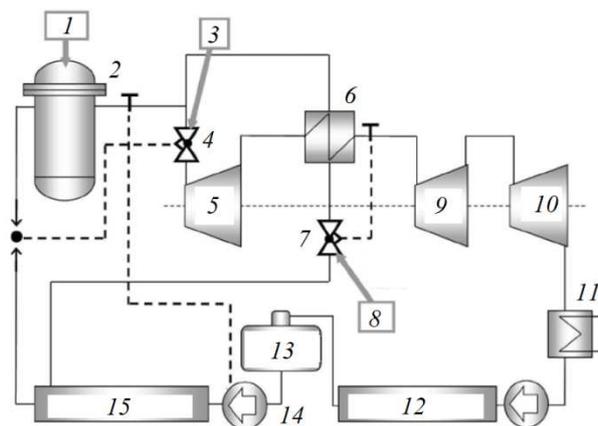


Рис. 3. Основное оборудование HPLWR: 1 — системы контроля мощности; 2 — реактор; 3 — системы контроля давления; 4 — главный клапан турбины; 5 — ступень высокого давления турбины; 6 — промежуточный подогреватель; 7 — клапан промежуточного подогревателя; 8 — системы контроля температуры; 9 — ступень среднего давления турбины; 10 — ступень низкого давления турбины; 11 — конденсатор; 12 — подогреватель низкого давления; 13 — деаэратор; 14 — главный циркуляционный насос; 15 — подогреватель высокого давления

счёт пара из сепараторов, поддержания уровня воды в сливном баке. На рис. 4 обозначены регуляторы и элементы дополнительного оборудования,

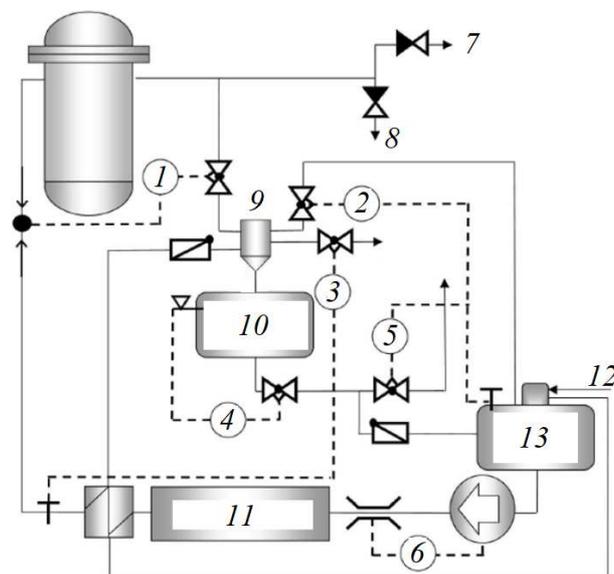


Рис. 4. Регуляторы и элементы дополнительного оборудования, необходимые для пуска и останова: 1 — регулятор давления на входе в реактор; 2, 5 — регулятор температуры воды в деаэраторе; 3 — регулятор температуры на входе в реактор; 4 — регулятор уровня воды в сливном баке; 6 — регулятор массового расхода питательной воды; 7 — отвод среды к подогревателю; 8 — отвод среды к турбине; 9 — сепаратор; 10 — сливной бак; 11 — подогреватель высокого давления; 12 — подвод из конденсатора; 13 — деаэратор

дования для управления процедурами пуска и останова (подъёма и снижения мощности).

Предварительные расчёты были выполнены европейскими специалистами с помощью программы APROS только с точки зрения изменения теплогидравлических характеристик без учёта кинетики реактора. В расчётах увеличение мощности активной зоны начиналось после того, как давление в системе поднималось до 25 МПа за счёт дополнительного контура. Таким образом, реализовывался пуск при постоянном давлении. После чего за счёт переключения соответствующих арматур пар направляется на турбину через подогреватель. Температура на выходе из реактора повышается в соответствии с ростом тепловой мощности. В первой фазе пуска теплоноситель направляется в деаэратор через сливной бак в обход конденсатора до момента прогрева всего контура. При переключении линии и подаче пара на турбину могут происходить колебания массового расхода теплоносителя за счёт небольших изменений положения клапана подогревателя, который регулирует температуру нагрева питательной воды. Возникающие при этом изменения расхода теплоносителя в подогревателе из-за конденсации пара приводят к значительным изменениям плотности до тех пор, пока не будет достигнута стабильная работа.

В представленной на рис. 4 схеме также рассматривался вариант, в котором функция сепаратора и сливного бака выполнялась одним достаточно большим расширительным баком для возможности разделения пара и воды. Однако для данного способа требуется уменьшение размера конструкции с сохранением требуемой сухости пара в паропроводах.

В статье [7] приведён анализ численных результатов пускового режима для HPLWR. Китайскими исследователями рассматривается способ пуска со скользящим давлением, а повышение мощности начинается при докритическом давлении. Это приведёт к возникновению двухфазного течения, для управления которым необходимо наличие байпасной системы, гарантирующей, что содержание влаги во входящем в турбину паре будет ниже предельного значения. Байпасная линия включает в себя сепараторы, сливные баки и клапаны. На основной линии подвода питательной воды устанавливается дополнительный нагреватель для рекуперации тепла от насыщенной воды.

На основе численного анализа был предложен следующий алгоритм. На первом этапе в реакторе создаётся давление порядка 8 МПа, а

расход питательной воды устанавливается в соответствии с производительностью насоса. После этого начинается повышение мощности реактора с 0 до 5%. Теплоноситель нагревается до температуры 120 °С и на выходе из активной зоны поступает в конденсатор после отделения в сепараторе. На следующем этапе, пока мощность активной зоны не достигнет 25%, давление в реакторе поддерживается постоянным на уровне 8,3 МПа. Температура пара продолжает расти до 298 °С, в то время как температура питательной воды — до 280 °С. После этого закрывается байпасный клапан, и насыщенный пар из сепаратора поступает по основному паропроводу в турбину.

После запуска турбин давление в реакторе повышается с 8,3 до 25 МПа при мощности тепловыделения 25%, в то время как расход питательной воды остаётся постоянным на уровне 28%. Затем регулирующий клапан турбины полностью открывается, и реактор переключается с линии байпаса на основной контур.

После переключения на основной контур мощность реактора увеличивается при постоянном давлении 25 МПа.

Авторы [7] подчёркивают, что на всех этапах пуска мощность активной зоны должна находиться в определённой области. Максимальное значение ограничивается допустимой температурой оболочки твэлов, а также отсутствием кипения воды. Минимальное значение определяется требуемой мощностью, исходя из минимально требуемой энтальпии пара на входе в турбину.

Системы и алгоритм пуска японского проекта Super Light Water Reactor

В работах [8—11] представлены варианты конструкций и результаты расчётов режимов пуска японского проекта ЯЭУ с водяным СКД-теплоносителем Super Light Water Reactor (Super LWR). Разработаны оба варианта пуска — с постоянным и скользящим давлением.

Процедура пуска при постоянном давлении для Super LWR была разработана на основе алгоритма, используемого для теплоэлектростанций. Соответствующая схема для Super LWR показана на рис. 5.

Во время пуска важным этапом является установка достаточного расхода теплоносителя для предотвращения перегрева оболочек твэлов и обеспечения надлежащего охлаждения активной зоны. Байпасная система, состоящая из сливного бака и клапанов для снижения давле-

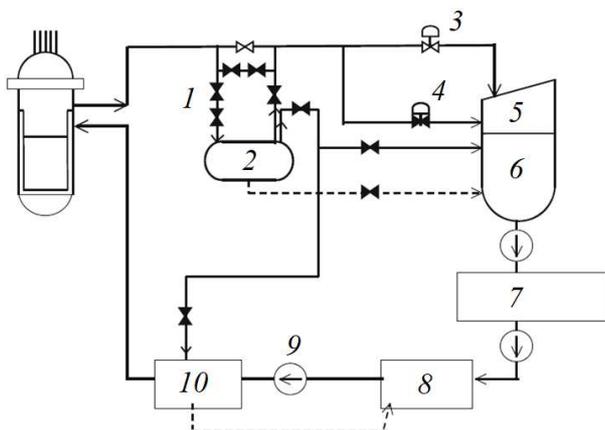


Рис. 5. Принципиальная схема оборудования, необходимого для пуска при постоянном давлении для Super LWR: 1 — клапаны снижения давления; 2 — сливной бак; 3 — клапан регулировки подачи пара на турбину; 4 — клапан байпасной линии турбины; 5 — турбина; 6 — конденсатор; 7 — деминерализатор; 8 — подогреватель низкого давления; 9 — насос; 10 — подогреватель высокого давления

ния, используется для поддержания минимального расхода. Кроме того, линия байпаса также выполняет функцию снижения давления и температуры теплоносителя на выходе из активной зоны до значений, подходящих для работы сливного бака, а также систем конденсата и питательной воды. Таким образом, алгоритм пуска включает пять этапов:

1. Повышение давления до сверхкритического значения с помощью насосов питательной воды. При этом обеспечивается минимальный расход теплоносителя, равный 25% от номинального значения, для предотвращения перегрева оболочек ТВЭЛов;

2. Начало повышения мощности при давлении 25 МПа. Теплоноситель на выходе из активной зоны с помощью редукционных клапанов поступает в бак, в котором часть пара, отделяясь от воды, идет в подогреватели высокого давления. Оставшаяся часть пара направляется в конденсатор через регулировочные клапаны турбины. Температура теплоносителя на входе в активную зону, таким образом, повышается до 280 °С;

3. Подключение турбины происходит при достижении значения давления в испарительном баке порядка 7 МПа. При данном давлении насыщенный пар будет поступать в турбину до тех пор, пока энтальпия на выходе из активной зоны не станет достаточно высокой. Температура теплоносителя на выходе из активной зоны в течение этого периода поддерживается на уровне 420 °С, что ниже номинального значения (500 °С), при мощности реактора 20%;

4. Переключение с линии байпаса на движение теплоносителя по основному контуру;

5. Повышение температуры на выходе активной зоны до 500 °С при увеличении мощности активной зоны с 20 до 25%. Затем мощность увеличивается одновременно с увеличением расхода питательной воды.

Сливной (испарительный) бак и редукционные клапаны, требуемые на начальном этапе разогрева, должны быть сконструированы таким образом, чтобы содержание влаги в паре на входе в турбину не превышало значение, которое может повредить целостность лопаток.

При использовании режима пуска со скользящим давлением пуск установки начинается при докритическом давлении. При таком алгоритме линия байпаса требуется для управления двухфазным потоком. Во время первоначального запуска байпасная линия служит для отделения пароводяной смеси, выходящей из реактора, и направления пара в конденсатор, тогда как система рециркуляции возвращает воду обратно в реактор, обеспечивая охлаждение активной зоны. Схема оборудования для разогрева Super LWR со скользящим давлением показана на рис. 6.

Алгоритм повышения мощности в данном случае уже состоит из шести этапов:

1. Разогрев контура начинается после того, как давление в реакторе повышается до 8,3 МПа с помощью насосов питательной воды,

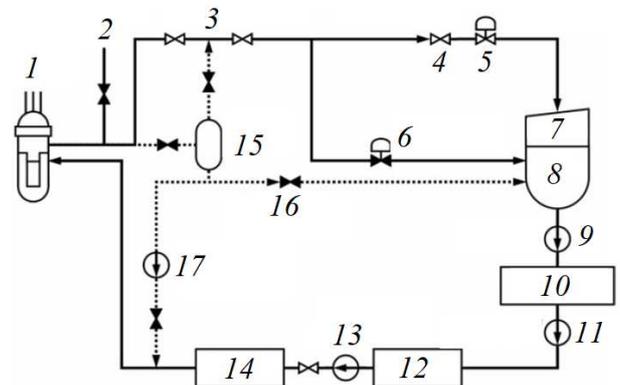


Рис. 6. Принципиальная схема оборудования, необходимого для пуска при скользящем давлении для Super LWR с контуром рециркуляции: 1 — реактор; 2 — импульсно-предохранительный клапан; 3 — отсечной клапан турбины; 4 — стопорный клапан турбины; 5 — регулировочный клапан турбины; 6 — байпасный клапан турбины; 7 — турбина; 8 — конденсатор; 9 — конденсационный насос; 10 — деминерализатор; 11 — бустерный насос; 12 — подогреватель низкого давления; 13 — главный циркуляционный насос; 14 — подогреватель высокого давления; 15 — сепаратор; 16 — клапан слива воды из сепаратора; 17 — рециркуляционный насос

расход при этом составляет 35% от номинального значения. В то же время температура теплоносителя на входе поддерживается на уровне 120 °С для предотвращения кипения в активной зоне. Пар из сепаратора идёт в конденсатор, тогда как вода направляется в подогреватель;

2. Когда мощность реактора становится достаточно высокой, начинается подача насыщенного пара из сепаратора на турбину. Предполагается, что минимальное давление, необходимое для запуска турбины, составляет 8,3 МПа, при этом температура пара равна 298 °С. Давление в реакторе остаётся на уровне 8,3 МПа до тех пор, пока мощность не достигнет 20%;

3. После начала работы турбины давление в реакторе повышается с 8,3 до 25 МПа при мощности реактора 20% и расходе теплоносителя 35% от номинального значения. Когда давление в реакторе находится при докритических значениях, температура пара равна температуре насыщения при текущей величине давления, тогда как теплоноситель на выходе из активной зоны представляет собой двухфазную смесь. После того как давление в реакторе достигает 25 МПа, температура пара за счёт подъёма мощности становится равной 388 °С;

4. При давлении в реакторе 25 МПа происходит переключение с линии байпаса на режим нормальной циркуляции по основному контуру;

5. После переключения на основной контур температура теплоносителя на выходе из активной зоны повышается до 500 °С;

6. При достижении температуры сверхкритического пара 500 °С мощность активной зоны постепенно повышается до 100% одновременно с повышением расхода питательной воды.

Для Super LWR в качестве основного критерия безопасности, проверяемого в пусковом режиме, была выбрана максимальная температура оболочки твэла, равная 620 °С. Непосредственно величина степени сухости не является ограничивающим фактором, однако во время пуска при докритическом давлении содержание влаги в паре необходимо контролировать для предотвращения повреждений лопаток турбины. Кроме того, при докритическом давлении при пуске со скользящим давлением должно быть исключено кипение в активной зоне.

По результатам выполненных японскими исследователями расчётов не наблюдалось существенной разницы между вариантами разогрева при постоянном и скользящем давлении.

Дополнительно была разработана модифицированная схема для разогрева со скользящим давлением, рециркуляционный контур которой изображён на рис. 7.

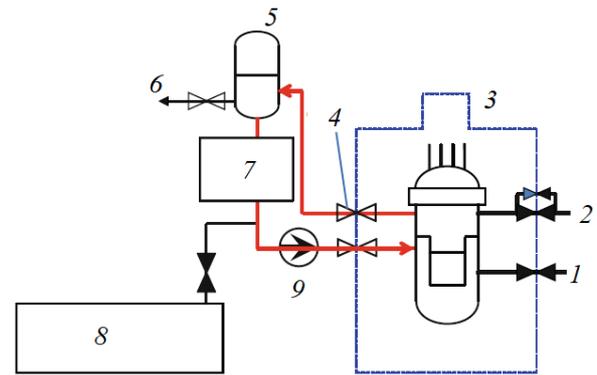


Рис. 7. Контур рециркуляции для модифицированной схемы пуска: 1 — подвод питательной воды; 2 — подвод пара к турбине; 3 — контеймент; 4 — задвижка; 5 — компенсатор; 6 — система контроля уровня воды; 7 — система охлаждения; 8 — система подпитки реактора при пуске; 9 — циркуляционный насос

Линия байпаса в отличие от первоначальной схемы заменена отдельной системой рециркуляции, которая состоит из компенсатора давления, теплообменника, циркуляционного насоса и трубопроводов, которые не соединены с основными трубопроводами первого контура и подведены непосредственно к корпусу реактора для образования замкнутого контура для повышения давления.

Роль компенсатора заключается в обеспечении требуемого уровня воды и количества насыщенного пара. Давление и, следовательно, температура насыщения увеличиваются с увеличением объёма пара, образующегося в активной зоне. Линия, соединяющая паровой объём компенсатора давления с основным паропроводом, отсутствует, поскольку насыщенный пар не используется для прогрева и запуска турбины.

В новой схеме предполагается, что сначала давление повышается до номинального значения 25 МПа, после чего сверхкритический пар, аналогичный перегретому пару, направляется на турбину через основной паропровод. При этом главный циркуляционный насос поддерживает требуемую скорость теплоносителя в контуре. Уровень воды в компенсаторе контролируется для поддержания стабильного давления путём открытия регулирующего клапана и сброса воды в конденсатор. Направление движения теплоносителя на разных этапах разогрева показано на рис. 8.

Перед повышением мощности реактора система подпитки, деминерализатор и фильтр выполняют функцию очистки конденсата. Причём система подпитки реактора используется

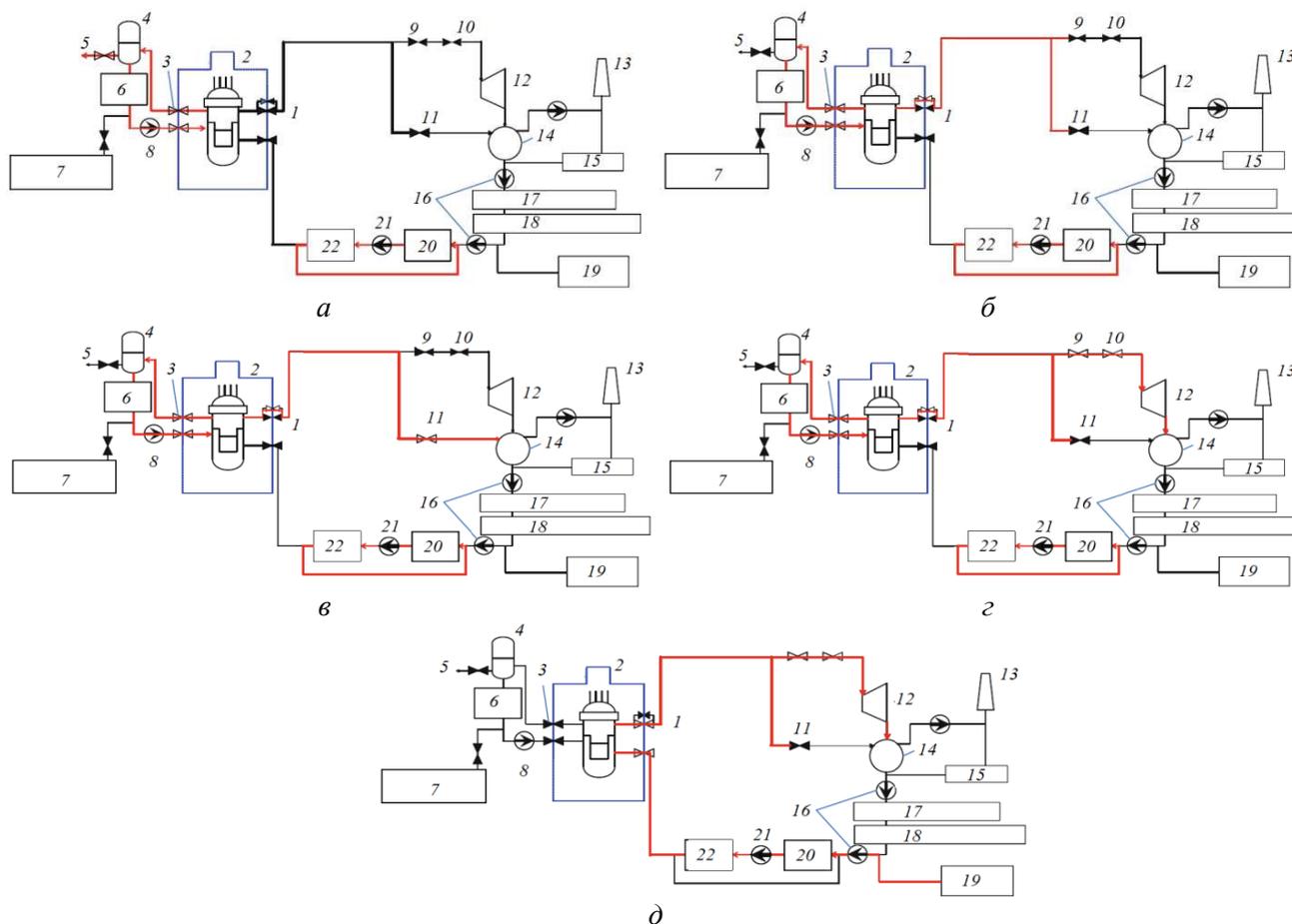


Рис. 8. Движение теплоносителя на различных этапах: *а* — повышения давления и прогрева системы питательной воды; *б* — прогрева линии паропроводов; *в* — прогрева линии байпаса; *г* — прогрева турбины; *д* — переключения на основной контур; 1 — главный отсечной клапан паропровода; 2 — контеймент; 3 — задвижка; 4 — компенсатор; 5 — система контроля уровня воды; 6 — система охлаждения; 7 — система подпитки реактора при пуске; 8 — циркуляционный насос; 9 — основной стопорный клапан турбины; 10 — регулировочный клапан турбины; 11 — байпасный клапан турбины; 12 — турбина; 13 — градирня; 14 — конденсатор; 15 — воздушный эжектор; 16 — конденсационные насосы; 17 — деминерализатор; 18 — фильтр; 19 — бак хранения конденсата; 20 — подогреватели низкого давления; 21 — главные циркуляционные насосы; 22 — подогреватели высокого давления

только на этапе разогрева, в то время как теплоноситель проходит очистку через деминерализатор и фильтр постоянно во время движения по основному контуру. Система рециркуляции, включая компенсатор, первоначально полностью заполнена водой. Уровень воды поддерживается путём сброса избытка воды в конденсатор.

Повышение мощности и нагрева питательной воды происходит при постепенном извлечении управляющих стержней таким образом, чтобы рост температуры шёл со скоростью не более 55 °С/ч. В то же время запускаются главные циркуляционные насосы, за счёт чего вода начинает циркулировать в контуре для подогрева всей системы питательной воды. Эта процедура необходима для исключения теплового удара по материалам входных патрубков

корпуса реактора при переключении движения теплоносителя с контура рециркуляции на основной контур.

Когда температура теплоносителя достигает 80 °С, реактор временно поддерживается при подкритическом давлении. Главные запорные и байпасные клапаны турбины находятся в открытом положении. В конденсаторах поддерживается вакуум, а реактор деаэрируется. Цель этой процедуры — избежать коррозии внутренних частей и трубопроводов реактора.

После деаэрации повышение мощности возобновляется. Когда температура теплоносителя достигает 280 °С, подключается теплообменник. Мощность реактора поддерживается постоянной до тех пор, пока не будет достигнуто устойчивое состояние. После этого продолжается набор мощности при сохранении тем-

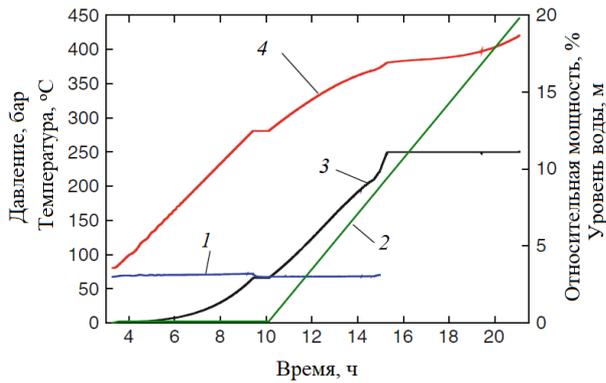


Рис. 9. Результаты расчёта начала процедуры пуска после этапа деаэрации: 1 — уровень воды в компенсаторе; 2 — мощность реактора; 3 — давление в компенсаторе; 4 — температура пара в конденсаторе

пературы на входе насоса (280 °C) за счёт работы теплообменника. Когда давление приближается к критической точке (22,1 МПа), физические свойства насыщенной воды и пара становятся ближе друг к другу и, следовательно, становится трудно контролировать уровень воды в конденсаторе, поэтому регулирующий клапан конденсатора закрывается. Этапы повышения давления и переключения линий были промоделированы японскими специалистами. Результаты их расчётов представлены на рис. 9.

При выходе на номинальное значение давления 25 МПа происходит переключение с контура рециркуляции на режим циркуляции по основному контуру. Сначала открываются клапаны, расположенные параллельно запорным клапанам турбины, для прогрева паропровода.

Затем открываются байпасные клапаны для прогрева байпасной линии турбины. С этого момента давление в системе регулируется байпасными клапанами, мощность реактора продолжает увеличиваться. Когда температура пара становится достаточно высокой для прогрева турбины, открываются главные запорные и регулирующие клапаны, после чего подключаются подогреватели высокого и низкого давления. Контур рециркуляции изолируется от реактора, поэтому вместо циркуляционного насоса расход теплоносителя в активной зоне поддерживается насосом системы аварийной питательной воды. После достижения номинальных значений температуры на входе и выходе из реактора происходит полное переключение на основной контур.

Системы и алгоритм пуска китайского проекта Chinese Supercritical water Cooled Reactor

Для китайского проекта Chinese Supercritical water cooled Reactor (CSR1000) также были выполнены соответствующие предварительные численные анализы изменений теплогидравлических параметров при пуске со скользящим давлением [12—14]. На рис. 10 представлена схема системы управления пуском соответствующей ЯЭУ.

Процедура пуска по аналогии с японским проектом была поделена на четыре фазы. В рамках первой фазы происходит повышение температуры питательной воды. За счёт систе-

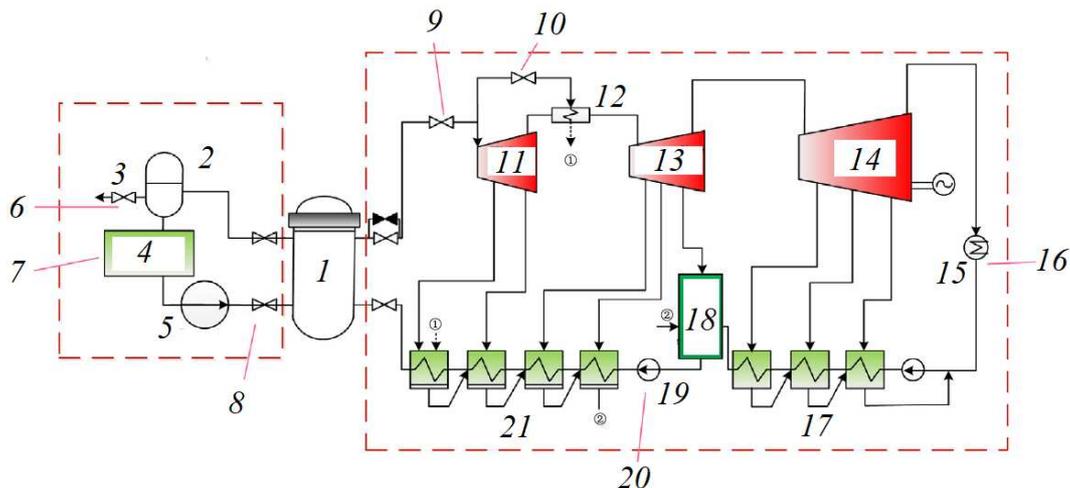


Рис. 10. Схема системы управления для пуска реактора CSR1000: 1 — реактор; 2 — бак; 3 — задвижка; 4 — теплообменник; 5 — насос; 6 — система контроля уровня; 7, 10, 16 — система контроля температуры; 8, 20 — система контроля массового расхода; 9 — система контроля давления; 11 — ступень высокого давления; 12 — промежуточный подогреватель; 13 — ступень среднего давления; 14 — ступень низкого давления; 15 — конденсатор; 17 — регенеративные подогреватели низкого давления; 18 — деаэратор; 19 — насос питательной воды; 21 — регенеративные подогреватели высокого давления

мы контроля уровня воды в баке уровень воды поддерживается на выбранном уровне 3 м, чтобы обеспечить плавное повышение давления в циркуляционном контуре. Температура питательной воды составляет не менее 280 °С, давление при этом увеличивается за счёт увеличения мощности с фиксированным расходом теплоносителя (25% от номинального значения).

На второй фазе “Повышение давления” система регулирования уровня воды в баке прекращает свою работу при давлении выше 20 МПа, но по сравнению с первой фазой работает теплообменник, поддерживая постоянную температуру питательной воды на входе в активную зону. Мощность реактора при этом линейно увеличивается.

На третьей фазе происходит переключение с линии рециркуляции на основной контур при достижении сверхкритического давления 25 МПа. Данный этап завершается при достижении мощности 26%.

