

БЕЗОПАСНОСТЬ НАДЕЖНОСТЬ И ДИАГНОСТИКА ЯЭУ

- А.В. Антонов, Н.Г. Зюлева, В.А. Чепурко, А.Я. Белоусов, В.В. Таратунин**
Статистический анализ эксплуатационной надежности электронасосных агрегатов
ЦН 60-180 реакторов ВВЭР-1000 методами ядерного оценивания 5
- Ю.М. Волков, А.И. Воропаев, С.Т. Лескин**
Система поддержки управления противоаварийными действиями для АЭС с реактором
типа БН 15
- Е.А. Кочеткова, В.В. Лешков, В.П. Корнилов, С.Г. Калякин, А.В. Дробышев, С.Н. Скоморохова,
С.В. Богданов**
Электрокондуктометрические газоанализаторы водорода: многолетний опыт
эксплуатации 22
- А.О. Скоморохов, А.В. Нахабов, П.А. Белоусов**
Автоматизированный анализ результатов радиографического контроля сварных
соединений на АЭС 29
- С.В. Соколов**
Оценка остаточного ресурса подсистем СУЗ реактора РБМК-1000 первого блока
Смоленской АЭС 37
- А.И. Трофимов, С.И. Минин, В.Н. Дементьев, М.А. Трофимов, А.И. Осипов**
Ультразвуковой метод снятия остаточных напряжений в сварных соединениях
циркуляционных трубопроводов и оборудования АЭС 44

ЭКОЛОГИЯ ЭНЕРГЕТИКИ

- С.В. Пяткова, С.А. Гераськин, А.Н. Васильева, Г.В. Козьмин, Н.Н. Лянной**
Особенности использования allium-теста для оценки токсичности образцов воды
и почвы с радиоактивно загрязненных территорий 50
- А.С. Шилина, В.К. Милинчук**
Исследование сорбционных свойств термостойкого алюмосиликатного сорбента 58

ФИЗИКА И ТЕХНИКА РЕАКТОРОВ

- А.А. Андрианов, Ю.А. Коровин, И.С. Купцов, А.Ю. Конобеев, А.Ю. Станковский**
Справочно-информационный интерактивный комплекс подготовки и верификации
ядерно-физических данных в высокоэнергетической области 66
- А.В. Гулевич, О.Ф. Кухарчук**
О применении теории возмущений к анализу импульсно-периодических решений
в задачах реакторной динамики 77
- А.В. Коробейников, В.П. Гинкин**
Расчетные исследования нейтронно-физических характеристик материалов
для формирования терапевтических пучков 88
- Ю.А. Коровин, А.А. Наталенко, Г.Б. Пильнов, А.Ю. Конобеев, А.Ю. Станковский,
А.В. Тихоненко**
Библиотека протонных активационных ядерных данных NEPAD-2008 97
- В.И. Королев**
Обобщающий эксплуатационно-конструктивный параметр для водо-водяных реакторов 106

А.В. Левченко, В.А. Баршевцев, Ю.А. Казанский	
Выбор топливной композиции для специализированного медицинского реактора	113
Мин Мин Со, В.И. Наумов	
Исследование возможностей профилирования энерговыделения за счет радиальных перестановок ТВС в реакторах типа CANDU	120
ТОПЛИВНЫЙ ЦИКЛ И РАО	
С.В. Забродская, А.Л. Кочетков, А.В. Моисеев, М.Ю. Семенов, Ю.С. Хомяков, Е.Ф. Селезнев, В.П. Забегаев, А.И. Карпенко, Е.Л. Розенбаум, В.Ф. Росляков	
Анализ остаточного тепловыделения ТВС БН-600	127
ТЕПЛОФИЗИКА И ТЕПЛОГИДРАВЛИКА	
Н.Н. Давиденко, А.С. Корсун, Ю.А. Маслов, И.Г. Меринов, В.С. Харитонов, Б.Е. Шумский	
Моделирование трехмерных теплогидравлических процессов в активной зоне ВВЭР с помощью программного комплекса ТРЕТОН	139
В.Н. Дельнов, Ю.Д. Левченко, С.Ф. Шепелев	
Метод суперпозиции при моделировании температурного поля в теплообменных устройствах полем концентраций трассера	152
Б.В. Кебадзе, А.Н. Опанасенко, В.А. Шурупов, М.С. Тимченко	
Корреляционный измеритель малых скоростей теплоносителя	161
В.А. Климова, В.М. Пахалуев, С.Е. Щеклеин	
Особенности гидродинамики и теплообмена шаровых твэлов при радиальном течении теплоносителя	171
П.Н. Мартынов, Р.Ш. Асхадуллин, А.А. Симаков, В.С. Ланских, М.Е. Чернов, А.Ю. Легких, Р.П. Садовничий	
Автоматическая система управления термодинамической активностью кислорода в свинцово-висмутовом теплоносителе	176
А.В. Саенко, А.В. Тихоненко	
Реализация многофакторных моделей теплопроводности в многослойном устройстве со сферическими твэлами	184
В.В. Худаско	
Теплогидравлический расчет парогенераторов натрия-вода при вырезке и глушении парогенерирующих труб	193
Ю.С. Юрьев, И.Т. Афанасьева	
О необходимой точности определения свойств жидкометаллических теплоносителей, применяемых при расчете реакторов типа БН	204
МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ В ОБЪЕКТАХ ЯДЕРНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ	
А.А. Казанцев	
Модель ступени турбины	208
В.И. Королев	
Математическая модель процессов в отсеченном негерметичном парогенераторе в составе действующей судовой реакторной установки	216

CONTENTS

SAFETY, RELIABILITY AND DIAGNOSTICS NPP

- A.V. Antonov, V.A. Chepurko, N.G. Zulyaeva, A.Y. Belousov, V.V. Taratunin*
Operational Reliability Statistical Analysis of Reactors VVER-1000 Electropump Units
CN 60-180 by Kernel Estimation Methods 5
- Y.M. Volkov, A.I. Voropaev, S.T. Leskin*
Support System of Emergency Actions Management for the NPP with a BN-Type Reactor 15
- E.A. Kochetkova, V.V. Leshkov, V.P. Kornilov, S.G. Kalyakin, A.V. Drobishev, S.N. Skomorokhova,
S.V. Bogdanov*
Elektrokonduktometric Gs-Analyzers of Hydrogen: Long-Term Operating Experience 22
- A.O. Skomorokhov, A.V. Nakhobov, P.A. Belousov*
Automated Result Analysis in Radiographic Testing of NPPs' Welded Joints 29
- S.V. Sokolov*
The Residual Lifetime Estimation for the RBMK-1000 PCS of the Smolensk NPP's First Power Unit 37
- A.I. Trofimov, S.I. Minin, V.N. Dementev, M.A. Trofimov, A.I. Osipov*
Ultrasonic Method of Removal of Residual Pressure in Welded Connections of Circulating
Pipelines and the Atomic Power Station Equipment 44

ENVIROMENTAL ASPECTS OF POWER ENGINEERING

- S.V. Pyatkova, S.A. Geraskin, A.N. Vasileva, G.V. Kozmin, N.N. Lyannoy*
Use of Allium-test for Toxicity Assessment of Water and Soil Sampled from Radioactively
Contaminated Sites 50
- A.S. Shilina, V.K. Milunchuk*
The Sorption Properties of the Thermal Resistant Amorphous Alum Silicate Adsorbent 58

REACTOR PHYSICS AND TECHNOLOGY

- A.A. Angrianov, Yu.A. Korovin, I.S. Kuptsov, A.Yu. Konobeev, A.Yu. Stankovskiy*
Information Interactive System for Preparation and Verification Nuclear Data
in the High-Energy Range 66
- A.V. Gulevich, O.F. Kukharchuk*
On Use of Perturbation Theory for Analysis of Periodic Pulsed Solutions in Problems
of Reactor Dynamics 77
- A.V. Korobeynikov, V.P. Ginkin*
Calculation Study of Neutron-Physics Material Characteristics for Therapy Beams Forming 88
- Yu.A. Korovin, A.A. Natalenko, G.B. Pilnov, A.Yu. Konobeyev, A.Yu. Stankovskiy, A.V. Tikhonenko*
High Energy Proton Activation Data Library (HEPAD-2008) 97
- V.I. Korolev*
Generalizing Operational-Constructive Criterion for Water-Water Reactors 106
- A.V. Levchenko, V.A. Barshevtsev, Y.A. Kazansky*
Choice of the Fuel Composition for the Special Medical Reactor 113
- Min Min Soe, V.I. Naumov*
Possibility Research of Profiling of Energy-Release by Radial Transposition of Fuel
in the CANDU Type Reactors 120

FUEL CYCLE AND RADIOACTIVE WASTES MANAGEMENT

- S.V. Zabrodskeya, A.L. Kochetkov, A.V. Moiseev, M.Yu. Semenov, Yu.S. Khomyakov, E.F. Seleznev,
V.P. Zabegaev, A.I. Karpenko, E.L. Rozenbaum, V.F. Rosliakov*
Analysis of Decay Heat at BN-600 Assemblies 127

THERMAL PHYSICS AND HEATHYDRAULICS

N.N. Davidenko, A.S. Korsun, Y.A. Maslov, I.G. Merinov, V.S. Kharitonov, B.E. Shumsky Modeling of Three-Dimensional Thermo-Hydraulic Processes in VVER-1000 Reactor's Core with Program Complex TRETON	139
V.N. Delnov, Y.D. Levchenko, S.F. Shepelev Superposition Method in Modeling of Temperature Field in Heat Exchange Devices by Means of Tracer Concentration Field	152
B.V. Kebabze, A.N. Opanasenko, V.A. Shurupov, M.S. Timchenko Correlation Flowmeter for Measuring Low Coolant Velocities	161
V.A. Klimova, V.M. Pahaluev, S.Ye. Sheklein Hydrodynamics and Heat Exchange Features of the Pebble Bed in Radial Coolant Flow	171
P.N. Martynov, R.Sh. Askhadyllin, A.A. Simakov, V.S. Lanskix, M.E. Chernov, R.P. Sadovnichiy Automatic Control System of Oxygen Thermodynamic Activity for Lead Bismuth Eutectic Coolant	176
A.V. Saenko, A.V. Tikhonenko Realization of the Multiple-Factor Models of Thermal Conductivity in the Multi-Layer Spherically Symmetrical Device with Fuel Element	184
V.V. Hudasko Thermo-Hydraulic Calculation of the Sodium-Water Steam-Generator for the Case of Steam-Generating Tube Removal and Plugging	193
Y.S. Yuriev, I.T. Afanasieva About Required Determination Accuracy of the Liquid-Metal Coolant Properties in the Fast Reactors	204

SIMULATION OF THE PROCESS PERFORMANCE IN NUCLEAR POWER FACILITIES

A.A. Kazantsev Model of the Turbine Stage	208
V.I. Korolev Mathematical Model of Processes in the Cut not Tight Steam Generator as a Part of the Operating Ship Reactor's Installation	216

СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ЭКСПЛУАТАЦИОННОЙ НАДЕЖНОСТИ ЭЛЕКТРОНАСОСНЫХ АГРЕГАТОВ ЦН 60-180 РЕАКТОРОВ ВВЭР-1000 МЕТОДАМИ ЯДЕРНОГО ОЦЕНИВАНИЯ

А.В. Антонов*, Н.Г. Зюлева*, В.А. Чепурко*, А.Я. Белоусов,
В.В. Таратунин****

**Обнинский государственный технический университет атомной энергетики,
г. Обнинск*

***ВНИИАЭС, г. Москва*



В работе рассматривается вопрос обработки статистической информации, полученной в процессе эксплуатации насосных агрегатов ЦН 60-180, функционирующих в составе штатного оборудования реакторов ВВЭР-1000. Информация для анализа взята из отраслевой базы данных ВНИИАЭС. Период наблюдения за функционированием объектов с 01.01.1990 г. по 31.12.2007 г. Статистическая информация обрабатывалась методом непараметрического оценивания, называемым ядерным оцениванием. Получены характеристики надежности агрегатов, такие как плотность и функция распределения наработки до отказа, вероятность безотказной работы и интенсивность отказов. Полученные результаты используются для принятия управляющих воздействий.

ВВЕДЕНИЕ

Экономическая эффективность и безопасность эксплуатации атомных станций в значительной мере определяется надежностью энергоблоков и их компонент. Системный анализ надежности является важным этапом в процессе управления качеством эксплуатации энергоблока [1]. Качество эксплуатации включает в себя обеспечение безопасности (технической, пожарной, радиационной и ядерной) эксплуатации; надежность отпуска энергии требуемого качества; экономическую эффективность и минимизацию нагрузки на окружающую среду [2]. Главными составляющими системного анализа надежности технического объекта являются технологический анализ истории эксплуатации объекта и количественный анализ его безотказности и ремонтпригодности. Количественный анализ позволяет оценить достигнутый уровень надежности и получить прогностические оценки показателей надежности для специалистов, принимающих управляющие решения по обеспечению безопасности, повышению экономичности, совершенствованию стратегий технического обслуживания и ремонта (ТОиР), включая перепланирование ремонтных циклов и корректировку запасов материально-технических ресурсов

© А.В. Антонов, Н.Г. Зюлева, В.А. Чепурко, А.Я. Белоусов, В.В. Таратунин, 2009

(МТР), выполнение вероятностного анализа безопасности.

В настоящей работе представлен расчет показателей надежности насосных агрегатов ЦН 60-180, используемых в системе подпитки и борного регулирования АЭС с реакторами ВВЭР-1000. Данная система предназначена для изменения концентрации химического поглотителя нейтронов с целью регулирования реактивности, подачи в первый контур теплоносителя требуемого качества, компенсации протечек, подачи запирающей воды на ГЦН, подачи в первый контур раствора бора в аварийных ситуациях и др.

В системе подпитки теплоносителя и борного регулирования первого контура на каждом энергоблоке функционируют три насоса, т.е. предусмотрено трехкратное резервирование. Система считается работоспособной в случае функционирования, по крайней мере, одной из трех подсистем. В состав оборудования каждой подсистемы входит подпиточный насос типа ЦН 60-180 центробежный, горизонтальный, двухкорпусной, секционный. Анализ надежности проводится на основе отраслевой базы данных ВНИИАЭС. В рассмотрение включены агрегаты Балаковской (блоки 1–4), Калининской (блоки 1, 2) и Нововоронежской (блок 5) АЭС. Информация о функционировании объектов представлена за период наблюдения с 01.01.1990 по 31.12.2007 гг. Для обработки статистических данных применяется метод непараметрического ядерного оценивания.

Существует достаточно широкий класс задач статистического оценивания показателей надежности, когда исследуемый параметр подчиняется нестандартному или неизвестному априори распределению. Например, техническая система, подверженная двум различным повреждающим воздействиям неодинаковой интенсивности, может иметь двухмодальный закон надежности [3]. Другой пример связан с моделями надежности «нагрузка-прочность». Даже для простейшего цилиндрического элемента, параметры качества и действующих нагрузок которого распределены по стандартным законам, закон надежности оказывается достаточно сложным [4].

Предлагаемая методика принадлежит классу непараметрических оценок, явно учитывающих ближний порядок взаимного расположения элементов вариационного ряда. Для малых выборок ($\lg N \sim 1$ [5], где N – объем выборки) особенно важно максимально использовать имеющуюся информацию и, в частности, информацию ближнего порядка. Учет ближнего порядка повышает риск принять статистический выброс за закономерность, но исключает возможность «стереть» действительно закономерную особенность плотности распределения искусственным выбором ширины вклада или заданием пусть «близкого», но параметрического закона. Поскольку окончательное решение на проведение того или иного управляющего воздействия на показатели надежности принимается технологом, то указанный выброс как *стимул технологических исследований* в зоне сгущения точек вариационного ряда более предпочтителен, чем стремление аппроксимировать результат параметрическим законом. Изложенная ситуация особенно важна при «массовых» автоматизированных расчетах. В частности, первый тотальный анализ достигнутого уровня надежности основных агрегатов АЭС, проведенный в 1987 – 1989 гг. по методике [6], выявил устойчивый всплеск λ -характеристик в 720-часовой зоне более чем у 90% обследованных объектов [7]. Коренная причина всплеска – недостатки в технологии проведения ремонтов, включая профилактические.

Таким образом, непараметрический метод должен стать обязательной частью статистического анализа надежности агрегатов и систем АЭС, важных для безопасности. В свою очередь выбор параметрического закона должен быть качественно обоснован [8].

Представленная в базе данных информация об отказах насосного оборудования подпитки и борного регулирования АЭС с ВВЭР-1000 позволяет провести вычисление наработок объектов до отказа по каждой единице оборудования. Всего по группе оборудования в количестве 21 объект зафиксировано 162 отказа с известными наработками и 21 наработка, цензурированная справа.

РАСЧЕТ ПОКАЗАТЕЛЕЙ НАДЕЖНОСТИ НАСОСНОГО ОБОРУДОВАНИЯ МЕТОДАМИ ЯДЕРНОГО ОЦЕНИВАНИЯ

Построение вероятностных показателей надежности системы насосного оборудования осуществлялось методом ядерного оценивания. Ядерная оценка плотности распределения имеет вид [1, 9]

$$\hat{f}_n(x; \sigma) = \frac{1}{n\sigma_n} \sum_{i=1}^n V\left(\frac{x - \xi_i}{\sigma_n}\right), \quad (1)$$

где $\xi_1, \xi_2, \dots, \xi_n$ – наработки до отказа объектов наблюдения (выборка, полученная в результате наблюдения за объектом исследования); $V(x)$ – ядро оценки; σ_n – параметр локальности или, как его еще называют, ширина окна; n – объем выборки наблюдений.

При наличии наработок, цензурированных справа, (наряду с полными) выражение для оценки плотности будет иметь вид [9]

$$\hat{f}_n(x) = \frac{1}{\sigma_n n} \left[\sum_{j=1}^p V\left(\frac{x - \xi_j}{\sigma_n}\right) + \sum_{j=1}^s \frac{v_j}{x^2} \int_0^1 V\left(\frac{\frac{1}{x} - \frac{u}{l_j}}{\sigma_n}\right) du \right], \quad (2)$$

где l_j – наблюдения, цензурированные справа; $\vec{v} = (v_1, v_2, \dots, v_s)$ – вектор, представляющий собой случайное число наблюдений, цензурированных справа; s – количество интервалов, на которых зафиксированы цензурированные наблюдения; p – число полных наработок.

Плотность распределения, построенная на основании формулы (1) или (2), при соответствующем выборе ядра будет представлять собой непрерывную функцию. Выбор конкретного ядра обусловлен начальными предпосылками, касающимися класса функций, которому принадлежит оцениваемая плотность. Вопросы оптимальности построения ядерных оценок изложены, например, в [1, 10, 13]. В качестве ядра в выражениях (1), (2) возьмем гауссовское ядро.

Наблюдаемой случайной величиной в данной задаче является время, область его определения будет $[0, \infty)$, следовательно, априори известно, что обрабатываемые случайные величины относятся к классу неотрицательных величин. Задача ядерного оценивания плотности распределения для неотрицательных случайных величин имеет особенность, состоящую в том, что для малых наработок (в окрестности точки 0) присутствует относительное смещение плотности распределения.

Это приводит к нарушению условия нормировки ($\int_0^{\infty} \hat{f}(t, \sigma) dt < 1$). Суть проблемы

заключается в том, что ядро оценки определено на интервале $[-\infty, \infty]$. В нашей задаче выбрано гауссовское ядро, которое представляет собой гауссовскую плотность распределения нормированной случайной величины с математическим ожиданием, равным нулю, и среднеквадратическим отклонением, равным σ_n , – параметру локальности или ширине окна. Для гауссовской плотности распределения известно так называемое «правило трех сигм», согласно которому интервал,

ограниченный отклонениями от математического ожидания вправо и влево величинами, равными трем среднеквадратическим отклонениям, накрывает практически сто процентов площади под кривой плотности распределения. Смещение появляется в том случае, когда разница между начальной точкой области определения (точкой ноль) и зафиксированной наработкой меньше трех среднеквадратических отклонений. Математически это можно проиллюстрировать следующим образом:

$$\int_0^{\infty} \hat{f}(t, \sigma) dt = \sum_{i=1}^n \frac{1}{n\sigma} \int_0^{\infty} V\left(\frac{t-\xi_i}{\sigma}\right) dt = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \Phi\left(\frac{\xi_i}{\sigma}\right),$$

где $\Phi(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^x \exp\left(-\frac{t^2}{2}\right) dt$ – интеграл Лапласа. Нарушение условия нормирования

наблюдается в том случае, если существуют наработки $\xi_i < 3\sigma$.

Для устранения смещения ядерной оценки можно предложить несколько подходов.

Первый подход заключается в том, что для ξ_i , наиболее близких к точке ноль, необходимо брать параметр локальности σ_n меньше оптимального. Пусть найдено оптимальное значение $\sigma = \sigma_0$ и $\xi_{(1)}, \xi_{(2)}, \xi_{(3)}, \dots, \xi_{(n)}$ – вариационный ряд, составленный из наработок с помощью их ранжирования. Таким образом, $\xi_{(1)}$ – наименьшая наработка из ξ_i . Пусть $\xi_{(k)}$ – первая наработка из ξ_i , для которой выполнилось условие $\xi_i > 3\sigma$. Числовое значение параметра локальности будем выбирать в зависимости от номера наработки следующим образом:

$$\sigma_i = \begin{cases} i\sigma_0, & i < k \\ \sigma_0, & i \geq k. \end{cases} \quad (3)$$

Тогда формула для ядерной оценки плотности распределения будет иметь вид

$$\hat{f}_n(x; \sigma) = \frac{1}{n\sigma_i} \sum_{i=1}^n V\left(\frac{x-\xi_{(i)}}{\sigma_i}\right), \quad (4)$$

где $\xi_{(i)}$ – упорядоченные по рангу в порядке возрастания наработки. Здесь σ_i линейно возрастают, достигают оптимального значения σ_0 и далее остаются постоянными.

Второй подход состоит в зеркальном отображении исходных данных. Отобразим зеркально исходные данные, помещая их в обратном порядке симметрично относительно начальной точки области определения (подход впервые предложен в [12]). В данном случае выражение (1) будет выглядеть следующим образом:

$$\hat{f}(t, \sigma) = \frac{1}{n\sigma} \sum_{i=1}^n \left[V\left(\frac{t-\xi_i}{\sigma}\right) + V\left(\frac{t+\xi_i}{\sigma}\right) \right]. \quad (5)$$

Проверим выполнение условия нормировки

$$\int_0^{\infty} \hat{f}(t, \sigma) dt = \sum_{i=1}^n \frac{1}{n\sigma} \int_0^{\infty} \left[V\left(\frac{t-\xi_i}{\sigma}\right) + V\left(\frac{t+\xi_i}{\sigma}\right) \right] dt = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left[\Phi\left(\frac{\xi_i}{\sigma}\right) + \Phi\left(-\frac{\xi_i}{\sigma}\right) \right] = 1.$$

Функция распределения при данном подходе будет определяться по формуле

$$\begin{aligned} \hat{F}(t, \sigma) &= \int_0^x f(u, \sigma) du = \frac{1}{n\sigma} \sum_{i=1}^n \left[\int_0^x V\left(\frac{u-\xi_i}{\sigma}\right) du + \int_0^x V\left(\frac{u+\xi_i}{\sigma}\right) du \right] = \\ &= \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left[\Phi\left(\frac{t-\xi_i}{\sigma}\right) + \Phi\left(\frac{t+\xi_i}{\sigma}\right) - \Phi\left(\frac{\xi_i}{\sigma}\right) - \Phi\left(-\frac{\xi_i}{\sigma}\right) \right] = \\ &= \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left[\Phi\left(\frac{t-\xi_i}{\sigma}\right) + \Phi\left(\frac{t+\xi_i}{\sigma}\right) \right] - 1. \end{aligned} \quad (6)$$

Третий подход состоит в использовании усеченных ядер:

$$\hat{f}(t, \sigma) = \frac{1}{n\sigma} \sum_{i=1}^n \frac{V\left(\frac{t-\xi_i}{\sigma}\right)}{\Phi\left(\frac{\xi_i}{\sigma}\right)}. \quad (7)$$

Знаменатель данного выражения отвечает за нормировку плотности распределения.

Проведем исследование вышеописанных подходов на следующем примере. Исследования будем проводить методом имитационного моделирования. Рассмотрим случайную величину, распределенную по экспоненциальному закону с параметром $\lambda=1$. Смоделируем выборку наработок объемом $n=100$. Построим по данной выборке ядерные оценки плотности распределения с использованием трех изложенных подходов. Результат построения представлен на рис. 1, где изображены $f_{\text{теор.}}$ – теоретическая плотность распределения экспоненциального закона (плотность распределения, на основании которой осуществлялось моделирование выборки случайных величин), $f_{\text{класс.}}$ – оценка плотности распределения с классическим гауссовским ядром (построенная по первому методу оценивания с изменяющимся параметром ширины окна), $f_{\text{ус.}}$ – с усеченным гауссовским ядром, а $f_{\text{с зерк.отобр.}}$ – оценка плотности, полученная методом зеркального отображения данных. Рассчитанные для рассмотренного примера отклонения оценки от теоретической кривой при использовании различных ядер приведены в табл. 1. В таблице точность оценивалась в двух метриках. Выражения для вычисления ошибок оценивания имеют вид

$$d_n = \sup_{\Omega} |f_{\text{теор.}}(x) - \hat{f}_n(x)|, \quad (8)$$

$$e_n = \int_{\Omega} |(f_{\text{теор.}}(x) - \hat{f}_n(x))| dx, \quad (9)$$

где $f_{\text{теор.}}$ – истинная плотность распределения, на основании которой осуществлялось моделирование статистических данных; \hat{f}_n – ядерная оценка плотности распределения; Ω – область определения наблюдаемой случайной величины; d_n –

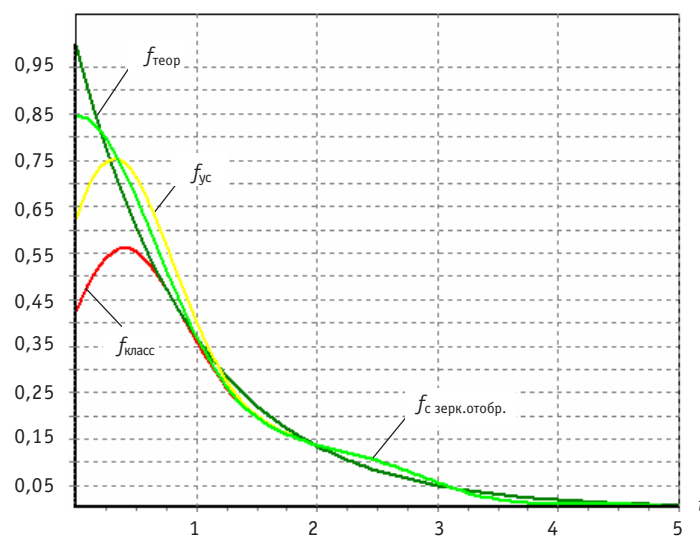


Рис. 1. Ядерная оценка плотности распределения при выборе различных ядерных функций

Таблица 1

Результаты расчетов отклонений оценки от теоретической кривой для трех ядерных функций

Ядро	e (L_1 -метрика)		d (C -метрика)	
	точность	средний выигрыш, %	точность	средний выигрыш, %
Классическое	0.183	—	0.575	—
Усеченное	0.146	12	0.378	33
С зеркальным отображением	0.090	27	0.063	60

ошибка в метрике C -пространства непрерывных функций (C -расстояние); e_n – ошибка оценивания в метрике L_1 -пространства (L_1 -расстояние). В таблице также приведены результаты расчетов выигрыша в точности, который дает замена классического ядра на усеченное и на ядро с зеркальным отображением данных. В результате исследования трех представленных подходов получено, что наибольшую точность расчета гарантирует метод зеркального отображения данных. Дальнейшие исследования надежности насосов подпитки и борного регулирования ЦН 60-180 проводились данным методом.

ОЦЕНКА ПОКАЗАТЕЛЕЙ НАДЕЖНОСТИ НАСОСОВ ЦН 60-180 ЯДЕРНЫМИ МЕТОДАМИ

В настоящем разделе приведены результаты расчетов характеристик надежности для насосных агрегатов ЦН 60-180, работающих в составе штатного оборудования реакторов ВВЭР-1000, методом ядерного оценивания. Анализ надежности проводился на основании информации, представленной в отраслевой базе данных ВНИИАЭС по состоянию на 31.12.2007 г. В рассмотрение включены агрегаты Балаковской (блоки 1–4), Калининской (блоки 1, 2) и Нововоронежской (блок 5) АЭС. Период наблюдения за функционированием объектов с 01.01.1990 по

31.12.2007 гг. Всего под наблюдением находился 21 агрегат, за время наблюдения зафиксировано 162 отказа и повреждения.

Расчеты проводились в следующем порядке:

- строились ядерные оценки плотности и функции распределения наработки до отказа;
- на основе полученных функциональных характеристик рассчитывались такие параметры как вероятность безотказной работы и интенсивность отказа.

Результаты ядерного оценивания плотности и функции распределения наработок до отказа и вероятности безотказной работы, полученные по данным об отказах насосов подпитки и борного регулирования ЦН 60-180,

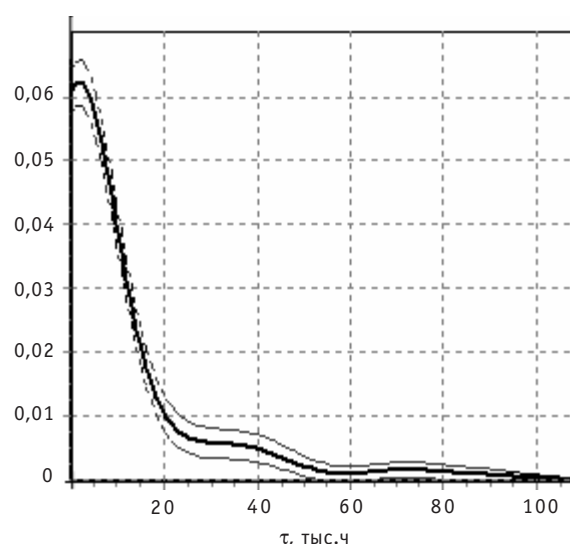


Рис. 2. Ядерная оценка плотности распределения наработки до отказа с доверительными интервалами, построенная по данным об отказах насосов подпитки и борного регулирования БАЭС ($n=p=88$)

представлены на рис. 2–7. В качестве примера на рис. 2–4 приведены характеристики надежности насосов первого блока Балаковской АЭС. Аналогичные расчеты проведены для насосов остальных энергоблоков Балаковской (блоки 2–4), Калининской (блоки 1, 2) и Нововоронежской (блок 5) АЭС. Более подробные результаты расчетов представлены в [11]. В данной статье приведем результаты расчетов, полученные для обобщенного насоса (для анализа использовалась вся информация об отказах насосов на различных энергоблоках). Результаты для обобщенного насоса представлены на рис. 5–7. В качестве единицы измерения на оси абсцисс (наработка до отказа) используется время в тысячах часов. По суммарному объему данных об отказах насосных агрегатов ЦН 60-180 были построены ядерные оценки следующих показателей: плотность распределения наработки до отказа с учетом цензурирования справа, функция распределения и вероятность безотказной работы, а также интенсивность отказа.

Следует отметить, что для показателей плотности распределения наработки до отказа, функции распределения и вероятности безотказной работы не только проведены расчеты точечных оценок показателей надежности, но и представлены доверительные границы с уровнем доверительной вероятности, равной 0.90.

Особый интерес представляет «спектральный анализ» интенсивности отказа (см. рис. 4, 7). Помимо статистического шума каждый всплеск (горб) функции интенсивности отказа может быть обусловлен объективными причинами отказов. В рассматриваемом случае функция интенсивности отказа по оси наработок имеет три горба. Первый наблюдается при наработках в 6–10 тыс. ч, второй при 38 – 42 тыс. ч, третий приходится на конец интервала построения показателей надежности (наработки свыше 80 тыс. ч). После получения данных результатов возникла необходимость заново проанализировать таблицы отказов. В процессе данно-

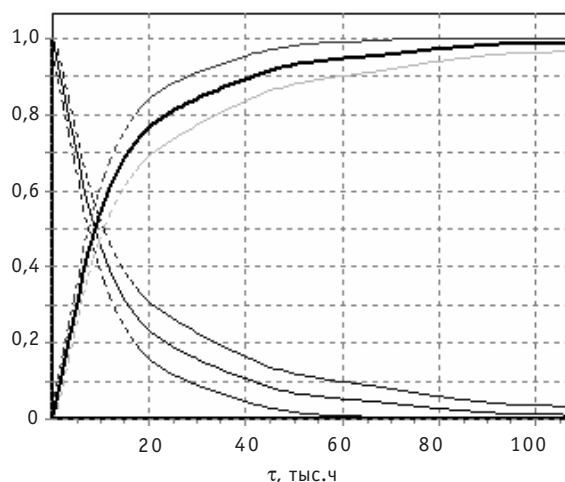


Рис. 3. Ядерные оценки функции распределения наработки до отказа (—) и ВБР (—) с доверительными интервалами, построенные по данным об отказах насосов подпитки и борного регулирования БАЭС ($n=p=88$)

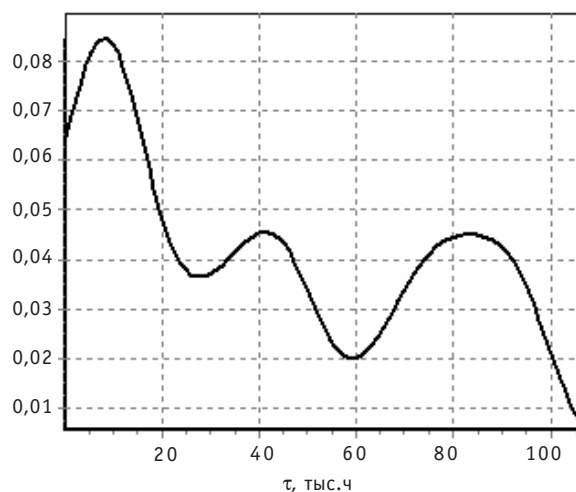


Рис. 4. Ядерная оценка интенсивности отказа, построенная по данным об отказах насосов подпитки и борного регулирования БАЭС ($n=p=88$)

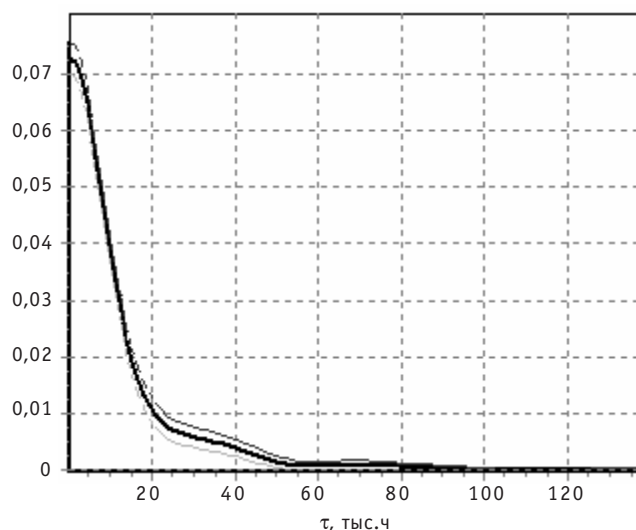


Рис. 5. Ядерная оценка плотности распределения наработки до отказа с доверительными границами, построенная по данным об отказах насосов подпитки и борного регулирования всего парка оборудования АЭС

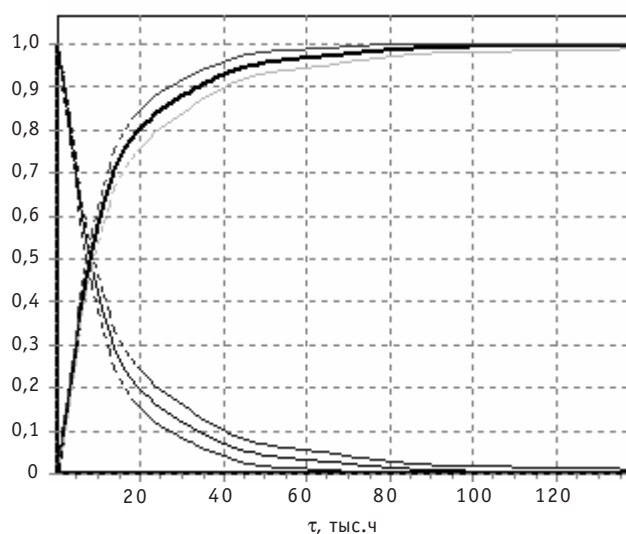


Рис. 6. Ядерные оценки функции распределения наработки до отказа (—) и ВБР (---) с доверительными границами, построенные по данным об отказах насосов подпитки и борного регулирования всего парка оборудования АЭС

го анализа выяснилось, что на указанных временных интервалах наблюдается относительное увеличение количества отказов. Причем на каждом из интервалов удалось установить доминирующую причину отказов.

Технологический анализ причин отказов в зоне экстремумов показывает, что первый горб связан с недостатками в технологии выполнения ремонтных операций, включая профилактические. Действительно, если вернуться к данным об отказах, то можно заметить, что 60% отказов в период, соответствующий первому всплеску интенсивности, были обусловлены недостатками технического обслуживания и ремонта. Второй горб связан с отказами отдельных составных частей насосов, обусловленных несовершенством конструкции насосных агрегатов. 65% отказов в период, соответствующий второму всплеску интенсивности, произошли именно по этой причине. Третий горб функции интенсивности отказов можно объяснить ошибками расчета, возникающими на границе области определения функции интенсивности отказов ввиду малого объема дан-

ных об отказах в соответствующий промежуток времени. Таким образом, непараметрические методы позволяют провести дополнительный углубленный технологический анализ надежности, что несвойственно параметрическим методам.

Кроме того с использованием оценок показателей надежности, полученных на предыдущих этапах, была исследована зависимость коэффициента готовности системы насосного оборудования БАЭС от времени между планово-профилактическими работами. Результаты расчетов продемонстрировали, что кривая коэффициента готовности не имеет максимума. Максимум достигается на бесконечно-

сти, а это означает, что рассматриваемое оборудование не нуждается в проведении планово-профилактических работ. Этот результат уточнил расчеты ОАО «ВНИИАЭС», полученные с использованием кода DbAnalysis [14] в предположении линейной зависимости, и подтвердил гипотезу о возможности перевода насосного агрегата ЦН 60-180 на «ремонт по состоянию».

В целом полученные результаты по оценке характеристик надежности насосного агрегата ЦН 60-180 использовались при подготовке управляющих решений сотрудниками института по эксплуатации атомных станций в части выработки рекомендаций при организации стратегий технического обслуживания и ремонта оборудования системы подпитки теплоносителя и борного регулирования первого контура АЭС, а также по обоснованию оптимального количества запасных изделий насосного агрегата ЦН 60-180, необходимого для обеспечения бесперебойного функционирования энергоблоков с реакторами ВВЭР-1000.