На четвёртой завершающей фазе “Повышение мощности” температура теплоносителя на выходе из активной зоны поддерживается на уровне 500 °С при плавном повышении мощности реактора.

Так как проект CSR1000 предполагает использование теплового спектра нейтронов в активной зоне, то в каждой ТВС предусмотрено наличие полостей квадратной формы, в которых находится водяной теплоноситель, выступающий в качестве замедлителя. Данная особенность приводит к тому, что в процессе пуска в полостях происходит смена направления движения, что сказывается на поведении нейтронного поля и введённой реактивности. По этой причине требуется более детальный расчёт с использованием нейтронно-физических модулей.

Разработка пускового режима ВВЭР-СКД

На основе изучения различных вариантов схем и алгоритмов пуск одноконтурной ЯЭУ ВВЭР-СКД предлагается осуществлять при постоянном давлении, поскольку алгоритм пуска в таких условиях более простой и не требует перестройки большого количества уставок систем безопасности в ходе повышения давления теплоносителя.

В двухзаходной активной зоне возникает ограничение на минимальный расход теплоносителя через активную зону, связанное со стагнацией и опрокидыванием циркуляции в ТВС за счёт сил плавучести. Для оценки минималь-

ного расхода теплоносителя для различных уровней мощности ВВЭР-СКД расчёты выполнялись по программам КОРСАР [15] и ТЕМПА-СК [16].

По программе КОРСАР опускная часть активной зоны представлялась в виде трёх каналов, которые моделировали соответственно одну наиболее теплонапряжённую ТВС с коэффициентом неравномерности энерговыделения в ТВС $K_q = 1,4$ (“горячая”), одну наименее теплонапряжённую ТВС с $K_q = 0,4$ (“холодная”) и остальные 118 ТВС с $K_q = 1,0$ со средним энерговыделением. Подъёмная часть описывалась одним каналом, моделирующим одновременно все 121 ТВС со средним значением энерговыделения $K_q = 1,0$.

На рис. 11 и 12 показаны схема ВВЭР-СКД с двухзаходной активной зоной и соответствующая ей нодализационная схема. Гидравлическая часть ТВС моделировалась элементами типа “Канал” СН, которые разбивались на 12 расчётных ячеек по высоте. Нагрев от твэлов моделировался элементами “Теплопроводящая конструкция” НСS и “Заданное энерговыделение” Q.QHCS_T. Расход теплоносителя через активную зону задавался с помощью элемента “Заданный источник массы” SMASS_T. Поддержание заданного давления на выходе из активной зоны осуществлялось с помощью элемента “Заданная граничная ячейка” BVOL_T.

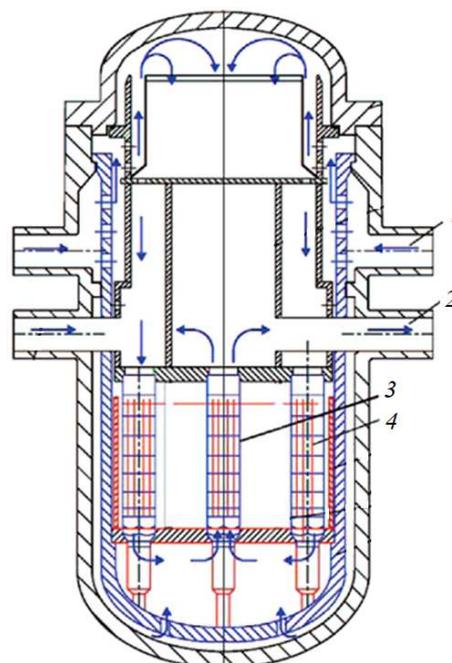


Рис. 11. Реактор ВВЭР-СКД с двухзаходной активной зоной: 1 — входной патрубок; 2 — выходной патрубок; 3 — тепловыделяющая сборка подъёмного участка; 4 — тепловыделяющая сборка опускного участка

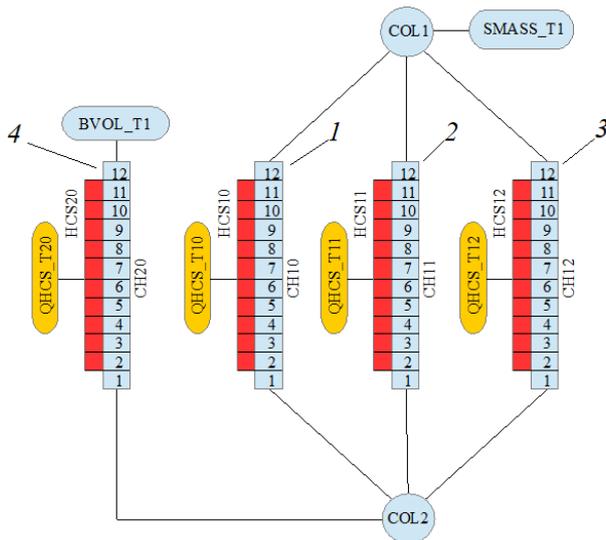


Рис. 12. Нодализационная схема двухзаходной активной зоны ВВЭР-СКД; 1 — одна ТВС опускного участка с $K_q = 1,4$; 2 — 118 ТВС опускного участка с $K_q = 1,0$; 3 — одна ТВС опускного участка с $K_q = 0,4$; 4 — 121 ТВС подъёмного участка с $K_q = 1,0$

Входная и промежуточная камеры реактора моделировались элементами типа “Коллектор” COL.

На основе описанной модели выполнялись расчёты с различными фиксированными значениями расхода теплоносителя на входе в реактор, варьируемыми в диапазоне от 5 до 50% от номинального значения. В ходе расчётов после повышения расхода до заданного уровня и некоторой выдержки для его стабилизации при отсутствии энерговыделения начинался постепенный подъём мощности до уровня, при котором терялась устойчивость течения теплоносителя в одном из каналов, моделирующих ТВС в опускной части активной зоны. При отсутствии дросселирования на входе в ТВС потеря устойчивости в первую очередь происходила бы в наиболее теплонапряжённом канале. В статье [17] изложены результаты, связанные с гидродинамической устойчивостью течения теплоносителя. Главный вывод статьи заключался в необходимости гидравлического профилирования подъёмного и опускного участков активной зоны как для начала, так и для конца топливной кампании, т.е. в ходе протекания кампании требуется регулировать расход через каждую ТВС с целью устранения аperiodической неустойчивости и выравнивания подогрева по ТВС. По этой причине для упрощения предварительного анализа в качестве критерия начала потери устойчивости течения теплоносителя было выбрано повышение температуры теплоносителя на выходе из любого канала опускной

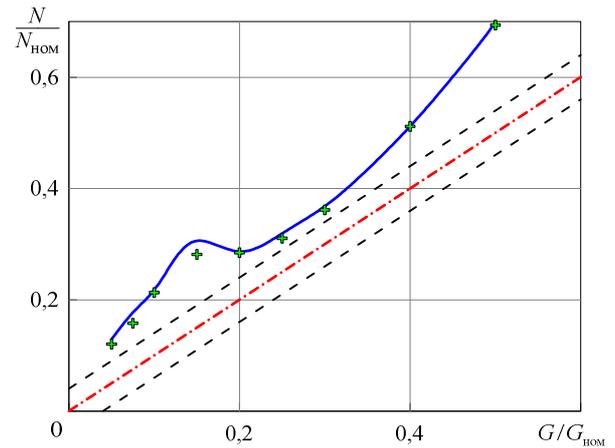


Рис. 13. Зависимости мощности активной зоны от расхода теплоносителя: — — расчётная зависимость, при которой происходит потеря устойчивости (скорость роста мощности 50% в час); + — расчётная зависимость, при которой происходит потеря устойчивости (скорость роста мощности 25% в час); - - - — проектная зависимость, при которой обеспечивается проектная температура на выходе; - - - — возможные 4% отклонения мощности

части активной зоны до 600 °С. В дальнейшем при согласовании конкретных решений по конструкции ТВС будет необходимо выполнить детальный анализ с моделированием всей активной зоны реактора.

Результаты расчётов обобщены на рис. 13. Сплошной линией показана зависимость мощности, при которой происходит потеря устойчивости течения теплоносителя в одном из каналов опускной части активной зоны. В области ниже этой кривой обеспечивается устойчивое течение. Штрихпунктирной линией показана проектная зависимость мощности от расхода теплоносителя, при которой обеспечивается проектная температура на выходе из активной зоны. Пунктирными линиями показаны возможные отклонения мощности от проектных значений в пределах 4%. Из представленного рисунка видно, что весь рабочий диапазон сочетаний мощности и расхода теплоносителя лежит в зоне устойчивого течения.

Граница устойчивости течения теплоносителя на рис. 13 получена при достаточно большой скорости повышения мощности — 50% от номинального значения мощности ($N_{ном}$) в час, что сделано для сокращения времени счёта. Для проверки влияния скорости повышения мощности на границу устойчивости были проведены расчёты с более медленным изменением мощности — 25% от $N_{ном}$ в час, результаты которых показаны на рис. 13 (+). Видно, что влияние скорости повышения мощности в рас-

смотренных условиях незначительное. Из поведения расчётной зависимости (—) видно, что наибольший запас до потери устойчивости наблюдается при относительном расходе около 15%, но и при мощности 10% запас выше, чем при других значениях. Поэтому для сокращения массогабаритных и стоимостных характеристик пускового контура предлагается ограничить его максимальную мощность значением 12% (2% приняты в качестве запаса производительности). Таким образом, после достижения мощности активной зоны 10% предполагается начать процедуру пуска турбины, после чего продолжится дальнейшее повышение мощности активной зоны с синхронным увеличением расхода пара на турбину и расхода питательной воды на входе в реактор.

Для подтверждения устойчивости течения теплоносителя на всех этапах повышения мощности активной зоны был выполнен расчёт активной зоны при пуске как на этапе использования пускового контура, так и на этапе использования турбины. Для сокращения времени счёта скорость повышения мощности составляла 50% от $N_{ном}$ в час. На рис. 14 показано заданное изменение расхода теплоносителя через реактор и мощности активной зоны. На первом этапе (с 0 по 900-ю с) при постоянном расходе через реактор 10% от номинального происходит повышение мощности до 10%. На втором этапе (с 900-й по 1100-ю с), сокращённом по времени в расчёте по сравнению с реальным переключением реактора на турбину, происходит переключение циркуляции с пускового контура на турбину, при этом расход теплоносителя и мощность активной зоны не меняются. На третьем этапе (с 1100-й по 7600-ю с) проис-

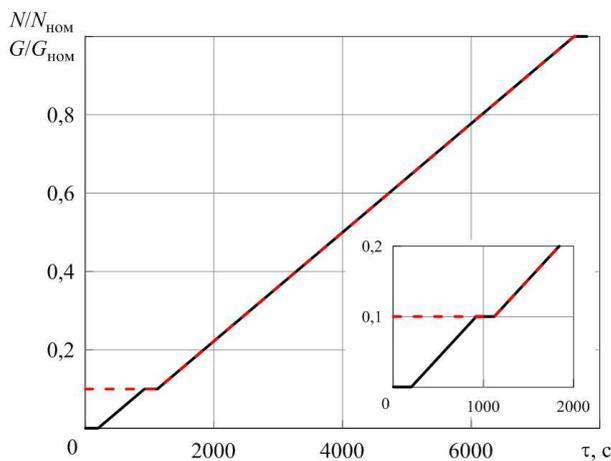


Рис. 14. Изменение во времени относительного расхода теплоносителя на входе в реактор и относительной мощности активной зоны: — — относительная мощность; - - - — относительный расход

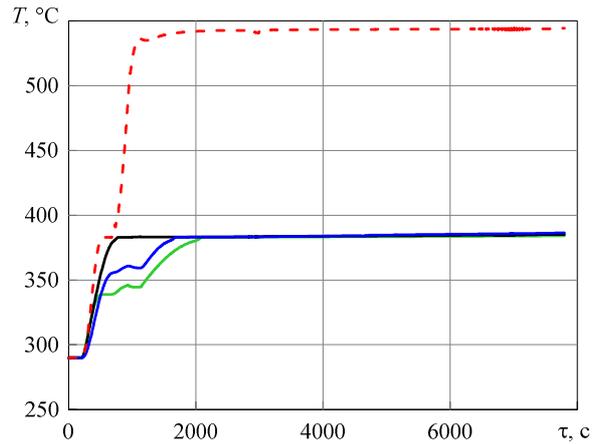


Рис. 15. Изменение во времени температуры теплоносителя на выходе из различных каналов активной зоны: - - - — ТВС подъёмного участка; — — ТВС с $K_q = 0,4$ опускного участка; — — ТВС с $K_q = 1,0$ опускного участка; — — ТВС с $K_q = 1,4$ опускного участка

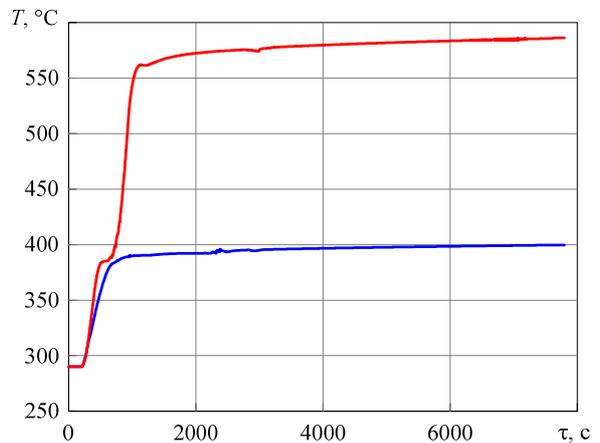


Рис. 16. Изменение во времени максимальной температуры оболочек твэлов в различных частях активной зоны: — — подъёмный участок; — — опускной участок

ходит синхронное повышение расхода теплоносителя и мощности активной зоны.

Из рис. 15 и 16 видно, что и температура теплоносителя, и температура оболочек твэлов на третьем этапе практически не меняются, сохраняя проектные значения. Тем самым подтверждается устойчивый процесс пуска энергоблока по предложенному алгоритму. Стоит подчеркнуть, что на дальнейшей стадии проектирования данные расчёты должны быть уточнены.

Анализ теплогидравлической устойчивости течения теплоносителя в ТВС

Помимо межканальной неустойчивости течения теплоносителя в опускной части активной зоны, исследованной с помощью програм-

мы КОРСАР, могут возникнуть стагнация и разворот течения теплоносителя внутри ТВС. Для исследования этого типа неустойчивости использовалась вычислительная программа ТЕМПА-СК, в которой рассчитывался сектор симметрии в виде 1/12 ТВС опускной части активной зоны ВВЭР-СКД в поячковом приближении. Сектор симметрии разбивался на центральные, периферийные и угловые ячейки, а также ячейки у направляющего канала. В целом при формировании расчётной модели сектор разбивался по высоте на 60 слоёв, а в поперечном сечении — на 51 расчётную ячейку. Для каждой элементарной ячейки в соответствии с рассматриваемой конфигурацией задавались площадь поперечного сечения, смоченный периметр, обогреваемый периметр, гидравлический диаметр. Для ячеек связи также рассчитывались поперечный размер, ширина зазора и площадь поперечного сечения. При наличии дистанционирующей решётки для каждой ячейки рассчитывался коэффициент гидравлического сопротивления в соответствии с изменением площади проходного сечения по соотношениям как для сужения проходного сечения круглого канала. Более подробное описание расчётной схемы представлено в [18]. На рис. 17 изображено поперечное сечение расчётной модели с нумерацией твэлов и ячеек.

Был выполнен расчёт для ТВС опускного участка активной зоны, в котором 78 (в сумме на всю ТВС) центральных твэлов имели относительную мощность $K_k = 1,1$, а остальные твэлы имели $K_k = 0,96$. Для рассматриваемого сектора симметрии на рис. 17 повышенная мощность была задана для твэлов 1—4, 9—12, 17, 18. В расчёте в первые 5 с задавался расход теплоносителя через ТВС, составляющий 10% от номинального, путём линейного повышения относительного значения расхода теплоносителя с нуля до единицы. Начиная с 10-й с, в течение 50 с относительная мощность повышалась до 10% от полной номинальной мощности. За-

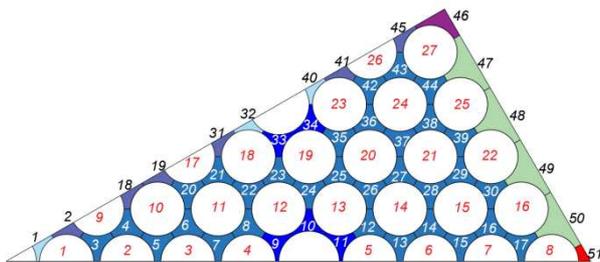


Рис. 17. Разбиение на ячейки расчётной модели 1/12 части ТВС (красным цветом обозначены номера твэлов, белым и чёрным цветом — номера ячеек)

тем в течение 50 с поддерживались полученные значения мощности и расхода теплоносителя через ТВС.

На рис. 18 показан график изменения относительной мощности ТВС и расхода теплоносителя через неё по времени. На рис. 19 показано распределение температуры по сечению сектора на выходе из ТВС. На рис. 20 и 21 представлено распределение по выходному сечению ТВС (низ активной зоны) температуры и

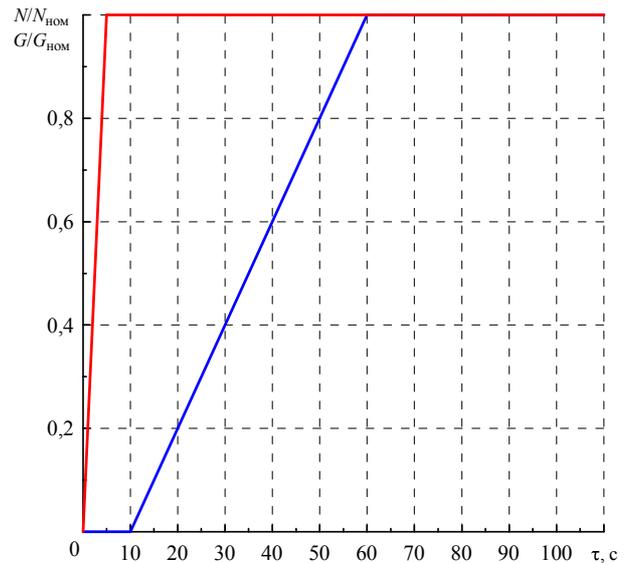


Рис. 18. Изменение во времени относительного расхода теплоносителя и относительной мощности в ТВС: — относительная мощность; — относительный расход

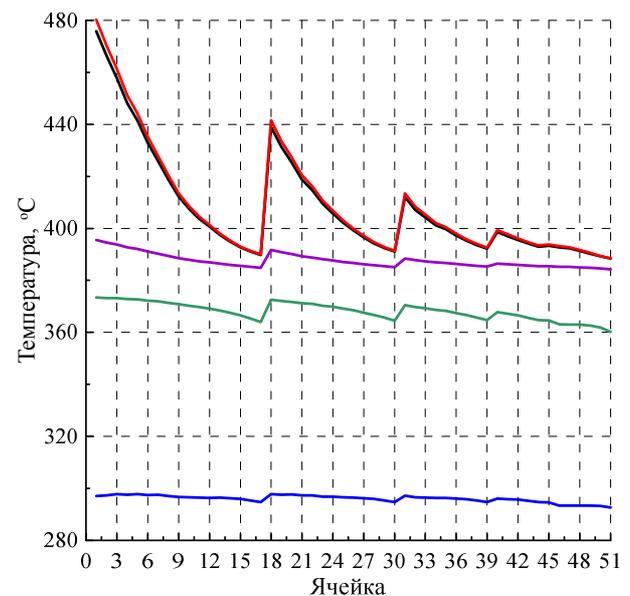


Рис. 19. Распределение температуры теплоносителя по элементарным расчётным ячейкам на выходе по сечению ТВС в различные моменты времени: — 20 с; — 40 с; — 60 с; — 80 с; — 100 с

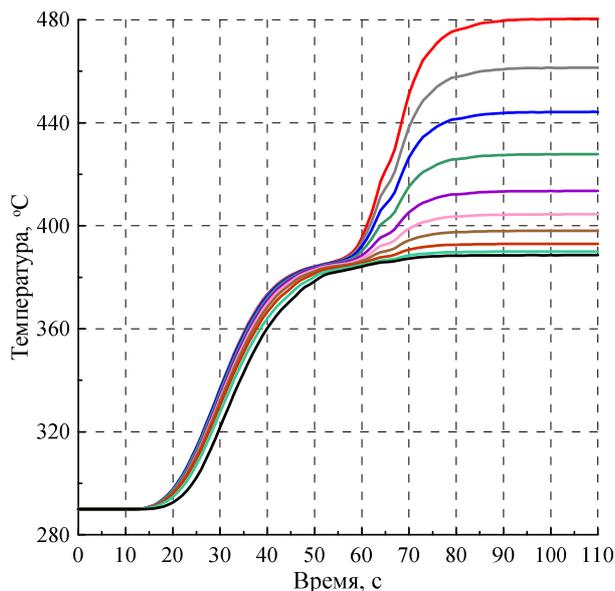


Рис. 20. Изменение во времени температуры теплоносителя на выходе из расчётных ячеек: — ячейка № 1; — ячейка № 3; — ячейка № 5; — ячейка № 7; — ячейка № 9; — ячейка № 11; — ячейка № 13; — ячейка № 15; — ячейка № 17; — ячейка № 51

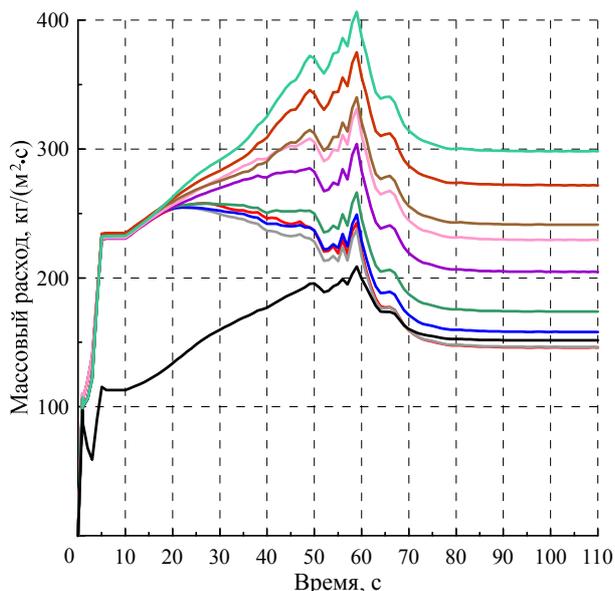


Рис. 21. Изменение во времени массовой скорости теплоносителя на выходе из расчётных ячеек: — ячейка № 1; — ячейка № 3; — ячейка № 5; — ячейка № 7; — ячейка № 9; — ячейка № 11; — ячейка № 13; — ячейка № 15; — ячейка № 17; — ячейка № 51

массовой скорости теплоносителя по времени. В целом из представленных графиков с результатами расчётов видно, что течение теплоносителя устойчиво при выходе на стационарный режим.

Схема пускового контура ВВЭР-СКД

Исходя из полученных результатов, для ВВЭР-СКД предлагается использовать специальный пусковой контур, представленный на рис. 22, который работает от “холодного” состояния до уровня 10% от полной номинальной мощности, причём расход теплоносителя через реактор также составляет 10% от номинального.

Скорость разогрева должна быть выбрана исходя из конкретных конструкторских решений в ходе дальнейшего проектирования. Давление теплоносителя в реакторе и контуре циркуляции на уровне 25 МПа создаётся газом (азотом) в компенсаторе давления пускового контура. По мере разогрева реактора давление поддерживается сбросом избытка теплоносителя в систему продувки. Отдельно должны быть проработаны вопросы систем контроля измерения уровня в компенсаторе давления.

От “холодного” состояния до температуры 280 °C активная зона находится в подкритическом состоянии, а разогрев осуществляется за счёт энерговыделения от вспомогательного циркуляционного насоса и специального электрообогревателя пускового контура. При достижении указанной температуры реактор переводится на минимально контролируемый уровень мощности. После проведения необходимых проверок начинается повышение мощности до 10% от номинальной до тех пор, пока температура среды на выходе из реактора не достигнет 540 °C. На этом этапе охлаждение теплоносителя на всас вспомогательного циркуляционного насоса до 280 °C происходит за счёт вспомогательного теплообменника. Электрообогреватель на этапе повышения мощности активной зоны не работает. После достижения температуры теплоносителя 540 °C происходит подключение турбины и всего паротурбинного контура, а также отключение пусковой петли. Детальный алгоритм этой процедуры следует разрабатывать совместно с генеральным проектировщиком АЭС.

Заключение

Режимы пуска как при постоянном, так и при скользящем давлении основываются на опыте эксплуатации теплоэлектростанций на органическом топливе. В зарубежных проектах ЯЭУ с водой сверхкритического давления прорабатываются различные варианты с постоянным и скользящим давлением.

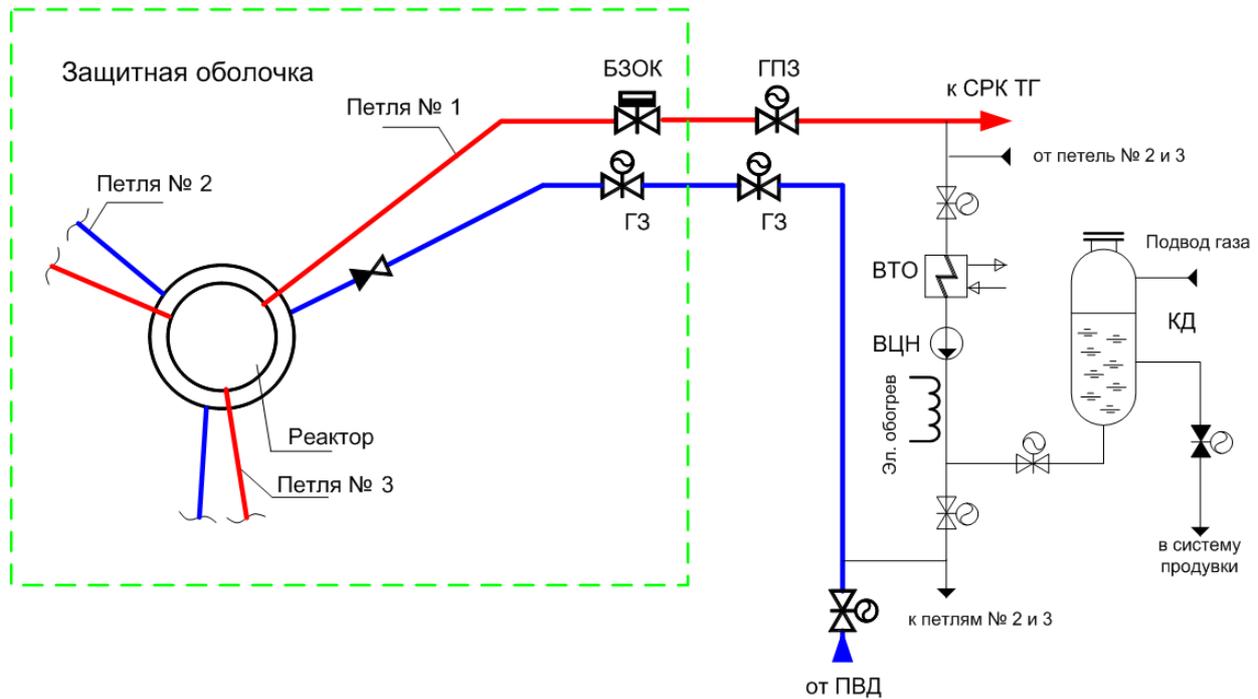


Рис. 22. Предлагаемая схема пускового контура ВВЭР-СКД: БЗОК — быстродействующий запорный отсечной клапан; ВТО — вспомогательный теплообменник; ВЦН — вспомогательный циркуляционный насос; ГЗ — главная задвижка; ГПЗ — главная паровая задвижка; КД — компенсатор давления; ПВД — подогреватель высокого давления; СРК ТГ — стопорно-регулирующий клапан турбогенератора

Для одноконтурной ЯЭУ ВВЭР-СКД предлагается использовать пуск с постоянным давлением, поскольку этот способ является более простым и не требует изменения уставок срабатывания систем безопасности по давлению в ходе повышения мощности. Предложена схема пускового контура, который функционирует до подключения турбины.

Для выбора основных характеристик пускового режима и его обоснования выполнены расчётные исследования с использованием программ КОРСАР и ТЕМПА-СК, которые подтвердили устойчивость течения теплоносителя в режимах нормальной эксплуатации в периферийной части двухзаходной активной зоны ВВЭР-СКД с опускным движением теплоносителя.

По результатам расчётов выбран расход пускового контура, который составляет 10% от номинального расхода через реактор. При достижении мощности реактора 10% от номинальной температура теплоносителя на выходе из реактора достигнет проектного значения 540 °С. После этого должны произойти подключение турбины и отключение пускового контура с последующим синхронным повышением расхода питательной воды и мощности реактора.

В целях уменьшения необходимого оборудования для пуска ЯЭУ можно рассмотреть возможность использования в качестве пускового контура систему аварийного охлаждения активной зоны, которая в таком случае должна быть спроектирована с учётом дополнительных функций. Кроме того, по примеру европейских и японских проектов ЯЭУ можно применять штатное оборудование паротурбинного контура энергоблоков (например, конденсатор турбины вместо вспомогательного теплообменника).

Окончательная схема, алгоритм и конструкция системы пуска ЯЭУ ВВЭР-СКД должны быть уточнены на последующих этапах проектирования совместно с генеральным проектировщиком АЭС.

Статья подготовлена при финансовой поддержке АО «Концерн Росэнергоатом».

Список литературы

1. Алексеев П.Н., Ковалишин А.А., Седов А.А., Андрианова Е.А., Бландинский В.Ю., Колесов В.В., Котов Я.А., Невиница В.А., Пустовалов С.Б., Симонов С.С., Субботин С.А., Фомиченко П.А., Фонарёв Б.И., Чистов А.С., Шмелёв А.Н. Развитие технологии ВВЭР на базе энергетических реакторов с легководным теплоносителем сверхкритических параметров. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2023, вып. 1, с. 48—63.

2. *Седов А.А., Бландинский В.Ю., Котов Я.А., Кузенкова Д.С., Лапин А.С., Невиница В.А., Пустовалов С.Б., Степанов А.С., Субботин С.А., Фомиченко П.А., Фонарев Б.И., Фролов А.А.* Концепция ядерной энергетической установки на базе многоцелевого тестового исследовательского реактора малой мощности с легководным теплоносителем сверхкритических параметров. — Теплоэнергетика, 2023, вып. 5, с. 5—22.
3. *Седов А.А., Пустовалов С.Б., Котов Я.А., Лапин А.С., Невиница В.А., Субботин С.А., Фомиченко П.А.* Развитие легководной технологии на базе энергетических реакторов ВВЭР-СКД. — ВАНТ. Сер. Ядерно-реакторные константы, 2024, вып. 2, с. 158—175.
4. *Калякин С.Г., Кириллов П.Л., Баранаев Ю.Д., Глебов А.П., Богословская Г.П., Никитенко М.П., Махин В.М., Чуркин А.Н.* Перспективы разработки инновационного водоохлаждаемого ядерного реактора со сверхкритическими параметрами теплоносителя. — Теплоэнергетика, 2014, № 8, с. 13—19.
5. *Oka Y., Koshizuka S., Ishiwatari Y., Yamaji A.* Super Light Water Reactors and Super Fast Reactors. — Berlin: Springer, 2010. 1118 p.
6. *Schulenberg T., Starflinger J.* High Performance Light Water Reactor Design and Analyses. — KIT Scientific Publishing, 2012. 251 p.
7. *Tang Q., Caia J.* Various startup system designs of HPLWR and their thermal analysis. — Nuclear Engineering and Design, 2013, vol. 265, p. 791—800.
8. *Nakatsuka T., Oka Y., Koshizuka S.* Startup Thermal Considerations for Supercritical-Pressure Light Water-Cooled Reactors. — Nuclear Technology, 2001, vol. 134(3), p. 221—230.
9. *Yi T.T., Ishiwatari Y., Koshizuka S., Oka Y.* Startup Thermal Analysis of a High-Temperature Supercritical-Pressure Light Water Reactor. — J. of Nuclear Science and Technology, 2004, vol. 41(8), p. 790—801.
10. *Yi T.T., Ishiwatari Y., Liu J., Koshizuka S., Oka Y.* Thermal and Stability Considerations of Super LWR during Sliding Pressure Startup. — J. of Nuclear Science and Technology, 2005, vol. 42(6), p. 537—548.
11. *Sutanto, Oka Y.* Time dependent start-up thermal analysis of a Super Fast Reactor. — Nuclear Engineering and Design, 2013, vol. 263, p. 129—137.
12. *Yuan Y., Shan J., Wang L., Wang D., Zhang X.* Startup Thermal Analysis of a Supercritical-Pressure Light Water-Cooled Reactor CSR1000. — Frontiers in Energy Research, 2018, vol. 6(127); <http://dx.doi.org/10.3389/fenrg.2018.00127>.
13. *Yuan Y., Shan J., Wang L., Zhang X.* Control and thermal analysis for SCWR startup. — Annals of Nuclear Energy, 2019, vol. 134, p. 27—37.
14. *Wang L., Yuan Y., Shan J., Zhang X.* Study on thermal hydraulic characteristics under startup of SCWR. — Progress in Nuclear Energy, 2020, vol. 122, 103266.
15. *Мигров Ю.А., Волкова С.Н., Юдов Ю.В., Данилов И.Г., Кортаев В.Г., Кутьин В.В., Бондарчик Б.Р., Бенедиктов Д.В.* КОПСАР — теплогидравлический расчетный код нового поколения для обоснования безопасности АЭС с ВВЭР. — Теплоэнергетика, 2001, № 9, с. 36—43.
16. *Чуркин А.Н., Ягов П.В., Баисов А.М.* Расчет процессов тепломассопереноса в ТВС активной зоны реакторов с водой сверхкритического давления “ТЕМПА-СК”. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2022664566. Российская Федерация. Заявитель Акционерное общество “Ордена Трудового Красного Знамени и Ордена труда ЧССР опытное конструкторское бюро “ГИДРОПРЕСС”, 2022.
17. *Баисов А.М., Чуркин А.Н., Харитонов В.С., Кадырова К.Н.* Исследование гидродинамической устойчивости течения теплоносителя в двухзаходном варианте активной зоны ВВЭР-СКД с гидропрофилированием. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2023, вып. 5, с. 45—53.
18. *Баисов А.М., Чуркин А.Н., Харитонов В.С., Кадырова К.Н.* Анализ теплогидравлики различных вариантов конструкций тепловыделяющих сборок в двухзаходной активной зоне реакторной установки ВВЭР-СКД. — ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2024, вып. 4, с. 92—105.

Контактная информация —
 Баисов Ахмед Магомедович,
 инженер-конструктор I категории,
 тел.: 8(4967)65-26-68,
 e-mail: Baisov_AM@grpess.podolsk.ru

Вопросы атомной науки и техники.
 Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3,
 с. 76—90.

УДК 536.2

Моделирование охлаждения ядерной энергетической установки с помощью лунного реголита

*В.А. Кириш, А.В. Беклемишева, М.Г. Коломытова, Ю.Н. Кузнецов, В.Г. Саркисов,
В.Н. Беклемишев, С.Е. Стельмак, П.А. Александров,*

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 08.08.2025

После доработки — 08.10.2025

Принята к публикации 10.10.2025

Теоретически изучена возможность отвода тепла от второго контура ядерной энергетической установки (ЯЭУ) в лунный реголит, находящийся в кратерах на затенённой стороне Луны с начальной аномально низкой температурой, равной 73 К. Дан обзор теплофизических свойств реголита и выполнено численное моделирование теплопередачи в каналах с горячим флюидом при добавлении в поток взвеси гранул реголита и при контакте внешних стенок канала с гранульным слоем. Показано, что полярный реголит может быть дополнительно использован для охлаждения реакторной установки с одновременным получением воды.

Ключевые слова: ядерная энергетическая установка (ЯЭУ), полярный реголит, конвективный теплообмен.

Simulated Nuclear Power Facility Cooldown Using Lunar Regolith. *V.A. Kirsh, A.V. Beklemisheva, M.G. Kolomytova, Yu.N. Kuznetsov, V.G. Sarkisov, V.N. Beklemishev, S.E. Stelmak, P.A. Aleksandrov, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.*

This paper describes a theoretical study of possible heat transfer from the secondary circuit of a nuclear power facility into lunar regolith available at anomalously low initial temperature of 73 K in craters on the shadowed side of the Moon. The paper reviews thermophysical properties of the regolith and provides numerical simulation of heat transfer in channels that contain hot fluid when adding suspended regolith granules and when the outer channel walls come into contact with the granular layer. It is shown that polar regolith can be additionally used for reactor facility cooldown with simultaneous water production.

Key Words: nuclear power facility, polar regolith, convective heat exchange.

EDN: XGIARX

Введение

Наиболее перспективным источником энергии для освоения Луны является ядерный реактор. Проектированию лунной базы посвящено большое число работ (см., например, [1—3]). Рассматривались варианты реакторов с жидкометаллическим носителем и возможные схемы их охлаждения в условиях Луны. Например, двухконтурная схема охлаждения, при которой в первом контуре жидкий металл охлаждается за счёт передачи своего тепла пару, а во втором контуре пар охлаждается за счёт контакта с лунным грунтом (реголитом). Для охлаждения реактора всегда требуется большое количество воды. Даже если речь идёт не о водяных реакторах, а о реакторах с жидкометаллическим теплоносителем, для отвода тепла от второго контура потребуется пар [4].

Предположим, что энергоустановка находится вблизи полюса Луны. Растёт число доказательств того, что в постоянно затенённых и, следовательно, аномально холодных (-200 °С) полярных областях на Луне вода существует в виде льда. Это можно объяснить тем, что в ре-

зультате столкновения Луны с водосодержащими метеоритами и с кометным веществом (Луна оказывалась вблизи “хвостов” комет с высоким содержанием воды) испарившийся пар конденсировался в “холодных ловушках”. По данным спектроскопических исследований по рассеянию нейтронов в “холодных ловушках”, выполненных станцией Lunar Prospector [5], там может находиться примерно 5—30% воды. Эти же исследования указали на возможное наличие ограниченных почти чистых залежей водяного льда, погребённых под сухим реголитом толщиной до 40 см. При этом на северном полюсе Луны признаки воды выражены сильнее, чем на южном. Также сообщалось об обнаружении на Луне воды, заключённой в стеклянные сферулы, на основе анализа грунта, доставленного китайской миссией “Чаньэ-5” [6].

Схема предлагаемой ЯЭУ показана на рис. 1. Рассматривая теплофизическую схему охлаждения теплоносителя в интервале 100—423 К, отметим, что среднее значение удельной теплоёмкости реголита равно 652 Дж/кг, поэтому отношение массы пара и реголита приблизительно равно 0,3. Таким образом, можно

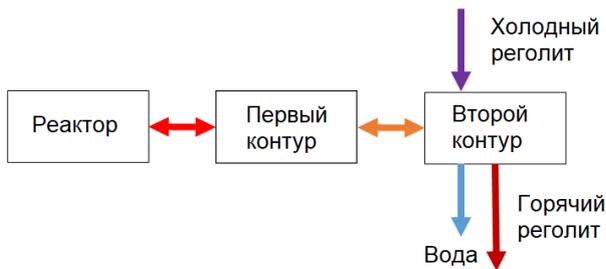


Рис. 1. Схема ЯЭУ

осуществить двухэтапный цикл — охлаждение теплоносителя за счёт нагревания и охлаждения пара за счёт нагревания реголита при примерно равных массах теплоносителя, пара и в три раза большем количестве реголита. При этом реголит является расходным материалом, а для пара требуется дополнительная система очистки. В связи с низкой теплопроводностью реголита его нагрев при передаче тепла будет осуществляться водяным паром, который будет образовываться контактно от теплоносителя второго контура, температуру которого нужно будет сделать достаточно высокой. Это возможно при использовании жидкого металла или расплавов солей. Смесь гранул реголита и льда поступает из камеры низкого давления. При контакте смеси с трубой, по которой течёт теплоноситель первого контура, вода испаряется, выделяется водяной пар, который и нагревает реголит. Далее пар конденсируется и возвращается в цикл, а сухая горячая гранулированная среда сбрасывается и в цикл поступает новая.

Отметим интересные предложения по охлаждению разных объектов в лунных условиях, изложенные в патентах [7, 8], в которых предлагалось использовать лунный грунт в качестве рабочей жидкости с нулевой гравитацией, а именно использовать пневматическое перемещение взвеси реголита через контур теплообменника с одновременным перемещением нагретого реголита в другое место, где тепло снимается и используется в качестве энергии. В патенте [8] предлагалось также использовать теплообменник, расположенный под слоем реголита, для отвода тепла в реголит.

Целью данной работы является проведение расчётов для обоснования возможности передачи избыточного тепла от работы ЯЭУ в условиях Луны в аномально холодный полярный реголит с побочным получением воды. Проблема получения энергии в космосе и на планетах стоит довольно давно и решается различными путями в зависимости от условий расположения источника энергии. При малом

потреблении энергии разработаны и используются изотопные источники, а на международной космической станции работают солнечные батареи общей мощностью 100 кВт. Этого оказывается достаточно для жизнеобеспечения космонавтов и работы небольшого количества научных приборов. Использование более мощного источника энергии затруднено из-за необходимости утилизации избыточного тепла, возникающего при работе такой установки. В космосе можно использовать высокотемпературные панели, передающие тепло в окружающее пространство за счёт излучения. Однако трудно обеспечить высокую надёжность всей системы при большой площади панелей с учётом возможного воздействия космического мусора и микрометеоритов.

В данной статье представлены расчёты с помощью методов вычислительной гидродинамики теплообмена в модельных системах, включающих каналы с потоком горячего флюида и изначально холодного реголита, расчёты нестационарного и стационарного течений флюида в трубах, окружённых изначально холодным реголитом, течения флюида через спрессованный слой реголита и движения взвеси частиц реголита в горячем конвективном потоке. Эти предварительные расчёты помогут выбрать оптимальные режимы охлаждения паров и жидких металлов с одновременным получением воды из реголита при его нагреве.

Теплофизические свойства лунного реголита

Поверхностный слой Луны — рыхлый лунный грунт (реголит) имеет переменную глубину — от нескольких сантиметров до нескольких метров. Он образован ударами микрометеоритов, которые при отсутствии атмосферы в течение миллиардов лет беспрепятственно бомбардировали лунную поверхность. Как отмечается в [9], первые данные о свойствах лунного грунта были получены по результатам дистанционных исследований с Земли оптического, теплового и радиоизлучений Луны. На основе этих исследований в [10] было сделано предположение, что “вещество во всём двадцатиметровом слое находится в одинаковом сильно пористом состоянии и, по-видимому, не может быть пылью”. Теплофизические свойства лунного реголита были далее исследованы в рамках автоматических и пилотируемых миссий. Лунный грунт исследовался in-situ и в лабораториях, и были предложены соответствующие эмпирические формулы для расчёта теп-

лофизических свойств лунного реголита. Также широко используются модельные составы, по мнению авторов адекватно описывающие лунный грунт. Основная часть реголита представляет собой мелкозернистую серую почву, состоящую из макрочастиц неправильной формы и более крупных агрегатов. Реголит — в сильной степени полидисперсная система. Размер реголитных частиц — от 10 до 300 мкм (преимущественно диаметром менее 60—80 мкм). Также присутствуют осколки породы размером до 5 см и сферические и эллипсоидальные частицы вулканического стекла.

Пористость и плотность реголита. По данным китайской миссии CE-3 [11] пористость лунного грунта в приповерхностном слое равна $\varepsilon = 74,5\%$, а его средняя плотность составляет $\rho = 0,85 \text{ г/см}^3$, при этом на глубине $z = 5 \text{ м}$ $\varepsilon = 32,3\%$ и $\rho = 2,25 \text{ г/см}^3$. По данным следующей экспедиции CE-4 плотность грунта в поверхностном слое при $z \approx 0 \text{ м}$ равна $\rho = 0,471 \text{ г/см}^3$, при $z = 0,3 \text{ м}$ плотность грунта равна $\rho = 0,824 \text{ г/см}^3$, а при $z = 5 \text{ м}$ — $\rho = 1,838 \text{ г/см}^3$ [12]. В [13] была предложена зависимость для плотности реголита $\rho \text{ (г/см}^3\text{)}$ от глубины его залегания $z \text{ (м)}$:

$$\rho = 1,8 - 0,5 \exp(-z/0,06). \quad (1)$$

В [14] была предложена зависимость вида $\rho = 1,92(100z + 12,2)/(100z + 18)$, (2)

а в [15] — следующая формула:

$$\rho = 1,39z^{0,056}. \quad (3)$$

Сравнение кривых, рассчитанных по этим формулам, показано на рис. 2.

Коэффициент теплопроводности и удельная теплоёмкость реголита. По данным

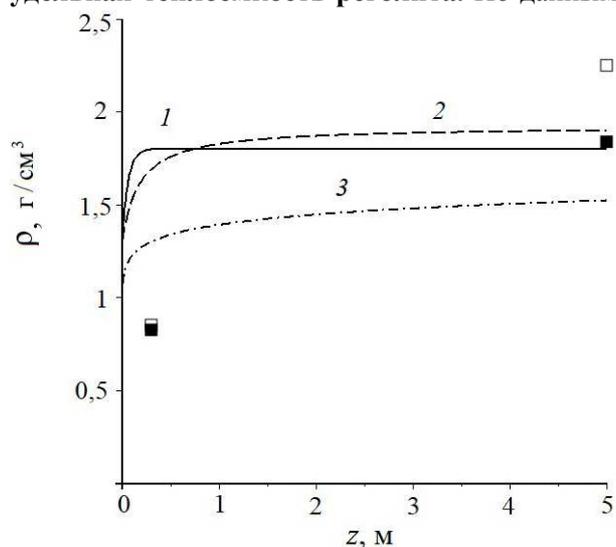


Рис. 2. Эмпирические зависимости плотности реголита от глубины залегания: 1 — расчёт по формуле (1); 2 — по формуле (2); 3 — по формуле (3); ■ — данные CE-4 [19]; □ — данные CE-3 [11]

американской экспедиции Apollo 15, 17 коэффициент теплопроводности реголита в слое вблизи поверхности составлял $k = (0,9—1,3)10^{-2} \text{ Вт/(м·К)}$, а по данным миссии Apollo 12 был равен $k = (1,2—1,6)10^{-2} \text{ Вт/(м·К)}$. Коэффициенты теплопроводности, измеренные миссией CE-4, были равны $k = (1,2—1,6)10^{-2} \text{ Вт/(м·К)}$ на $z = 0,3 \text{ м}$, и $k = 8,48 \cdot 10^{-2} \text{ Вт/(м·К)}$ на $z = 5 \text{ м}$. Таким образом установлено, что на глубине теплопроводность реголита в 10 раз выше, чем у поверхностного слоя. На глубине лунный грунт можно считать плотным квазинепрерывным слоем, так как полидисперсные слежавшиеся слои имеют малую пористость. Для коэффициента теплопроводности реголита $[\text{Вт/(м·К)}]$ предложен ряд корреляций (рис. 3). В [13] была предложена формула, учитывающая зависимость от глубины z :

$$k = k_d - (k_d - k_s) \exp(-z/0,06) + 2,7k_s(T/350)^3, \quad (4)$$

где $k_s = 6 \cdot 10^{-4}$; $k_d = 7 \cdot 10^{-3}$.

В [16] была построена следующая зависимость:

$$k = 1,15 \cdot 10^{-3} + 1,59 \cdot 10^{-11} T^3. \quad (5)$$

Данные k , измеренные миссией Apollo 12, были аппроксимированы в [17]:

$$k_{\text{эф}} = A + BT^3, \quad (6)$$

где $A = 9,22 \cdot 10^{-4}$, $B = 3,18 \cdot 10^{-11}$ ($\rho = 1,3 \text{ г/см}^3$); $A = 9,3 \cdot 10^{-3}$, $B = 1,58 \cdot 10^{-11}$ ($\rho = 1,8 \text{ г/см}^3$). Для лунного реголита из преимущественно базальтовых гранул в [18] была предложена следующая формула:

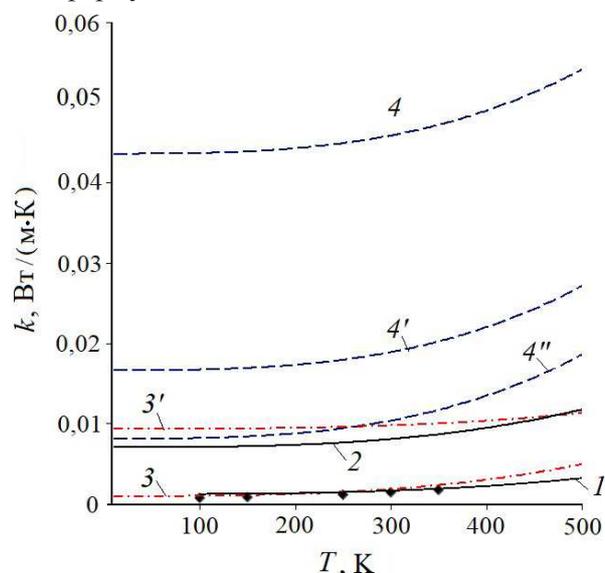


Рис. 3. Эмпирические зависимости коэффициента теплопроводности реголита (1—3) и модельного базальтового грунта (4) от температуры: 1 — по формуле (5); 2 — по формуле (4) при $z = 5 \text{ м}$; 3, 3' — по формуле (6) при $\rho = 1,3$ (3) и $1,8 \text{ г/см}^3$ (3'); 4 — по формуле (7) при $z = 5$ (4), $0,3 \text{ м}$ (4'); ♦ — измерения миссии Apollo 16

$$k_{эф} = 1,66 \cdot 10^{-2} z^{3/5} + 8,4 \cdot 10^{-11} T^3. \quad (7)$$

Для модельной системы JSC-1A из гранул базальта в [19] предложена зависимость

$$k = A + BT^3, \quad (8)$$

где $A = 9,15 \cdot 10^{-4}$, $B = 2,39 \cdot 10^{-11}$ ($\rho = 1,87$ г/см³).

Из рис. 3 следует, что коэффициент теплопроводности сильно увеличивается с увеличением глубины (на примере модельного грунта из базальтовых гранул).

Для расчёта удельной теплоёмкости реголита C_p [кДж/(кг·К)] (рис. 4) широко используется эмпирическая формула

$$C_p = C_0 + C_1 T + C_2 T^2 + C_3 T^3 + C_4 T^4, \quad (9)$$

где в [20] для интервала 90—350 К по измерениям в поверхностном слое реголита, проведённым экспедицией Apollo 16, были получены следующие коэффициенты:

$$\begin{aligned} C_0 &= -2,3173 \cdot 10^{-2}, C_1 = 2,1270 \cdot 10^{-3}, \\ C_2 &= 1,5009 \cdot 10^{-5}, C_3 = -7,3699 \cdot 10^{-8}, \\ C_4 &= 9,6552 \cdot 10^{-11}. \end{aligned} \quad (10)$$

В [21] были предложены коэффициенты

$$\begin{aligned} C_0 &= -3,6125, C_1 = 2,7431, C_2 = 2,3616 \cdot 10^{-3}, \\ C_3 &= -1,234 \cdot 10^{-5}, C_4 = 8,9093 \cdot 10^{-9}. \end{aligned} \quad (11)$$

По разным данным, в среднем на поверхности $C_p = 1,512$ кДж/(кг·К) при $\rho = 1,5$ г/см³. Для всего температурного интервала, включая экстремально низкие значения температуры (T), в [22] была получена следующая аппроксимационная формула:

$$\ln \left(\frac{C_p}{1 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}} \right) = \frac{p_1 x^3 + p_2 x^2 + p_3 x + p_4}{x^2 + q_1 x + q_2}, \quad (12)$$

$$x = \ln \left(\frac{T}{1 \text{ K}} \right),$$

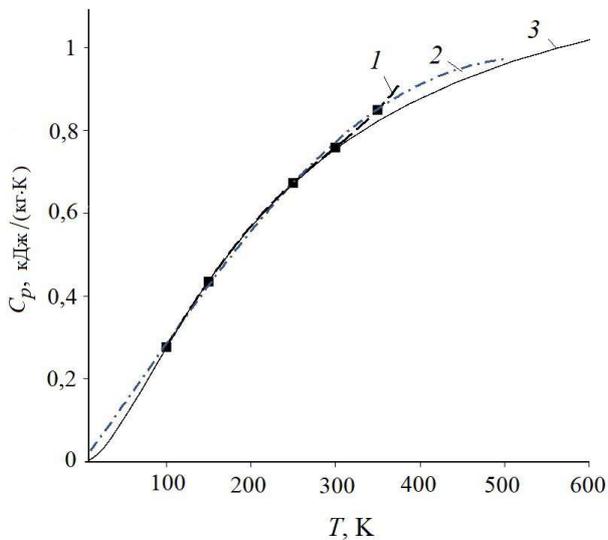


Рис. 4. Эмпирические зависимости удельной теплоёмкости лунного реголита от температуры: 1 — расчёт по формулам (9), (10); 2 — по формулам (9), (11); 3 — по формуле (12); ■ — данные Apollo 16

где

$$\begin{aligned} p_1 &= 3, p_2 = -54,4484, p_3 = 306,8465, \\ p_4 &= -376,5795, q_1 = -16,8077, q_2 = 87,3213. \end{aligned}$$

Распределение температуры при обтекании взвешенных и плотноупакованных гранул

Очевидно, что максимально эффективное охлаждение ЯЭУ реализуется в случае, когда лунный грунт находится в замкнутой камере и обтекается специально подаваемым воздухом или газом, или водяным паром, который образуется из-за таяния вкраплений льда, а не когда он находится в вакууме. Была численно решена модельная задача обтекания неподвижных гранул потоком вязкой несжимаемой жидкости (газа). Эта задача эквивалентна задаче о конвективной теплопередаче в объёме жидкости при движении с постоянной скоростью взвешенных гранул. Расчёты были выполнены с помощью методов вычислительной гидродинамики [23]. Расчётные ячейки, содержащие слои из десятков монодисперсных сферических гранул, как взвешенных в потоке (1), так и находящихся в контакте (плотные упаковки 2, неподвижный слой), показаны на рис. 5. Трёхмерное поле температуры с учётом стеснённости и неизотермичности потока определялось одновременно как вне гранул в потоке, так и внутри обтекаемых гранул. На входе в расчётные ячейки ставились условия постоянной скорости и температуры, на выходе — градиентные условия выравнивания потока, на гранях — условия симметрии, на поверхности обтекаемых гранул — условия прилипания для компонентов скорости и непрерывности температуры. Направление потока показано стрелкой на рис. 5.

Решались совместно уравнение Навье—Стокса, описывающее ламинарное течение вязкой несжимаемой жидкости (газа):

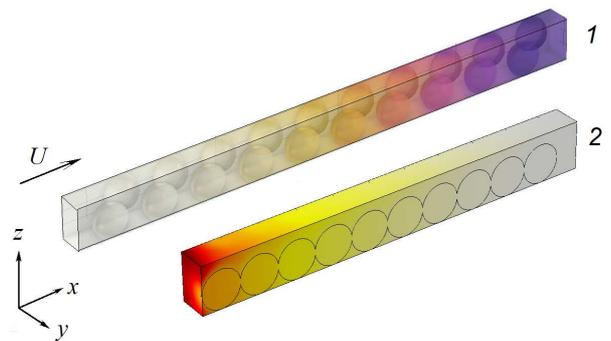


Рис. 5. Модельные 3D-упаковки гранул: 1 — гексагональная; 2 — плотноупакованная кубическая

$$\rho_f \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \nabla p = \mu \Delta \mathbf{u} - \rho_f (\mathbf{u} \nabla) \mathbf{u}, \quad \text{div } \mathbf{u} = 0, \quad (13)$$

и уравнение конвективной теплопроводности, описывающее распределение температуры в потоке:

$$\frac{\partial T}{\partial t} + \mathbf{u} \nabla T + (\rho_f C_p)^{-1} \nabla \mathbf{q} = 0, \quad (14)$$

где \mathbf{u} — вектор скорости флюида; p — давление; t — время; ρ_f и μ — плотность и динамическая вязкость жидкости соответственно; C_p — удельная теплоёмкость жидкости; $(\rho_f C_p)$ — эффективная объёмная теплоёмкость при постоянном давлении; $\mathbf{q} = -k_f \nabla T$ — тепловой поток; k_f — коэффициент теплопроводности жидкости.

Расчёты выполнены для потока воздуха или пара и макрогранул из реголита в предположении, что теплофизические свойства гранул приближенно могут быть описаны корреляциями для объёмного реголита, приведёнными ранее, также рассматривались кварцевые и базальтовые гранулы. Рассчитаны зависимости температуры от координаты и времени, скорости потока воздуха на входе в расчётную ячейку, плотности упаковки гранул.