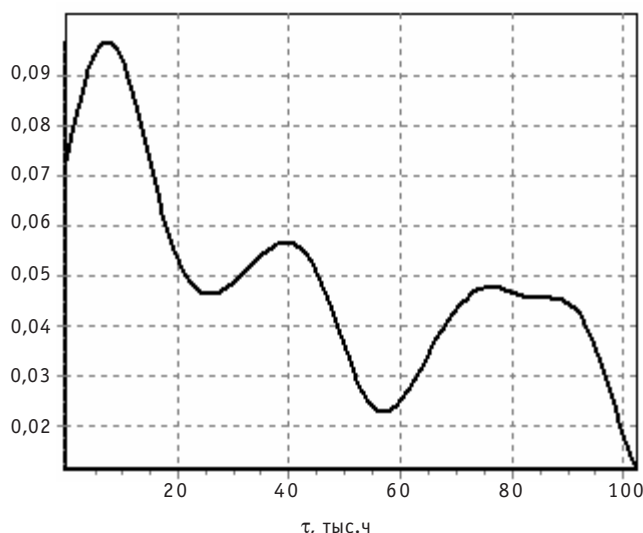


Рис. 7. Ядерная оценка интенсивности отказа, построенная по данным об отказах всех насосов подпитки и борного регулирования всего парка оборудования АЭС

Литература

1. Антонов А.В. Системный анализ. Учебник для вузов – М.: Высшая школа. 2008г. 454 с.
2. Таратунин В.В. Проблемы управления и научно-технической поддержки безопасной и надежной эксплуатации атомных энергоблоков. – В кн.: Методические вопросы исследования надежности больших систем энергетики. Вып. 48. Мурманск: ИФТПЭ Севера КНЦ РАН, 1996. – С. 153-165.
3. Хазов Ф., Дидусев Б.А. Справочник по расчету надежности машин на стадии проектирования. – М.: Машиностроение, 1986.
4. К вопросу об оценке показателей надежности по результатам прочностного расчета. Отчет НИКИЗТ № 330-052-715. – М., 1980.
5. Михок Г., Урсяну В. Выборочный метод и статистическое оценивание. – М.: Финансы и статистика, 1982.
6. МЕТОДИКА непараметрической оценки показателей надежности оборудования АЭС по малой статистике. № 09-2367/87. – М.: Главное научно-техническое и проектно-конструкторское управление МИНАТОМ СССР, 1987.
7. Таратунин В.В. Количественный анализ надежности оборудования АЭС на этапе эксплуатации: Сб. статей «Совершенствование уровня эксплуатации АЭС». – М.: – Энергоатомиздат, 1989.
8. Руководящий документ (РД ЭО 0564-2004) «Расчет единичных показателей надежности компонент энергоблока атомных станций».
9. Антонов А.В., Чепурко В.А. Построение непараметрической плотности распределения на основании цензурированной информации // Надежность. – 2005. – № 2. – С. 3-13.
10. Антонов А.В., Зюляева Н.Г., Чепурко В.А. Исследование метода ядерной оценки плотности распределения // Надежность. – 2007. – № 1. – С. 3-12.
11. Антонов А.В., Зюляева Н.Г., Таратунин В.В. и др. Оценка показателей надежности и оптими-

зация объема запасных элементов насосных агрегатов ЦН 60-180 ядерными и корневыми методами. Технический отчет. – М.: ВНИИАЭС – 2008. – 47 с.

12. Хардле В., Крекьячарян Ж., Пикар Д., Цыбаков А. Вейвлеты, аппроксимация и статистические приложения <http://www.quantlet.de/scripts/wav/html>.

13. Деврой Л., Дьерфи Л. Непараметрическое оценивание плотности. L_1 -подход/Пер. с англ. – М.: Мир, 1988. – 408 с.

14. Елизаров А.И., Таратунин В.В. Программа DbAnalysis Plus. Паспорта аттестации ПС №210 от 15.12.2005 г. – М.: Федеральная служба по экологическому, технологическому и атомному надзору.

Поступила в редакцию 2.12.2008

СИСТЕМА ПОДДЕРЖКИ УПРАВЛЕНИЯ ПРОТИВОАВАРИЙНЫМИ ДЕЙСТВИЯМИ ДЛЯ АЭС С РЕАКТОРОМ ТИПА БН

Ю.М. Волков*, А.И. Воропаев, С.Т. Лескин***

**Обнинский государственный технический университет атомной энергетики,
г. Обнинск*

***ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск*



В статье рассмотрено состояние разработки и содержание программно-технического комплекса поддержки противоаварийного реагирования для реакторов типа БН, включающего в себя систему взаимосвязанных математических моделей, методик, технических и программных средств. Рассматриваемый комплекс разработан в ГНЦ РФ-ФЭИ и представляет собой систему поддержки управления противоаварийными действиями для реакторов типа БН.

Ключевые слова: авария, аварийная ситуация, методика, анализ, натрий, ЧС, БН, СЧСК, реактор, противоаварийные действия, рекомендации, АЭС, АС, атомная станция, выброс, радиоактивность.

Keywords: failure, emergency, technique, procedure, analysis, sodium, BN, reactor, recommendations, NPP, release, radioactivity.

Решение задач противоаварийного реагирования, таких как анализ аварийной ситуации, прогноз ее развития и выработка рекомендаций по управлению аварией, локализации, минимизации последствий, мерам защиты персонала и населения и восстановлению безопасного состояния энергоблока, осуществляется в рамках функционирования системы предупреждения и ликвидации чрезвычайных ситуаций (СЧСК), в которую входят аварийные центры АЭС, центры технической поддержки (ЦТП) организаций главных конструкторов, генеральных проектировщиков, научных руководителей АЭС, ведущих институтов, а также Кризисный центр ОАО «Концерн «Энергоатом».

В ГНЦ РФ Физико-энергетический институт (ФЭИ) им. А.И. Лейпунского велась многолетняя научно-исследовательская работа по обоснованию безопасности реакторов с натриевым теплоносителем. В ходе данной работы для целей инженерных расчетов были разработаны математические модели, адаптированные для оперативного использования, варианты которых легли в основу программной информационно-аналитической системы поддержки экспертов, рассматриваемой в составе разработанного программно-технического комплекса поддержки противоаварийного реагирования при авариях на АЭС с реактором типа БН.

Разработка данного комплекса велась в ГНЦ РФ-ФЭИ Центром технической поддержки (ЦТП) по Белоярской и Билибинской АЭС совместно с кафедрой «Оборудование и эксплуатация ЯЭУ» Обнинского государственного технического университета (ИАТЭ).

Основное содержание рассматриваемого в данной статье программно-технического комплекса поддержки противоаварийного реагирования для реакторов типа БН, представляющего собой систему взаимосвязанных математических моделей, методик, технических и программных средств, заключается в следующих его компонентах:

- методика анализа аварийных ситуаций для реактора типа БН;
- симптомно-ориентированные схемы («деревья») аварий;
- программная информационно-аналитическая система поддержки экспертов, имеющая в своем составе два модуля.

1. Модуль автоматического прогноза радиационной обстановки на местности (АПРО-М), реализующий функции (рис.1)

- моделирования переноса радиоактивности на местности за пределами энергоблока (атмосферный перенос) с учетом особенностей осаждения натриевых аэрозолей;
- восстановления параметров выброса по показаниям датчиков автоматизированной системы контроля радиационной обстановки (АСКРО) на местности.



Рис.1. Модуль автоматического прогноза радиационной обстановки на местности (АПРО-М)

2. Модуль автоматического прогноза радиационной обстановки в помещениях энергоблока (АПРО-Э), реализующий следующие функции (рис.2):

- моделирование формирования источника радиоактивности в аварийном помещении из продуктов горения радиоактивного натрия;
- моделирование переноса радиоактивности из аварийного помещения по другим помещениям энергоблока;
- восстановление параметров источника радиоактивности по показаниям датчиков системы автоматического контроля радиационной безопасности (АКРБ) в помещениях энергоблока.



Рис.2. Модуль автоматического прогноза радиационной обстановки в помещениях энергоблока (АПРО-Э)

СИМПТОМНО-ОРИЕНТИРОВАННЫЕ СХЕМЫ АВАРИЙ

Разработка симптомно-ориентированных схем («деревьев») аварий производилась в рамках работ по созданию программной системы поддержки экспертов в ходе противоаварийного реагирования для реактора БН-600 и выполнялась на основе описания проектных и запроектных аварий.

Аварийные симптомно-ориентированные схемы отражают процесс развития аварии от появления первичных основных и подтверждающих признаков до перечня групп параметров, контролируемых на каждом этапе развития аварии, и возможных путей ее развития и локализации.

Использование разработанных «деревьев» аварий позволяет оперативно идентифицировать тип аварии, учитывать возможные пути ее протекания и возможные последствия, обеспечивая при этом согласованность и единый подход к оценке и анализу аварийной ситуации различными участниками СЧСК.

МЕТОДИКА АНАЛИЗА АВАРИЙНЫХ СИТУАЦИЙ ДЛЯ РЕАКТОРОВ ТИПА БН

Особенность процесса принятия решений в ходе противоаварийного реагирования при радиационной аварии на АЭС состоит в том, что наиболее важной является начальная фаза аварии, которая может длиться более суток, до тех пор, пока не прекратится формирование выброса радиоактивности за пределы энергоблока. На этой фазе, располагая достоверной оценкой обстановки и выбирая адекватные корректирующие действия, возможно минимизировать последствия аварии. Однако основная часть этой фазы проходит в условиях стресса, дефицита времени и противоречивости поступающих данных. Фазы аварии, следующие за начальной, проходят в условиях большей определенности, однако также требуют максимально возможной согласованности действий между всеми участниками СЧСК.

В этих условиях выработка рекомендаций по управлению аварией, защите персонала, населения и окружающей среды должна производиться максимально быстро и согласованно – с наибольшей эффективностью. Достижение максимальной эффективности при планировании, организации, выполнении и контроле противоаварийных действий возможно путем использования методики анализа ава-

рийных ситуаций для АЭС с реакторами типа БН, представляющей собой адаптацию типовой методики, приведенной в [3]. Адаптированная для АЭС с реактором типа БН-600 методика объединяет в себе порядок и конкретную форму взаимодействия между собой экспертных групп разного уровня, порядок и формы информационного обмена в процессе противоаварийного реагирования с учетом специфики конкретной реакторной установки (РУ). Разработка методики выполнялась в соответствии с основными регулирующими документами в области противоаварийного реагирования, в частности [1–4], и с учетом особенностей реакторной установки БН-600.

Приведенные в типовом аварийном плане [3] типовые формы информационных карт различных экспертных групп были использованы при разработке форм информационных карт №6 – №10 в рамках созданной методики. Указанные карты используются в ходе противоаварийного реагирования группой оперативных действий (ГОД) и группой технической поддержки (ГТП):

- № 6 «Исходное сообщение о состоянии энергоблока» (ГОД);
- № 7 «Очередное сообщение о состоянии энергоблока» (ГОД);
- № 8 «Данные для оценки радиационных выбросов» (ГОД);
- № 9 «Диагноз/Прогноз функционирования установки» (ГТП);
- № 10 «Диагноз/Прогноз обобщенный» (ГТП).

Разработанные карты содержат необходимую информацию для проведения анализа и прогноза аварийной ситуации для энергоблока БН-600. После минимальной корректировки карты могут использоваться для любой реакторной установки того же типа.

Описанная методика позволяет упорядочить работу групп, участвующих в процессе противоаварийного реагирования, обеспечивает эффективность и согласованность принимаемых экспертами решений, при использовании в составе разрабатываемого в ЦТП ГНЦ РФ-ФЭИ программно-технического комплекса поддержки противоаварийного реагирования повысит общую эффективность СЧСК.

ПРОГРАММНАЯ ИНФОРМАЦИОННО-АНАЛИТИЧЕСКАЯ СИСТЕМА ПОДДЕРЖКИ ЭКСПЕРТОВ

В случае аварии с проливом натрия и его последующим горением существует необходимость определения следующих параметров:

- степени радиоактивного загрязнения аварийного помещения;
- степени загрязнения помещений, связанных с аварийным помещением;
- времени «забывания» аэрозольных фильтров систем вентиляции;
- степени загрязнения воздухопроводов систем вентиляции;
- суммарного радиационного фона в помещениях энергоблока;
- дозовых нагрузок персонала АЭС;
- исходных данных для моделирования выброса за пределы энергоблока (в атмосферу, в случае масштабной аварии);
- степени загрязнения прилегающей к АЭС территории;
- дозовой нагрузки населения на территории, прилегающей к АЭС;
- рекомендаций по противоаварийным действиям и мерам по защите персонала, населения и окружающей среды.

Для сбора, систематизации и анализа данных, поступающих в ходе противоаварийного реагирования, для выработки оперативных рекомендаций по управлению аварией, мерам защиты персонала, населения и окружающей среды, для интеграции имеющихся в ГНЦ РФ-ФЭИ наработок, накопленных за длительный период исследовательской деятельности по обоснованию безопасности реакторов типа БН, а также для передачи и сохранения знаний в области натриевой технологии

была разработана программная информационно-аналитическая система поддержки экспертов при противоаварийном реагировании.

Использование данной системы предоставляет возможность моделирования аварийных ситуаций, связанных с течью и горением натриевого теплоносителя. Данная система может использоваться при обосновании безопасности реакторов нового поколения, для тренинга специалистов в области противоаварийного реагирования, при противоаварийных тренировках и в ходе реальных ситуаций, требующих выработки рекомендаций по противоаварийным действиям. Важными составляющими системы являются два ее основных модуля.

Модуль автоматического прогноза радиационной обстановки на местности за пределами энергоблока (АПРО-М)

В модуле используется для моделирования атмосферного переноса упрощенная модель на основе распределения Гаусса, реализованная в настоящее время во многих аналогичных разработках научного и прикладного характера.

В составе модуля АПРО-М реализована математическая модель учета особенностей натриевых аэрозолей, которая была разработана в ГНЦ РФ-ФЭИ в ходе работ по обоснованию безопасности реакторов типа БН [14], суть которой заключается в том, что при формировании выброса за границы энергоблока и распространении натриевых аэрозолей в атмосфере за пределами АЭС происходит взаимодействие оксидов натрия с влагой, содержащейся в атмосфере, коагуляция частиц аэрозоля, увеличение их диаметра и массы и последующее осаждение. За счет изменения параметров частиц натриевого аэрозоля будет наблюдаться их ускоренное осаждение в течение первых часов после выброса на территории вблизи источника выброса по сравнению с аэрозолями, имеющими ненатриевую природу (образующимися при выбросах на АЭС с реакторами других типов).

В настоящее время на всех АЭС России реализованы сбор и передача в режиме реального времени данных автоматизированных систем контроля радиационной обстановки (АСКРО) в санитарно-защитной зоне и зоне наблюдения АЭС. Показания АСКРО являются важным источником информации для оценки масштаба и временного развития реальной радиационной аварии. На их основе может быть уточнена мощность и временные характеристики выброса радиоактивности.

В составе функций модуля АПРО-М предусмотрено решение «обратной» задачи [15]. Обратной задачей является оценка (уточнение) параметров выброса по реальной (или заданной в ходе тренировки) радиационной обстановке (например, по показаниям датчиков АСКРО). Данный расчет может использоваться при проведении противоаварийных тренировок и для уточнения параметров исходного выброса в случае аварии, что может дать информацию для выяснения ее причин.

Модуль автоматического прогноза радиационной обстановки в помещениях энергоблока (АПРО-Э)

Одним из наиболее серьезных видов аварий для реакторных установок типа БН-600 является авария с разгерметизацией натриевых трубопроводов и оборудования первого контура, не имеющих страховочных кожухов. Для РУ БН-600 вероятность возникновения исходных событий для такой аварии оценивается как 10^{-2} – 10^{-3} 1/год. Особенности конструкции БН-800 также позволяют рассматривать данный тип аварий в числе потенциально возможных.

Как показывает опыт эксплуатации РУ БН-600, угроза разгерметизации натриевых трубопроводов первого контура, не имеющих страховочных кожухов (в частности, трубопроводы d_{y200} и d_{y80} подачи и возврата натрия из системы очистки

натрия первого контура), не является чисто теоретической. В предельном случае (разрыв полным сечением, наложение ряда отказов, включая ошибочные действия персонала, с развитием аварии до запроектной) максимальный пролив натрия оценивается величиной около 100 м³.

Теоретически в результате такой аварии опасная радиационная обстановка ожидается в смежных помещениях за счет поступления натриевых аэрозолей через различного рода неплотности. Поток аэрозолей формируется из общих по воздуху помещений 423, 412 в шахту реактора, центральный зал, смежные помещения, в помещения фильтров-ловушек первого контура и барабана отработанных сборок.

Радиационная обстановка в помещениях определяется следующими факторами:

- активностью неповрежденных трубопроводов с натрием первого контура;
- активностью пролитого натрия и продуктов горения натрия в помещении, где произошла разгерметизация;
- поступлением натриевых аэрозолей из помещения, в котором произошел пролив натрия с его последующим возгоранием при взаимодействии с воздухом, незакрытием или неплотностями клапанов избыточного давления приточной вентиляции, негерметичными проходками, неплотностями защитных пробок и другими возможными неплотностями;
- излучением от коробов вентиляционных систем (ПС, В-6 и В-1) как во время горения натрия, так и после прекращения горения в результате осаждения в вентиляционных коробах радиоактивных аэрозолей.

Основной составляющей мощности дозы в первые десять суток аварии является излучение от Na-24 с периодом полураспада около 15 часов.

Моделирование горения натрия в помещении ранее производилось в ГНЦ РФ-ФЭИ при помощи серии программ BOX [6], разработанных для целей инженерных расчетов (например, обоснование прочности конструкций). Их использование в целях противоаварийного реагирования было затруднено, так как данные разработки не предусматривают расчета доз облучения персонала, не имеют современных интерфейсов ввода/вывода данных и не документированы в достаточной степени.

В настоящее время в возможности разработанной информационно-аналитической системы входит моделирование течи натрия с последующим горением и распространением радиоактивных продуктов его горения (аэрозолей) в аварийном помещении, а также в смежных и других, связанных линиями вентиляции, помещениях с последующим расчетом возможных доз облучения персонала.

Разработанная в рамках описываемого программно-технического комплекса математическая модель горения натрия в аварийном помещении и распространения радиоактивных продуктов горения в пределах энергоблока учитывает отечественный [5, 6, 8–13] и доступный зарубежный опыт [7, 16].

С использованием возможностей системы был проведен анализ потенциальной опасности нахождения персонала в различных помещениях энергоблока при развитии аварийной ситуации с утечкой и последующим горением натрия первого контура.

Проведенный анализ документов, регламентирующих процесс управления аварией, показал, что при аварии, связанной с разгерметизацией натриевых трубопроводов и оборудования первого контура, не имеющих страховочных кожухов, персоналу АЭС необходимо выполнять первоочередные действия в более чем пятнадцати помещениях энергоблока. В результате моделирования, выполненного в

рамках работ по разработке описываемой в статье системы поддержки управления противоаварийными действиями, было определено, что в восьми из указанных помещений энергоблока может наблюдаться опасная радиационная обстановка. Полученные результаты согласуются с оценками, приведенными в проектной документации.

Описанный в статье программно-технический комплекс проходит опробования на базе ЦТП ГНЦ РФ-ФЭИ, программная информационно-аналитическая система поддержки экспертов, являющаяся составной частью комплекса, проходила опробования в Кризисном центре ОАО «Концерн Энергоатом».