На рис. 6 показано, как быстро нагревается слой гранул с кубической упаковкой при течении водяного пара и воздуха с разной скоростью. В рассмотренном примере начальная температура пара и кварцевых гранул 20°C , температура пара на входе 100°C . На рис. 7 даны зависимости $T(t)$ для гранул реголита. Начальная (внешняя) температура во всей ячейке $T_0 = T_{\text{out}} = -200^\circ\text{C}$, входная температура воздуха $T_{\text{in}} = 200^\circ\text{C}$. В этих примерах с небольшим числом гранул в ячейке их нагрев происходит достаточно быстро. В то же время нагрев протяжённого слоя из 100 слоёв базальтовых гранул с кубической упаковкой при

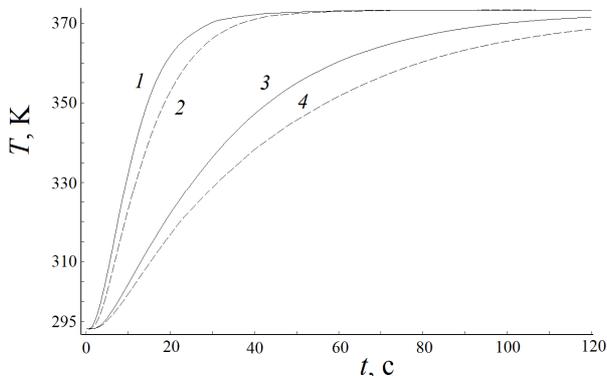


Рис. 6. Зависимость средней температуры на выходе из канала с модельным пористым слоем от времени: 1, 3 — водяной пар; 2, 4 — воздух; $U = 0,3$ м/с (1, 2), $0,5$ м/с (3, 4). Плотная кубическая упаковка кварцевых гранул с $2a = 0,5$ мм

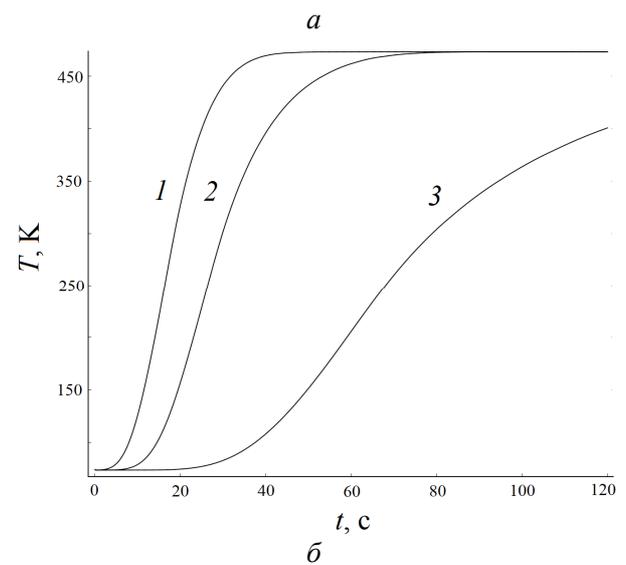
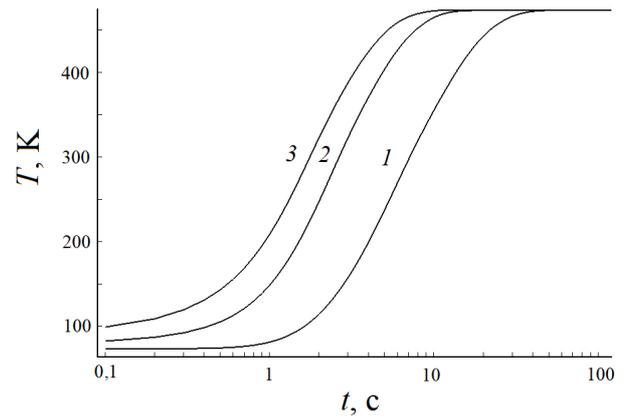


Рис. 7. Зависимость средней температуры на выходе из канала с модельным пористым слоем реголита от времени. Гексагональная упаковка взвешенных гранул 1 (а), плотная упаковка контактирующих гранул 2 (б): $U = 0,1$ (1), $0,3$ (2), $0,5$ м/с (3), $2a = 0,5$ мм

фильтрационном течении горячего воздуха идёт заметно дольше (рис. 8).

Далее была решена модельная задача о нестационарном теплообмене в неподвижном

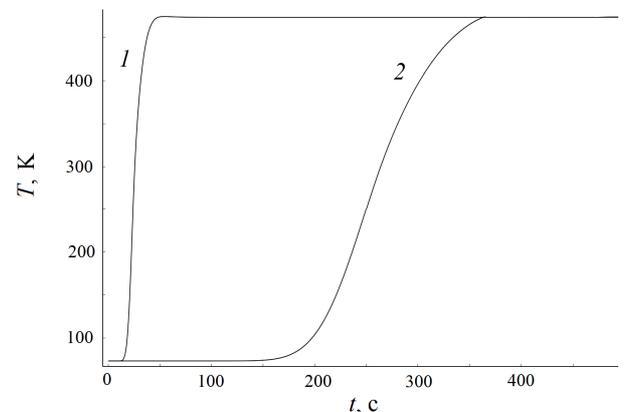


Рис. 8. Зависимость средней температуры воздуха от времени на выходе из кубической ячейки, содержащей 100 слоёв базальтовых гранул с кубической упаковкой: $U = 0,1$ м/с, $2a = 0,1$ мм (1), $0,5$ мм (2)

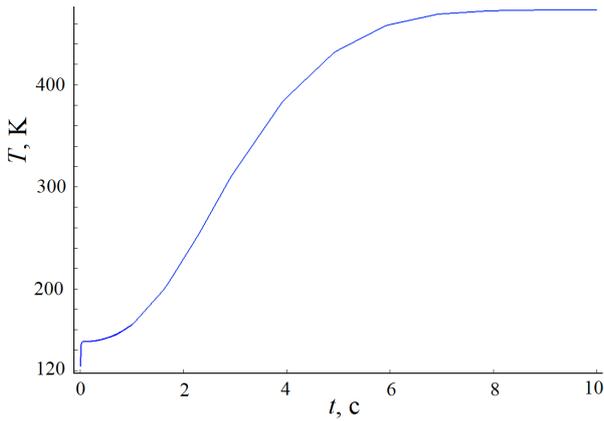


Рис. 9. Зависимость средней температуры базальтовой гранулы от времени, гексагональная упаковка (1, см. рис. 5), начальные температуры гранул и воздуха $-200\text{ }^{\circ}\text{C}$ и $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ соответственно, $2a = 0,5\text{ мм}$

объёме горячего флюида (воздуха), содержащем взвешенные неподвижные монодисперсные гранулы, в начальный момент времени имеющие низкую температуру. Рассматриваемая модель приближенно описывает процесс флюидизации, если предположить, что скорость потока на входе в ячейку равна скорости седиментации гранулы и гранулы находятся в левитирующем состоянии, а перемещения и столкновения частиц не учитываются. На рис. 9 показан пример расчётной зависимости средней температуры гранулы реголита от времени при внесении холодных гранул в неподвижный горячий воздух.

Наиболее важной в решении рассматриваемой проблемы охлаждения ЯЭУ является задача о распределении температуры в системе плотноупакованных гранул реголита (3) (рис. 10) с учётом их нагрева через металлическую стенку (2), отделяющую гранулы от потока горячего пара в канале (1), и с учётом теплового излучения с внешней поверхности боковой металлической стенки (4), граничащей с вакуумом. В качестве примера мы выбрали канал длиной 0,1 м со стенками толщиной 5 мм,

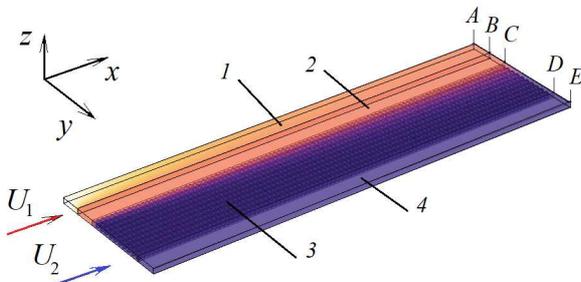
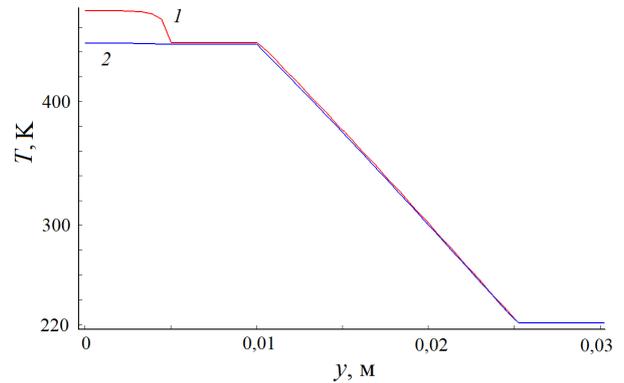


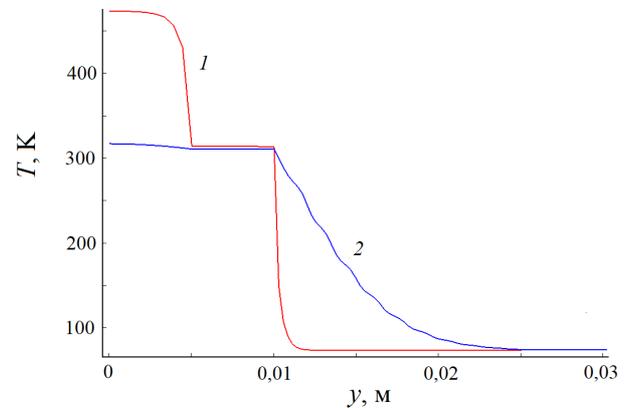
Рис. 10. Расчётная ячейка в задаче о теплообмене в системе канал с флюидом 1 и гранулированный слой 3 в воздухе (2 — внешняя стенка канала, 4 — внешняя стенка камеры, граничащая с вакуумом)

гранулами реголита диаметром 1 мм и высотой ячейки, равной диаметру гранулы $2a$. На входах и выходах каналов 1 и 3 ставились соответствующие условия, на правой грани стенки 4 — условие для теплового потока за счёт излучения $q \sim r(T^4 - T_{\text{out}}^4)$ с коэффициентом излучения $r = 0,9$, на левых и правых гранях металлических стенок — условия теплоизоляции, на всех остальных внешних гранях — условия симметрии, на внутренних границах — условия сопряжения температур и тепловых потоков в разных зонах. Задача решалась в стационарном приближении.

Рассчитанные профили температуры показаны на рис. 11, откуда следует, что с уменьшением скорости горячего флюида в канале 1 (см. рис. 10) увеличивается область прогрева реголита при незначительном охлаждении флюида. В то же время подача даже очень холодного воздуха со скоростью U_2 в зоне с реголитом способствует конвективному теплообмену в гранулированном слое 3 (см. рис. 10), что ведёт к резкому уменьшению температуры флюида 1, при этом область прогретого реголита резко



а



б

Рис. 11. Профили температуры на входе 1 и выходе из расчётной ячейки 2 (на ребре А—Е, см. рис. 10) при $U_1 = 0,1\text{ м/с}$, $U_2 = 0$ (а) и $U_1 = U_2 = 0,1\text{ м/с}$ (б)

уменьшается до тонкого слоя вблизи стенки 2 (см. рис. 11, б). Здесь возможен выбор оптимального режима, при котором идёт эффективное охлаждение потоков горячего флюида с одновременным прогревом внешнего реголита с выделением воды.

Также были рассчитаны поля температуры в случае, когда ограниченный стенками камеры реголит находится в вакууме и учитываются только контактная теплопередача и тепловое излучение в вакуум с поверхности гранул реголита и с внешней теплопроводящей стенки камеры. Было показано, что такой подход, в отличие от конвективного охлаждения, не является эффективным и требует создания сильно развитой внешней поверхности (оребрения), что может оказаться невыгодным.

Выводы

Разрабатывается система для отвода тепла от второго контура ЯЭУ в лунный реголит, температура которого на затенённой стороне Луны в так называемых “холодных ловушках” в кратерах вблизи полюсов соответствует аномально низким значениям (до 73 К). Из опубликованных данных следует, что полярный реголит может содержать от 5 до 30% воды. В этом случае вода при контакте реголита с трубой теплоносителя будет испаряться и проходить через гранулированный слой, повышая способность к теплообмену даже в случае низкой теплопроводности гранул. При насыщении грунта водой при отводе тепла она будет конденсироваться, тем самым обеспечивая замкнутый цикл и экономию воды. Проведены расчёты нестационарной контактной и конвективной теплопередачи в системах охлаждения с модельными гранулированными слоями и показано, что находящийся при предельно низких температурах лунный реголит может быть использован во втором контуре охлаждения реакторной установки. Проведено численное 3D-моделирование процесса охлаждения потока флюида в канале за счёт передачи тепла в окружающий холодный гранульный слой либо при помещении гранул реголита в канал. Путём совместного решения уравнений Навье—Стокса и конвективной теплопередачи найдены распределения полей скоростей потока и температуры с учётом стеснённости потока в системе сферических гранул. Получены зависимости температуры от времени, плотности упаковки гранул, теплофизических свойств флюида и гранул, скорости потока и темпера-

туры на входе в расчётную ячейку. Было показано, что время нагрева неподвижного слоя реголита в вакууме или в холодном газе чрезвычайно велико. Однако при внедрении взвеси гранул реголита в горячий поток время нагрева гранулы до положительной температуры составляет от десятых долей секунды до нескольких секунд в зависимости от размера гранул, их концентрации, скорости и температуры потока. Максимально эффективным способом охлаждения, как показано, является конвективный теплообмен в потоке водяного пара или воды, полученных при таянии льда в камере, содержащей взвесь или плотноупакованный слой лунного грунта. На основе расчётов перспективным представляется использование флуидизации и контакторов-теплообменников из трубок, окружённых подвижным (заменяемым) слоем реголита. Ограничениями применения подвижного реголита могут быть абразивность его частиц и электрический заряд на них (при флуидизации).

Работа выполнена при поддержке НИЦ “Курчатовский институт” (приказ о проведении НИОКР по теме “Прикладные исследования в области развития ядерных технологий для создания атомной энергетики нового поколения”).

Список литературы

1. *Johnson S.W.* Criteria for the Design of Structures for a Permanent Lunar Base. Ph.D. Dissertation. Civil Engineering, University of Illinois, Urbana, 1964.
2. *Duke M.B., Mendell W.W., Keaton P.W.* Report of the Lunar Base Working Group. April 23—27, 1984. Los Alamos, NM: Los Alamos National Laboratory, 1984.
3. *Кухаркин Н.Е., Раскач К.Ф., Александров П.А.* Освоение Луны: первый современный этап. — Природа, 2021, № 6, с. 13—18.
4. *Шейндлин А.Е.* Ядерные реакторы. Техника ядерных реакторов. — М.: Изд-во иностранной литературы, 1957.
5. *Feldman W.C., Maurice S., Binder A.B., Barraclough B.L., Elphic R.C., Lawrence D.J.* Fluxes of Fast and Epithermal Neutrons from Lunar Prospector: Evidence for Water Ice at the Lunar Poles. — Science, 1998, vol. 281, p. 1496—1500.
6. *He H., Li L., Hu S. et al.* Water abundance in the lunar farside mantle. — Nature, 2025, vol. 643, p. 366—370.
7. *United States Patent №: US 10,876,797 B2.* Townsend et al. Date of Patent: Dec. 29, 2020.
8. *United States Patent Application Publication №: US 2022/0196295 A1.* Strickland et al. Pub. Date: Jun. 23, 2022.

9. **Черкасов И.И., Шварев В.В.** Лунный грунт. — М.: Наука, 1975.
10. **Слюта Е.Н., Маров М.Я., Дунченко А.Г. и др.** Эксперимент Термо-ЛР на посадочном аппарате Луна-27: изучение теплофизических, физико-механических и электромагнитных свойств лунного грунта. — *Астрономический вестник*, 2021, т. 55, № 5, с. 454—475.
11. **Fa W.** Bulk density of the lunar regolith at the Chang'E-3 landing site as estimated from Lunar Penetrating Radar. — *Earth and Space Science*, 2020, vol. 7, № 2.
12. **Xiao X., Yu S., Huang J., Zhang H., Zhang Y., Xiao L.** Thermophysical properties of the regolith on the lunar far side revealed by the in-situ temperature probing of the Chang'E-4 mission. — *National Science Review*, 2020, vol. 9, № 11.
13. **Vasavada A.R., Bandfield J.L., Greenhagen B.T. et al.** Lunar equatorial surface temperatures and regolith properties from the Diviner Lunar Radiometer Experiment. — *J. of Geophysical Research Atmospheres*, 2012, vol. 117.
14. **Schreiner S.S., Dominguez J.A., Sibille L., Hoffman J.A.** Thermophysical property models for lunar regolith. — *Advances in Space Research*, 2016, vol. 57, № 5, p. 1209—1222.
15. **Carrier W.D. III, Olhoeft G.R., Mendell W.** Physical properties of the lunar surface. — In: *Lunar Sourcebook*. Eds. G. Heiken, D. Vaniman, B.M. French. — Cambridge: Cambridge University Press, 1991, p. 475—594.
16. **Cremers C.J.** Thermophysical properties of Apollo 14 fines. — *J. of Geophysical Research*, 1975, vol. 80, № 32, p. 4466—4470.
17. **Martinez A., Siegler M.A.** Global Thermal Conductivity Model for Lunar Regolith at Low Temperatures. — *J. Geophys. Res. Planets*, 2021. vol. 126, № 10.
18. **Pilbeam C.C., Vaisnys J.R.** Contact thermal conductivity in lunar aggregates. — *J. of Geophysical Research*, 1973, vol. 78, № 23, p. 5233—5236.
19. **Sakatani N., Ogawa K., Arakawa M., Tanaka S.** Thermal conductivity of lunar regolith simulant JSC-1A under vacuum. — *Icarus*, 2018, vol. 309, p. 13—24.
20. **Hemingway B.S., Robie R.A., Wilson W.H.** Specific heats of lunar soils, basalt, and breccias from the Apollo 14, 15 and 16 landing sites between 90 and 350 K. — In: *Proc. of the 4th Lunar Science Conference*. Pergamon Press, vol. 3, p. 2481—2487.
21. **Hayne P.O., Bandfield J.L. et al.** Global regolith thermophysical properties of the Moon from the diviner lunar radiometer experiment. — *J. of Geophysical Research: Planets*, 2017, vol. 122, № 12, p. 2371—2400.
22. **Biele J., Grott M., Zolensky M.E., Benisek A., Dachs E.** The specific heat of astro-materials: Review of theoretical concepts, materials and techniques. — *International Journal of Thermophysics*, 2022, vol. 43, № 144; <https://doi.org/10.1007/s10765-022-03046-5>.
23. **Samarskii A.A., Vabishchevich P.N.** *Computational Heat Transfer. Volume 2. The Finite Difference Methodology*, 2-nd ed. — Chichester, UK: John Wiley & Sons, 1995.

*Контактная информация —
Беклемишева Анна Владимировна,
учёный секретарь,
тел.: 8(915)358-82-70,
e-mail: Annabekl@ya.ru*

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3,
с. 91—98.

Способы повышения динамической устойчивости энергоблока с ВВЭР-1200

П.В. Поваров, М.Ю. Тучков,

Филиал АО “Концерн Росэнергоатом” “Нововоронежская атомная станция”,
396071, Воронежская обл., Нововоронеж, Промышленная зона, ул. Южная, д. 1

Статья поступила в редакцию 25.05.2025

После доработки — 15.09.2025

Принята к публикации 24.09.2025

Результаты пусконаладочных испытаний и опыт эксплуатации энергоблоков с ВВЭР-1200 на Нововоронежской, Ленинградской и Белорусской АЭС подтверждают необходимость корректировки защит и оптимизации алгоритмов разгрузки энергоблока при отключении основного оборудования. Повышение динамической устойчивости при отключении ключевых агрегатов — питательных электронасосов, конденсатных насосов, циркуляционных насосов и главных циркуляционных насосов может быть достигнуто за счёт:

— оптимизации уставок технологических защит и блокировок для исключения избыточного включения систем безопасности, приводящего к снижению нагрузки или отключению энергоблока от сети;

— изменения способов разгрузки блока при отключении насосных агрегатов конденсатно-питательного тракта и циркуляционных насосов для более мягкого протекания переходных процессов, связанных с отключением нерезервируемого оборудования;

— модернизации оборудования, позволяющей минимизировать эффекты изменения уровня в парогенераторах, связанные с переходными процессами.

В статье представлены конкретные предложения по корректировке проектных алгоритмов, направленные на повышение динамической устойчивости энергоблоков с ВВЭР-1200 при работе в базовом режиме на номинальной мощности, что позволит повысить их надёжность и безопасность при эксплуатации.

Ключевые слова: динамическая устойчивость энергоблока, технологические защиты и блокировки, ускоренная предупредительная защита, регулятор ограничения мощности, автоматический регулятор мощности, питательные, конденсатные электронасосы, циркуляционные насосы, главные циркуляционные насосы.

Methods to Improve Dynamic Stability of VVER-1200 Power Units. P.V. Povarov, M.Yu. Tuchkov, Branch of JSC Rosenergoatom Concern “Novovoronezh Nuclear Power Plant”, 1, Yuzhnaya st., Industrial Zone, Novovoronezh, Voronezh Region, 396071.

The results of commissioning tests and operating experience of VVER-1200 units at Novovoronezh, Leningrad, and Belarusian NPPs confirm the need to adjust the protections and optimize the power setback algorithms involved with the main equipment shutdown. Improving the dynamic stability during shutdown of the key units — such as feedwater pumps, condensate pumps, circulation pumps, and reactor coolant pumps — can be achieved by:

— optimized settings of process protections and interlocks to prevent excessive activation of safety systems that may lead to load reduction or unit cutoff from the grid;

— optimized power setback methods to smoothen the transients associated with the shutdown of non-redundant equipment such as condensate, feedwater and circulation pumps;

— equipment modernization to minimize the steam generator level variation effects during transients.

This article presents specific proposals for adjusting design algorithms to improve the dynamic stability of VVER-1200 power units in basic normal operation modes, which will increase their in-service reliability and safety.

Key Words: dynamic stability of the power unit, process protections and interlocks, accelerated preventive protection, reactor power controller, automatic power controller, feedwater pumps, condensate pumps, circulation pumps, reactor coolant pumps.

EDN: XBUXNL

Введение

Динамическая устойчивость — это свойство энергоблока обеспечивать протекание переходных технологических процессов, предусмотренных в проекте при нарушении нормальной эксплуатации (ННЭ), без достижения условий срабатывания систем безопасности (СБ), аварийной защиты (АЗ) реактора и (или)

вынужденного снижения нагрузки энергоблока [1].

При вводе в эксплуатацию головных энергоблоков с ВВЭР-1200 на Нововоронежской, Ленинградской и Белорусской АЭС проводились пусконаладочные испытания, включающие отключение основного оборудования: питательных электронасосов (ПЭН), конденсатных электронасосов (КЭН), циркуляционных

насосов (ЦН), главных циркуляционных насосов (ГЦНА). В рамках испытаний был выполнен детальный анализ алгоритмов функционирования оборудования и систем автоматического управления. Результаты подтвердили, что в отдельных режимах, связанных с отключением нерезервируемого оборудования, переходные процессы не полностью соответствуют требованиям проектной документации. В ряде режимов фиксировалось избыточное срабатывание систем безопасности. В ходе пусконаладочных испытаний обнаружена некорректная работа регуляторов реакторного отделения и машинного зала, вызванная несоответствиями в настройках и параметрах систем регулирования. Несоответствие пороговых уставок реальным динамическим характеристикам оборудования приводило как к избыточным срабатываниям, так и к недостаточной реакции систем при изменениях нагрузки и отказах.

Для повышения динамической устойчивости энергоблоков при работе в базовом режиме несения нагрузки энергоблока при отключении оборудования предлагается комплекс мероприятий:

- корректировка уставок технологических защит и блокировок, а также выдержек времени, влияющих на снижение нагрузки или отключение блока от сети;
- оптимизация способов разгрузки энергоблока при отключении нерезервируемого оборудования;
- проведение модернизации ключевого оборудования и систем управления.

Изменение технологических защит и блокировок, выдержек времени

Перечни технологических защит и блокировок системы управления и защиты реактора — управляющей системы безопасности технологической (СУЗ—УСБТ) и турбинного отделения для энергоблоков с ВВЭР-1200 разработаны на основании основных правил обеспечения эксплуатации атомных станций (ОПЭ АС) [2], рабочего технологического регламента безопасной эксплуатации, технического задания на проектирование систем контроля и управления (СКУ) безопасности, реализованной с помощью TELEPERM XS (TXS), проектной документации. В алгоритмах работы оборудования должны быть приняты меры для предотвращения повреждения твэлов при нарушениях в работе, сопровождающихся вводом положительной реактивности и ростом мощности реактора.

В проектах ВВЭР-1200 реализованы технологические уставки защит и блокировок (ТЗиБ) по уровням в парогенераторах (ПГ), подогревателях низкого давления (ПНД), деаэраторе (ДА), отличные от серийных блоков с РУ В-320. Настройки регуляторов и алгоритмы работы оборудования также различаются для ВВЭР-1200 и ВВЭР-1000.

Результаты пусконаладочных испытаний при вводе блоков в эксплуатацию и опыт эксплуатации энергоблоков № 6 и 7 Нововоронежской АЭС в течение 10 борных кампаний показали, что требуется оптимизация алгоритмов разгрузки энергоблока в условиях снижения запасов по производительности систем нормальной эксплуатации ПЭН, КЭН для повышенных уровней мощности, характерных для ВВЭР-1200 по сравнению с ВВЭР-1000.

Инструментом для анализа динамических режимов на энергоблоке АЭС и подтверждения правильности предлагаемых корректировок проектных алгоритмов или изменений проектных технологических решений должны быть результаты пусконаладочных испытаний при вводе энергоблока в эксплуатацию и современные верифицированные расчётные коды и модели.

По данным эксплуатации энергоблоков № 6 и 7 Нововоронежской АЭС за период 2016—2025 гг. зафиксированы случаи отключения основного оборудования: КЭН 1-й и 2-й ступеней, ПЭН, ЦН, ГЦНА, насосов продувки и подпитки первого контура, а также отключения блоков от сети с закрытием стопорных клапанов турбоагрегата (ТА). Сравнительный анализ результатов моделирования режимов работы энергоблока при отключении оборудования с использованием расчётного кода RELAP5/Mod3.2 [3] и программно-технического комплекса (ПТК) “ВЦ АЭС с ВВЭР” [4] на основе архивных данных системы верхнего блочного уровня СВБУ при ННЭ показывает, что динамика изменения расчётных параметров в переходных процессах соответствует данным эксплуатации. Результаты моделирования с использованием кода RELAP5/Mod3.2 и ПТК “ВЦ АЭС с ВВЭР” демонстрируют хорошее совпадение с реальными данными и подтверждают высокую точность расчётов физических и теплогидравлических характеристик, включая мощность реактора, положение органов регулирования (ОР) СУЗ, температуру в горячих и холодных нитях петель, давление на выходе из активной зоны, уровень теплоносителя в ком-

пенсаторе давления, давление в конденсаторах турбины при различной температуре циркуляционной воды, уровни в ПНД и ДА, расходы и давление на всасе ПЭН, а также хронологическую последовательность событий моделируемых режимов.

Код RELAP5/Mod3.2 рекомендован Ростехнадзором РФ для анализа переходных процессов в первом и втором контурах энергоблоков АЭС с ВВЭР.

Способы разгрузки блока

Ускоренная предупредительная защита (УПЗ). УПЗ реализована в функции управления СУЗ—УСБТ.

При работе реактора на уровне мощности более 75% и при отключении основного оборудования реакторной установки — ГЦНА, ПЭН, закрытии стопорных клапанов турбогенератора, отключении выключателя генератора или при отключении энергоблока от системы необходимо быстро снизить мощность ниже 50% срабатыванием УПЗ посредством сброса шести приводов 7-й группы ОР СУЗ до нижних жёстких упоров. Данное срабатывание должно предотвратить дальнейшее развитие аварийных условий и срабатывание АЗ.

Логика формирования выходных команд и сигналов для срабатывания УПЗ:

- отключение одного из четырёх ГЦНА (с задержкой 1,4 с);
- отключение двух из четырёх ГЦНА (с задержкой 1,4 с). Сигнал об отключении поступает из функции АС24;
- отключение двух ПЭН из четырёх работающих и невключение резервного ПЭН (с задержкой 2 с);
- поступление из СКУ турбинного отделения (на базе ТПТС) сигналов о:
 - закрытии стопорных клапанов турбины;
 - отключении блочного выключателя;
 - отключении выключателя генератора;
- ручное воздействие от кнопки УПЗ на БПУ. Сигнал от кнопки поступает в систему группового индивидуального управления (СГИУ) и далее передаётся в ТХС.

Срабатывание УПЗ происходит при поступлении любого из перечисленных сигналов (за исключением ручного воздействия) при работе на мощности более 75%, за исключением сигнала при отключении одного из четырёх ГЦНА, для которого шунт по мощности составляет 80%.

Исходные события, при которых срабатывает УПЗ:

- отключение одного ГЦНА;
- отключение двух ГЦНА;
- закрытие стопорных клапанов турбины;
- потеря внешней электрической нагрузки;
- потеря нормального расхода питательных насосов.

Снижение и ограничение мощности реактора (ПЗ — регулятор ограничения мощности (РОМ)). РОМ реализован в функции управления СУЗ—УСБТ.

В зависимости от изменения состояния основного оборудования энергоблока (ГЦНА, ПЭН) и значения частоты электропитания на шинах ГЦНА устанавливаются уровни разгрузки и ограничения по нейтронной мощности реактора. В этом случае снижение мощности реактора производится с помощью последовательного перемещения вниз с рабочей скоростью около 20 мм/с групп ОР СУЗ с 12-й по 1-ю (команды на разгрузку обрабатываются по логике “ИЛИ” с командами ПЗ-1) для предотвращения развития нарушения нормальных условий эксплуатации и исключения срабатывания системы аварийного останова реактора.

Логика формирования выходных команд и сигналов. В зависимости от количества работающих ГЦНА должны достигаться следующие допустимые уровни мощности (уровни разгрузки) реактора:

- для четырёх работающих ГЦНА уставка по разгрузке равна 100% $N_{ном}$;
- для трёх работающих ГЦНА уставка по разгрузке равна 67% $N_{ном}$;
- для двух работающих ГЦНА, расположенных напротив друг друга, уставка по разгрузке равна 40% $N_{ном}$;
- для двух работающих ГЦНА, расположенных смежно, уставка по разгрузке равна 40% $N_{ном}$.

В зависимости от состояния турбогенератора (ТГ) (закрытие стопорных клапанов турбины, отключение выключателя генератора, отключение блочного выключателя энергоблока) уставка по разгрузке равна 40% $N_{ном}$.

В зависимости от состояния ПЭН допустимые уровни разгрузки составляют:

- одного отключённого ПЭН при невключении резервного ПЭН — 75% $N_{ном}$;
- двух отключённых ПЭН при невключении резервного ПЭН — 50% $N_{ном}$;
- трёх отключённых ПЭН при невключении резервного ПЭН — 25% $N_{ном}$;

— четырёх отключённых ПЭН при неключении резервного ПЭН — $7\% N_{\text{ном}}$.

В зависимости от состояния КЭН (1-й или 2-й ступени) и ЦН допустимые уровни разгрузки составляют:

— при отключении одного КЭН (с неключением резервного) — до $50\% N_{\text{ном}}$;

— при отключении одного ЦН — до $80\% N_{\text{ном}}$;

— при отключении двух ЦН разных групп — до $60\% N_{\text{ном}}$.

РОМ срабатывает при достижении уставки на ограничение мощности, которая формируется по минимальному значению допустимой мощности (уровня разгрузки) для перечисленных случаев плюс $3\% N_{\text{ном}}$ и снижает мощность до минимального уровня разгрузки.

Исходные события, при которых должна выполняться данная задача:

— одиночные и многократные остановы ГЦНА, состояние турбогенератора;

— отключение ПЭН;

— снижение расхода теплоносителя первого контура;

— увеличение мощности реактора из-за сбоев в работе системы борного регулирования или ошибки оператора;

— отключение КЭН, ЦН.

Одним из эффективных направлений повышения устойчивости и обеспечения “живучести” энергоблока АЭС является разработка способов разгрузки реактора при отключении основного оборудования первого и второго контуров с заменой работы регулятора ограничения мощности на срабатывание ускоренной предупредительной защиты. УПЗ служит для быстрой разгрузки блока до уровня мощности 40—50%. Её работа состоит в быстром введении в активную зону реактора одной группы ОР СУЗ. Сигнал на срабатывание УПЗ возникает при отключении двух из четырёх ПЭН, при закрытии стопорных клапанов турбины, при обесточивании двух из четырёх ГЦНА. Основная цель срабатывания УПЗ в рассмотренных режимах состоит в сохранении динамической устойчивости энергоблока при выполнении приёмочных критериев, которые обеспечивают отсутствие повреждения твэлов. Естественно, при отключении нерезервируемого оборудования энергоблока с ВВЭР-1200 для повышения его динамической устойчивости необходимо рассмотреть возможность применять на начальной стадии переходного процесса УПЗ вместо РОМ. В проекте турбинного

отделения энергоблоков с ВВЭР-1200 нижний уровень автоматизации (иницирующая часть TELEPERM XS) реализует алгоритмы автоматического управления системами безопасности, ТЗиБ, регуляторов от сигналов ПЭН, КЭН, ЦН для работы РОМ и УПЗ. При применении УПЗ, инициирующая часть которой так же, как и РОМ, реализована на программных средствах TELEPERM XS фирмы AREVA, небаланс между мощностью реактора и теплом, отбираемым вторым контуром и определяемым расходом питательной воды, устраняется практически сразу, а основные регуляторы энергоблока, включая питательный узел ПГ, дорабатывают вторичные возмущения от отключения оборудования и срабатывания УПЗ. Применение группы УПЗ как основного средства разгрузки энергоблока оправдано для режимов с отключением основного оборудования, когда требуется быстро устранить дебаланс мощности первого и второго контуров. Конфигурация используемого УПЗ должна удовлетворять требованиям по величине разгрузки реактора в зависимости от исходного события и момента топливной кампании. Методология и критерий выбора конфигурации УПЗ для ВВЭР-1200 представлены в [5]. Такое управляющее воздействие обладает значительно большей возможностью в обеспечении динамической устойчивости энергоблока.

Модернизация оборудования

При оценке выполнения критериев динамической и эксплуатационной устойчивости (запасов до уставок срабатывания СБ и (или) отключения оборудования) учитывается погрешность датчиков КИП, включая измерительные каналы, а также при необходимости методическая погрешность по результатам сравнения расчётных данных и данных эксплуатации. Модернизация оборудования КИПиА связана с повышением точности измерения параметров, модернизация запорной арматуры и регуляторов — с увеличением быстродействия их работы. Например, замена датчиков измерения давления типа ТЖИУ406ДИ-М100-АС класса 0,5 на датчики класса 0,25 на напоре ПЭН позволит снизить вероятность достижения уставки на его отключение в переходном процессе.

В случае отказа основного регулирующего клапана и медленного повышения уровня в ПГ после формирования сигнала на закрытие

отсечной задвижки по уставке “+150” мм от номинального уровня (уставка закрытия запорной арматуры на узле питания ПГ) при работающем ГЦНА в переходном процессе возможна циклическая работа задвижки в режиме закрытия-открытия с опасностью “раскачки” уровня и вероятностью достижения условий срабатывания АЗ по снижению уровня в ПГ. При этом инерционность сигнала по уровню составляет 1 с, а время прохождения команды в цепях — 0,5 с при закрытии запорной задвижки. Модернизация отсечной задвижки с увеличением быстродействия до 25—30 с позволит обосновать расширение допустимого диапазона изменения уровня в ПГ с корректировкой уставок ТЗиБ на одновременное закрытие задвижки и отключение ГЦНА при повышении уровня в ПГ. С целью повышения динамической устойчивости энергоблока рекомендуется модернизировать задвижку DN 400 типа “КНПГ 001 ПС” производства АО “Тяжпромарматура” (г. Алексин) (ТУ 3741-005-

59162910-2007), которая используется в качестве запорной арматуры на основной линии узла питательной воды ПГ.

Заключение

Многие режимы с отключением нерезервируемого оборудования на энергоблоках с ВВЭР-1200 приводят к АЗ с переводом реактора в подкритику и глубоким расхолаживанием РУ. Изменение уставок защит и блокировок, выдержек времени, а также более широкое использование УПЗ блока в сочетании с РОМ позволят обеспечить более мягкое прохождение переходных процессов при отключении оборудования, сохраняя его ресурс. В таблице представлены предложения по изменению проектных алгоритмов, направленные на повышение динамической устойчивости энергоблока с ВВЭР-1200 при работе в базовом режиме несения нагрузки энергоблока [6].

Предложения по изменению алгоритмов разгрузки

№ п/п	Проектный алгоритм	Предложение по изменению алгоритма	Обоснование
1	2	3	4
1	При отключении одного КЭН 1-й или 2-й ступени (с невключением резервного) происходит разгрузка реактора до 50% $N_{ном}$ работой РОМ	Включить в алгоритм УПЗ с последующей доразгрузкой РОМ	В ходе анализа переходных процессов выявлено, что использование только РОМ обеспечивает снижение мощности энергоблока со скоростью, при которой не обеспечивается баланс между тепловой мощностью реактора и расходами в конденсатно-питательном тракте. Введение УПЗ в алгоритм позволяет быстрее реагировать на событие, обеспечивая плавную доразгрузку блока с последующим поддержанием стабильного режима работы действием РОМ. Это снижает колебания параметров и улучшает динамическую устойчивость
2	При отключении двух ЦН разных конденсаторных групп происходит разгрузка реактора до 60% $N_{ном}$ работой РОМ	Включить в алгоритм УПЗ с последующей доразгрузкой РОМ	Два отключённых ЦН приводят к значительному ухудшению теплоотода. Переход на комбинированный алгоритм с применением УПЗ обеспечивает более точное и своевременное снижение нагрузки реактора, что предотвращает резкие переходы и снижает риск срабатывания защит. Доработка алгоритма повышает адаптивность управления при критических отказах
3	При отключении двух ПЭН из четырёх работающих и невключении резервного ПЭН (с задержкой 2 с) срабатывает УПЗ с последующей разгрузкой реактора до 50% $N_{ном}$ работой РОМ	Разгрузка энергоблока группой УПЗ	Использование группы УПЗ позволяет сократить время переходного процесса и уменьшить амплитуду колебаний параметров, что способствует улучшению управляемости и снижению нагрузок на оборудование

1	2	3	4
4	При закрытии СК ТГ срабатывает УПЗ с последующей разгрузкой реактора до 40% $N_{\text{ном}}$ работой РОМ. Запрет работы БРУ-К приводит к открытию БРУ-А при росте давления в ПГ до 7,7 МПа	1. Опережающее открытие БРУ-А по сигналу срыва вакуума в конденсаторе ТА (снижение уставки открытия БРУ-А до 7,3 МПа) 2. Применение УПЗ на мощности менее 75% $N_{\text{ном}}$ 3. Применение группы УПЗ, соответствующей эффективности в зависимости от момента кампании и исходной мощности	Опережающее открытие БРУ-А позволяет снизить нагрузку на оборудование за счёт более раннего снижения давления, предотвращая выход параметров за границы устойчивости. Использование УПЗ при более низкой мощности обеспечивает повышение чувствительности и скорости реакции системы, а применение группы УПЗ усиливает разгрузочные возможности, что вместе значительно улучшает динамическую устойчивость при риске срыва вакуума
5	Отключение одного ЦН из четырёх работающих приводит к разгрузке реактора до 80% $N_{\text{ном}}$ работой РОМ	Автоматическая разгрузка блока действием УПЗ до 60% $N_{\text{ном}}$	Снижение мощности до 80% $N_{\text{ном}}$ работой РОМ при отключении одного ЦН может приводить к недостаточной разгрузке энергоблока, особенно при высоких температурах циркуляционной воды в летний период, и приводит к нестабильной работе энергоблока. Введение автоматической разгрузки через УПЗ до более сбалансированного уровня 60% $N_{\text{ном}}$ позволяет снизить нагрузку на оборудование, повышая устойчивость и надёжность работы при отказах
6	Останов турбины без срыва вакуума при повышении давления в конденсаторах турбины более 20 кПа	Автоматическая разгрузка блока при повышении давления в конденсаторах выше 12 кПа	В конденсационной турбине К-1200-6.8/50 предельно допустимое давление в конденсаторе составляет 12 кПа. При достижении давления 20 кПа ухудшается теплоперепад в последней ступени турбины, возникают опасные напряжения в рабочих лопатках, усиливаются вибрация и механические нагрузки. Чтобы избежать повреждений, ТА автоматически отключается при давлении ниже 20 кПа. Разгрузка энергоблока — эффективный метод избежать автоматического отключения турбины при достижении критического вакуума 20 кПа при условии корректного управления нагрузкой и системами конденсации
7	Превышение уставки ТЗиБ по повышению уровня в верхней камере СС СПП более 0,995 м — отключение турбоагрегата от сети	Установка выдержки времени на останов турбины 60 с позволяет избежать срабатывания защиты в переходном процессе, связанном с разгрузкой блока и повышением уровня в СС	Введение выдержки времени позволяет отсеять ложные срабатывания защит, возникающие при естественных колебаниях уровня в переходных режимах разгрузки блока, обусловленных вскипанием воды в уровнемерах. Это повышает стабильность работы без ущерба для безопасности, снижая количество ненужных остановов турбины и связанных с ними простоев энергоблока
8	Отключение ТГ по повышению уровня в ПГ с отключившимся ГЦНА, отключение ГЦНА по повышению уровня в ПГ после отключения ТГ	Комплексное изменение уставок ТЗиБ по повышению уровня в ПГ (в мм): — уровень в ПГ при НЭ 2600 ± 50 ; — закрытие арматуры на узле питания ПГ +150; — открытие арматуры на узле питания ПГ +80; — отключение ГЦНА при повышении уровня в ПГ +300 (задержка 10 с); — закрытие БЗОК +400; — закрытие СК ТГ +450	Корректировка уставок и введение задержек срабатывания ТЗиБ позволят синхронизировать работу защит и исключить ложные отключения оборудования. Это повышает координацию между защитами ТГ и ГЦНА, снижая вероятность аварийных отключений и обеспечивая более надёжное функционирование системы при переходных процессах

Список литературы

1. *Гусев И.Н., Смородинов Д.С., Казаков К.В. и др.* К вопросу динамической и эксплуатационной устойчивости энергоблоков АЭС с ВВЭР-1200. — Известия вузов. Ядерная энергетика, 2024, № 1, с. 18—25.
2. *Основные* правила обеспечения эксплуатации атомных станций. СТО 1.1.1.01.0678-2023.
3. *Программа RELAP5\Mod3.2* для теплогидравлического расчета переходных и аварийных режимов РУ ВВЭР. Регистрационный номер паспорта аттестации программного средства № 180 от 28.10.2004.
4. *Виртуально-цифровая АЭС с ВВЭР.* АО “Концерн Росэнергоатом”. Электронный ресурс: <https://www.rosenergoatom.ru/about/programmnye-produkty/virtualno-tsifrovaya-aes-s-vver/>.
5. *Дубов А.А., Микаилов Э.Ф., Гусев С.С.* Исследование возможности использования двух групп ускоренной предупредительной защиты для ВВЭР-1200. — Атомная энергия, 2023, т. 135, вып. 3—4, с. 100—105.
6. *Поваров В.П., Гусев И.Н., Смородинов Д.С.* Динамическая устойчивость энергоблоков с ВВЭР-1200. — В сб.: Материалы Международной научно-технической конференции, посвященной 120-летию со дня рождения И.В. Курчатова. Форсайт-Форум «Альтернативная и интеллектуальная энергетика». Нововоронеж, 2023, с. 133—137.

*Поваров Петр Владимирович,
начальник реакторного цеха № 6
Нововоронежской АЭС,
тел.: 8(47364)7-99-13,
e-mail: PovarovPV@nvpp1.rosenergoatom.ru,
Тучков Максим Юрьевич,
заместитель главного инженера
четвертой очереди Нововоронежской АЭС, к.т.н.,
тел.: 8(47364)7-99-05,
e-mail: TuchkovMU@nvpp1.rosenergoatom.ru*

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3,
с. 99—105.

Температурные зависимости растворения и выделения гидридов в оболочках твэлов из сплава Э110 в необлучённом состоянии при различных температурных сценариях

А.В. Рожков, Р.А. Курский, А.С. Брагин,

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1,

О.О. Забусов,

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1,

НИЯУ МИФИ, 115409, Москва, Каширское шоссе, д. 31,

А.А. Шишкин, М.М. Грехов,

Акционерное общество “ТВЭЛ”, 115409, Москва, Каширское шоссе, д. 49

Статья поступила в редакцию 23.04.2025

После доработки — 16.09.2025

Принята к публикации 16.09.2025

Проведены измерения температур растворения и выделения гидридов в необлучённом сплаве Э110 с содержанием водорода 20—180 wppm с помощью дифференциальной сканирующей калориметрии (ДСК) в температурном диапазоне, соответствующем условиям сухого хранения. Получены зависимости предела растворимости водорода в сплаве Э110 при растворении (TSSD) и при выделении (TSSP). Показано, что значение температуры выделения гидридов зависит от температурной истории образца. Также измерены температуры выделения гидридов в режиме частичного растворения. Эксперименты с частичным растворением гидридов показали, что скорость растворения гидридов при температуре 250—340 °С выше, чем при температуре 380—425 °С.

Ключевые слова: сплавы циркония, сплав Э110, оболочка твэла, сухое хранение, гидриды циркония, растворимость водорода, дифференциальная сканирующая калориметрия.

Temperature Dependences of Hydrides Dissolution and Precipitation in Unirradiated E110 Alloy Cladding under Different Temperature Scenarios. *A.V. Rozhkov, R.A. Kurskiy, A.S. Bragin, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182, O.O. Zabusov, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182, NRNU MEPhI, 31, Kashirskoe highway, Moscow, 115409, A.A. Shishkin, M.M. Grekhov, JSC “TVEL”, 49, Kashirskoe highway, Moscow, 115409.*

This paper describes hydride dissolution and precipitation temperature measurements in unirradiated E110 alloy containing 20—180 wppm of hydrogen performed by differential scanning calorimetry (DSC) in the standard dry storage temperature range. Dependences of hydride solubility limit in E110 alloy were identified for dissolution (TSSD) and precipitation (TSSP). Hydride precipitation temperatures were shown to depend on the thermal history of samples. Hydride precipitation temperatures were also measured in partial dissolution mode. Partial dissolution experiments show that hydride dissolution rate at temperatures of 250—340 °С is higher than at 380—425 °С.

Key Words: zirconium alloys, E110 alloy, fuel cladding, dry storage, zirconium hydrides, hydrogen solubility, differential scanning calorimetry.

EDN: TWNEQU

Введение

В процессе эксплуатации реактора в оболочке твэлов из циркониевых сплавов проникает водород, который является продуктом, главным образом, окислительно-восстановительной реакции [1]. В исходном состоянии содержание водорода в оболочке невелико (до 20 wppm), но по окончании топливной кампании в зависимости от химического состава и концентрации легирующих элементов его содержание может достигать до 100 wppm для сплавов системы Zr—Nb [2] и до 600—800 wppm для сплавов системы Zr—Sn [1, 2]. При превышении предела

растворимости водорода в материале в оболочке происходит выделение гидридов циркония, которые во время сухого хранения отработавшего ядерного топлива (ОЯТ) могут привести к резкому снижению пластических свойств материала оболочки за счёт переориентации гидридов в радиальном направлении [3—7].

Количество выделившейся гидридной фазы определяется пределом растворимости водорода, который зависит от температуры, а также от температурной истории образца. При этом между температурными зависимостями предела растворимости водорода при растворении TSSD (terminal solid solubility dissolution) и при

выделении TSSP (terminal solid solubility precipitation), а также между температурами растворения и выделения гидридов существует гистерезис, связанный с пластической деформацией при выделении гидридов из-за существенной разницы в удельном объеме фаз α -Zr и γ - и δ -гидридов [8]. Получено большое количество данных по растворимости водорода в зарубежных сплавах циркония типа циркалой [9—17], в то время как данных по отечественному сплаву Э110 довольно мало (например, [13]). В упомянутых работах в качестве наиболее надёжных методов определения растворимости водорода в сплавах циркония использовались дифференциальная сканирующая калориметрия (ДСК) и дифракция синхротронного излучения.

Для прогнозирования поведения свойств материала оболочек твэлов из сплава Э110 во время сухого хранения ОЯТ в штатных и нештатных ситуациях (перегрев выше 400 °С и перепады температуры) разрабатывается программный код, для валидации которого необходимы экспериментальные данные по растворимости водорода, полученные в различных температурных режимах. Для определения зависимостей предела растворимости водорода TSSD и TSSP в сплавах циркония методом ДСК обычно используются температурные режимы с нагревом до высоких температур (500—600 °С), приводящие к полному растворению гидридов [9—13]. Данных, полученных методом ДСК, по растворимости водорода в сплавах циркония в условиях частичного растворения гидридов в литературе недостаточно (например, [10]). Нерастворившиеся гидриды и сформировавшаяся вокруг гидридов дислокационная структура могут влиять на процессы повторного выделения гидридной фазы и на зависимости предела растворимости водорода TSSD и TSSP в сплаве.

В настоящей работе методом ДСК были определены температуры растворения и выделения гидридов при нагреве и охлаждении для сплава Э110 с содержанием водорода от 20 до 180 wppm в режиме полного и частичного растворения в диапазоне температур, характерных для условий сухого хранения.

Методы исследования

Исследовались образцы сплава Э110 в исходном состоянии и в состоянии после наводороживания с содержанием водорода от 20 до 180 wppm. Сплав Э110 на основе губчатого

циркония имеет состав 98,8% Zr, 0,99% Nb, 0,05% Fe, 0,086% O. Наводороживание трубчатых образцов длиной 10 см, внешним диаметром ≈ 9 мм и толщиной $\approx 0,6$ мм производилось методом катодной зарядки в водном растворе гидроксида калия (KOH). Различная концентрация водорода в образцах достигалась путём варьирования времени электролитического наводороживания. После осаждения гидрида на внешней и внутренней поверхности образца производился диффузионный отжиг в атмосфере аргона при температуре 450 °С в течение 7 ч с последующим охлаждением со скоростью 1 °С/мин. Для измерений с помощью ДСК использовались один или несколько образцов в форме дисков диаметром около 3 мм, массой 30—40 мг. Образцы вырезались из боковой поверхности наводороженных оболочечных трубок на электроэрозионном станке, после чего с помощью механического пресса выпрямлялись в плоские диски. Поверхности образцов очищались от оксидного слоя с помощью абразивной бумаги.

Метод ДСК используется для определения температур фазовых превращений, тепловых эффектов физико-химических процессов, а также измерения теплоёмкости материалов [18, 19]. Измерения температур растворения и выделения гидридов в сплаве Э110 проводились на установке ДСК Netzsch DSC 404 C Pegasus в сканирующем режиме в атмосфере аргона высокой чистоты при скорости потока 50 мл/мин, а также в вакууме. Для обеспечения наибольшей чувствительности использовались тигли из сплава Pt—Rh, что позволяло проводить измерения на образцах массой от 30 мг и с содержанием водорода от 20 wppm. Калибровка температуры и теплового потока была проведена с использованием стандартных материалов (In, RbNO₃, KClO₄, K₂CrO₄) высокой чистоты по известным значениям температуры и энтальпии фазовых переходов. При определении температур растворения T_{TSSD} и выделения T_{TSSP} гидридов погрешность измерения температуры составляла ± 3 °С.

Стандартная температурная программа для измерения температур растворения и выделения гидридов в образцах сплава Э110 включала в себя нагрев до максимальной температуры T_{max} (400—500 °С) со скоростью 20 °С/мин, изотермическую выдержку при T_{max} в течение 20 мин, охлаждение до 30 °С со скоростью 10 °С/мин. В экспериментах с частичным растворением гидридов значения температуры изотермической выдержки T_{max} составляли 200,

250, 280, 300, 340, 380, 400, 425 °С, время выдержки — 60 мин, скорости нагрева и охлаждения — 5 или 10 °С/мин.

Значения температур растворения T_{TSSD} и выделения T_{TSSP} гидридов при нагреве и охлаждении соответственно определялись по точке перегиба на кривой ДСК-сигнала. Точка перегиба определялась как температура максимума или минимума первой производной ДСК-сигнала при нагреве или охлаждении соответственно. Выбор этой характеристики обусловлен тем, что эта температура может быть определена на ДСК-кривых, полученных в экспериментах с частичным растворением гидридов, когда острого пика не наблюдается.

В серии экспериментов с полным растворением гидридов для определения зависимости предела растворимости водорода в сплаве Э110 использовались образцы в виде одного диска с содержанием водорода 20—180 wrpm. Ячейка эталона при измерениях оставалась пустой. В серии экспериментов с частичным растворением гидридов использовались несколько дисков общей массой 180—380 мг и средним содержанием водорода 60, 100, 170 wrpm. В ячейке эталона использовались образцы в виде ненаводороженных дисков из сплава Э110 общей массой, близкой к массе измеряемого образца. Это позволило выделить сигнал, связанный только с растворением или выделением гидридов в исследуемом образце.

После проведения исследований с помощью ДСК содержание водорода в образцах измерялось методом высокотемпературной экстракции на установке Juwe Strohleim H-mat 225. Перед измерениями содержания водорода в исследуемых образцах производилась калибровка по эталонным образцам из Ti с содержанием водорода 72 ± 6 и 192 ± 12 wrpm. Погрешность измерения содержания водорода в образцах составляла $\pm 10\%$ для содержания водорода более 50 wrpm и ± 5 wrpm для образцов с содержанием водорода менее 50 wrpm.

Результаты

Типичные ДСК-кривые, полученные в условиях нагрева и охлаждения образца с содержанием водорода 170 wrpm, а также производные ДСК-сигнала изображены на рис. 1. Значения температур растворения T_{TSSD} и выделения T_{TSSP} гидридов, определённые по точке перегиба на ДСК-кривой, показаны стрелками. При нагреве наблюдается эндотермический процесс растворения гидридов в широком тем-

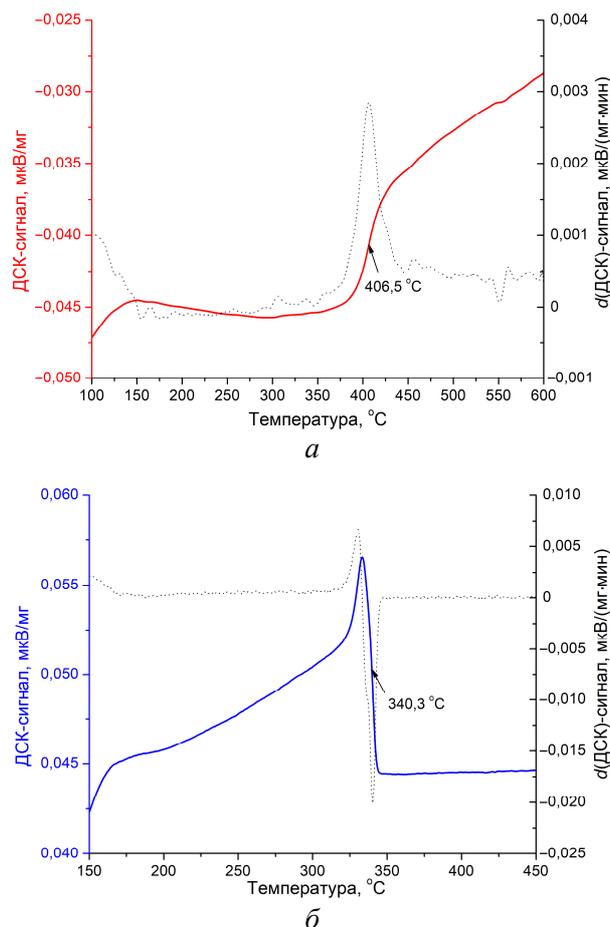


Рис. 1. ДСК-кривые и их производные для образца сплава Э110 с содержанием водорода 170 wrpm, полученные при нагреве (а) и охлаждении (б)

пературном интервале с характерной температурой окончания растворения гидридов T_{TSSD} (точка перегиба). При охлаждении наблюдается экзотермический процесс выделения гидридов в широком температурном интервале с характерной температурой начала выделения гидридов T_{TSSP} (точка перегиба), а также с выраженным острым пиком.