Литература

1. Положение о порядке объявления аварийной обстановки, оперативной передачи информации и организации экстренной помощи атомным станциям в случае радиационно-опасных ситуаций: НП 00598: утв. Госатомнадзором РФ 05.01.98: введ. в действие с 01.07.98: [в редакции постановления № 8 Госатомнадзора РФ от 30.08.2002 введ. в действие с 01.11.2002]. – М., 1998. – 79 с.
2. Типовое содержание плана мероприятий по защите персонала в случае аварии на атомной станции: НП-015-2000: утв. Госатомнадзором РФ 05.07.2000: введ. в действие с 01.01.2001. – М., 2000. – 101 с.
3. Типовой план действий персонала в случае радиационной аварии на АЭС концерна «Росэнергоатом» – типовой аварийный план: РДЭО 0479-03. – М., 2003.
4. Общие положения обеспечения безопасности атомных станций: ОПБ-88/97: ПНАЭГ-01-011-97: утв. Госатомнадзором РФ 14.11.97: введ. в действие с 01.07.98. – М.: 1997. – 38с.
5. Бакута Н.Н. Расчетное обоснование безопасности АЭС с быстрым реактором при течах натриевого теплоносителя. Дисс. на соискание уч. ст. канд. техн. наук. – Обнинск, 1999.
6. Иваненко В.Н. и др. Модернизированная компьютерная программа ВОХ-97/Отчет ФЭИ, Обнинск, 1997.
7. Yamaguchi A., Tajima Y. Response Surface Modeling of Aerosol Release Fraction in Sodium Pool Combustion//Journal of Nuclear Science and Technology. – 2003. – V. 40. – № 10. – P. 862-870.
8. Михеев М.А. Основы теплопередачи. – М.: Госэнергоиздат, 1956.
9. Чиркин В.С. Теплофизические свойства материалов ядерной техники. – М.: Атомиздат, 1968.
10. Померанцев В.В. Основы практической теории горения. – Ленинград: Энергия, 1973.
11. Самсонов Г.В. Физико-химические свойства окислов. – М.: Металлургия, 1969.
12. Кириллин В.А., Сычев В.В., Шейндлин А.Е. Техническая термодинамика. – М.: Энергоатомиздат, 1983.
13. Альтшуль А.Д., Животовский А.С., Иванов Л.П. Гидравлика и аэродинамика. – М.: Стройиздат, 1987.
14. Ivanenko V.N., Zybin V.A., Bakuta N.N. The «AERO» computer code. International Topical Meeting Obninsk, Russia, October 3-7, 1994. Sodium cooled fast reactor safety/ Proc. V. 3.
15. Волков Ю.М., Лескин С.Т., Баранаев Ю.Д., Воронаев А.И., Воротынцев М.Ф. Разработка специализированных программных средств оперативного анализа и прогноза развития радиационных аварий//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2005.
16. Doda N., Ninokata H., Ohira H. Prediction of release rate of burnt sodium as aerosol// Journal of Nuclear Science and Technology. – 2001. – V. 38. – № 1. – P. 30-35.

Поступила в редакцию 1.06.2009

ЭЛЕКТРОКОНДУКТОМЕТРИЧЕСКИЕ ГАЗОАНАЛИЗАТОРЫ ВОДОРОДА: МНОГОЛЕТНИЙ ОПЫТ ЭКСПЛУАТАЦИИ

**Е.А.Кочеткова, В.В. Лешков, В.П. Корнилов, С.Г. Калякин,
А.В. Дробышев, С.Н. Скоморохова, С.В. Богданов**

ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск



Представлены результаты разработки и многолетней эксплуатации электрокондуктометрических газоанализаторов водорода. Приведены технические характеристики и примеры использования нескольких вариантов приборов типа АВ и СОВ, предназначенных для непрерывного автоматического измерения объемной доли водорода в газовых средах He, Ar, N₂, защитных атмосферах исследовательских и промышленных установок, а также в воздушных средах применительно к водородной безопасности на АЭС. Представленные варианты анализаторов водорода объединяет единый, электрокондуктометрический, принцип действия.

Надежный контроль содержания водорода в защитных атмосферах исследовательских и промышленных установок, в герметичной оболочке АЭС является необходимым условием обеспечения водородной безопасности при их эксплуатации.

Электрокондуктометрические газоанализаторы типа АВ, СОВ и ГВ (рис.1–5) разработанные и изготовленные коллективом специалистов ГНЦ РФ-ФЭИ, предназначены для непрерывного автоматического измерения объемной доли водорода в различных газовых средах (He, Ar, N₂, воздухе, паровоздушной смеси); отличаются высокой надежностью, простотой в изготовлении [1–5].

Принцип действия электрокондуктометрических газоанализаторов водорода основан на селективном обратимом поглощении H₂ палладием (или сплавом палладий-серебро) и изменении электрического сопротивления палладия в соответствии с количеством поглощенного водорода [1].

Палладий и ряд его сплавов, как известно, отличаются не только высокой водородопроницаемостью, но и уникальными окклюзионными свойствами по отношению к водороду, а также радиационной стойкостью [6, 7]

Взаимодействие водорода с Pd и сплавами на его основе протекает весьма активно и характеризуется специфическими особенностями. Продукт взаимодействия палладия с водородом состоит из двух твердых растворов (α' - и β -фазы), связанных областью расслоения. Явления перехода фаз $\alpha' \leftrightarrow \beta$ происходит с изменением объема на ~10%, что приводит к напряжениям в металле, к плохо воспроизводимому гистерезису при десорбции водорода и к нарушению прочности

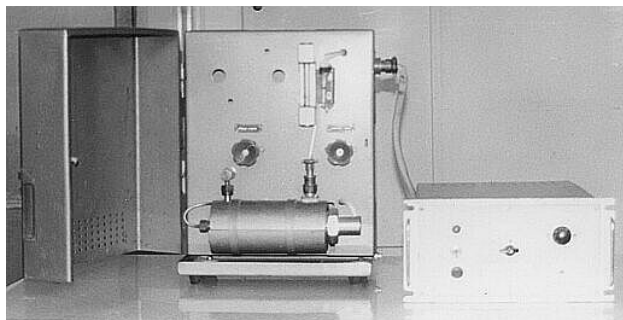


Рис.1. Анализатор водорода АВ-6

металла. Гистерезисное явление, имеющее место в области сосуществования α' - и β -фазы, свидетельствует о медленном установлении равновесия.

В однофазных областях скорость достижения равновесия в системе Pd-H₂ значительно возрастает. Зависимость растворимости H₂ в Pd от температуры и давления (H₂) меняется: с давлением – по показательному, а с температурой – по экспоненциальному законам. С повышением температуры растворимость водорода в чистом Pd падает, при этом однофазная область (α' -фаза) существует при температуре > 300°C (при давлении H₂ до 1000 атм).

Добавка к палладию некоторых других элементов может оказать значительное влияние на свойства системы. Так при легировании палладия серебром склонность его к образованию β -фазы уменьшается. Изменения соотношения компонентов Pd-Ag приводят к изменению поглощения водорода в широких пределах.

По данным [8] сплавы Pd-Ag (20) оказываются более стойкими к деформации при взаимодействии с водородом, чем чистый палладий. Сплав Pd-Ag (40) не претерпевает деформации при многократных нагревах и охлаждении в атмосфере водорода. Рентгеноструктурным анализом установлено, что при этом не происходит образования β -фазы.

Зависимость относительного электросопротивления R/R_0 от парциального давления водорода для сплавов Pd-Ag является более сложной, чем для палладия. Установлено [9], что с увеличением содержания серебра в сплаве $\geq 23\%$ величина R/R_0 монотонно увеличивается с ростом парциального давления водорода. С увеличением содержания водорода в газовой фазе в диапазоне 0–48%об электросопротивление проволоки из сплава Pd-Ag (20) может возрасти практически линейно.

Большой объем экспериментальных исследований, выполненный авторами данной работы, позволил определить оптимальные условия, при которых равновесие в гетерогенной системе Pd-H (Pd-Ag-H) устанавливается быстро и обратимо. Результаты исследований использованы при разработке чувствительных элементов электрокондуктометрических газоанализаторов водорода типа АВ, СОВ и ГВ.

НОВЫЕ РАЗРАБОТКИ

Для определения водорода в *индифферентных газах* созданы новые приборы СОВ-4 (рис.3) на основе ранее разработанных и эксплуатируемых систем СОВ-3. Приборы типа СОВ имеют лучшие метрологические характеристики, более высокую чувствительность и быстродействие по сравнению с ранними вариантами – анализаторами водорода типа АВ.

Конструктивные отличия СОВ-4 характеризуются тем, что в данном варианте приборов измерительные блоки двух газоанализаторов конструктивно размеще-



Рис. 2. Прибор СОВ-3



Рис. 3. Прибор СОВ-4

ны в общем приборном кожухе. В состав анализатора водорода СОВ-4 входят блок датчика, измерительный блок и электрические кабели связи блоков. Для регистрации выходных сигналов газоанализатора может использоваться внешнее устройство контроля токов.

Измерительный блок газоанализатора конструктивно выполнен в виде приборного кожуха, в котором устанавливаются выдвижные субблоки блоков питания и контроля двух каналов газоанализатора. На задней панели кожуха установлены разъемы и клеммники для подключения линий связи с блоком датчика.

Серия приборов СОВ-4 изготовлена для контроля водорода в индифферентных газах применительно к эксплуатации на уникальном стенде аварийной защиты (САЗ), сооружаемом в ГНЦ РФ-ФЭИ.

Новые перспективные разработки *газоанализаторов водорода в воздушных средах* проводятся применительно к обеспечению водородной безопасности на АЭС типа ВВЭР и РБМК. Основанные на том же принципе действия образцы АСККВ (аппаратура системы контроля концентрации водорода (рис. 4) предназначены для непрерывного контроля содержания водорода в воздушных и паровоздушных средах, в частности для контроля газа под защитной оболочкой АЭС, во избежание накопления взрывоопасной концентрации водорода при нормальной эксплуатации и в аварийном режиме реактора. Конструктивная особенность АСККВ обеспечивает его работоспособность за счет естественной конвекции газа через датчик при-



Рис. 4. Прибор АСККВ



Рис. 5. Прибор ГВ-01

Таблица 1

Основные технические характеристики анализатора водорода АВ-7

Характеристика	Значение, ед.изм.
Контролируемая среда	Смеси H_2 с индифферентными газами (N_2 , Ar, He)
Диапазон измеряемых концентраций H_2 в газовой смеси	0–50 об.%
Диапазон по выходному электрическому сигналу тока	0–5 мА
Предел допускаемой абсолютной погрешности измерения концентрации H_2 <ul style="list-style-type: none"> в диапазоне от 0 до 10% об. в диапазоне от 10 до 50% об. 	$\pm 0,1$ $\pm 0,5$
Температура контролируемых газовых смесей	0–150°C
Температура чувствительного элемента	170 \pm 1°C
Давление контролируемых газовых смесей	20–100 кПа
Расход газовых смесей через анализатор	от 5 до 15 л/ч
Время установления рабочего режима	1 ч
Время непрерывной работы	Круглосуточно

бора, размещаемый в помещении с контролируемой газовой средой. Измерительный блок, находящийся в помещении для контрольно-измерительной аппаратуры, соединен с датчиком магистральными кабелями. АСККВ имеет два диапазона измеряемых концентраций водорода (0–5; 0–100 об.%) (табл. 3).

На базе выполненных разработок, прошедших успешную опытную эксплуатацию, изготовлен конструктивно новый промышленный прибор, работающий на том же принципе, – газоанализатор водорода ГВ-01 (рис. 5).

Газоанализатор предназначен для непрерывного дистанционного измерения объемной концентрации водорода в воздухе рабочей зоны промышленных помещений, в том числе АЭС, в условиях парогазовых сред и повышенных температур. Область применения ГВ-01 – тепловая и атомная энергетика, цветная металлургия, химическая и нефтехимическая промышленность. ГВ-1 состоит из датчика с чувствительным элементом из сплава палладий-серебро и измерительного блока, соединяемого с датчиком магистральными кабелями. По сравнению с АСККВ газоанализатор имеет четыре диапазона измеряемых концентраций водорода. ГВ-1

Таблица 2

Основные технические характеристики анализатора водорода СОВА-3

Характеристика	Значение, ед.изм.
Диапазон измеряемых концентраций H_2 в газовой смеси	$5 \cdot 10^{-4}$ – 50 об.%
Время установления сигнала <ul style="list-style-type: none"> в диапазоне концентраций H_2 $5 \cdot 10^{-4}$ – $1 \cdot 10^{-1}$% об. в диапазоне концентраций $H_2 \geq 1 \cdot 10^{-1}$% об. 	5–2 мин 1 мин
Расход газовой смеси через анализатор	$(8,3–25,0) \cdot 10^{-5}$ м ³ /мин (5– 5 л/ч)

Таблица 3

Основные технические характеристики анализатора водорода АСККВ и условия эксплуатации блока датчика

Характеристика	Значение, ед.изм.
Контролируемая среда	Парогазовая смесь
Диапазоны измеряемых концентраций H_2 в газовой смеси	0–5; 0–100 об.%
Относительная погрешность измерения концентрации H_2 <ul style="list-style-type: none"> • в диапазоне от 0 до 5% об. • в диапазоне от 0 до 100% об. 	± 4 ± 10
Температура контролируемых газовых смесей	15–200°C
Давление контролируемых газовых смесей	0,83–4,9 атм.
Относительная влажность	до 100%

Таблица 4

Основные параметры и технические характеристики газоанализатора ГВ-01

Характеристика	Значение, ед.изм.
Контролируемая среда	Парогазовая смесь
Температура среды	не более 250°C
Давление	не более 0,7 МПа
Состав среды, % об.	
водяной пар	от 0 до 100
воздух	10–100
CO ₂ не более	1
CO не более	1
H_2	от 0 до 100 % об.
Диапазоны измеряемых концентраций H_2	0–5; 0–10; 0–25; 0–100% об.
Допускаемая абсолютная погрешность измерения концентрации H_2 <ul style="list-style-type: none"> • в диапазоне от 0 до 5% об. • в диапазоне от 0 до 10% об. • в диапазоне от 0 до 25% об. • в диапазоне от 0 до 100% об. 	$\pm 0,5$ $\pm 0,5$ $\pm 1,25$ ± 10

выполнен в вибропрочном, виброустойчивом и сейсмостойком исполнении, что дает возможность его использования во взрывоопасных зонах помещений и наружных установок.

В таблицах 1–4 представлены технические характеристики отдельных вариантов газоанализаторов водорода.

ОПЫТ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЭЛЕКТРОКОНДУКТОМЕТРИЧЕСКИХ ГАЗОАНАЛИЗАТОРОВ H_2

Приборы избирательного действия на водород марок АВ и СОВ с чувствительными элементами на основе Pd и Pd-Ag внедрены на промышленных АЭС типа БН,

а также различных исследовательских установках (теплофизических, технологических) для контроля водорода в защитных атмосферах, в частности, для контроля разгерметизации теплообменной поверхности парогенераторов АЭС с реакторами типа БН.

Первые варианты анализаторов водорода типа АВ (АВ-1 и АВ-2) разработаны для контроля водорода в гелий-водородных смесях; внедрены и эксплуатировались при приготовлении смесей He-H₂ и последующем измерении концентрации водорода в этих смесях при проведении регенерации сплава Pb-Bi на технологических стендах ГНЦ РФ-ФЭИ и плавбазах Северного флота.

Анализаторы водорода АВ-5, АВ-6, СОВ-3 внедрены на промышленных АЭС типа БН и исследовательских установках для контроля водорода в защитных атмосферах.

Накоплен опыт эксплуатации анализаторов водорода при переработке отходов щелочных металлов (ЩМ), дезактивации и отмывке оборудования от щелочных металлов, при проведении которых содержание водорода в газовой фазе используется в качестве основного контролируемого параметра процесса.

Так на БН-350 при отмывке ванны отработавших пакетов (ВОП) от сплава NaK с применением водо-масляной эмульсии анализатор водорода АВ-6 (рис. 1) был включен в технологическую схему установки для осуществления непрерывного контроля содержания водорода в азоте как в ходе процесса, так и при его завершении. Показания прибора достоверно отражали протекание процесса в ходе нормальной эксплуатации и на этапе предупреждения аварийной ситуации.

На БН-600 прибор АВ-6 был включен в технологическую схему процесса отмывки холодной ловушки окислов (ХЛО) второго контура паро-газовым методом от остаточных отложений Na-Na₂O-NaOH-NaH после экспериментальной отработки процесса ее перекристаллизации. Надежная работа прибора обеспечила безопасные условия проведения и окончания процесса, поддержание рекомендуемых параметров.

Прибор СОВ-3 (система определения водорода на рис. 2) прошел опытно-промышленную эксплуатацию, входит в состав системы, осуществляющей индикацию наличия H₂ в аргоне при разгерметизации теплообменной поверхности парогенератора.

На БОР-60 при отмывке от сплава NaK экспериментального канала-петли (длинномерного устройства со сложной конфигурацией) контроль процесса осуществляли по содержанию водорода в газовой фазе с использованием прибора АВ-6 разработки ГНЦ РФ-ФЭИ. Отмывка внутренних полостей канала-петли после его реакторных испытаний была успешно проведена по разработанной технологии. Операции по отмывке от радиоактивного сплава NaK продолжались до прекращения выделения водорода. После дренирования отмывочного раствора производства разделка канала-петли для извлечения ТВС, контроль состояния конструкции после ее разделки показал отсутствие сплава NaK внутри защитного корпуса.

Для БОР-60 изготовлена малая партия приборов СОВ-3, которые успешно эксплуатируются на реакторной установке для контроля содержания водорода в аргоне при проведении различных технологических процессов.

В ГНЦ РФ-ФЭИ опыт использования анализаторов водорода накоплен на исследовательских стендах при переработке радиоактивных отходов ЩМ, при отмывке оборудования от ЩМ различными методами с применением как водных, так и органических реагентов. Контроль примеси H₂ в газовой полости реакционной емкости осуществляли анализатором водорода типа АВ при

- переработке смешанных радиоактивных отходов (РАО) сплава NaK;
- отмывке реакторного оборудования от натрия на экспериментальном стенде отмывки (ЭСО);

- переработке радиоактивных отходов цезия на установке «Гранат».

Контроль за протеканием процессов и определение момента их завершения осуществляли по содержанию водорода в газовой фазе.

ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ ЭЛЕКТРОКОНДУКТОМЕТРИЧЕСКИХ ГАЗОАНАЛИЗАТОРОВ H_2

При проведении межведомственных испытаний опытных образцов АСККВ комиссией отмечено, что аппаратура системы контроля концентрации водорода (АСККВ) не имеет аналогов по принципу действия применительно к контролю водорода в воздушной среде. АСККВ внесена в Государственный реестр средств измерений России (сертификат РН-20710-00 об утверждении типа средств измерений).

В 2007 г. по итогам открытого конкурса, проводимого Технологическим филиалом ФГУП Концерна «Росэнергоатом», электрокондуктометрический газоанализатор водорода ГВ-01 принят как головной опытный образец системы непрерывного контроля содержания водорода в емкостях и помещениях хранения радиоактивных отходов. Доработанный опытный образец системы, газоанализатор водорода ГВ, сдан заказчику и отправлен на Кольскую АЭС для монтажа и апробации.

Газоанализатор ГВ-01 прошел государственные испытания для утверждения типа средства измерения. Партия промышленных газоанализаторов ГВ-01 изготовлена и поставлена на экспорт.