По результатам измерений температур растворения T_{TSSD} и выделения T_{TSSP} гидридов в образцах с содержанием водорода от 20 до 180 wrpm получены температурные зависимости предела растворимости водорода в сплаве Э110 при растворении (TSSD) и выделении (TSSP), которые были аппроксимированы экспоненциальной функцией (рис. 2)

$$C_H(TSSD/TSSP) = A \exp(-\Delta H/RT), \quad (1)$$

где C_H — предел растворимости водорода в сплаве Э110, wrpm; A — предэкспоненциальный множитель, wrpm; ΔH — энтальпия процесса растворения или выделения гидридов, Дж/моль; T — температура, К; R — универсальная газовая постоянная. Значения парамет-

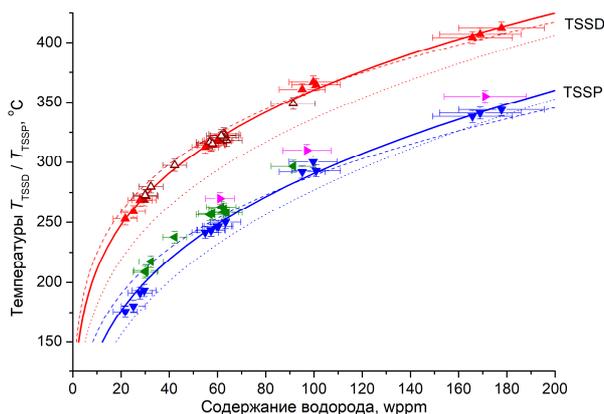


Рис. 2. Предел растворимости водорода в сплаве Э110 при растворении TSSD и выделении TSSP при разных значениях максимальной температуры T_{\max} : экспериментальные точки (\blacktriangle — TSSD, $T_{\max} = 500$ °C; \triangle — TSSD, $T_{\max} = 400$ °C; \blacktriangledown — TSSP, $T_{\max} = 500$ °C; \triangleleft — TSSP, $T_{\max} = 400$ °C; \blacktriangleright — TSSP2, $T_{\max} \approx T_{\text{TSSD}}$) и рассчитанные зависимости (— — TSSD; — — TSSP, $T_{\max} = 500$ °C; - - - — TSSD, Э110опт [13]; - - - — TSSP, Э110опт [13]; — TSSD, M5 [9]; — TSSP, M5 [9])

ров A и ΔH для зависимостей растворимости при растворении и выделении для различных условий измерения представлены в таблице.

Экспериментальные значения и аппроксимирующие зависимости для предела растворимости водорода для сплава Э110 при растворении (TSSD) и выделении (TSSP) при разных значениях максимальной температуры T_{\max} , а также данные работ [13, 9] для сплавов Э110опт и M5 показаны на рис. 2. Разница между температурами растворения T_{TSSD} и выделения T_{TSSP} гидридов составляет 60–80 °C, т.е. наблюдается гистерезис фазового превращения. Полученные результаты хорошо согласуются с зависимостями, определёнными в работе [13] для сплава Э110опт. Сравнение результатов с зависимостями, определёнными в работе [9] для сплава M5, указывает на различие в пределе растворимости водорода в 20–30 wppm. Это может быть обусловлено различными режимами термообработки оболочек в процессе изготовления, различным содержа-

ем примесей, а также погрешностью измерения содержания водорода в разных лабораториях [13].

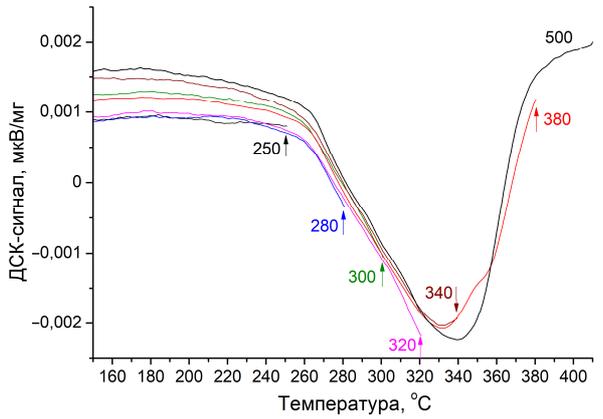
Максимальная температура нагрева T_{\max} не влияет на значения температур растворения гидридов T_{TSSD} . В то же время с уменьшением T_{\max} происходит увеличение температуры T_{TSSP} , и при температуре $T_{\max} \approx T_{\text{TSSD}}$ она достигает некоторого значения $T_{\text{TSSP}2}$, которое представляет собой температуру выделения гидридов на готовых местах зарождения в данных условиях, например, на скоплениях дислокаций вблизи растворившихся гидридов (“эффект памяти”) [8, 10–12]. В нашей работе значение температуры $T_{\text{TSSP}2}$ было получено из экспериментов с частичным растворением гидридов.

Измерения в температурном режиме с нагревом до различных температур T_{\max} в интервале от 200 до 425 °C и изотермической выдержкой при T_{\max} для образцов сплава Э110 с содержанием около 60, 100 и 170 wppm водорода позволили определить температуру выделения гидридов T_p в условиях неполного растворения. При таких условиях нерастворившиеся гидриды и сформировавшаяся вокруг гидридов дислокационная структура служат готовыми местами зарождения гидридов при охлаждении.

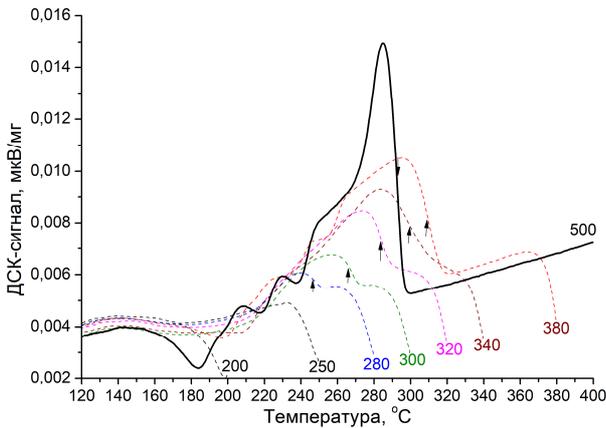
Полное и частичное растворение гидридов можно различить по характеру ДСК-кривой: при полном растворении наблюдалось завершение (спад) эндотермического пика при нагреве, а при частичном растворении эндотермический пик наблюдался не полностью. При охлаждении после полного растворения гидридов наблюдался характерный острый экзотермический пик, а при частичном растворении острая вершина отсутствовала и пик был более пологим. Пологий пик обычно связывают с процессами роста гидридов на готовых местах зарождения (например, на других нерастворившихся гидридах при неполном растворении), а острый пик объясняют образованием зародышей гидридов из твёрдого раствора. При этом процесс зарождения новых гидридов про-

Параметры температурной зависимости предела растворимости водорода в сплаве Э110

Зависимость предела растворимости	Параметры зависимости		Максимальная температура нагрева	Диапазон содержания водорода
	A , wppm	ΔH , кДж/моль		
TSSD	$1,75 \cdot 10^5$	39,3	$T_{\max} = 400, 500$ °C	20—180 wppm
TSSP	$5,6 \cdot 10^4$	29,6	$T_{\max} = 500$ °C	20—180 wppm
TSSP	$4,7 \cdot 10^4$	29,4	$T_{\max} = 400$ °C	30—90 wppm
TSSP2	$1,60 \cdot 10^5$	35,7	$T_{\max} \approx T_{\text{TSSD}}$	60—170 wppm



а



б

Рис. 3. ДСК-кривые для образца сплава Э110 с содержанием водорода около 100 wppm, полученные при нагреве (а) и охлаждении (б) в режиме частичного растворения гидридов: при нагреве до температуры $T_{\max} = 200\text{—}380\text{ }^{\circ}\text{C}$ (выдержка 60 мин) и $T_{\max} = 500\text{ }^{\circ}\text{C}$ (выдержка 20 мин). Стрелками обозначены максимальная температура нагрева T_{\max} (а) и температура выделения гидридов T_P (б)

исходит значительно быстрее, чем рост уже имеющихся гидридов [10]. На рис. 3 показаны ДСК-кривые, полученные при нагреве и охлаждении образца с содержанием водорода около 100 wppm в режиме частичного растворения гидридов.

Зависимость измеренной при охлаждении температуры выделения гидридов T_P от температуры отжига T_{\max} показана на рис. 4. При охлаждении после изотермической выдержки при температуре T_{\max} выделение гидридов наблюдалось не сразу, поэтому зафиксированное значение температуры T_P несколько ниже температуры T_{\max} . Когда температура изотермической выдержки T_{\max} достигает значения T_{TSSD} , происходит полное растворение гидридов, а значение температуры выделения гидридов T_P при охлаждении становится практически постоянным. Это значение несколько выше, чем

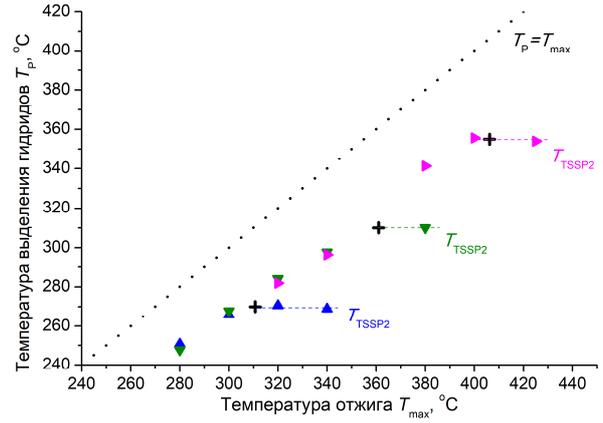


Рис. 4. Температура выделения гидридов T_P в зависимости от температуры изотермического отжига T_{\max} для образцов сплава Э110 с различным содержанием водорода в режиме частичного растворения гидридов: \blacktriangle — 60 wppm H; \blacktriangledown — 100 wppm H; \blacktriangleright — 170 wppm H; --- — T_{TSSP2} ; + — T_{TSSD} ; — прямая $T_P = T_{\max}$

значение температуры T_{TSSP} , определённое при нагреве до более высоких температур (500 °C). Значения температуры выделения гидридов T_{TSSP2} для образцов с содержанием около 60, 100, 170 wppm водорода, полученные в экспериментах с частичным растворением, также показаны на рис. 2.

Измеренная теплота растворения гидридов Q связана с энтальпией процесса ΔH из выражения (1) следующим соотношением [14]:

$$Q = \Delta H \frac{C_H \cdot 10^{-6}}{M_H}, \quad (2)$$

где Q — измеренная теплота растворения гидридов, Дж/г; C_H — содержание водорода, wppm; M_H — молярная масса атомарного водорода, г/моль.

Количество водорода, перешедшего в твёрдый раствор сплава в режиме частичного растворения гидридов, было оценено двумя способами. В первом способе количество водорода, растворившегося в матрице при нагреве, может быть рассчитано по теплоте растворения гидридов (площади эндотермического пика при нагреве) (см. рис. 3, а). Во втором количество водорода, растворившегося в матрице при нагреве и изотермической выдержке при T_{\max} , равное количеству водорода, выделившегося при охлаждении в виде гидридов, может быть рассчитано по теплоте выделения гидридов (площади экзотермического пика при охлаждении) (см. рис. 3, б). По ДСК-кривым, полученным для различных режимов частичного растворения гидридов с изотермической выдержкой, было определено количество водорода,

перешедшего в твёрдый раствор при нагреве, а также при нагреве и изотермической выдержке. Теплота полного растворения гидридов рассчитана по формуле (2) из значений энтальпии ΔH для зависимости TSSD и среднего содержания водорода в образцах. Количество растворившегося водорода, определённое в режиме частичного растворения гидридов при различных значениях максимальной температуры нагрева для образцов с 100 и 170 wrpm H, показано на рис. 5. Также показана растворимость водорода при нагреве (TSSD), определённая в режиме полного растворения гидридов.

Эксперименты с частичным растворением гидридов показали, что при температурах 250—340 °С изотермическая выдержка в течение 60 мин не приводит к дополнительному растворению гидридов по сравнению с нагревом со скоростью 10 °С/мин (длительность нагрева до 30 мин). Для образцов с содержанием 100 и 170 wrpm H при температурах 380, 400, 425 °С количество растворившегося водорода при нагреве и изотермической выдержке в течение 60 мин несколько больше, чем при нагреве. Это свидетельствует о более низкой скорости процесса растворения гидридов при температурах 380—425 °С, чем при 250—340 °С. Полученные результаты качественно согласуются с исследованиями кинетики растворения гидридов для сплава Zry-4 в работе [17].

Количество растворившегося водорода, определённое в экспериментах с частичным растворением гидридов, меньше, чем в режиме полного растворения гидридов. Это обусловле-

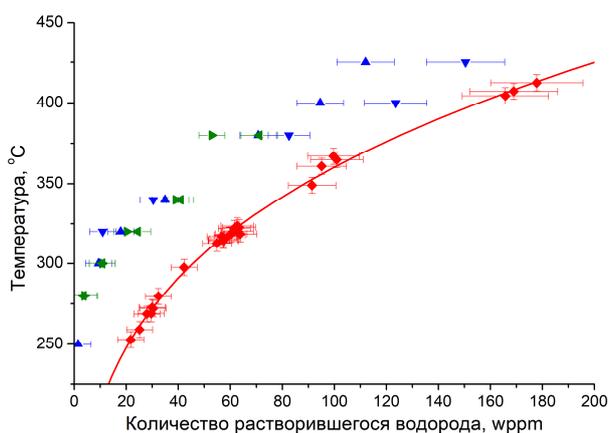


Рис. 5. Количество растворившегося водорода в сплаве Э110, определённое в режиме частичного растворения гидридов при нагреве (\blacktriangleright — образец с 100 wrpm H; \blacktriangle — образец с 170 wrpm H) и охлаждении (\blacktriangleleft — образец с 100 wrpm H; \blacktriangledown — образец с 170 wrpm H), а также в режиме полной растворимости при нагреве (— — зависимость TSSD; \blacklozenge — экспериментальные точки TSSD)

но использованием в ячейке эталона образца сплава Э110 с содержанием водорода около 30 ± 5 wrpm. Зависимость теплоты растворения гидридов от содержания водорода для измерений с пустой ячейкой эталона и с использованием сплава Э110 в качестве эталона показана на рис. 6. Использование в ячейке эталона образца из сплава Э110 приводит к занижению измеренных значений теплоты растворения и выделения гидридов. В то же время влияние используемого эталона из сплава Э110 на определение температур растворения и выделения гидридов не выявлено.

Таким образом, продемонстрировано влияние различных температурных сценариев на растворимость водорода и процессы растворения и выделения гидридов, получены количественные характеристики, необходимые для верификации физических моделей поведения оболочечного материала в процессе сухого хранения ОЯТ. Температуры выделения гидридов T_p в зависимости от максимальной температуры нагрева T_{max} в режиме частичного растворения гидридов определены для сплава Э110 впервые и с точки зрения расчёта количества гидридной фазы при сухом хранении являются более информативными, чем зависимость TSSP, когда максимальная температура намного превышает температуру сухого хранения. Полученные экспериментальные данные будут использованы при валидации расчётного модуля ГИДРАД программного кода РТОП-СХ, разрабатываемого в НИЦ “Курчатовский институт” для моделирования поведения твэлов реакторов ВВЭР-1000 при сухом хранении.

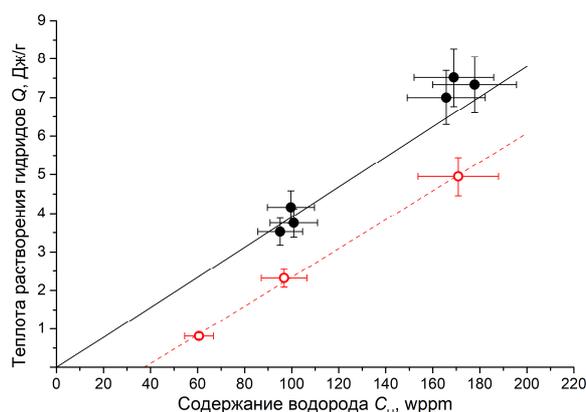


Рис. 6. Зависимость теплоты растворения гидридов от содержания водорода для измерений с пустой ячейкой эталона (\bullet — экспериментальные значения, — — зависимость, рассчитанная по формуле (2) с ΔH для TSSD) и с использованием сплава Э110 в качестве эталона (\circ — экспериментальные значения, - - - — аппроксимация)

Выводы

Получены температурные зависимости предела растворимости водорода при растворении (TSSD) и при выделении (TSSP) для сплава Э110 путём измерения температур растворения T_{TSSD} и выделения T_{TSSP} гидридов в образцах с содержанием водорода от 20 до 180 wrpm методом дифференциальной сканирующей калориметрии. Зависимость предела растворимости при выделении (TSSP) смещается в сторону высоких температур при понижении максимальной температуры нагрева T_{max} .

Определены температуры начала выделения гидридов в условиях их частичного растворения при различных температурах отжига T_{max} . Температура выделения гидридов T_p после частичного растворения несколько ниже температуры T_{max} . При достижении T_{max} температуры полного растворения T_{TSSD} значение T_p достигает постоянного значения T_{TSSP2} .

Эксперименты с частичным растворением гидридов показали, что при температурах 250—340 °С изотермическая выдержка в течение 60 мин не приводит к дополнительному растворению гидридов по сравнению с нагревом со скоростью 10 °С/мин. При температурах 380—425 °С наблюдалось увеличение количества растворившегося водорода после изотермической выдержки в течение 60 мин, что свидетельствует о более низкой скорости растворения при этих температурах.

Работа проведена по заказу АО “ТВЭЛ” с использованием экспериментальной базы Исследовательского комплекса материаловедческих защитных камер НИЦ “Курчатовский институт”.

Список литературы

1. *Motta A.T., Capolungo L., Chen L.Q., Cinbiz M.N., Daymond M.R., Koss D.A., Lacroix E., Pastore G., Simon P.C.A., Tonks M.R., Wirth B.D., Zikry M.A.* Hydrogen in zirconium alloys: a review. — *J. of Nuclear Materials*, 2019, vol. 518, p. 440—460.
2. *Маркелов В.А.* Совершенствование состава и структуры сплавов циркония в обеспечение работоспособности твэлов, ТВС и труб давления активных зон водоохлаждаемых реакторов с увеличенным ресурсом и выгоранием топлива. Дис. д.т.н. Москва, НИТУ “МИСиС”, 2010.
3. *Billone M.C., Burtseva T.A., Einziger R.E.* Ductile-to-brittle transition temperature for high-burnup cladding alloys exposed to simulated drying-storage conditions. — *J. of Nuclear Materials*, 2013, vol. 433, p. 431—448.

4. *Kim J.S., Kim T.H., Kook D.H., Kim Y.S.* Effects of hydride morphology on the embrittlement of Zircaloy-4 cladding. — *Ibid.*, 2015, vol. 456, p. 235—245.
5. *Kim S., Kang J.H., Lee Y.* Hydride embrittlement resistance of Zircaloy-4 and Zr—Nb alloy cladding tubes and its implications on spent fuel management. — *Ibid.*, 2022, vol. 559, p. 153393.
6. *Курский Р.А., Сафонов Д.В., Забусов О.О., Фролов А.С., Мальцев Д.А., Рожков А.В., Шишкин А.А.* Эволюция структуры гидридов в облученном сплаве Э110 при термомеханических испытаниях, имитирующих закритические (предельные) режимы сухого хранения. — *Известия высших учебных заведений. Ядерная энергетика*, 2023, № 1, с. 108—120.
7. *Забусов О.О., Узрюмов А.В., Грехов М.М., Мальцев Д.А., Шишкин А.А., Курский Р.А., Рожков А.В.* Оценка структуры гидридов и механических свойств облученных оболочек твэлов из сплава Э110 после термомеханических испытаний, имитирующих условия сухого хранения. — *Вопросы материаловедения*, 2024, № 3 (119), с. 210—220.
8. *Puls M.P.* The Effect of Hydrogen and Hydrides on the Integrity of Zirconium Alloy Components. *Delayed Hydride Cracking*. — Springer, 2012. 451 p.
9. *Tang R., Yang X.* Dissolution and precipitation behaviors of hydrides in N18, Zry-4 and M5 alloys. — *International J. of Hydrogen Energy*, 2009, vol. 34, p. 7269—7274.
10. *Kim J.S., Kim Y.S.* Effect of thermal history on the terminal solid solubility of hydrogen in Zircaloy-4. — *Ibid.*, 2014, vol. 39, p. 16442—16449.
11. *Parodi S.A., Ponzoni L.M.E., De Las Heras M.E., Mieza J.I., Domizzi G.* Study of variables that affect hydrogen solubility in $\alpha+\beta$ Zr-alloys. — *J. of Nuclear Materials*, 2016, vol. 477, p. 305—317.
12. *Kim J.S., Kim T.H., Kim K.M., Kim Y.S.* Terminal solid solubility of hydrogen of optimized-Zirlo and its effects on hydride reorientation mechanisms under dry storage conditions. — *Nuclear Engineering and Technology*, 2020, vol. 52, p. 1742—1748.
13. *Plyasov A.A., Fedotov A.V., Saburov N.S., Mikheliev E.N., Tenishev A.V., Isaenkova M.G., Mikhailchik V.V.* Hydrogen solubility in zirconium alloys E110opt and E635. — *Physics of Atomic Nuclei*, 2022, vol. 85, p. 1808—1815.
14. *Vizcaino P., Banchik A.D., Abriata J.P.* Calorimetric determination of the δ hydride dissolution enthalpy in Zircaloy-4. — *Metallurgical and Materials Transactions A*, 2004, vol. 35, p. 2343—2349.
15. *Colas K.B., Motta A.T., Almer J.D., Daymond M.R., Kerr M., Banchik A.D., Vizcaino P., Santisteban J.R.* In situ study of hydride precipitation kinetics and re-orientation in Zircaloy using synchrotron radiation. — *Acta Materialia*, 2010, vol. 58, № 20, p. 6575—6583.
16. *Zanellato O., Preuss M., Buffiere J.Y., Ribeiro F., Steuwer A., Desquines J., Andrieux J., Krebs B.* Synchrotron diffraction study of dissolution and

precipitation kinetics of hydrides in Zircaloy-4. — J. of Nuclear Materials, 2012, vol. 420, p. 537—547.

17. **Lacroix E., Simon P.C.A., Motta A.T., Almer J.D.** Zirconium hydride precipitation and dissolution kinetics in zirconium alloys. — In: 19th International Symposium “Zirconium in the Nuclear Industry”. Ed. A.T. Motta and S.K. Yagnik. West Conshohocken, PA. ASTM International, 2021, p. 67—91.

18. **Handbook** of thermal analysis and calorimetry. Vol. 1. Principles and practice. Ed. M.E. Brown. — Elsevier, 1998. 692 p.

19. **Hohne G.W.H., Hemminger W.F., Flammersheim H.J.** Differential scanning calorimetry. 2nd edition. — Springer, 2003, 298 p.

*Контактная информация —
Курский Руслан Александрович,
к.т.н., начальник лаборатории,
тел.: 8(499)196-95-28,
e-mail: kurskiy_ra@nrcki.ru,
Рожков Александр Викторович,
младший научный сотрудник,
тел.: 8(499)196-99-66,
e-mail: Rozhkov_AIV@nrcki.ru*

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3,
с. 106—113.

Определение напряжённого состояния оборудования РУ ВВЭР по показаниям наружных температурных датчиков с применением методов машинного обучения

И.А. Дерябин, В.В. Королев, С.В. Курбатова, М.М. Курносов, Г.С. Сорокин,
АО ОКБ “ГИДРОПРЕСС”, 142103, Подольск, Московская обл., ул. Орджоникидзе, д. 21

Статья поступила в редакцию 31.07.2025

После доработки — 01.09.2025

Принята к публикации 03.09.2025

В статье рассмотрено применение нейронной сети для расчёта напряжений в контрольных точках оборудования и трубопроводов РУ с ВВЭР. Приведены основные аспекты построения расчётных моделей и их возможные модификации. Результаты, полученные на тестовых примерах, свидетельствуют о высокой точности решения. Показано, что приведение нейросетевой расчётной модели к рекуррентному виду положительно сказывается на её устойчивости к возмущениям в исходных сигналах. Приведённый подход может использоваться как при оценке ресурса узлов РУ, так и при определении реальных нагружающих факторов при обосновании целостности оборудования.

Ключевые слова: ВВЭР, оборудование, напряжения, обратная задача термоупругости, нейронная сеть.

Application of Machine Learning Methods for VVER Equipment Stress Calculation Based on External Thermocouples. *I.A. Deryabin, V.V. Korolev, S.V. Kurbatova, M.M. Kurnosov, G.S. Sorokin. OKB Gidropress JSC, 21, Ordzhonikidze str., Podolsk, Moscow region, 142103.*

This article considers application of neural network to calculate stresses at control points in VVER reactor plant equipment and pipelines, and presents the main development aspects and possible modifications of computational models. Respective test calculations are shown to provide highly accurate solutions. It is also shown that converting the neural network model to a recurrent form positively affects its stability relative to input signal disturbances. This approach can be used both to assess the reactor equipment service life and to determine the actual stress factors for equipment strength assessment.

Key Words: VVER, equipment, stress, inverse thermoelastic problem, neural network.

EDN: UJTMEI

Введение

В соответствии с нормативными документами на действующих энергоблоках с реакторной установкой (РУ) типа ВВЭР должен проводиться постоянный контроль нагружающих факторов и приведённых напряжений в оборудовании и трубопроводах. Для их оценки в наиболее нагруженных (контрольных точках) на энергоблоках используется система автоматизированного контроля остаточного ресурса. Одним из функционалов данной системы является расчёт приведённых напряжений в контрольных точках по формуле [1]

$$S = S_0 + \int_0^t S_T(t - \tau) \frac{\partial T(\tau)}{\partial \tau} d\tau, \quad (1)$$

где S_0 — напряжение, вызванное избыточным внутренним давлением и температурными деформациями при однородной температуре по толщине стенки, МПа; $S_T(t - \tau)$ — базовая функция, характеризующая напряжения, вызванные единичным температурным возмущением на внутренней поверхности оборудова-

ния, МПа/°C; T — текущая температура теплоносителя, °C.

Системой автоматизированного контроля остаточного ресурса в качестве входных сигналов используются штатные датчики термоконтроля из состава АСУ ТП, расположенные как в потоке теплоносителя (погружные), так и на внешней поверхности узлов. Так как контрольные точки, которые выбираются по результатам расчётов по обоснованию прочности из условия максимальной предполагаемой повреждаемости, могут располагаться в оборудовании как на внутренней поверхности, так и в толще металла, то задача определения в них напряжений при отсутствии данных по температуре теплоносителя является обратной задачей термоупругости. Решение таких задач связано с определёнными трудностями ввиду их некорректной постановки.

Первое слагаемое в выражении (1) линейно зависит от общих параметров установки и может быть предварительно рассчитано для каждого узла индивидуально по напряжённому состоянию в нескольких стационарных режимах

работы. Второе слагаемое отвечает за локальные термические напряжения и использует интеграл Дюамеля для определения зависимости между температурой теплоносителя и искомым значением напряжения в контролируемой точке через базисную функцию. Коэффициенты, входящие в данную функцию, в общем случае зависят от скорости изменения температуры теплоносителя (исходного возмущения) и вида возмущения внутри оборудования. Например, если в процессе поиска коэффициентов была использована ступенчатая функция, тогда результирующие напряжения будут завышены в случае фактического изменения температуры с меньшей интенсивностью. В связи с этим получение обобщающей зависимости затруднительно и требуется составления базы коэффициентов. Стоит также отметить, что приведённые напряжения (особенно на зафиксированной площадке) напрямую могут не отражать изменение температуры, так как они по определению являются комбинацией компонентов тензора напряжений, а значит, такой подход теряет физическую обоснованность.

При отсутствии данных по температуре теплоносителя вблизи рассматриваемого узла решается обратная задача теплопроводности с использованием интеграла Дюамеля и дельта-функции Дирака. Необходимо отметить, что данный подход применим только для линейных и одномерных задач теплопроводности. В качестве известного параметра при этом выступает температура на наружной поверхности, полученная с помощью поверхностного датчика. Такой подход является неустойчивым и требует дополнительной регуляризации путём введения сглаживающих шагов. Получаемая в результате решения температура на внутренней поверхности принимается равной температуре теплоносителя и, таким образом, не учитывает интенсивность теплообмена между теплоносителем и внутренней стенкой.

В данной работе рассматривается принципиально иной подход к определению напряжений, а именно через построение обобщённых зависимостей между напряжениями и температурами с помощью такого метода машинного обучения, как нейронная сеть [2]. Разрабатываемая методика потенциально увеличит точность расчёта напряжений, а также позволит расширить функционал системы контроля ресурса.

Отметим, что построение алгоритмов расчёта напряжений, связанных с непосредственным решением дифференциальных уравнений

[3, 4], затруднительно, так как среди рассматриваемого оборудования могут быть узлы со сложной геометрией, а свойства материала могут существенно зависеть от температуры. Кроме того, скорость получения решения такими алгоритмами существенно ниже, чем с использованием предлагаемого подхода, что делает их применение затруднительным в системах, работающих в реальном времени.