Литература

1. Кочеткова Е.А., Карабаш А.Г. Кондуктометрический анализатор водорода в газах // Заводская лаборатория. – 1969. – Т. XXXV. – Вып. 8. – С. 1004-1005.
2. Электрокондуктометрический анализатор водорода в газах: А.С. № 238222 СССР / Е.А. Кочеткова, А.Г. Карабаш, Г.В. Хмелева, Е.А. Григорьев. – Оpubл. 1969 г. – Бюл. № 9.
3. Чувствительный элемент анализатора водорода: А.С. № 568881, СССР / Е.А. Кочеткова, А.В. Тихомиров, Г.И. Линник, В.В. Лешков. – Бюл. № 30. – 1975.
4. Анализатор водорода в газовых смесях: Свидетельство на полезную модель № 17987 / Е.А. Кочеткова, В.В. Лешков, С.Н. Скоморохова, Г.И. Линник, А.С. Кудинов. – № 2001102427; Заявл. 30.01.2001.
5. Газоанализатор водорода: Патент РФ № 2242751 / Е.А. Кочеткова, В.В. Лешков, В.П. Корнилов. – № 2003120042; приоритет от 08.07.2003 г.
6. Галактионова Н.Л. Водород в металлах. – М.: Металлургия, 1967.
7. Водород в металлах / Под ред. Г. Алефельда и И. Фелькля. – М.: Мир, 1981.
8. Родина А.А., Гуревич М.А., Строева В.А. и др. // ЖФХ. – 1966. – Т. X. – № 9. – С. 2046.
9. Szafranski A.W., Boronovski R. // Phys. Status Solid. Ser. a. – 1972. – V. 9. – № 2. – P. 435.

Поступила в редакцию 24.06.2008

АВТОМАТИЗИРОВАННЫЙ АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ РАДИОГРАФИЧЕСКОГО КОНТРОЛЯ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ НА АЭС

А.О. Скоморохов, А.В. Нахабов, П.А. Белоусов

*Обнинский государственный технический университет атомной энергетики,
г. Обнинск*



В статье представлены результаты разработки алгоритмов для автоматизированного анализа результатов радиографического контроля сварных соединений на АЭС, основанных на современных методах распознавания образов. Рассмотрены вопросы автоматической сегментации радиографического снимка, выявления дефектов и оценки их параметров. Эффективность полученных методов проверена на реальных снимках сварных соединений, имеющих значительный разброс параметров.

ВВЕДЕНИЕ

Одними из важнейших объектов контроля на АЭС являются сварные соединения трубопроводов и конструкций, от состояния которых зависит надежная и безопасная работа ее основных систем. К наиболее используемым методам неразрушающего контроля сварных соединений, наряду с ультразвуковым, относится рентгеновский или радиографический метод.

Радиографический контроль основан на взаимодействии рентгеновского (возможно, гамма- или тормозного) излучения с контролируемым материалом и последующей регистрации полученного радиационного изображения контролируемого объекта. Радиационное изображение регистрируется на рентгеновскую пленку в виде радиографического снимка, который служит основным документом по итогам проведения контроля. Затем проводится анализ (расшифровка) полученного снимка, по результатам которого делаются выводы о наличии в контролируемом объекте дефектов. В большинстве случаев расшифровка выполняется дефектоскопистом вручную с минимальным уровнем автоматизации, что приводит к увеличению времени контроля и большому влиянию «человеческого фактора».

Задача автоматизации анализа радиографических снимков относится к области автоматической обработки изображений и распознавания образов. Различные методы решения этой задачи предложены, например, в работах [1–5].

Целью данной работы является разработка нового подхода к распознаванию образов применительно к рентгеновской дефектоскопии. Главным отличием предлагаемого подхода от общепринятого анализа изображений является анализ распределений яркости снимка. Также предлагается использование методов кластерного анализа как для сегментации снимков, так и для объективного определения факта наличия или отсутствия дефектов и автоматического выделения областей,

соответствующих дефекту. Наконец, показано, что алгоритм опорных векторов позволяет строить надежные алгоритмы распознавания дефектов.

СЕГМЕНТАЦИЯ РАДИОГРАФИЧЕСКОГО СНИМКА

В качестве исходных данных в настоящей работе использовались радиографические снимки стыковых сварных соединений. Типичный снимок, использованный в дальнейшем при разработке методов автоматизированного анализа, представлен на рис. 1.

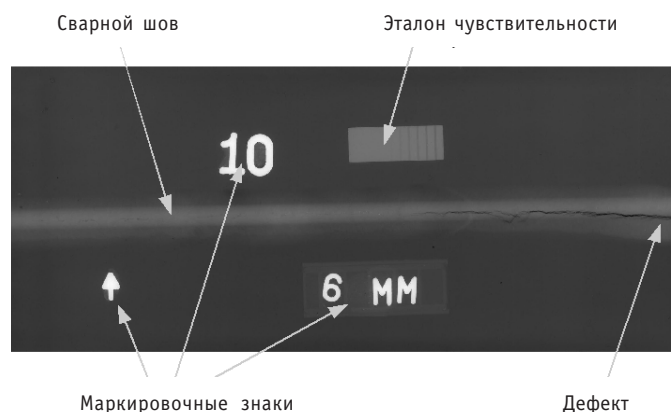


Рис. 1. Пример радиографического снимка стыкового сварного соединения

Как видно из рисунка, примерно по центру снимка располагается сварной шов, в правой части которого присутствует дефект типа трещины. Все остальные объекты на снимке располагаются с двух сторон (выше и ниже) шва. Среди них находятся эталон чувствительности, необходимый для анализа снимка, и маркировочные знаки, которые содержат информацию о нумерации контролируемого участка, его границах и толщине сваренных деталей.

После перевода в цифровую форму снимок представляется в виде графического файла формата BMP. Этому файлу может быть поставлена в соответствие матрица точек (пикселей) со значениями яркости (плотности потемнения снимка) в диапазоне от 0 до 255:

$$Z = \begin{pmatrix} z_{11} & z_{12} & \dots & z_{1m} \\ z_{21} & z_{22} & \ddots & z_{2m} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ z_{n1} & z_{n2} & \dots & z_{nm} \end{pmatrix}, \quad 0 \leq z_{ij} \leq 255. \quad (1)$$

Типичный размер изображения (на рис.1 $n=1010$ и $m=2369$) составляет 2.4–2.5 млн. точек.

Основными являются следующие этапы анализа радиографического снимка [6]:

- проверка на соответствие требованиям ГОСТ 7512-82;
- выявление дефектов различного рода;
- оценка размеров дефектов.

Для выполнения этих этапов, в первую очередь, необходимо произвести сегментацию снимка – выделить на нем области для дальнейшего анализа, каждая из которых содержала бы только один из имеющихся объектов.

ЭВРИСТИЧЕСКИЙ МЕТОД СЕГМЕНТАЦИИ

В нашем случае решение задачи сегментации упрощается тем, что все снимки имеют определенную схожую структуру – три горизонтальные полосы. Примерно

по центру снимка находится сварной шов, выше и ниже которого расположены полосы, содержащие различные служебные объекты. Это позволяет выполнить сегментацию в два этапа.

На первом этапе определяется сегмент сварного шва, для чего рассматривается распределение суммарной яркости снимка вдоль вертикальной оси:

$$\sum_{j=1}^m z_{ij}, i = 1, 2, \dots, n. \quad (2)$$

Такое распределение представлено на рис. 2 (средний график). Искомым границам сварного шва будут соответствовать локальные минимумы, ближайшие к центру снимка.

После выделения области сварного шва на втором этапе осуществляется сегментирование верхней и нижней частей снимка. Для этого анализируется распределение суммарной яркости вдоль горизонтальной оси для каждой части изображения отдельно:

$$\sum_{i=n_1}^{n_2} z_{ij}, i = 1, 2, \dots, m, \quad (3)$$

где n_1, n_2 – границы соответствующей части снимка. Объектам на снимке соответствуют области резкого изменения значения величины (3). Соответствующие распределения для верхней и нижней частей снимка представлены верхним и нижним графиками на рис. 2.

Для нахождения границы таких областей использовался метод кумулятивных сумм [7]:

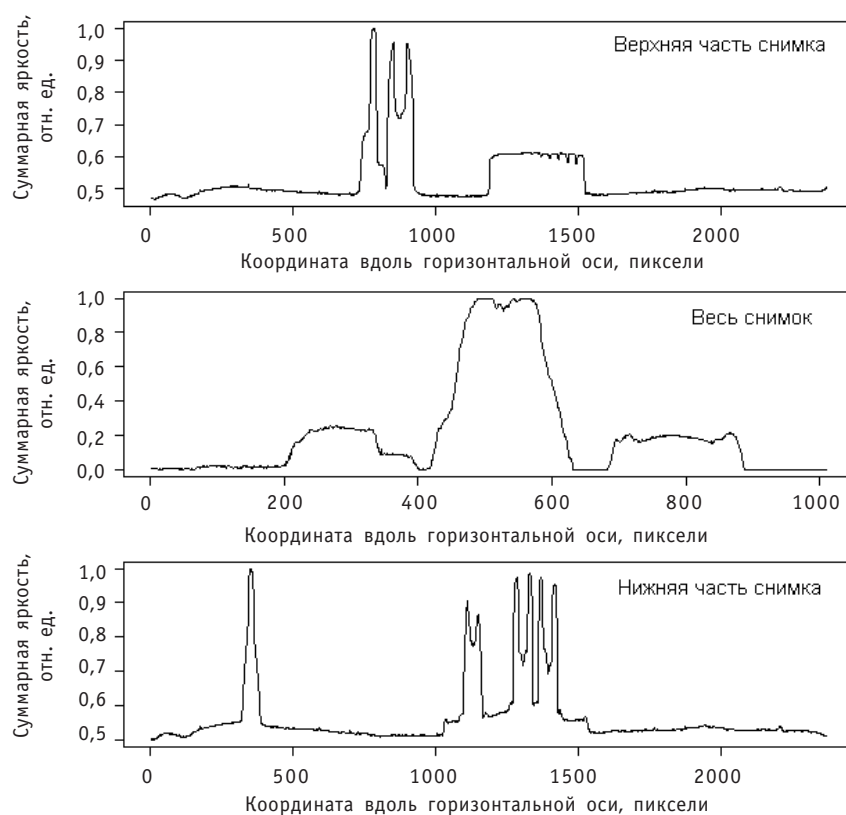


Рис. 2. Распределения суммарной яркости снимка вдоль осей координат

$$S_t = \sum_{i=1}^t B_i, \quad 1 \leq t \leq m, \quad (4)$$

где B_i определяется по формуле (3) отдельно для верхней и нижней частей снимка. Точки изменения наклона кумулятивной суммы соответствуют границам сегментов.

ВЫДЕЛЕНИЕ ОТДЕЛЬНЫХ ОБЪЕКТОВ СНИМКА МЕТОДОМ КЛАСТЕРНОГО АНАЛИЗА

После эвристической сегментации снимка необходимо выделить отдельные объекты, находящиеся в различных сегментах, для их последующей обработки. Эта операция также осуществляется в два этапа.

Сначала для каждого сегмента находится распределение значений яркости точек, на основе которого определяется порог, отделяющий точки с большей яркостью. Для унифицированной обработки снимков различной яркости порог выбирался как квантиль уровня $\alpha = 0.75$ распределения яркости.

Затем из сегмента брались только точки, превышающие порог, и для них проводится кластерный анализ с помощью метода кратчайшего незамкнутого пути [8].

Основная идея этого метода заключается в построении для точек выборки графа, соединяющего все точки, имеющего наименьшую длину и не имеющего петель. Разрезание самых длинных ребер этого графа приводит к образованию непересекающихся подмножеств точек, которые и образуют кластеры. Для нахождения таких ребер для всех участков пути сначала рассчитывается значение следующего критерия:

$$\lambda_i = \frac{\beta_i^{\max}}{\alpha_i}, \quad (5)$$

где α_i – длина участка пути между соседними точками, а β_i^{\max} – максимальная длина непосредственно прилегающего участка. После этого разрезание графа осуществляется по ребрам, для которых $\lambda_i < 1$.

Особенностью алгоритма КНП и его достоинством для рассматриваемой задачи является способность выделять некомпактные протяженные кластеры, для которых расстояния между точками одного кластера сравнимы с межкластерным расстоянием.

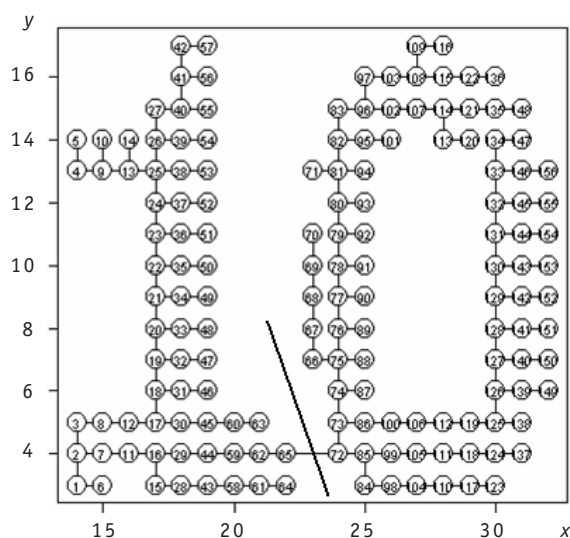


Рис. 3. Пример кратчайшего незамкнутого пути

На рис. 3 приведен пример такого графа для точек снимка, соответствующих маркировочному знаку «10». По осям указаны координаты точек в пределах соответствующего сегмента. В данном случае условию (5) соответствует единственный участок пути, соединяющий точки знаков «1» и «0», по которому и происходит разрезание графа (показано наклонной прямой), в результате чего мы получаем два кластера, соответствующие цифрам «1» и «0».

Аналогичным образом производится выявление объектов и в остальных сегментах, после чего

выполняется их распознавание (в случае маркировочных знаков) или определение необходимых параметров, таких как средняя плотность потемнения и чувствительность в случае эталона. Ограниченный объем статьи не позволяет остановиться на этих вопросах подробнее.

ВЫЯВЛЕНИЕ ДЕФЕКТОВ МЕТОДАМИ КЛАСТЕРНОГО АНАЛИЗА

Перейдем непосредственно к задаче выявления дефектов и определения их размеров. Для решения этой задачи необходимо провести анализ изображения сварного шва (средняя часть снимка на рис. 1).

Снимок сварного шва можно представить как последовательность векторов $\bar{x}_1, \bar{x}_2, \dots, \bar{x}_m$ (m – число точек вдоль горизонтальной оси), а каждый вектор $\bar{x} = (x_1, x_2, \dots, x_n)^T$ (n – число точек вдоль вертикальной оси) представляет собой распределение яркости вертикального «среза» шва.

Кластерный анализ m точек проводился в n -мерном пространстве признаков. Однородность исследуемого множества (отсутствие ярко выраженных кластеров) будет свидетельствовать об однородности распределения яркости вдоль сварного шва или, другими словами, об отсутствии дефектов. В случае выявления кластеров распределение яркости неоднородно, и наряду с нормальными участками шва имеют место быть участки, содержащие дефекты, например, трещины.

В нашем случае выборка данных состояла из 2369 векторов, каждый из которых был задан 223 признаками. Использовался метод иерархической кластеризации с объединением [9]. В этом методе на первом шаге каждый объект выборки рассматривается как отдельный кластер, после чего работа алгоритма сводится к последовательному объединению в кластеры наиболее близких объектов на основании матрицы сходства. Различные варианты метода отличаются используемыми мерами сходства и способами объединения объектов в кластеры (мерами связи). В данном случае наилучшие результаты были получены для метода Уорда [9] с евклидовым расстоянием в качестве меры сходства. На рис. 4 представлен результат кластерного анализа в виде дендрограммы, которая наглядно представляет последовательность объединения объектов выборки в кластеры. По оси абсцисс откладывается номер объекта выборки (на рис. 4 номера точек опущены), а по оси ординат – значение меры сходства, при котором это объединение произошло.

Из рис. 4 можно сделать вывод, что рассматриваемая выборка имеет ярко выраженную кластерную

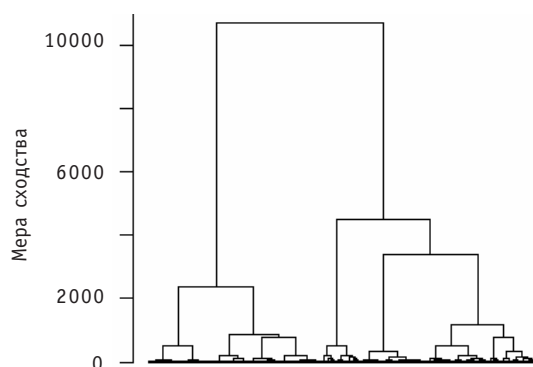


Рис. 4. Дендрограмма для профилей сегмента сварного шва

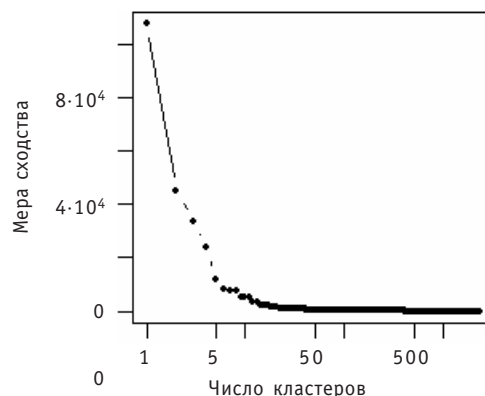


Рис. 5. Зависимость меры сходства от числа кластеров

структуру. Для определения оптимального числа кластеров воспользуемся зависимостью меры сходства от числа кластеров (рис. 5). Точка излома этой зависимости соответствует числу кластеров, равному пяти.

Для интерпретации полученных кластеров построим зависимость номера кластера от номера профиля (его координаты вдоль шва) и сравним ее с изображением сварного шва (рис. 6).

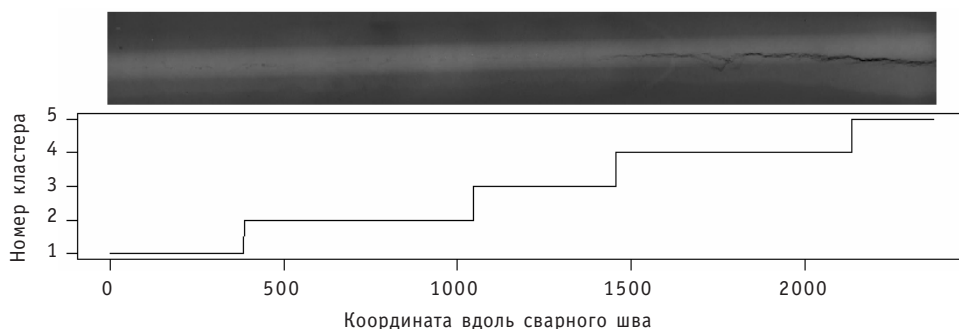


Рис. 6. Сегмент сварного шва (вверху) и зависимость номера кластера от координаты профиля вдоль шва

Поскольку полученные в результате анализа номера кластеров являются произвольными, предварительно была выполнена их перенумерация в соответствии со средней координатой внутри кластера. Как видно из рисунка, бездефектным участкам шва соответствуют первые три, а дефектным – последние два кластера.

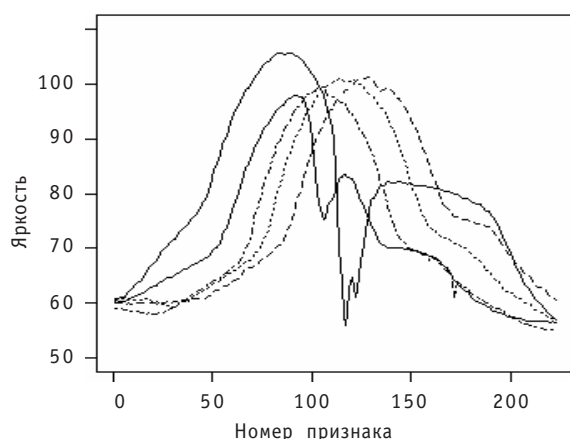


Рис.7. Средние профили кластеров

На рис.7 представлены центры полученных кластеров. Две сплошные кривые относятся к центрам кластеров, соответствующих области дефекта. Видно, что эти кластеры характеризуются наличием минимумов яркости в середине (по высоте) снимка, что соответствует затемнениям снимка в области трещины.

Таким образом, с помощью методов кластерного анализа удалось автоматически выявить неоднородность распределения точек в пространстве признаков, определяемую наличием дефектов в сварном шве.

АВТОМАТИЧЕСКОЕ РАСПОЗНАВАНИЕ ДЕФЕКТОВ

Для автоматического выявления дефектов в сварном шве нами был выбран алгоритм опорных векторов (SVM – Support Vector Machine) [10], относящийся к наиболее мощным и развитым алгоритмам решения задачи классификации.

Поясним принцип работы алгоритма на примере, приведенном на рис. 8.

На этом рисунке на плоскости показаны точки выборки данных, относящиеся к двум классам. Задача алгоритма классификации заключается в нахождении разделяющей прямой, которая являлась бы оптимальной границей между точками различных классов. Алгоритм SVM решает эту задачу путем максимизации ширины

границы – расстояния между ближайшими точками классов. Теоретически доказано, что при таком выборе разделяющей прямой минимизируется ошибка классификации на новых данных, которые не участвовали в процессе обучения [10].

В общем случае для нахождения оптимальной разделяющей гиперплоскости (решающего правила) вида

$$f(\bar{x}) = \text{sgn}\left(\sum_{i=1}^n y_i \alpha_i K(\bar{x}_i, \bar{x}) + b\right) \quad (6)$$

необходимо решить следующую оптимизационную задачу:

$$\max \sum_{i=1}^n \alpha_i - \frac{1}{2} \sum_{i,j=1}^n y_i y_j \alpha_i \alpha_j K(\bar{x}_i, \bar{x}_j) \quad (7)$$

при условии $\sum_{i=1}^n y_i \alpha_i = 0$, $0 \leq \alpha_i \leq C$, $i = 1, \dots, n$.

Здесь α_i – множители Лагранжа; x_i и y_i – i -й объект выборки и его метка класса (+1 или -1); n – объем обучающей выборки; C – параметр алгоритма, определяющий соотношение между сложностью полученной границы и числом ошибок классификации; b – смещение решающего правила. Функция $K(x_i, x_j)$ называется ядром и зависит только от скалярного произведения векторов признаков. Этим достигается легкое обобщение алгоритма на нелинейный случай (при использовании нелинейного ядра) и слабая зависимость от размерности пространства признаков.

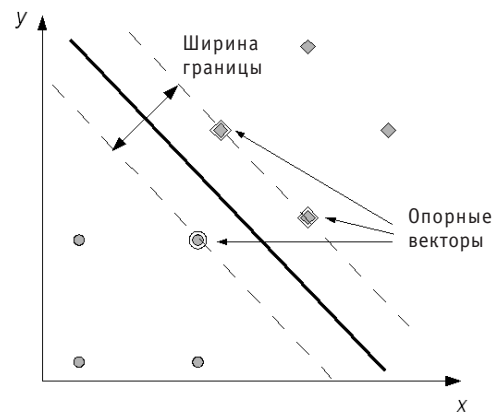


Рис.8. Пример классификации с помощью алгоритма SVM

Вид разделяющей гиперплоскости зависит только от ближайших к ней точек выборки, для которых $\alpha_i \neq 0$. Эти точки и называются опорными векторами.

В нашем случае алгоритм SVM применялся для получения решающего правила, с помощью которого можно было бы определять наличие дефекта в отдельном профиле (вертикальном срезе) рентгеновского снимка сварного шва. Использовался вариант алгоритма с линейным ядром, дающий в результате наиболее простую границу между точками различных классов. Для формирования обучающей выборки из исходных данных брался каждый второй профиль, размерность пространства признаков при этом равнялась 223. В качестве классификационного вектора использовались результаты экспертного анализа радиографического снимка.

В результате был получен алгоритм с оптимально подобранными параметрами, имеющий нулевую ошибку классификации на обучающей и независимой проверочной выборках данных для сегмента сварного шва. При этом полученное правило зависит всего от 17 опорных векторов (1,5% от объема обучающей выборки), которые представляют собой наиболее характерные профили для объектов каждого класса. Большая часть этих профилей расположена вблизи границы классов.

Таким образом, был получен алгоритм, позволяющий осуществлять автоматическую точную классификацию данных и тем самым определять наличие дефектов в сварном соединении, используя при этом очень малую часть исходной выборки данных, определяемую опорными векторами.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В результате проведенных исследований были разработаны и реализованы в виде прототипа специализированного программного обеспечения методы автоматизированного анализа радиографических снимков сварных соединений на АЭС, предназначенные для решения задач сегментации снимка, выделения объектов и выявления дефектов в сварном шве. В качестве первичных признаков использовались распределения яркости рентгеновского снимка, не привязанные прямо к элементам изображения. Применение различных методов кластерного анализа позволило решить задачи как сегментации снимков, так и объективного обнаружения дефектов. Алгоритм опорных векторов позволил построить решающее правило для точного распознавания дефектных участков сварного соединения. Эффективность полученных алгоритмов была подтверждена на ряде снимков со значительно отличающимися характеристиками. Полученные результаты являются основой для создания полнофункционального программного обеспечения для автоматизированного анализа результатов радиографического контроля сварных соединений на АЭС.

Литература

1. Горбунов В.И., Епифанцев Б.Н. Автоматические устройства в радиационной дефектоскопии. – М.: Атомиздат, 1979.
2. Jagannathan H., Bhaskar N., Sriraman P., Vijay N. A Step Towards Automatic Defect Pattern Analysis and Evaluation in Industrial Radiography using Digital Image Processing/Proc. of 15th World Conference on Nondestructive Testing. – Roma, 2000.
3. Федотов Н.Г., Никифорова Т.В. Техническая дефектоскопия на основе новой теории распознавания образов//Измерительная техника. – 2003. – №12.
4. Ефименко Л.А., Григорченко С.А. Программное обеспечение комплекса автоматизированной расшифровки радиографических изображений//Контроль. Диагностика. – 2007. – № 12. – С. 26 -29.
5. Фурсов А.С., Филинов М.В. К вопросу об автоматизации анализа изображений аппаратно-программными комплексами цифровой радиографии//Контроль. Диагностика. – 2008. – № 9. – С. 6 -15.
6. ГОСТ 7512-82. Контроль неразрушающий. Соединения сварные. Радиографический метод (с Изменением № 1), 2003.
7. Никифоров В.Н. Последовательное обнаружение изменения свойств временных рядов. – М.: Наука, 1983.
8. Загоруйко Н.Г. Методы распознавания и их применение. – М.: Советское радио, 1972.
9. Ким Дж.-О, Мьюллер Ч.У., Клекка У.Р. и др. Факторный, дискриминантный и кластерный анализ/Пер. сангл. подред. И.С. Енюкова. – М.: Финансы и статистика, 1989.
10. Cristianiny N., Shawe-Taylor J. An introduction to Support Vector Machines and other kernel-based learning methods. – Cambridge University Press, 2000.

Поступила в редакцию 11.11.2008

ОЦЕНКА ОСТАТОЧНОГО РЕСУРСА ПОДСИСТЕМ СУЗ РЕАКТОРА РБМК-1000 ПЕРВОГО БЛОКА СМОЛЕНСКОЙ АЭС

С.В. Соколов

*Обнинский государственный технический университет атомной энергетики,
г. Обнинск*



В работе рассматривается метод вероятностного оценивания среднего прямого остаточного времени (остаточного ресурса) для электрооборудования АЭС. Представлена математическая модель расчета данной характеристики надежности для восстанавливаемых технических систем. Приведены результаты вычислений математического ожидания прямого остаточного времени для подсистем СУЗ Смоленской АЭС. В качестве исходных данных использовалась статистическая информация об отказах оборудования СУЗ реактора РБМК-1000 блока № 1 Смоленской АЭС.

ВВЕДЕНИЕ

На сегодняшний день в России функционируют десять атомных электростанций (АЭС), энергоблоки которых поставляют как на внутренний, так и на внешний рынки около 17% от общего числа всей производимой у нас энергии.

В рамках реализации Программы развития атомной энергетики Российской Федерации на 1998–2005 гг. и на период до 2010 г. наблюдаются тенденции к расширению производства. Так в 2001 г. введен в эксплуатацию энергоблок № 1 Волгодонской АЭС, а в 2004 г. приступил к работе энергоблок № 3 Калининской АЭС, а также началось строительство перспективного реактора БН-800 на Белоярской АЭС. Кроме этого, планируется к 2020 г. принять в эксплуатацию пятый энергоблок БАЭС с коммерческим реактором БН-1800, проектирование которого ведется в настоящее время. Однако, по-прежнему, остаются актуальными проблемы, связанные с эксплуатацией ныне действующих энергоблоков. Повышенное внимание уделяется вопросам анализа надежности и безопасности оборудования. Связано это с тем, что на данный момент большое количество энергоблоков находится на грани исчерпания назначенного ресурса. Но практика эксплуатации показывает, что как отдельные системы ядерных энергетических установок (ЯЭУ), так и энергоблоки АЭС в целом имеют еще достаточный запас ресурса. Программа развития атомной энергетики предусматривает продолжение эксплуатации энергоблоков АЭС после окончания 30-летнего срока службы за счет выполнения ряда работ, обеспечивающих безопасность дальнейшего их функционирования за пределами ранее назначенного срока службы. Реализация обширного комплекса мероприятий по модернизации АЭС с использованием новых технологий и современ-

ного оборудования позволяет обеспечить дальнейшую безопасную эксплуатацию АЭС, добиться увеличения коэффициента использования установленной мощности (КИУМ), а также обеспечить выполнение необходимых условий для продления срока эксплуатации энергоблоков АЭС.

Для продления сроков эксплуатации энергоблоков атомными станциями совместно с организациями, обеспечивающими поддержку эксплуатации энергоблоков, разрабатываются программы по управлению ресурсными характеристиками оборудования, важного для безопасности, и поддержанию остаточного ресурса на требуемом уровне путем своевременного технического обслуживания, ремонта со стендовыми испытаниями и использования восстанавливаемого ЗИП. В результате внедрения программ управления ресурсом, проведения комиссионного обследования технического состояния оборудования, анализа вероятностных расчетов по определению показателей надежности и остаточного ресурса элементов и систем АЭС концерном «Росатом» принимаются решения о продлении установленного срока эксплуатации энергоблоков.

Вопросам вероятностного оценивания остаточного ресурса оборудования АЭС и посвящена данная статья.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

В настоящее время в большинстве случаев при проведении вероятностного анализа характеристик надежности используют так называемую простейшую модель ремонта: после каждого отказа система приводится в исправное состояние за пренебрежимо короткое время и сразу же возвращается в рабочее состояние. Эта модель представляет собой хорошее приближение прежде всего для той практической ситуации, когда имеются резервные системы одного типа (такие как заменяемые блоки, запасные части), причем приведение в исправное состояние означает полную замену отказавшей системы или мгновенное переключение на резервный канал.

Однако функционирование современных технических систем, как правило, представляет собой более сложный процесс, для которого характерно наличие периодического или постоянного контроля неисправностей, схем обнаружения отказов, проведения аварийно-восстановительных работ и т.д.

Кроме этого следует отметить, что когда речь идет об оценке или прогнозировании остаточного ресурса, в основном, все сводится не к расчетам характеристик долговечности, а к анализу показателей надежности, таких как интенсивность отказов, вероятность безотказной работы (ВБР), коэффициент готовности, и по результатам делается вывод о техническом состоянии объекта.

Для проведения более точного исследования ресурса оборудования возникает необходимость разработки методики оценивания именно характеристик долговечности. Также необходимо учитывать особенности и режимы функционирования объектов, которые, как показывает опыт эксплуатации, могут существенно влиять на долговечность.

ОЦЕНКА ПРЯМОГО ОСТАТОЧНОГО ВРЕМЕНИ ДЛЯ ВОССТАНАВЛИВАЕМЫХ СИСТЕМ

Как известно, в современных технических системах используются различные средства контроля исправности оборудования. Своевременное обнаружение отказов и дефектов позволяет оперативно проводить мероприятия по их устранению и, следовательно, более эффективно эксплуатировать технические объекты. В данной работе мы будем исследовать системы, для которых характерно наличие

элементов контроля неисправностей без обнаружения места отказа, т.е. в случае отказа некоторой подсистемы оперативному персоналу незамедлительно становится об этом известно (например, срабатывает аварийная индикация), однако какой именно элемент подсистемы отказал, неизвестно.

Рассмотрим модель анализа надежности такой системы, учитывающую наличие постоянного контроля без обнаружения места отказа и проведение аварийного восстановления в случае отказа.

Опишем модель функционирования системы. В момент начала работы $t_0=0$ система находится в работоспособном состоянии, и контроль осуществляется в системе постоянно. В случае установления факта отказа объекта начинается процесс обнаружения места отказа. Нароботка до отказа объекта ξ_i , моменты отказов τ_i , длительность процесса обнаружения отказавшего элемента η_{Si} – случайные величины. После идентификации места отказа происходит восстановление системы в течение случайного времени η_{ri} . После восстановления объект продолжает свою работу до очередного момента отказа, далее вновь происходят идентификация места отказа, восстановление системы и переход в работоспособное состояние. Такой цикл повторяется до назначенного момента времени t . Моменты восстановления системы обозначим как s_i . Представленная стратегия отображена на рис. 1. Следует отметить, что в рассматриваемой модели схема контроля неисправностей принимается как высоконадежная система, отказы которой крайне редки, и ими можно пренебречь.

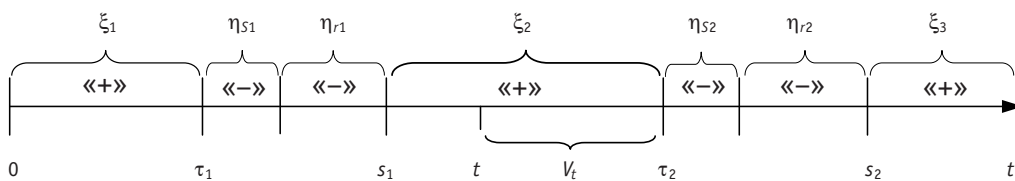


Рис. 1. Стратегия функционирования объекта, учитывающая встроенный контроль с последующей идентификацией места отказа

На рисунке 1 области, отмеченные знаком «+», характеризуют работоспособное состояние системы, а знаком «-» – неработоспособное. Величины τ_i и s_i обозначают интервалы времени от начала работы системы до i -го отказа и i -го восстановления соответственно. Их можно представить в виде сумм других случайных величин:

$$\tau_i = s_{i-1} + \xi_i; \quad s_i = s_{i-1} + \xi_i + \eta_{Si} + \eta_{ri}. \quad (1)$$

Пусть V_t – прямое остаточное время, или остаточная наработка работающей системы к моменту времени t (см. рис. 1).

Учитывая, что ξ_i – независимые одинаково распределенные случайные величины, функцию распределения $V_t(x) = P(V_t \leq x)$ для прямого остаточного времени можно вычислить по формуле полной вероятности [1]

$$\begin{aligned} V_t(x) &= \sum_{i=0}^{\infty} P(s_i < t < s_i + \xi_{i+1} \leq t + x) = \\ &= F_{\xi}(t+x) - F_{\xi}(t) + \int_0^t [F_{\xi}(t+x-u) - F_{\xi}(t-u)] h(u) du, \end{aligned} \quad (2)$$

где $F_{\xi}(t)$ и $F_{Si}(t)$ – функции распределения соответственно наработки до отказа ξ и моментов восстановления s_i , а $h(t)$ – плотность восстановления [1], которую можно определить, решая интегральное уравнение Вольтерра второго рода:

$$h(t) = \int_0^t f_{\xi}(u) \int_0^{t-u} f_{\eta_s}(t-u-v) f_{\eta_r}(v) dv du + \\ + \int_0^t h(x) \int_0^{t-x} f_{\xi}(u) \int_0^{t-x-u} f_{\eta_s}(t-x-u-v) f_{\eta_r}(v) dv du dx. \quad (3)$$

Здесь $f_{hs}(t)$ и $f_r(t)$ – плотности распределения случайных величин η_{Si} и η_{ri} .

Найдем среднее прямое остаточное время $MV_t(t)$ как математическое ожидание оставшегося времени работы системы до очередного отказа, начиная с момента времени t , в который система была работоспособна:

$$MV_t(t) = M \sum_{i=0}^{\infty} (\tau_{i+1} - t) \cdot I\{s_i \leq t < \tau_{i+1}\}, \quad (4)$$

где s_i и τ_i – моменты i -го восстановления и i -го отказа, определяются согласно (1), тогда

$$MV_t(t) = \sum_{i=0}^{\infty} M(s_i + \xi_{i+1} - t) \cdot I\{s_i \leq t < s_i + \xi_{i+1}\} = \sum_{i=0}^{\infty} \psi_i(t), \quad (5)$$

где $\psi_i(t)$ согласно определению математического ожидания равно

$$\psi_i(t) = \int_0^{\infty} x dx \int_0^t f_{\xi}(x+t-s) f_{s_i}(s) ds = \int_0^{\infty} x \phi_i(t; x) dx.$$

Выполнив преобразования Лапласа внутреннего интеграла для $\psi_i(t)$, получим

$$\bar{\psi}_i(p) = (\bar{f}_{\xi}(p) \cdot \bar{f}_{\eta_s}(p) \cdot \bar{f}_{\eta_r}(p))^i \int_0^{\infty} x \bar{g}(p; x) dx, \quad (6)$$

где $\bar{g}(p; x)$ – образ функции $g(t; x) = f_{\xi}(t+x)$.

Тогда, с учетом (5) и (6), изображение по Лапласу для функции среднего прямого остаточного времени $\overline{MV}_t(p)$ будет определяться выражением

$$\overline{MV}_t(p) = \sum_{i=0}^{\infty} (\bar{f}_{\xi}(p) \cdot \bar{f}_{\eta_s}(p) \cdot \bar{f}_{\eta_r}(p))^i \int_0^{\infty} x \bar{g}(p; x) dx = \\ = \frac{1}{1 - \bar{f}_{\xi}(p) \cdot \bar{f}_{\eta_s}(p) \cdot \bar{f}_{\eta_r}(p)} \int_0^{\infty} x \bar{g}(p; x) dx.$$

Перейдя к оригиналам, получим интегральное уравнение Вольтерра второго рода

$$MV_t(t) = \int_0^{\infty} x f_{\xi}(t+x) dx + \int_0^t MV_t(x) \int_0^{t-x} f_{\xi}(x) \int_0^{t-x-y} f_{\eta_s}(y) f_{\eta_r}(t-x-y-z) dz dy dx, \quad (7)$$

решая которое, можно оценить математическое ожидание прямого остаточного времени MV_t .

Представленную методику расчета прямого остаточного времени можно использовать при решении задач оценки остаточного ресурса как технических систем в целом, так и отдельных составляющих элементов. Далее рассматриваются возможности практического применения данного метода на примере расчета ресурсных характеристик системы управления и защиты (СУЗ) реактора РБМК-1000 первого энергоблока Смоленской АЭС.