Общие подходы к построению расчётных моделей

Для определения приведённых напряжений в заданной произвольной точке любого оборудования первоначально необходимо определить изменение всех шести компонентов тензора напряжений в зависимости от времени. При этом нас не интересует их координатное распределение в оборудовании в целом, например, по толщине стенки. Рассмотрим задачу определения компонента тензора напряжений на конечном отрезке времени в произвольной точке оборудования по показаниям одного температурного датчика, расположенного на наружной поверхности, которая имеет тепловую изоляцию. На внутреннюю поверхность воздействует теплоноситель, при этом её температура изменяется по некоторому неизвестному закону $T_b(t)$. В начальный момент времени температурное поле является однородным. Примем, что оборудование не нагружено давлением, отсутствуют напряжения, связанные с закреплениями, а значит, присутствуют лишь локальные температурные напряжения, вызванные неоднородным температурным полем в металле. Схематично такая постановка задачи, которая, вообще говоря, является некорректной ввиду отсутствия граничного условия на внутренней поверхности, приведена на рис. 1.

Рассмотрим зависимость температуры и искомого напряжения от времени в виде дискретного набора данных на временной сетке с постоянным шагом Δt по времени. Пусть S_{kj}^i и T_n^i — компоненты тензора напряжений на внутренней поверхности и значение температуры на наружной поверхности в момент времени i . Если нам известны значения T_n^i на некотором прошедшем промежутке времени $n\Delta t$, где n — целое число, то искомая функция может быть выражена следующим образом:

$$S_{kj}^i = f\left(T_n^{i-1}, T_n^{i-2}, T_n^{i-3}, \dots, T_n^{i-n}\right). \quad (2)$$

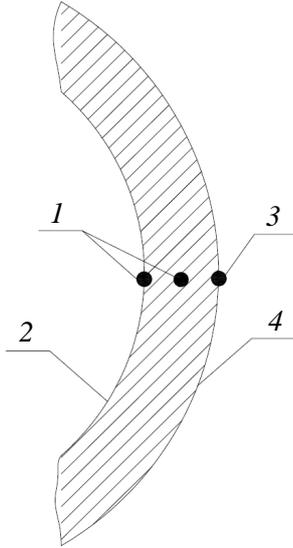


Рис. 1. Общая постановка задачи: 1 — неизвестные значения напряжения; 2 — внутренняя поверхность; 3 — температура по показаниям датчика; 4 — наружная поверхность (теплоизолированная)

Однако получение зависимости в таком виде затруднительно из-за нарушения причинно-следственных связей и эффекта температурного запаздывания. Изменение напряжений на внутренней поверхности происходит раньше, чем происходят регистрируемые датчиками изменения температуры на наружной поверхности. Перепишем выражение (2) в следующем виде:

$$S_{kj}^i = f\left(T_H^{i+s-1}, T_H^{i+s-2}, T_H^{i+s-3}, \dots, T_H^{i+s-n}\right), \quad (3)$$

где параметр s является целым числом и отвечает за время температурного запаздывания. В такой постановке вычисляемые напряжения соответствуют некоторому моменту времени в прошлом.

Рассмотрим следующий вид зависимости (3), когда искомое значение есть нелинейное преобразование (с помощью гиперболического тангенса¹, например) суммы линейных вкладов от каждого температурного сигнала в составляющую напряжения:

$$S_{kj}^i = \tanh\left(\sum_{l=1}^n w_{kj}^l T_H^{i+s-l} + b_{kj}\right), \quad (4)$$

¹Использование гиперболического тангенса в качестве функции активации обусловлено тем, что такой вид функции хорошо подходит для задач регрессии со сложными зависимостями между входными и выходными данными, когда данные могут быть как положительными, так и отрицательными.

где w_{kj}^l, b_{kj} — некоторые коэффициенты, которые могут быть найдены, если предварительно провести расчёт прямой задачи с произвольными возмущениями на внутренней поверхности. Коэффициенты подбираются из условия минимума при решении нелинейной задачи наименьших квадратов:

$$\sum_{i=1}^N \left(S_{kj}^i \left(w_{kj}^l, b_{kj}, T_H \right) - St_{kj}^i \right)^2 \rightarrow \min, \quad (5)$$

где N — общее число шагов по времени при решении прямой задачи; St_{kj}^i — значение напряжений, полученных при решении прямой задачи. При поиске коэффициентов могут использоваться итерационные методы градиентного спуска первого или второго порядка.

Проведём линейное преобразование функции (4):

$$S_{kj}^i = W_{kj} \tanh\left(\sum_{l=1}^n w_{kj}^l T_H^{i+s-l} + b_{kj}\right) + B_{kj}, \quad (6)$$

где W_{kj}, B_{kj} — подбираемые некоторые коэффициенты.

Таким образом, для определения общего напряжённого состояния в заданной точке необходимо построить шесть подобных функциональных зависимостей. Несложно заметить, что функцию (6) можно представить в виде простейшей нейронной сети прямого распространения, представленной на рис. 2. Данная сеть на входе имеет временную последовательность в виде вектора \mathbf{x} размерностью n :

$$\mathbf{x} = \left[T_H^{i+s-1}, T_H^{i+s-2}, T_H^{i+s-3}, \dots, T_H^{i+s-n} \right].$$

Обозначенные коэффициенты w_{kj}^l, W_{kj}, b_{kj} и B_{kj} являются весами и смещениями сети. В скрытом и выходном слое располагается по одному нейрону с гиперболическим тангенсом и линейной функцией в качестве функции активации соответственно. В качестве функции потерь может использоваться выражение (5).

Построение расчётных моделей подобного рода позволяет использовать широкий матема-

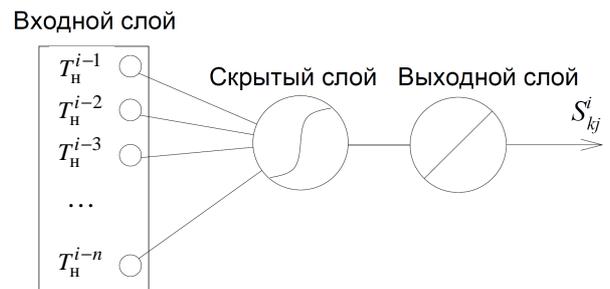


Рис. 2. Нейронная сеть прямого распространения

тический функционал, который используется при обучении нейронных сетей. В первую очередь это относится к методу обратного распространения ошибки, который позволяет определить производные целевой функции по каждому параметру сети для определения направления их смещения в процессе градиентного спуска. Также такой подход позволяет гибко изменять структуру функции (6) путём изменения функций активации, количества входных и выходных сигналов, а также числа нейронов в скрытом слое для достижения большей точности расчёта.

Особенности используемых расчётных моделей

Для решения поставленной задачи на начальном этапе работы рассматривались несколько сетей, способных работать с временными рядами. Среди них имеются сети с радиально-базисными функциями [2] в качестве функций активации и сети LSTM [5], однако из числа рассмотренных наилучшие результаты показала сеть в виде трёхслойного перцептрона (см. рис. 2) как по скорости обучения, так и по точности результатов. Таким образом, подтверждается предположение о том, что зависимость (6) должна использоваться в качестве базовой конфигурации используемых расчётных моделей.

Параметры s и n являются подбираемыми для каждой конкретной точки гиперпараметрами сети. Приблизительное значение параметра s может быть определено по некоторому пороговому числу Fo_t , которое выражается как

$$Fo_t = \frac{as}{\delta^2} \Rightarrow s = \frac{\delta^2 Fo_t}{a}, \quad (7)$$

где a — температуропроводность металла, м²/с; δ — расстояние между рассматриваемой точкой и местом размещения температурного датчика, м. Значение Fo_t в (7), определённое по результатам предварительных расчётов, составляет около 0,05.

Обучение сети можно проводить на прямых задачах, при этом требуемое количество точек в обучающем наборе данных может существенно меняться в зависимости от выбранной точки. В качестве алгоритма градиентного спуска выбран метод Левенберга—Марквардта, в котором смещение параметров модели производится по следующей зависимости:

$$\Delta_{kj} = \left(J^T J + mI \right) J^T \Delta S_{kj}, \quad (8)$$

где J — матрица Якоби, состоящая из первых производных ошибки сети по каждому из её параметров для всех примеров в обучающей выборке; I — единичная матрица; ΔS_{kj} — вектор ошибок сети; m — подбираемый параметр. Данный метод является комбинацией методов Гаусса—Ньютона и сопряжённых градиентов и при этом имеет большую устойчивость и быструю сходимость. Ограничивая произвольный параметр m , можно регулировать скорость спуска и требуемую точность аппроксимации, что может быть полезно для увеличения устойчивости сетей.

В качестве входных данных моделей могут дополнительно выступать как другие известные параметры (давление и температура), так и значения напряжений, полученные на предыдущих шагах по времени. В таком случае нейронная сеть называется рекуррентной и входной вектор для такой сети имеет следующий вид:

$$\mathbf{x} = \left[T_{\text{H}}^{i+s-1}, S_{kj}^{i-1}, T_{\text{H}}^{i+s-2}, S_{kj}^{i-2}, T_{\text{H}}^{i+s-3}, S_{kj}^{i-3}, \dots, T_{\text{H}}^{i+s-n}, \dots, S_{kj}^{i-p} \right], \quad (9)$$

где p — подбираемый целочисленный параметр. Как показывают предварительные расчёты, результаты, получаемые с помощью таких сетей, могут иметь большую устойчивость при наличии возмущений во входных данных.

Одним из основных преимуществ рассматриваемого подхода является то, что аналогичным образом могут быть построены модели, позволяющие:

- решать обратную задачу теплопроводности по определению как температуры на внутренней поверхности $T_{\text{в}}(t)$ [6], так и температуры теплоносителя;

- определять напряжения по показаниям тензометрических датчиков.

Последнее представляет особенный интерес в связи с отсутствием эффекта запаздывания ($s = 0$), что значительно увеличивает точность расчёта.

Конструкция рассматриваемых нейронных сетей может подвергаться различным модификациям без изменения процедуры обучения и тестирования, что удобно при разработке расчётных моделей. В зависимости от задачи увеличение числа нейронов в скрытом слое позволяет:

- проводить расчёт параметров в нескольких точках одновременно;

- рассчитать сразу несколько компонентов тензора напряжений;

- увеличить точность расчёта.

Отдельно нужно упомянуть, что при решении любой некорректно поставленной задачи вопросы устойчивости разрабатываемых алгоритмов к возмущениям во входных данных играют существенную роль. В данном случае такая устойчивость может быть обеспечена либо предварительной обработкой входных сигналов, либо изменениями в структуре модели и способе её обучения.

Тестирование

Для тестирования описанного подхода рассмотрим цилиндр радиусом 30 мм, имеющий на верхнем основании сферический вырез радиусом 10 мм. На поверхность выреза воздействует среда с температурой, изменяющейся во времени. Остальные поверхности являются теплоизолированными. В рамках теста рассматриваются три различных по величине и постоянных во времени коэффициента теплоотдачи для моделирования различной интенсивности теплообмена. Верхнее основание ограничено в перемещениях по вертикали, на остальных поверхностях отсутствуют закрепления. Свойства материала цилиндра принимаются постоянными и соответствуют стали 08X18H10T согласно [7].

В начальный момент времени температура цилиндра однородна и равна 150 °С. Известной величиной является температура поверхности на оси нижнего основания цилиндра, в дальнейшем обозначенная как T . Требуется определить компоненты тензора напряжений в контрольной точке (S_{xx} , S_{yy} , S_{zz} и S_{xy}), расположенной на расстоянии 7 мм от поверхности, контактирующей со средой. Постановка такой осесимметричной задачи схематически приведена на рис. 3.

Обучение нейросетевых расчётных моделей для подбора её параметров (весов и смещений) проводится на решении прямой задачи,

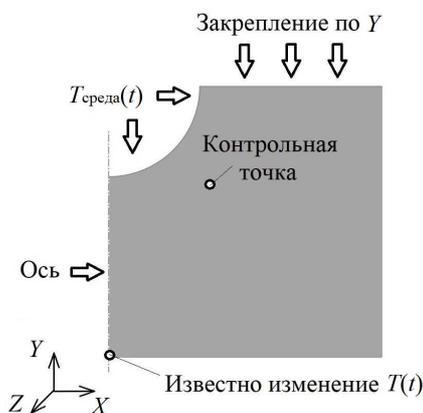


Рис. 3. Постановка тестовой задачи

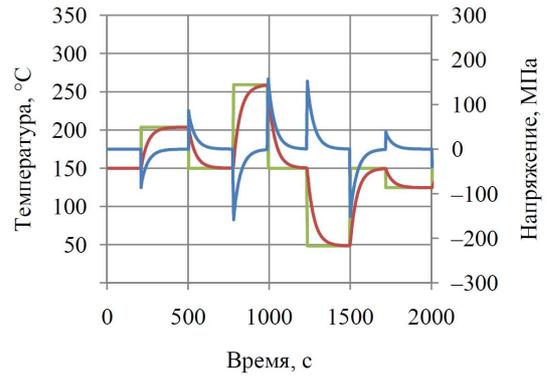


Рис. 4. Фрагмент данных для обучения расчётной модели: — $S_{xx}(t)$; — $T(t)$; — $T_{\text{среда}}(t)$

выполненной с помощью метода конечных элементов. При этом в качестве граничных условий на поверхности выреза задаётся сгенерированный закон изменения случайным образом температуры среды с различными интенсивностью и амплитудой. На рис. 4 приведён фрагмент обучающего набора данных для определения S_{xx} , а также исходное возмущение $T_{\text{среда}}(t)$. Модель, определяющая сразу все компоненты тензора, содержит четыре нейрона в скрытом слое, гиперпараметры s и n равны 5 и 6 соответственно. Шаг по времени составляет 1 с.

На рис. 5 приведены значения температуры среды, заданные для тестовых примеров, а также значение температуры на нижнем основании цилиндра при различных значениях коэффициента теплоотдачи (КТО), которое является входным параметром расчётной модели. Тестам № 1, 2 и 3 соответствуют КТО 2000, 20 000 и 200 000 Вт/(м²·°С). Из представленных графиков на рис. 4 и 5 видно, что тренировочный и тестовый наборы данных имеют существенные различия. На рис. 6 и 7 приведены результаты расчёта, полученные по нейросетевой модели, в сравнении с результатами, полученными при решении прямой задачи с извест-

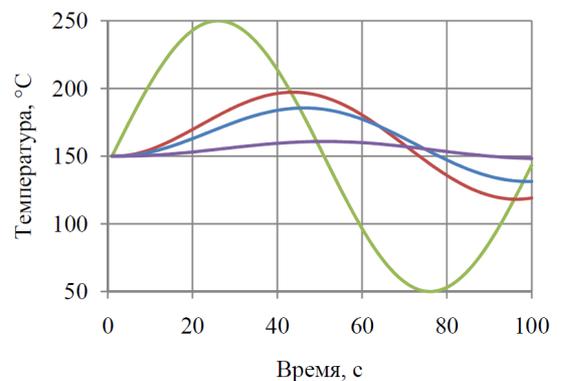


Рис. 5. Температуры в тестовом примере: — $T(t)$, тест № 1; — $T(t)$, тест № 2; — $T(t)$, тест № 3; — $T_{\text{среда}}(t)$

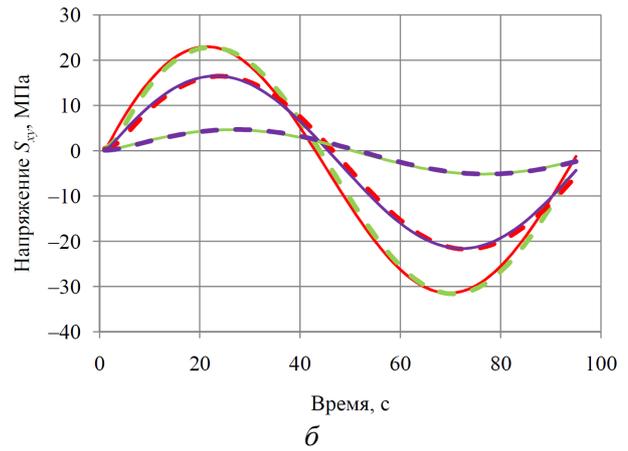
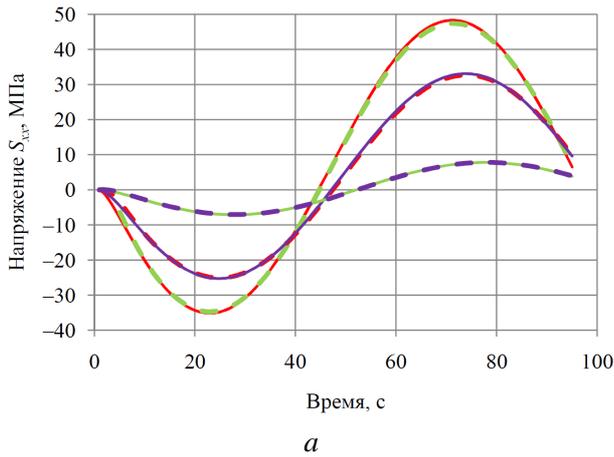


Рис. 6. Результаты: *a* — S_{xx} ; *б* — S_{yy} ; --- расчёт, тест № 1; ——— прямая задача, тест № 1; - - - расчёт, тест № 2; ——— прямая задача, тест № 2; - - - расчёт, тест № 3; ——— прямая задача, тест № 3

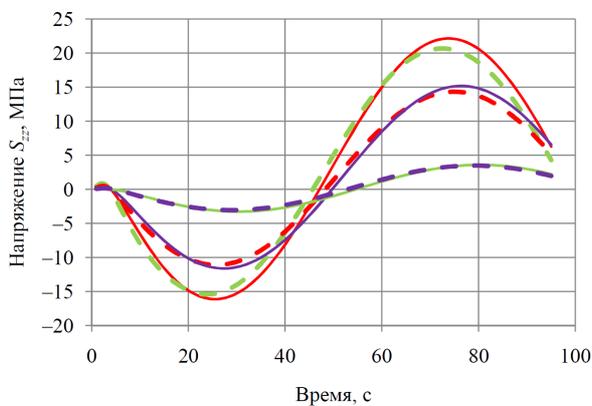


Рис. 7. Результаты расчёта S_{zz} : --- расчёт, тест № 1; ——— прямая задача, тест № 1; - - - расчёт, тест № 2; ——— прямая задача, тест № 2; - - - расчёт, тест № 3; ——— прямая задача, тест № 3

ным граничным условием на поверхности выреза. В данной точке компонент тензора S_{yy} совпадает с S_{xx} и не приведён отдельно на графиках. Максимальное среднеквадратичное отклонение составляет 1,4 МПа, что говорит о высокой точности расчётной модели.

Для тестирования устойчивости полученной расчётной модели к возмущениям во входных данных внесём случайные отклонения в массив T с максимальным значением 0,25 и 0,08 °С, что соответствует стандартному отклонению в $\sigma_1 = 0,15$ °С и $\sigma_2 = 0,05$ °С. Для демонстрации одного из возможных способов увеличения устойчивости была дополнительно построена и обучена рекуррентная нейросетевая расчётная модель со значениями напряжений в массиве входных данных согласно выражению (9). Значение гиперпараметра $p = 4$. В обучающий массив входных данных для такой модели были внесены слабые возмущения амплитудой до 0,05 °С, что в некоторой мере снижает точность аппроксимации, однако позволяет повы-

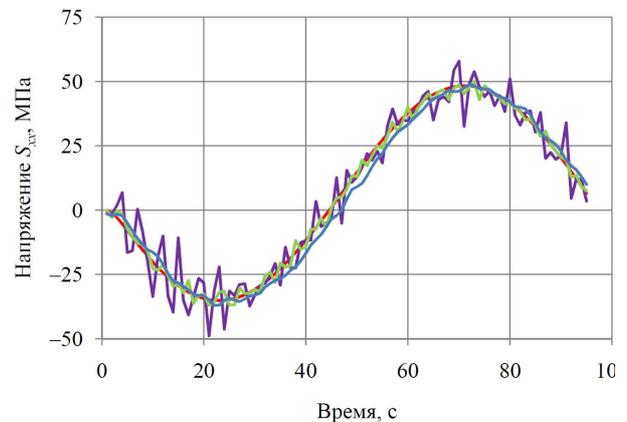


Рис. 8. Результаты расчёта с возмущениями в исходных данных: ——— прямая задача; ——— обычная модель, σ_1 ; ——— обычная модель, σ_2 ; ——— модифицированная модель, σ_1

сить стабильность. На рис. 8 приведены результаты расчёта для напряжения S_{xx} в тесте № 3. Стандартное отклонение первоначальной сети составляет 6,7 и 2,1 МПа при возмущениях σ_1 и σ_2 , а модифицированной — 3,2 МПа при σ_1 .

Видно, что модель, содержащая в себе информацию о напряжениях на предыдущих шагах и обученная на данных, имеющих слабые возмущения, более устойчива к погрешности входных данных и лучше описывает результаты решения прямой задачи.

Заключение

В настоящей статье описан подход к созданию расчётных моделей в виде функциональных зависимостей, позволяющих мгновенно рассчитывать компоненты тензора напряжений в произвольной точке оборудования. Эти компоненты в дальнейшем могут быть использованы для расчёта приведённых напряжений и повреждае-

мости оборудования. Конструкция моделей идентична нейронной сети в виде многослойного перцептрона, что позволяет для поиска неизвестных коэффициентов использовать математический аппарат, разработанный для обучения нейронных сетей. Приведённые в настоящей статье тестовые расчёты, где среднеквадратичное отклонение не превышает 1,4 МПа при общем размахе напряжений от -35 до 48 МПа, показывают высокую точность использованного подхода. Дополнительно рассмотрен вопрос устойчивости, показано, что приведение модели к рекуррентному виду позволяет существенно снизить чувствительность к качеству входных данных, а также увеличить точность расчёта.

Рассмотренная методика может использоваться не только для расчёта напряжений по показаниям температурных датчиков, но и для определения температуры в металле или теплоносителе. Особый интерес представляет использование такого подхода для определения напряжений по показаниям тензометрических датчиков, что позволит отслеживать даже высокочастотные нагрузки на конструкцию.

Стоит отметить, что одним из основных недостатков методики является необходимость обучения моделей для каждой контрольной точки. Кроме того, модели имеют ряд гиперпараметров, которые нуждаются в проведении оптимизационных расчётов.

Использованные в работе подходы могут представлять интерес не только для систем контроля ресурса, но и для получения дополнительной информации об установке во время пусконаладочных работ. При проведении экспериментальных исследований такие расчётные модели могут дать дополнительную информацию по неизвестным заранее граничным условиям при отсутствии датчиков, расположенных в потоке среды или на внутренней поверхности.

Список литературы

1. **Богачев А.В., Дранченко Б.Н., Семишкин В.П., Беркович В.Я.** Развитие системы САКОР-М. — Вопросы атомной науки и техники. Сер. Обеспечение безопасности АЭС. Научно-технический сборник. Вып. № 15. Реакторные установки ВВЭР. Подольск, 2006.
2. **Krejsa J., Woodbury K.A., Ratliff J.D., Raudensky M.** Assessment of strategies and potential for neural networks in the inverse heat conduction problem. — *Inverse Problems in Engineering*, 1999, vol. 7, № 3, p. 197—213.
3. **He Zhili, Ni Futao, Wang Weiguo, Zhang Jian.** A physics-informed deep learning method for solving direct and inverse heat conduction problems of materials. — *Materials Today Communications*, 2021, vol. 28, p. 102719.
4. **Ping Xiong, Jian Deng, Tao Lu, Qi Lu, Yu Liu, Yong Zhang.** A sequential conjugate gradient method to estimate heat flux for nonlinear inverse heat conduction problem. — *Annals of Nuclear Energy*, 2020, vol. 146, p. 107798.
5. **Yinpeng Wang, Nianru Wang, Qiang Ren.** Predicting surface heat flux on complex systems via ConvLSTM. — *Case Studies in Thermal Engineering*, 2022, vol. 33, p. 101927.
6. **Дерябин И.А., Королев В.В., Сорокин Г.С.** Использование рекуррентной нейронной сети для решения обратной задачи теплопроводности применительно к расчету температуры оборудования с ВВЭР. — *Известия вузов. Ядерная энергетика*, 2024, вып. 4, с. 144—154.
7. **Зубченко А.С., Колосков М.М., Каширский Ю.В.** Марочник сталей и сплавов. — М.: Машиностроение, 2003. 784 с.

*Контактная информация —
Дерябин Иван Андреевич,
ведущий инженер-конструктор,
тел.: 8 (4967)65-29-53,
e-mail: Deryabin_IA@grpress.podolsk.ru*

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3,
с. 114—120.

УДК 504.054; 504.3.054; 504.4.054; 539.16.04; 629.039.58

Варианты оценки предварительных значений предельно допустимых выбросов радиоактивных веществ с целью выполнения требований к размеру санитарно-защитной зоны проектируемых АЭС

И.А. Родионов, Д.К. Сапрыкин,

НИЦ “Курчатовский институт”, 123182, Москва, пл. Академика Курчатова, д. 1

Статья поступила в редакцию 05.05.2025

После доработки — 25.08.2025

Принята к публикации 25.08.2025

Основной задачей обоснования безопасности проектируемой АЭС является оценка радиационного воздействия на население при нормальной эксплуатации. В статье представлены оценки значений предельно допустимых выбросов (ПДВ) и возможные варианты установления значений ПДВ на этапе проектирования АЭС с учётом требований к радиусу санитарно-защитной зоны. Рассмотрены варианты определения численных значений ПДВ для проектного источника выброса в соответствии с требованиями действующих санитарных правил, а также рекомендациями руководств по безопасности, методик и правил Ростехнадзора. В статье приведён предварительный перечень радионуклидов, учёт которых необходим на этапе проектирования при отсутствии информации об ожидаемом расчётном выбросе в технической документации.

Показано, что на раннем этапе проектирования возможно оценить и/или ограничиться рассмотрением радиационного воздействия АЭС в режиме нормальной эксплуатации.

Ключевые слова: санитарно-защитная зона, атомные электростанции, радиоактивные вещества, выбросы радиоактивных веществ, предельно допустимые выбросы, радиационная безопасность.

Assessment Options for Preliminary Estimates of Maximum Permissible Radioactive Releases to Comply with Sanitary Protection Zone Size Requirements in NPP Design. *I.A. Rodionov, D.K. Saprykin, NRC “Kurchatov Institute”, 1, Akademika Kurchatova sq., Moscow, 123182.*

The main objective of designed NPP safety analysis is to assess the radiation impact on the population during normal operation. This article presents estimated maximum permissible releases (MPR) and possible options for establishing values thereof at the NPP design stage with account of the required sanitary protection zone size. Options to determine MPR numerical values for a design-basis release source compliant with the effective sanitary rules, as well as with Ros-technadzor safety guidelines, methods and rules are considered. The article also provides a preliminary list of radionuclides to be taken into account at the design stage, if the technical documentation contains no information on the expected estimated release.

It is shown that an assessment and/or analysis of NPP radiation impact in normal operation mode is sufficient at the early design stage.

Key Words: sanitary protection zone, nuclear power plants, radioactive substances, radioactive releases, maximum permissible releases, radiation safety.

EDN: IYDGNL

Введение

В целях защиты населения от воздействия ионизирующего излучения при нормальной эксплуатации АЭС устанавливаются квоты на облучение населения [1], а вокруг АЭС организуются санитарно-защитная зона (СЗЗ) и зона наблюдения, расчёт и обоснование размеров которых выполняются в соответствии с санитарными правилами и нормативами [1, 2].

Важным требованием к строящимся АЭС является ограничение размеров СЗЗ таким образом, чтобы её граница не выходила за пределы промплощадки [2], что выполняется, если в результате воздействия радиационных факторов выделенная объекту квота на облучение

населения за пределами промплощадки при нормальной эксплуатации не превышает.

Ограничение облучения населения осуществляется путём контроля за соблюдением нормативов допустимых выбросов и сбросов [3], которые устанавливаются для каждой АЭС.

Таким образом, требование к проекту СЗЗ для проектируемых АЭС [2] предполагает обоснование размера СЗЗ на основании установленных нормативов или оцененных предварительных значений допустимых выбросов радиоактивных веществ (РВ).

Анализ нормативной документации и современных подходов к обоснованию безопасности, выполненный в [4], показал, что между системами нормативов ПДВ и требованиями к

границе СЗЗ существует связь, а именно совпадающий для их установления дозовый критерий.