РАСЧЕТ ПРЯМОГО ОСТАТОЧНОГО ВРЕМЕНИ ДЛЯ ПОДСИСТЕМ СУЗ

СУЗ реактора РБМК-1000 предназначена для выполнения функций по защите реактора и энергоблока в целом при возникновении отклонений параметров от

заданных значений или преднамеренном формировании команд разгрузки и останова энергоблока. Для решения всех задач, возложенных на СУЗ, система выполнена по принципам многоканальности построения измерительной части, многоканальной обработки информации с контролем исправности каналов и использованием надежных критериев достоверности и резервирования по питанию всех элементов системы. При отказах (отключениях приборов) в любом из каналов измерительной или логической части автоматически формируется аварийный сигнал.

В рамках данной работы расчеты остаточного ресурса были выполнены для четырех основных схем аварийной защиты (АЗ): аварийная защита по скорости в пусковом (АЗСМ) и основном диапазонах (АЗСР), аварийная защита по превышению мощности в пусковом (АЗММ) и в основном диапазонах (АЗМР).

Рассмотрим пример расчета среднего прямого остаточного времени для канала АЗСР. На основании анализа структурно-функциональной схемы канала АЗСР можно построить схему надежности данного канала АЗ (рис. 2) и по ней выполнить построение логических функций работоспособности (ЛФР). АЗСР состоит из трех каналов, соединенных по схеме «Логика 2 из 3-х». В состав каждого канала входят датчик (компенсационная нейтронная камера КНК), блок питания камеры (БП), устройство выработки сигнала (УВС). Аварийные сигналы в канале формируются при любой из следующих причин: превышение скорости разгона реактора; неисправность (выключение) УВС; неисправность блока питания камеры (БП) либо его отключение. Следовательно, выход из строя одного из элементов канала приводит к его неработоспособности в целом. Отказ схемы контроля «Логика 3-или» также приводит к отказу канала АЗ.

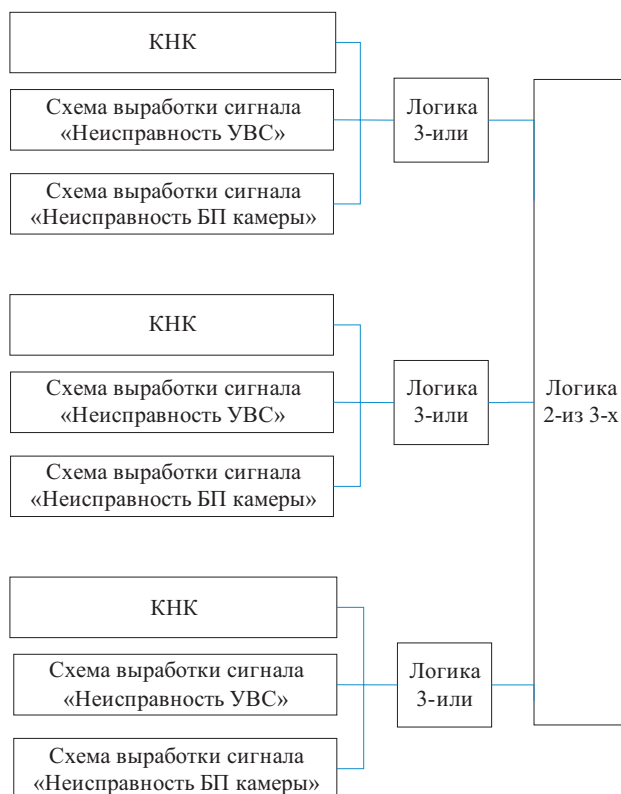


Рис. 2. Схема надежности канала аварийной защиты по скорости нарастания мощности реактора в рабочем диапазоне (АЗСР)

ВБР канала АЗСР определяются как

$$P_1 = P_{\text{БП}} \cdot P_{\text{КНК}} \cdot P_{\text{УВС}},$$

$$P_k = P_1 \cdot P_{3\text{-или}}, \quad (8)$$

$$P_{\text{АЗСР}} = P_{2 \text{ из } 3} \cdot (3 \cdot P_k^2 - 2 \cdot P_k^3).$$

где $P_{\text{БП}}$, $P_{\text{КНК}}$ и $P_{\text{УВС}}$ – вероятности безотказной работы БП, КНК и УВС соответственно, а $P_{2 \text{ из } 3}$, $P_{3\text{-или}}$ – ВБР элементов логики.

Важным моментом в работе является решение задачи оценивания характеристик надежности комплектующих элементов. В силу особенностей сбора данных об отказах оборудования на российских АЭС, для исследования доступна лишь информация об общем количестве отказов однотипных устройств, сгруппированная по годам эксплуатации. В [2] представлена методика обработки исходной информации такого вида, в основе которой лежит метод ядерного оценивания. Используя данный математический аппарат, можно получить зависимость параметра потока отказов от времени эксплуатации системы и далее оценить плотность распределения наработки до отказа и ВБР. Расчеты были выполнены с использованием статистических данных об отказах оборудования первого энергоблока СМАЭС, полученных с 1990 по 2007 гг.

Используя выражения (8) и аппарат теории надежности, можно определить вероятностные характеристики надежности системы АЗСР [3], в том числе и плотность распределения $f_c(t)$ наработки до отказа системы, которая необходима для вычисления математического ожидания прямого остаточного времени. Аналогичным образом были проведены расчеты характеристик надежности составляющих

элементов и систем в целом для АЗСМ, АЗМР, АЗММ. Полученные зависимости плотности распределения и ВБР для систем АЗ представлены на рис. 3.

Подставив полученные характеристики в уравнение (7) и решив его, можно найти зависимости математического ожидания прямого остаточного времени от времени работы системы. При расчетах считалось, что распределение времени обнаружения отказа и времени восстановления работоспособности элемента подчиняется нормальному усеченному (слева) закону. Параметры законов распределения представлены в табл. 1. Результаты расчетов среднего прямого остаточного времени для систем АЗ представлены на рис. 4.

Результаты расчетов показывают, что оборудование СУЗ

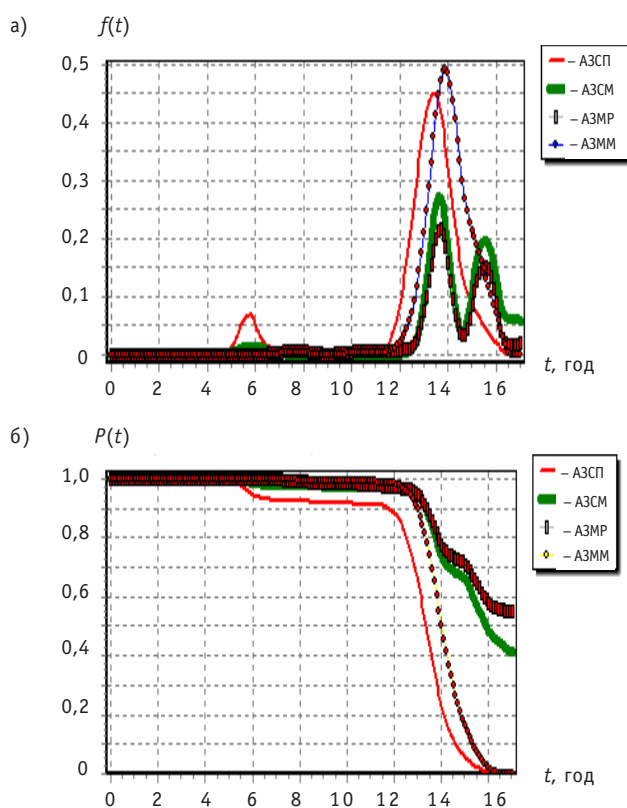


Рис. 3. Плотность распределения наработки (а) и ВБР систем АЗ (б)

Таблица 1

Параметры законов распределения

Случайная величина	Математическое ожидание m , ч	Среднеквадратичное отклонение σ , ч
η_{sf}	8	2
η_{ri}	24	8

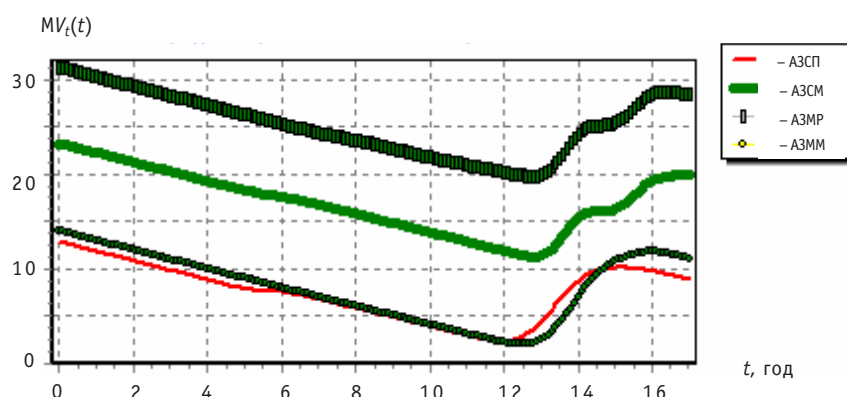


Рис. 4. Зависимость среднего прямого остаточного времени для системы АЗСП, АЗСМ, АЗММ, АЗМР

реактора РБМК-1000 первого энергоблока Смоленской АЭС обладает еще достаточным ресурсом. Среднее прямое остаточное время – это математическое ожидание времени, оставшегося до отказа, если «инспектируется» исследуемый объект в момент времени t . Из анализа полученных зависимостей видно, что наименьшим ресурсом обладает оборудование системы АЗСП, однако значение математического ожидания прямого остаточного времени на 17-й год эксплуатации составило примерно 10 лет. Таким образом, мы можем говорить о еще достаточном запасе ресурса для этой системы.

Следует отметить, что результаты расчетов являются оценочными. К ним надо относиться осторожно, поскольку они получены на основании статистической информации малого объема. При поступлении новой информации результаты будут изменяться и уточняться. Поэтому работы по анализу характеристик надежности и оценке остаточного ресурса необходимо проводить периодически, скажем раз в год, и особенно после проведения любых работ по модернизации, реконструкции и усовершенствованию оборудования СУЗ.

Литература

1. Байхельт Ф., Франкен П. Надежность и техническое обслуживание. – М.: Радио и связь, 1988. – 357 с.
2. Чепурко В. А. Ядерная оценка параметра потока отказов. Диагностика и прогнозирование состояния сложных систем. Сборник научных трудов № 15 кафедры АСУ. – Обнинск: ИАТЭ, 2004. – 80 с.
3. Антонов А. В., Острейковский В. А. Оценивание характеристик надежности элементов и систем ЯЭУ комбинированными методами. – М.: Энергоатомиздат, 1993. – 368 с.

Поступила в редакцию 1.06.2009

УЛЬТРАЗВУКОВОЙ МЕТОД СНЯТИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЯХ ЦИРКУЛЯЦИОННЫХ ТРУБОПРОВОДОВ И ОБОРУДОВАНИЯ АЭС

**А.И. Трофимов, С.И. Минин, В.Н. Дементьев, М.А. Трофимов,
А.И.Осипов**

*Обнинский государственный технический университет атомной энергетики,
г. Обнинск*



Проведен анализ состояния работ по снижению остаточных напряжений в сварных соединениях оборудования АЭС. Приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований ультразвукового метода снятия остаточных напряжений в сварных соединениях в процессе сварки циркуляционных трубопроводов АЭС.

Работоспособность и надежность сварных конструкций определяется работоспособностью и надежностью сварного соединения, несущая способность которого значительно уступает несущей способности основного металла. Это обстоятельство связано с возникающими в процессе сварки остаточными напряжениями. В процессе эксплуатации остаточные напряжения складываются с напряжениями, создаваемыми внешними нагрузками, и являются основной причиной разрушения металла сварных конструкций.

Решение проблемы снижения остаточных напряжений приобретает особое значение при повышении работоспособности и надежности сварных конструкций ответственного назначения, в том числе конструкций энергоблоков АЭС, где в процессе эксплуатации создаются высокие местные напряжения элементов несущих конструкций. На энергоблоках АЭС с реакторами РБМК-1000 в процессе эксплуатации зафиксированы образования трещиновидных дефектов в сварных соединениях трубопроводов ДУ-300 мм, на энергоблоках с реакторами ВВЭР-1000 и ВВЭР-440 – в сварных соединениях парогенераторов ПГВ-1000 и ПГВ-440.

Анализ результатов исследований причин образования трещиновидных дефектов в сварных соединениях трубопроводов ДУ-300 мм, выполненных из сталей аустенитного класса 08Х18Н10Т, показал, что образование и развитие трещиновидных дефектов происходит по механизму межкристаллитного растрескивания под напряжением, возникающим в процессе эксплуатации при термосиловом нагружении. Причинами данного явления являются наличие значительных остаточных напряжений и структурной нестабильности металла сварных соединений [1].

© А.И. Трофимов, С.И. Минин, В.Н. Дементьев, М.А. Трофимов, А.И.Осипов, 2009

В настоящее время для снижения остаточных напряжений в сварных соединениях циркуляционных трубопроводов и оборудования АЭС применяются метод термического отпуска и деформационные методы.

Термический отпуск заключается в равномерном нагреве сварного соединения в течение определенного промежутка времени, выдержке при фиксированной температуре и медленном охлаждении. Отпуск проводится в специальных печах, в которые погружается вся сварная конструкция. При ремонтных работах проводится местный отпуск сварных соединений с помощью специальных нагревательных устройств. При местном отпуске в области сварного соединения создаются градиенты температур. На границах горячего и холодного металлов неизбежно возникают собственные остаточные напряжения.

Деформационные методы основаны на создании в металле сварного соединения местной пластической деформации, противоположной сварной. Для снижения остаточных напряжений циркуляционных трубопроводов ДУ-300 мм на энергоблоках АЭС с реакторами РБМК-1000 широко применяется метод обжатия. При обжатии в околосварной зоне сварного соединения создаются сжимающие напряжения, которые компенсируют остаточные напряжения растяжения. Деформационные методы позволяют снизить уровень остаточных напряжений в околосварной зоне, но не устраняют структурную нестабильность металла сварного шва и зоны термического влияния. Высокотемпературная термическая обработка оказывает влияние и на структуру металла сварного соединения.

Авторами [2–5] предложен ультразвуковой метод снятия остаточных напряжений в процессе сварки. Особенность метода заключается в том, что при ультразвуковой обработке сварного соединения в процессе сварки происходит комплексное воздействие ультразвука как на термодеоформационные процессы в околосварной зоне, так и на процессы кристаллизации металла сварного шва. Результатом воздействия является существенное снижение остаточных напряжений в околосварной зоне и формирование однородной мелкозернистой структуры металла сварного шва и зоны термического влияния.

Схема реализации способа показана на рис. 1. Ультразвуковой излучатель установлен на расстоянии L от оси сварного шва. Величина расстояния L , мощность и угол наклона α ультразвукового излучателя зависят от структуры металла и толщины сварных конструкций.

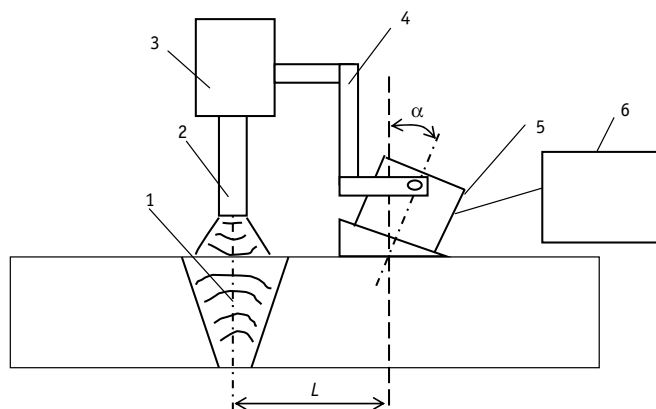


Рис. 1. Функциональная схема устройства воздействия ультразвука на околосварную зону в процессе сварки: 1 – сварной шов; 2 – электрод; 3 – держатель; 4 – кронштейн; 5 – ультразвуковой излучатель; 6 – ультразвуковой генератор

Ультразвуковой излучатель создает поле ультразвуковых колебаний во всей области сварного соединения, которое оказывает воздействие на процессы кристаллизации металла в сварочной ванне и формирования структуры металла и внутренних напряжений в металле околосварного пространства.

Механизм снятия остаточных напряжений в околосварной зоне заключается в следующем. Как известно, остаточные напряжения создаются в процессе сварки, главным образом, за счет термдеформационных процессов. В результате неравномерного нагрева, обусловленного воздействием концентрированного источника теплоты, в зоне термического влияния происходит упругопластическое деформирование металла. Ненагретые участки препятствуют свободному расширению нагретых участков, что приводит к возникновению упругих и пластических деформаций и, соответственно, остаточных напряжений в металле сварного соединения.

Образование остаточных напряжений при деформации металла можно проиллюстрировать на следующем примере. На рис. 2 приведены кривые деформирования образца металла выше предела текучести (точка A) и разгрузки. Процесс нагружения образца проходит по кривой OAC , а процесс разгрузки, который можно представить как приложение напряжения σ_1 с обратным знаком, будет проходить по кривой CAB . При этом участок AB , близкий к прямой, примерно параллелен участку нагружения OT . Зависимость между напряжением и деформацией ниже предела текучести металла соответствует металлу, находящемуся в упругом состоянии. Остаточная деформация, сохраняющаяся после разгрузки, равна

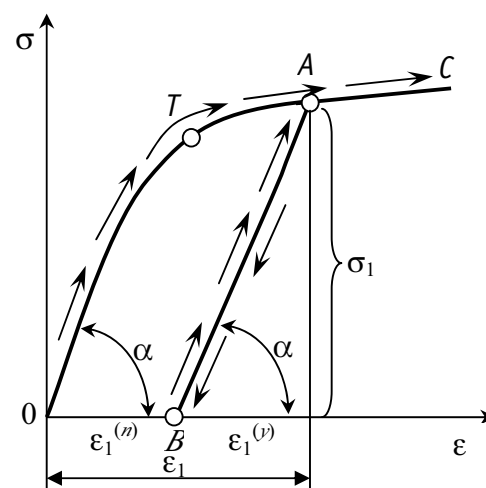


Рис. 2. Кривые деформирования и разгрузки

$$\epsilon_1^{[n]} = \epsilon_1 - \epsilon_1^{(y)}. \quad (1)$$

Повторный процесс нагружения пойдет уже по кривой BAC .

Механизм образования остаточных напряжений в процессе сварки в литературных источниках иллюстрируется на следующем примере. По краю образца металла в виде пластины перемещается источник нагрева с максимальным нагревом в точке O (рис. 3а). В пластине возникают продольные сжимающие напряжения σ_x . Если напряжения не достигают предела текучести металла, они создают упругие деформации, распределение которых проходит по кривой BD . После полного остывания образца металла напряжения становятся равными нулю. Остаточные напряжения в этом случае отсутствуют.

На рисунке 3б показан пример, когда металл образца имеет предел текучести $\sigma_T = 400$ МПа. В этом случае сжимающие продольные напряжения σ_x возрастают, достигая предела текучести в точке A_1 . На участке A_1B_1 происходит пластическая деформация укорочения, а напряжение не изменяется и равно напряжению предела текучести $\sigma_x = \sigma_T = 400$ МПа. Затем напряжение уменьшается по кривой $B_1C_1D_1$, которая эквидистантна кривой BD , перенесенной с рис. 3а. В точке C_1 сжимающие напряжения переходят в растягивающие и после полного остывания (точка D_1) сохраняются как остаточные растягивающие напряжения.