В статье [5] показано, что при обосновании безопасности АЭС и установлении пределов по выбросам необходимо учитывать влияние метеоусловий конкретной площадки (совместная повторяемость направлений и скорости ветра при различных категориях устойчивости атмосферы, рельеф поверхности вокруг АЭС, средняя температура воздуха и т.д.).

Целью настоящей работы было показать, что при соблюдении действующих нормативов на этапе проектирования АЭС при помощи расчёта ПДВ можно обосновать, что потенциальное радиационное воздействие проектируемой АЭС не будет превышать значения квоты за пределами промплощадки.

В качестве фактора загрязнения в данной статье рассматривается радиационное воздействие АЭС, поэтому под СЗЗ¹ понимается барьер на пути распространения радиоактивной примеси.

Оценка радиационной безопасности для проектируемых и/или находящихся на этапе строительства АЭС

Санитарно-защитная зона. Основанием для создания СЗЗ вокруг радиационного объекта является превышение годового предела эффективной дозы населения 1 мЗв/год либо квоты предела годовой дозы облучения, выделенной на объект вблизи источника выброса [2], при этом на её границе

$$E_i(x = R_{СЗЗ}^i) = \delta, \quad i = 1, \dots, n, \quad (1)$$

где $E_i(x)$ — годовая эффективная доза на население в i -м секторе направления ветра; δ — квота предела годовой эффективной дозы; x — расстояние от источника выбросов; $R_{СЗЗ}^i$ — радиус СЗЗ сектора направления ветра; n — количество секторов направлений ветра.

Важно отметить:

— такой способ установления границ (размера) СЗЗ применяется при условии преобладания газоаэрозольных выбросов [2];

¹Далее в статье под требованиями к СЗЗ понимаются указанные в [2] требования, а именно превышение на внешней границе СЗЗ квоты предела годовой эффективной дозы облучения населения от газоаэрозольных выбросов в окружающую среду (далее — ОС).

— в случае, если $E_i \leq E_\delta$ за пределами промплощадки, внешняя граница СЗЗ может быть проведена по ней;

— условием определения границы СЗЗ в соответствии с действующими на территории РФ правилами (см. статью 1 [6]) является радиационное воздействие только в режиме нормальной эксплуатации [4].

Нормативы допустимых выбросов и сбросов РВ. Помимо изъятия из общего пользования земель, на которых вследствие воздействия АЭС в процессе нормальной эксплуатации может наблюдаться повышенный радиационный фон, параллельно при эксплуатации АЭС осуществляется контроль за поступлением РВ в ОС, в рамках которого на объекте устанавливаются:

— контрольные уровни, которые позволяют следить за значениями выброса РВ с целью не превышения значений допустимых выбросов [1, 7];

— значения допустимых выбросов, являющиеся критерием выполнения принципа оптимизации защиты АЭС и выполнения требования по не превышению минимально значимой дозы 10 мкЗв/год (пункты 5.10, 5.11 и 5.21 [1]);

— нормативы ПДВ, сигнализирующие о достижении квоты на облучение населения на границе СЗЗ и выходе за рамки режима нормальной эксплуатации [1];

— нормативы допустимых сбросов, сигнализирующие о достижении квоты, установленной на данный радиационный фактор.

В данной статье сбросы РВ в водные объекты не рассматриваются.

В соответствии с [8] для источника, суммарный выброс которого без учёта рассеивания создаёт индивидуальную годовую эффективную дозу более 10 мкЗв, оценка численных значений ПДВ производится по формуле

$$\text{ПДВ}^r = \frac{\xi_r \delta}{\sum_r \xi_r \varphi_r(x^{\max}, y^{\max})}, \quad (2)$$

где $\varphi_r(x, y)$ — функционал, связывающий активность выброса с годовой эффективной дозой облучения, Зв/Бк; (x^{\max}, y^{\max}) — координаты критической точки местности; ξ_r — относительный вклад каждого радионуклида r (Q_r) в общую активность его выброса, определяемый по формуле

$$\xi_r = \frac{Q_r}{\sum_r Q_r}, \quad (3)$$

где Q_r — годовой выброс r -го радионуклида.

Опираясь на формулу (2), можно сделать следующие выводы:

— при активности РВ для рассматриваемого источника выбросов на уровне ПДВ создаваемая годовая доза в критической точке местности не превысит установленную квоту на облучение от газоаэрозольного выброса;

— непревышение квоты во всех точках вокруг АЭС позволяет провести границу СЗЗ по границе промплощадки [2].

Таким образом, полученные по формуле (2) значения ПДВ удовлетворяют санитарным требованиям к размеру СЗЗ [2, 4, 6].

Поэтому для новых АЭС целесообразно начинать разработку проекта СЗЗ в части определения и обоснования её размера на основании нормативов или оцененных численных значений ПДВ РВ.

Рассмотренный подход к контролю и обеспечению радиационной безопасности применяется при нормальной эксплуатации при наличии фактических данных о составе и количестве радионуклидов в выбросах, производимых с объекта.

Однако установление необходимых параметров и характеристик для новых станций осуществляется на этапах, предшествующих эксплуатации [1, 9], и при отсутствии фактических данных о выбросах РВ в ОС.

На примере гипотетического источника выбросов (вентиляционная труба высотой 100 метров), расположенного на площадке проектируемой АЭС, проведём анализ возможности установления СЗЗ в пределах границы промплощадки на основании предварительных значений ПДВ.

Проведём анализ для площадки Курской АЭС-2, на которой реализуется новый проект ВВЭР-ТОИ, и для площадки Кольской АЭС-2, рассматриваемой для реализации нового проекта АЭС средней мощности.

Для определения параметров распространения примеси в ОС и создаваемой дозовой нагрузки на население были использованы соотношения, рекомендованные в [10].

Для Курской АЭС-2 приняты метеопараметры, указанные в Главе 2 ООБ энергоблока № 1, для Кольской АЭС-2 используются статистические данные по совместным повторяемым градициям скорости и направления ветра аэрологической станции Кандалакша (1978—2021 гг.), а также температура и количество осадков из [11].

Рассмотрим два возможных варианта для проектного выброса:

1. Предполагаемый состав выброса радионуклидов отсутствует в технической документации (Вариант 1);

2. В проектной документации приведён предполагаемый состав выброса радионуклидов при нормальной эксплуатации (Вариант 2).

Рассмотрим применение Варианта 1 для анализа радиационного воздействия Кольской АЭС-2 на население и оценки степени необходимых мер защиты.

При отсутствии информации о составе и активности радионуклидов, входящих в ожидаемый и/или теоретический выброс, на базе действующей нормативной документации в области нормирования и регулирования выбросов РВ в ОС для определения исходных значений может быть рассмотрена следующая цепочка действий.

Определение состава выброса. Для учёта требований [1] предположим, что состав выброса представлен перечнем радионуклидов, характерных для АЭС с реактором ВВЭР (инертный радиоактивный газ (ИРГ), ^{131}I , ^{60}Co , ^{134}Cs , ^{137}Cs), в который дополнительно с учётом современной практики контроля за поступлением РВ в ОС [12—14] включим ^3H и ^{14}C .

Важно отметить, что приведённые в [1] численные значения ПДВ (допустимых выбросов) не были использованы по следующим причинам:

— отсутствие прямой связи с достижением квоты (минимально значимой дозы) на территории от приведённых выбросов радионуклидов;

— отсутствие учёта особенностей метеоусловий площадки размещения [5] в силу их общего задания для всех АЭС с реакторами ВВЭР;

— в отдельных направлениях ветра (юго-юго-западное, юго-западное, северо-северо-западное) точка достижения квоты находится на расстоянии, превышающем 800 метров (см. рисунок), что потребует организации СЗЗ, не соответствующей требованию санитарных правил [2].

Активность возможного выброса и оценка предварительных значений ПДВ. При допущении о равном вкладе каждого нуклида в формирование годовой эффективной дозы у критической группы населения и использовании метода объединения источников

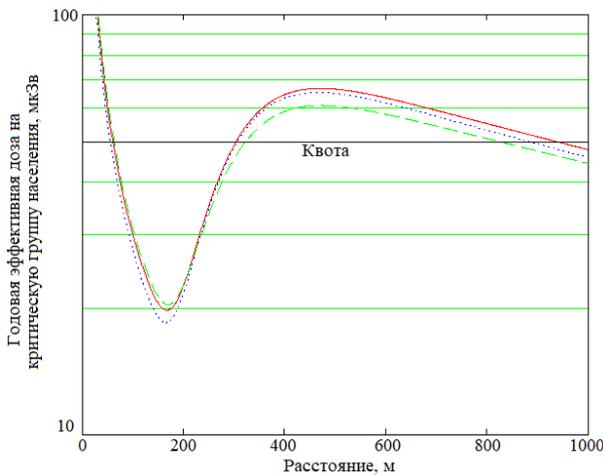


График зависимости годовой эффективной дозы на население, создаваемой выбросом на уровне ПДВ из СП АС-03 [1]: — юго-юго-западное направление; ···· — юго-западное направление; - - - - — северо-северо-западное направление

для оценки ПДВ² [11, 15] с учётом, что граница СЗЗ совпадает с границей промплощадки, можно оценить выброс и параметр ξ_r (табл. 1) для дальнейшей оценки предварительных значений ПДВ (табл. 2) с помощью формулы (2).

Таблица 1. Оценка относительного вклада каждого радионуклида в общую активность и предварительные значения ПДВ, оцененные методом объединения источников

Радионуклид	ПДВ _r , Бк	ξ_r
ИРГ	$1,20 \cdot 10^{16}$	0,531
¹³¹ I	$1,92 \cdot 10^{11}$	$8,48 \cdot 10^{-6}$
⁶⁰ Co	$1,26 \cdot 10^{11}$	$5,58 \cdot 10^{-6}$
¹³⁴ Cs	$1,25 \cdot 10^{11}$	$5,51 \cdot 10^{-6}$
¹³⁷ Cs	$4,05 \cdot 10^{10}$	$1,79 \cdot 10^{-6}$
³ H	$1,05 \cdot 10^{16}$	0,462
¹⁴ C	$1,46 \cdot 10^{14}$	$6,44 \cdot 10^{-3}$

Таблица 2. Предварительные значения ПДВ для площадки Кольской АЭС-2

Радионуклид	ПДВ, Бк
ИРГ (любая смесь)	$1,72 \cdot 10^{15}$
¹³¹ I	$2,74 \cdot 10^{10}$
⁶⁰ Co	$1,80 \cdot 10^{10}$
¹³⁴ Cs	$1,78 \cdot 10^{10}$
¹³⁷ Cs	$5,79 \cdot 10^9$
³ H	$1,50 \cdot 10^{15}$
¹⁴ C	$2,08 \cdot 10^{13}$

² Данный метод допустим при разработке проектов ПДВ [15]. Однако, как отмечается в [11, 15], приведённый способ определения численных значений ПДВ может привести к чрезмерно консервативным значениям. Поэтому во избежание чрезмерной консервативности полученные значения выброса применяются только как промежуточные.

Таким образом, исходя из требования о непревышении квоты на облучение населения и предположения о равном участии каждого нуклида в формировании годовой эффективной дозы, с помощью комбинации действующих методик оценки ПДВ [8, 11, 15] могут быть оценены предварительные значения ПДВ в отсутствие расчётной информации в технической документации на ранних стадиях проектирования.

Рассмотрим применение Варианта 2 для оценки предварительных численных значений нормативов ПДВ для площадки Курской АЭС-2.

При наличии установленного расчётного годового выброса при нормальной эксплуатации АЭС в проектной документации (табл. 3) используем процедуру определения ПДВ, описанную в [8, 10].

Таблица 3. Суммарный годовой расчётный выброс радионуклидов с одного блока при нормальной эксплуатации

Радионуклид	Суммарный годовой выброс при нормальной эксплуатации, Бк
⁸⁵ Kr	$1,05 \cdot 10^{12}$
^{85m} Kr	$3,32 \cdot 10^{11}$
⁸⁷ Kr	$1,49 \cdot 10^{11}$
⁸⁸ Kr	$6,76 \cdot 10^{11}$
⁸⁹ Kr	$5,67 \cdot 10^8$
⁹⁰ Kr	$9,19 \cdot 10^6$
¹³³ Xe	$1,08 \cdot 10^{13}$
¹³⁵ Xe	$1,55 \cdot 10^{12}$
¹³⁸ Xe	$1,32 \cdot 10^{10}$
¹³¹ I	$5,51 \cdot 10^8$
¹³² I	$1,52 \cdot 10^8$
¹³³ I	$7,18 \cdot 10^8$
¹³⁴ I	$3,10 \cdot 10^7$
¹³⁵ I	$2,76 \cdot 10^8$
¹³⁴ Cs	$3,04 \cdot 10^7$
¹³⁷ Cs	$5,37 \cdot 10^7$
⁹⁰ Sr	$2,55 \cdot 10^3$
⁶⁰ Co	$2,65 \cdot 10^6$
⁵⁵ Fe	$4,00 \cdot 10^5$
⁸⁹ Sr	$4,26 \cdot 10^5$
³ H	$5,87 \cdot 10^{12}$
¹⁴ C	$3,24 \cdot 10^{11}$

Исходя из значений проектного выброса, можно оценить годовую эффективную дозу, создаваемую без учёта рассеивания, относительный вклад нуклида в формирование этой дозы и для тех радионуклидов, суммарный вклад которых в годовую эффективную дозу составляет 99%, определить значения ПДВ.

Определяя по формуле (3) ξ_r и используя формулу (2), были оценены предварительные значения ПДВ для Курской АЭС-2 (табл. 4).

Таблица 4. Предварительные численные значения ПДВ для Курской АЭС-2

Радионуклид	ПДВ, Бк
^3H	$1,46 \cdot 10^{15}$
^{14}C	$8,06 \cdot 10^{13}$
ИРГ (любая смесь)	$3,63 \cdot 10^{15}$
^{131}I	$1,37 \cdot 10^{11}$
^{134}Cs	$7,56 \cdot 10^9$
^{137}Cs	$1,34 \cdot 10^{10}$

Можно сделать вывод, что при установлении ПДВ на уровне полученных предварительных численных значений (см. табл. 4) за пределами промплощадки будет выполняться условие радиационной безопасности населения, что, в свою очередь, не потребует изъятия дополнительной территории для организации СЗЗ. Стоит отметить, что в соответствии с полученным результатом по ряду радионуклидов (ИРГ, ^{131}I , ^{134}Cs , ^{137}Cs) в качестве предварительных численных значений ПДВ могут быть приняты значения из [1] как более консервативные.

Обсуждение результатов

Одинаковые дозовые критерии для установления границы СЗЗ и нормативов ПДВ позволяют обосновать такой уровень радиационного воздействия на население при нормальной эксплуатации, для которого не потребуются организация СЗЗ за пределами промплощадки.

Данное обстоятельство делает возможным для соответствия требованиям [2] производить разработку проекта СЗЗ для будущих проектов АЭС на основе уже подготовленного проекта нормативов выбросов [4].

Из предложенных способов оценки предварительных значений ПДВ наиболее предпочтительным является Вариант 2, так как не требует дополнительных предположений о радионуклидном составе выброса.

Таким образом, установление нормативов ПДВ на ранних этапах проектирования с учётом метеоусловий позволяет выполнить требования санитарных правил [1, 2] о радиационной безопасности населения для будущих площадок проектируемых АЭС.

Дополнительно важно отметить следующее:

— полученные численные значения нормативов ПДВ, приведённые в табл. 1, могут быть

установлены для АЭС при её эксплуатации с соблюдением условия

$$\sum_s \sum_r \frac{Q_{s,r}}{\text{ПДВ}_{s,r}} \leq 1,$$

где $\text{ПДВ}_{s,r}$ — предельно допустимый выброс радионуклида r из источника s ; $Q_{s,r}$ — фактический годовой выброс радионуклида r из источника s ;

— рассмотренные варианты для Кольской АЭС-2 и Курской АЭС-2 показывают, что значения ПДВ РВ из [1] могут применяться для проектируемых АЭС при условии их консервативности по отношению к расчётным значениям доз облучения населения в условиях нормальной эксплуатации, полученным для конкретных условий площадки при обосновании потенциального радиационного воздействия;

— рассмотренный в статье перечень радионуклидов как для площадки Кольской АЭС-2, так и для площадки Курской АЭС-2 не является окончательным и по мере необходимости может быть дополнен отдельными радионуклидами (например, ^{110m}Ag , ^{54}Mn , ^{24}Na и т.д.).

Также, помимо непрерывных выбросов из вентиляционной трубы в условиях работы РУ на мощности, при анализе воздействия в условиях нормальной эксплуатации рассматриваются кратковременные выбросы РВ в результате расхолаживания и разуплотнения РУ, для учёта которых [16] с целью непревышения квоты и/или минимально значимой дозы может потребоваться корректировка значений ПДВ. Данное обстоятельство, а также перечень необходимых радионуклидов для оценки предварительных значений ПДВ на этапе подготовки проектной документации будут являться предметом будущего исследования.

Заключение

В работе показано, что в соответствии с действующими нормативными документами и руководствами по безопасности рассчитанное с помощью предварительной оценки ПДВ РВ на этапе проектирования потенциальное радиационное воздействие АЭС не будет превышать значения квоты предела годовой эффективной дозы облучения населения за пределами промплощадки.

Полученные значения ПДВ с учётом проделанной работы в [5] и в соответствии с выводами статьи [4] указывают на важность оценки ПДВ для проектируемых АЭС на раннем этапе проектирования с целью проверки возможно-

сти для конкретной площадки выполнения требования о совпадении СЗЗ с границей промплощадки.

Дополнительно на основании действующих нормативных документов и сложившейся практики контроля радиационной обстановки предложен перечень радионуклидов, который может быть учтён на этапе проектирования при отсутствии информации об ожидаемом расчётном выбросе в технической документации.

Работа выполнена за счёт средств государственного задания НИЦ “Курчатовский институт”.

Список литературы

1. **Санитарные** правила проектирования и эксплуатации атомных станций (СП АС-03). СанПиН 2.6.1.24-03.
2. **Санитарно-защитные** зоны и зоны наблюдения радиационных объектов. Условия эксплуатации и обоснование границ (СП СЗЗ и ЗН-07). СП 2.6.1.2216-07.
3. **Федеральные** нормы и правила в области использования атомной энергии. Общие положения обеспечения безопасности атомных станций. НП-001-15. Утв. приказом Ростехнадзора от 17.12.2015 № 522.
4. **Курындин А.В., Шаповалов А.С., Орлов М.Ю., Иванов Е.А., Строганов А.А., Тимофеев Н.Б.** Соответствие между размерами санитарно-защитной зоны и предельно допустимыми выбросами радиоактивных веществ атомных станций в атмосферу. — Ядерная и радиационная безопасность, 2024, № 2 (112), с. 5—16; doi: 10.26277/SECNRS.2024.112.2.001.
5. **Родионов И.А., Сапрыкин Д.К.** Варианты определения границы (радиуса) санитарно-защитной зоны в зависимости от климатических условий и установленных нормативов предельно допустимых выбросов. — Там же, 2024, № 4 (114), с. 58—66; doi: 10.26277/SECNRS.2024.114.4.004.
6. **О радиационной** безопасности населения. Федеральный закон от 09.01.1996 № 3-ФЗ.
7. **Руководство** по безопасности при использовании атомной энергии. Рекомендации по методам и средствам контроля за выбросами радиоактивных веществ в атмосферный воздух. РБ-135-17. Утв. приказом Ростехнадзора от 30.08.2017 № 347.
8. **Методика** разработки и установления нормативов предельно допустимых выбросов радиоактивных веществ в атмосферный воздух (ПДВ-2012). Утв. приказом Ростехнадзора от 07.11.2012 № 639.
9. **Об утверждении** Правил разработки и установления нормативов допустимых выбросов радиоактивных веществ, нормативов допустимых сбросов радиоактивных веществ, а также выдачи разрешений на выбросы радиоактивных веществ, разрешений на сбросы радиоактивных веществ. Постановление Правительства Российской Федерации от 02.02.2024 № 99.
10. **Руководство** по безопасности при использовании атомной энергии. Рекомендуемые методы расчета параметров, необходимых для разработки и установления нормативов предельно допустимых выбросов радиоактивных веществ в атмосферный воздух. РБ-106-21. Утв. приказом Ростехнадзора от 30.08.2021 № 288.
11. **Разработка** и установление нормативов предельно допустимых выбросов радиоактивных веществ атомных станций в атмосферный воздух (ПДВ АС-2016). МТ 1.2.1.15.1176-2016.
12. **Отчет** по экологической безопасности за 2023 год. Балаковская АЭС. Госкорпорация “Росатом”.
13. **Отчет** по экологической безопасности за 2023 год. Ростовская АЭС. Госкорпорация “Росатом”.
14. **Отчет** по экологической безопасности за 2023 год. Калининская АЭС. Госкорпорация “Росатом”.
15. **Курындин А.В., Шаповалов А.С., Строганов А.А., Орлов М.Ю., Тимофеев Н.Б., Коришников А.В. и др.** Методическое пособие по вопросам регулирования выбросов и сбросов радиоактивных веществ в окружающую среду. 2-е издание, переработанное и дополненное. Труды “НТЦ ЯРБ”. — М.: ФБУ “НТЦ ЯРБ”, 2023. 449 с., ил.
16. **Курындин А.В., Шаповалов А.С., Иванов Е.А., Тимофеев Н.Б., Поляков Р.М.** Учет кратковременных повышенных выбросов при нормировании выбросов радиоактивных веществ в атмосферный воздух. — Ядерная и радиационная безопасность, 2024, № 4 (114), с. 67—79; DOI: 10.26277/SECNRS.2024.114.4.005.

Контактная информация —
Родионов Иван Алексеевич,
научный сотрудник,
тел.: 8(919)776-30-61,
e-mail: Rodionov_IA@nrcki.ru

Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3,
с. 121—126.

Правила оформления статей

Статьи, представляемые в редакцию журнала, должны быть оригинальными, неопубликованными ранее в других печатных или электронных изданиях. К авторским оригиналам предъявляются следующие требования:

1. Статья должна предоставляться **в электронном виде** в редакторе Word 97 или более поздних версий, **текст набирается шрифтом № 12 Times New Roman, межстрочный интервал — полуторный. Кавычки** в тексте ставятся **при английской раскладке клавиатуры (“...”)**. Текст не форматируется, в качестве имени файла используется ФИО первого автора статьи.

2. Статья должна быть составлена в следующем порядке: индекс УДК, **заглавие** (должно быть конкретным, точно определять содержание статьи), **инициалы и фамилии авторов, место работы каждого автора с почтовым адресом**, содержательная **аннотация** (актуальность, постановка проблемы, пути ее решения, результаты, выводы — **всего 8—12 строк**), **ключевые слова** (всё перечисленное **на русском и английском языках**), **текст статьи** с таблицами и рисунками по тексту, **список литературы**.

Структура научной статьи:

— **Введение.** Обоснование актуальности темы; характеристика имеющихся на эту тему работ; определение целей, задач и методов исследования;

— **Основная часть.** Содержание статьи должно быть кратким и чётким. Исключаются общие рассуждения, известные положения. Не допускается дублирование материала в тексте, таблицах, подрисуночных подписях. Необходимо соблюдать единообразие в написании терминов, наименований физических величин и единиц измерения, условных обозначений, сокращений, символов. Наименования и обозначения единиц физических величин необходимо приводить в системе СИ;

— **Заключение.** Подведение и обобщение итогов исследования; сопоставление полученных результатов с результатами других аналогичных исследований; выводы о достижении цели исследования; возможность и эффективность практического использования полученных результатов; задачи дальнейших исследований.

3. Необходимо обращать внимание на **написание прописных и строчных букв: русские и греческие буквы (а, б, в, а, β, γ, φ и т.д.) набираются прямо, а латинские (x, y, z, w и т.д.) — курсивом.** Те же требования нужно соблюдать при написании индексов и степеней в формулах. **Обозначения матриц и векторов набираются полужирным шрифтом прямо.** Формулы, включённые в строки текста, следует набирать без увеличения интервала между строками, например, b/d , $\exp(x/e)$.

4. Таблицы нумеруются по порядку упоминания их в тексте арабскими цифрами, **каждая таблица должна иметь заголовок.** Сокращения в графах таблицы не допускаются. В тексте необходимы ссылки на все таблицы.

5. Формулы пишутся с красной строки по центру, нумеруются арабскими цифрами, номер ставится с правой стороны колонки в круглых скобках. **Нумеровать следует только те формулы и уравнения, на которые есть ссылка в последующем изложении.** Формулы выполняются в редакторе MathType при невозможности набора на клавиатуре (x_n^2 , y_m^n , \sqrt{x} , $\int_0^1 x$, $\frac{1}{y}$ и т.д.). Подстрочные и надстрочные индексы вводятся с клавиатуры (x_3 , км^2 и т.д.), греческие буквы вставляются через Меню *Вставка* → *символ*. **Не принимаются** статьи, в которых формулы набраны в других редакторах.

6. **Рисунки включаются в текст, а также представляются в отдельных файлах** в формате jpg, tif с разрешением не менее 300 dpi. На рисунках допускается минимальное число обозначений — краткие цифровые (по порядку номеров слева направо или по часовой стрелке) или буквенные обозначения; эти обозначения набираются *курсивом*. Все пояснения выносятся в подрисуночные подписи. Внутренние надписи на рисунках набираются прямым шрифтом № 10 на русском языке. Внизу каждого рисунка должны быть приведены его номер и подрисуночная подпись шрифтом № 10. При наличии нескольких различных графиков на одном рисунке каждый из них обозначается русскими буквами курсивом *a*, *b*, *v* и т.д. и расшифровывается (весь шрифт Times New Roman).

Рисунки оформляются так, чтобы они были пригодны для публикации в чёрно-белом исполнении в переводной англоязычной версии журнала. В тексте необходимы ссылки на все рисунки.

7. Ссылки на литературу в тексте даются по порядку арабскими цифрами в квадратных скобках. **Список литературы составляется в той же последовательности, в которой приводятся ссылки на литературу.** Фамилии и инициалы авторов набираются полужирным курсивом.

8. Список литературы следует оформлять в соответствии с Государственным стандартом “Библиографическая ссылка” (ГОСТ Р 7.0.5—2008), в частности, необходимо указать:

а) для журнальных статей — фамилии и инициалы **всех** авторов, название статьи, название журнала (без кавычек), год, том, выпуск, номер, страницы;

б) для книг — фамилии и инициалы **всех** авторов, полное название книги, место издания, издательство (без кавычек), год издания;

в) для авторефератов диссертаций — фамилию и инициалы автора, название автореферата диссертации, на соискание какой учёной степени написана диссертация, место и год защиты;

г) для препринтов — фамилии и инициалы **всех** авторов, название препринта, наименование издающей организации, шифр и номер, место и год издания;

д) для патентов — фамилии и инициалы **всех** авторов, название патента, страну, номер и класс патента, дату и год заявления и опубликования патента;

е) для отчётов — фамилии и инициалы **всех** авторов, название отчёта, инвентарный №, наименование организации, год выпуска;

ж) для электронных источников — полный электронный адрес (включая дату обращения к источнику), позволяющий обратиться к публикации.

Список литературы должен в достаточной мере отражать современное состояние дел в исследуемой области и **не быть избыточным**. Список литературы должен содержать ссылки на доступные источники.

9. В конце текста даётся информация о контактном лице для взаимодействия по статье: фамилия, имя и отчество (полностью), ученая степень, должность, телефон, e-mail.

10. Объём текста статьи должен быть от 17 000 до 60 000 знаков, включая пробелы, сноски и список литературы (от 0,5 до 1,5 п.л.). Редакция оставляет за собой право проводить сокращение и редакционную правку рукописи.

11. Все статьи рецензируются и в случае необходимости направляются авторам на доработку. К переработанному тексту статьи (правки выделяются цветом) необходимо приложить ответы авторов на все замечания и вопросы рецензента.

12. Статьи, оформленные в соответствии с перечисленными требованиями, направляются в редакцию на электронные адреса zhukova_av@nrcki.ru, Starostina_EA@nrcki.ru с приложением разрешения на открытое опубликование.

ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ

С е р и я: Физика ядерных реакторов

Выпуск 3

Ответственный за выпуск: **А.В. Жукова**
(тел.: 8(499)196-96-06, e-mail: zhukova_av@nrcki.ru)

Редактор Н.В. Бокша
Компьютерная вёрстка Е.Р. Осьмакова

Подписано в печать 28.10.2025. Печать цифровая
Усл. печ. л. 16,0. Тираж 255. 14 статей. Заказ 44

Отпечатано в НИЦ “Курчатовский институт”
123182, Москва, пл. Академика Курчатова, 1

Индекс 32067

ISSN 0205—4671. Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2025, вып. 3, 1—128