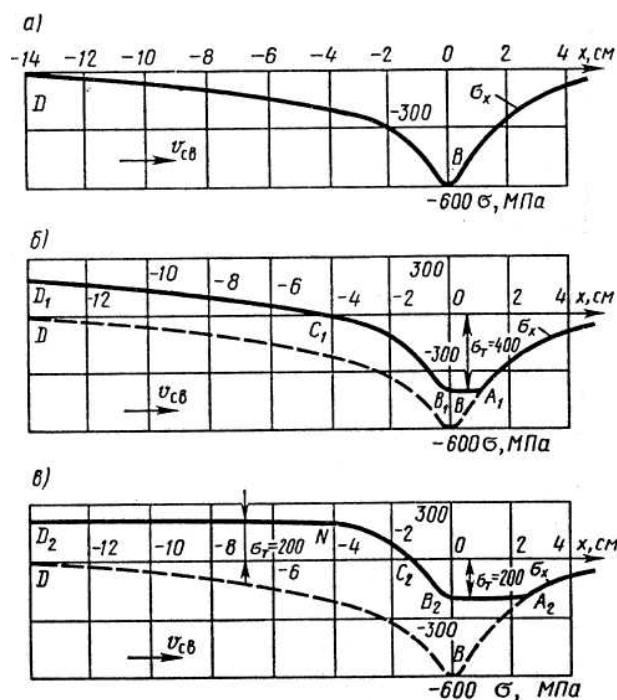


Рис. 3. Механизм образования продольных напряжений σ_x в процессе нагрева кромки пластины движущимся источником теплоты при различных значениях предела текучести металла: а) $\sigma_T \rightarrow \infty$; б) $\sigma_T = 400$ МПа; в) $\sigma_T = 200$ МПа

На рис. 3в показан пример нагрева образца металла с пределом текучести $\sigma_T = 200$ МПа. В этом случае напряжение сжатия достигает предела текучести в точке A_2 . На участке A_2B_2 происходит деформация укорочения. В точке C_2 напряжения сжатия переходят в напряжения растяжения. В точке N напряжения растяжения достигают предела текучести. На участке ND_2 происходит пластическая деформация удлинения. После полного остывания образца сохраняются остаточные растягивающие напряжения, равные пределу текучести металла $\sigma_T = 200$ МПа.

Таким образом, формирование остаточных напряжений в сварном соединении происходит на участке зоны термического влияния, в котором проходит граница температурного интервала, соответствующего нулевому пределу текучести металла сварного соединения, т.к. «холодный» металл препятствует свободному расширению металла, температура которого соответствует пределу текучести.

Воздействие ультразвука на этом участке зоны термического влияния с интенсивностью ультразвуковых колебаний, достаточной для достижения предела текучести металла сварного соединения, приводит к «гашению» пластической деформации металла. При этом температура металла практически не изменяется. При полном остывании металла, которое проходит в поле ультразвуковых колебаний, внутренние напряжения металла становятся равными нулю. Пластические деформации и, соответственно, остаточные напряжения отсутствуют.

Проведены исследования воздействия ультразвука на сварные соединения при автоматической сварке на образцах циркуляционных трубопроводов АЭС с реакторами РБМК-1000 Ду 300 мм толщиной 16 мм, выполненных из аустенитной стали 08Х18Н10Т.

Образцы сварных соединений представляли собой отрезки труб длиной 300 мм. Сварка образцов проводилась по штатной технологии АЭС с воздействием ультразвука и без ультразвуковой обработки.

Таблица 1

Режим сварки	Зона измерения металла шва	$\sigma_{ос}$, МПа	$\sigma_{окр}$, МПа
Без ультразвука	Наружная поверхность	166	125
С ультразвуком	Наружная поверхность	5,4	-0,8
Без ультразвука	Внутренняя поверхность	65	97
С ультразвуком	Внутренняя поверхность	-27	-37

Измерение остаточных напряжений проводилось на наружной и внутренней поверхностях сварного соединения образца трубопровода методом отверстий с помощью розетки из трех тензорезисторов типа ФКПА-1 и ФКПА-2 с базой 1 и 2 мм, ориентированных относительно друг друга под углом $\varphi = 45^\circ$. Регистрация показаний тензорезисторов до и после сверления отверстий осуществлялась с помощью тензометрического модуля Field Point (производство фирмы National Instruments, США) и программы LabView. В табл. 1 приведены результаты исследований осевых $\sigma_{ос}$ и окружных $\sigma_{окр}$ остаточных напряжений на наружной и внутренней поверхностях трубопровода. Как видно, при воздействии ультразвука происходит уменьшение растягивающих напряжений вплоть до изменения знака.

Исследования изменения структуры металла шва проводились на шлифах, подвергнутых травлению в 10-процентном водном растворе щавелевой кислоты. Полученные результаты (рис. 4) показывают, что микроструктура металла шва при воздействии ультразвука в процессе сварки становится более мелкозернистой и однородной.

Для оценки изменения механических свойств в результате воздействия ультразвука были изготовлены образцы цилиндрической формы с диаметром рабочей части 6 мм, которые вырезались в осевом направлении трубы из центральной по толщине части шва. Испытания проводились на установке MTS-810.

Исследования показали, что воздействие ультразвука в процессе сварки приводит к существенному повышению пластических свойств металла сварного соединения. Относительное удлинение образцов металла сварного соединения при воздействии ультразвука повышается в 4,5 раза.

Таким образом воздействие ультразвука на околосшовную зону в процессе сварки приводит к существенному уменьшению остаточных напряжений, получению однородной мелкозернистой структуры и повышению механических свойств металла сварных соединений.

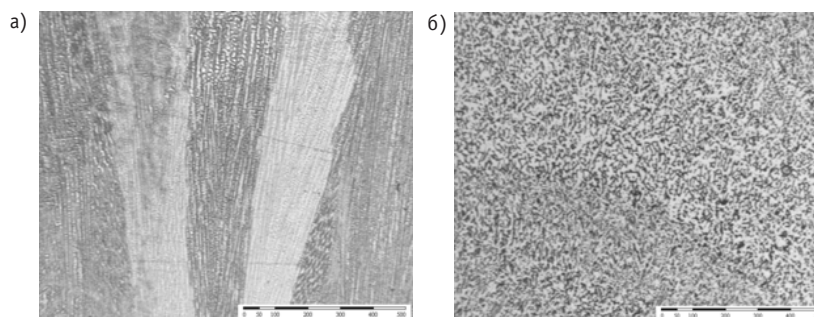


Рис. 4. Микроструктура металла верхней части сварного шва трубопровода Ду-300мм:
а) – без воздействия ультразвука; б) – с воздействием ультразвука ($\times 125$)

Литература

1. Концевой А.А., Дементьев В.Н., Карась В.А. Применение установок для механического перераспределения остаточных напряжений в сварных соединениях аустенитных трубопроводов Ду300/«Атомные электрические станции России». 2007/Под ред. А.М. Лоушина. – М.: ФГУП «Концерн «Росэнергоатом», 2007. – С.121-127.
2. Трофимов А.И., Минин С.И., Дементьев В.Н. Способ снятия остаточных напряжений в сварных соединениях металлов/Пат. 2280547 (РФ), 2006.
3. Трофимов А.И., Минин С.И. Способ снятия остаточных напряжений в сварных соединениях циркуляционных трубопроводов АЭС и ТЭС/Пат. 2268312 (РФ), 2006.
4. Трофимов А.И., Минин С.И., Дементьев В.Н. Способ снятия остаточных напряжений в сварных соединениях металлов/Пат. 2281192 (РФ), 2006.
5. Трофимов А.И., Минин С.И., Дементьев В.Н., Нелюбов С.В. Способ повышения однородности структуры металла сварных соединений аустенитных сталей/Пат. 2270441 (РФ), 2006.

Поступила в редакцию 22.04.2009

ОСОБЕННОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ALLIUM-ТЕСТА ДЛЯ ОЦЕНКИ ТОКСИЧНОСТИ ОБРАЗЦОВ ВОДЫ И ПОЧВЫ С РАДИОАКТИВНО ЗАГРЯЗНЕННЫХ ТЕРРИТОРИЙ

С.В. Пяткова*, С.А. Гераськин, А.Н. Васильева***, Г.В. Козьмин*, Н.Н. Лянной***

**Обнинский государственный технический университет атомной энергетики (ИАТЭ), г. Обнинск*

***Всероссийский научно-исследовательский институт сельскохозяйственной радиологии и агроэкологии (ВНИИСХРАЭ), г. Обнинск*

****ГНЦ-Физико-энергетический институт им. Лейпунского, г. Обнинск*



Представлены результаты использования allium-теста для оценки токсичности образцов почвы и воды с территории Семипалатинского ядерного испытательного полигона (СИП). Сравнительный анализ цито- и генотоксичности образцов воды и почвы с контрастных по радионуклидному составу участков СИП показал необходимость модификации метода биотестирования для учета внешнего γ -облучения в районе отбора проб.

Ключевые слова: СИП, экологический мониторинг, биотестирование, аллиум-тест, цитотоксичность, генотоксичность, радиочувствительность.

Key words: STE, ecological monitoring, biotesting, allium-test, cytotoxicity, genotoxicity, radiosensitivity.

ВВЕДЕНИЕ

В последнее время предпринимаются значительные усилия по созданию эффективной системы контроля состояния природных экосистем. Традиционный подход к решению этой проблемы связан с отбором проб воздуха, воды и почвы и исследованием их в лаборатории с использованием рутинных методов химического и физического анализа. Однако слишком много неопределенностей ассоциировано с такими оценками. В частности, этот подход не позволяет [1] с необходимой точностью оценить полученную организмом дозу от всех источников облучения, ожидаемые токсический и мутагенный эффекты при одновременном воздействии нескольких неблагоприятных факторов. Большинство методов химического анализа ориентировано на количественную оценку концентраций определенных элементов и их соединений, что делает необходимым априори знать состав загрязняющих окружающую среду веществ. Более того, как бы ни были совершенны химические и физические методы анализа техногенного воздействия на природу, количество присутствующих и вновь образующихся в окружающей среде

веществ всегда значительно больше, чем могут идентифицировать инструментальные средства и методы контроля загрязнения.

Другой подход основан на анализе ответных реакций животных, растений или микроорганизмов. Развитые в рамках биоиндикационного подхода методы позволяют получить прямую информацию об опасности всей совокупности факторов, в том числе и тех, которые не отслеживают службы, контролирующие уровень техногенного загрязнения среды. Методика *allium*-теста, основанная на использовании в качестве тест-объекта представителей рода *Allium*, широко применяется для оценки токсичности водной и почвенной сред. Этот тест характеризуется высокой чувствительностью к мутагенным факторам и информативностью; лук легко культивируется в лабораторных условиях [3, 4]. Чаще всего *allium*-тест использовали для оценки токсичности проб воды или почвенных вытяжек, загрязненных химическими веществами [5]. Результаты биотестирования водоема, образовавшегося на месте проведения подземного ядерного взрыва на севере Пермской области, показали [2], что совместное действие химических веществ и радионуклидов даже в концентрациях, не превышающих действующие в настоящее время допустимые уровни, может вести к возникновению значимых биологических эффектов.

Анализ результатов немногочисленных исследований [2, 6, 7], в которых *allium*-тест использовался для оценки состояния радиоактивно загрязненных территорий, свидетельствует о том, что при проведении такого рода исследований необходимо учитывать принципиальное различие механизмов биологического действия ионизирующих излучений и химических веществ. Целью настоящей работы являлась оценка токсичности с помощью *allium*-теста образцов воды и почвы с территории Семипалатинского ядерного испытательного полигона (СИП).

Испытания ядерных устройств проводили на территории СИП в течение 40 лет (1949–1989 гг.). Определяющий вклад в радиоактивное загрязнение данной территории внесли атмосферные и наземные ядерные взрывы [8, 9]. СИП существенно отличается от других территорий бывшего СССР, загрязненных в результате широкомасштабных аварийных выбросов радионуклидов (восточно-уральский радиоактивный след, 30-километровая зона Чернобыльской АЭС), как по почвенно-климатическим характеристикам, так и по спектру основных дозообразующих радионуклидов. Радиоактивное загрязнение территории полигона имеет крайне неравномерный характер. Основной вклад в радиоактивное загрязнение вносят ^{137}Cs , ^{90}Sr , ^{152}Eu , заметную роль играют ^{154}Eu , ^{60}Co , $^{239,240}\text{Pu}$ и ^{241}Am [9]. В настоящее время на большей части полигона радиационный фон находится в пределах нормы, однако сохранились участки, где мощность поглощенной дозы γ -излучения превышает 60 мкГр/ч, что достаточно для индукции достоверных биологических эффектов у животных и растений [9]. На рисунке 1 показаны участки СИП, в которых проводился отбор проб воды и почвы для оценки на цито- и генотоксичность: опытное поле, Балапан, Дегелен.

Опытное поле (ОП) – техническая площадка на северо-западе полигона для проведения испытаний ядерных зарядов в атмосфере (воздушные и наземные взрывы). Отбор образцов почвы проводился на участке ОП2 (в эпицентре наземных взрывов). Загрязнение поверхностного слоя почвы в расчете на сухой вес на этом участке составляет: ^{137}Cs – 83 кБк/кг, ^{60}Co – 5,4 кБк/кг, ^{152}Eu – 96 кБк/кг, ^{154}Eu – 2,9 кБк/кг, $^{239,240}\text{Pu}$ – 27,9 кБк/кг [9].

Дегелен (Д) – опытная площадка на юге Семипалатинского испытательного полигона, использовавшаяся для проведения подземных испытаний в штольнях. Высокие концентрации радионуклидов локализованы в образовавшихся в резуль-

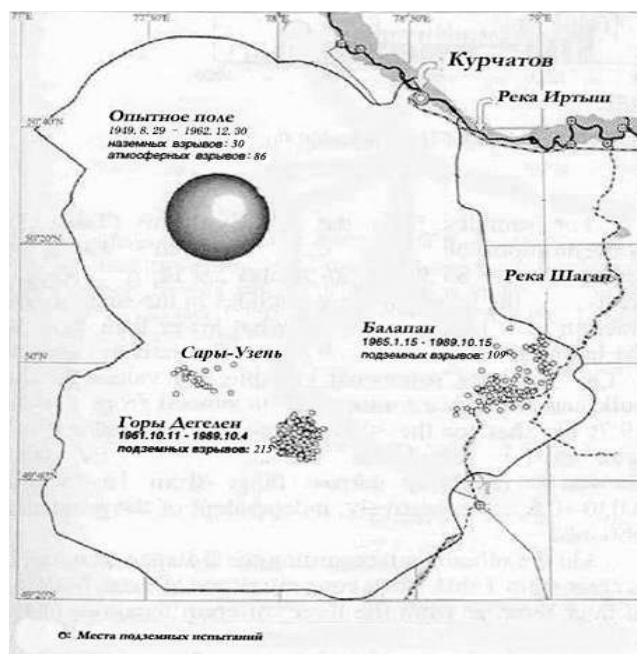


Рис. 1. Схема территории Семипалатинского испытательного полигона

тате взрывов полостях горных пород. Отбор проб (Д5 и Д7) воды производился в вытекающих из штолен ручьев.

Баянпай (Б, Ат. оз.) – опытная площадка на юго-востоке полигона, использовавшаяся для проведения испытаний в вертикальных подземных скважинах. Там же был проведен экскавационный взрыв с выбросом грунта. Образовавшаяся в результате взрыва воронка 0,5 км диаметром, 100 м глубиной и объемом 6 млн. м³ постепенно заполнилась водой и получила название «Атомное озеро». Высота отвалов вокруг озера составляет 20–25 м. Образцы воды отбирали из Атомного озера (Ат. оз.); пробы почвы – на берегу этого водоема (Б2).

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

На всех экспериментальных участках образцы для исследования отбирали с поверхности почвы и водоемов (0–5 см). г-фон на местности измеряли на высоте 1 м и у поверхности дозиметром ДРГ-01Т, плотность потока α - и β -частиц у поверхности определяли радиометром РКС 01 СОЛО. Очевидно, что условия облучения тест-объектов в лаборатории значительно отличаются от реальных в силу отсутствия γ -облучения от окружающей место отбора проб загрязненной радионуклидами поверхности почвы. Поэтому для корректной оценки радиоэкологической ситуации в местах отбора образцов воды и почвы необходимо было модифицировать методику *allium*-теста, дополнив ее γ -облучением тестируемых луковиц. Луковицы подвергали хроническому облучению в течение всего времени проращивания. Для оценки интенсивности дополнительного облучения использовали данные наших полевых измерений мощности экспозиционной дозы в местах отбора проб, а также результаты радиохимического анализа исследуемых образцов.

Тестирование проб воды и почвы выполняли в лабораторных условиях в двух вариантах: по классической схеме *allium*-теста [3,4] и с дополнительным γ -облучением, имитирующим натурные условия на исследуемых участках полигона. Луковицы помещали в кюветы так, чтобы воды касалось только донце, и предвари-

тельно проращивали в отстоянной водопроводной воде (с ежесуточной сменой воды) в течение 48 часов. Отбирали проросшие луковицы, у которых длина корня не превышала 2 см, и помещали в тестируемый образец воды на 24 часа. При тестировании почвенных образцов откалиброванные по весу и размеру луковицы помещали в кюветы с почвой на и проращивали в течение 120 часов. Для облучения кюветы с тест-объектом располагали в специализированном помещении с источником, создающим требуемую дополнительную дозу γ -излучения. По окончании срока экспозиции проводили фиксацию молодых корней в смеси спирта и уксусной кислоты (3:1), готовили давленные препараты по стандартной методике [10]. При выполнении цитогенетического анализа учитывали митотическую активность меристемы, а также частоту и спектр цитогенетических нарушений на стадии анаелофазы. Изменение количества делящихся клеток характеризует цитотоксический эффект, а увеличение частоты нарушений деления – генотоксичность тестируемой среды.

В качестве контроля использовали отстоянную водопроводную воду, в качестве контрольной почвы – стандартную почвенную смесь для рассады. Тестирование контрольных образцов воды и почвы проходило в помещении с уровнем естественного радиационного фона ~ 15 мкР/ч.

Для условий СИП дозы внешнего γ -облучения у поверхности почвы оценивали с использованием гамма-метода [12, 13] по формуле

$$D = \frac{2\pi\Gamma_{\delta}A_v t}{\mu_0}, \quad (1)$$

где Γ_{δ} – гамма-постоянная, (аГр·м²)/(Бк·с); A_v – удельная объемная активность радионуклида, Бк/м³; t – время, с; μ_0 – коэффициент поглощения (для почвы $\mu_0 \sim 3$ м⁻¹) для поверхности полубесконечного объемного источника.

Оценку доз α - и β -облучения выполняли по формуле Маринелли [15,17], [сГр] для 4 π -геометрии в центре толстого источника:

$$D_{\beta} = 2,13\bar{E}_{\alpha,\beta}C_{p/n}t, \quad (2)$$

где $E_{\alpha,\beta}$ – средняя энергия α - или β -частиц, МэВ; $C_{p/n}$ – удельная активность радионуклида, мкКи/г; t – время, ч.

Моделирование характерного для экспериментальных участков СИП гамма-фона проводили с использованием гамма-источника ¹³⁷Cs ($1,45 \times 10^{-2}$ Ки). На расстояниях от источника, где мощность экспозиционной дозы соответствовала уровню гамма-фона на исследуемых участках СИП, располагали кюветы с луковицами. Мощность экспозиционной дозы определяли с помощью дозиметра ДКС АТ 11-21.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Радиоэкологическая обстановка на местности зависит от вида и количества радиоактивных элементов, присутствующих во внешней среде. Радиохимический анализ образцов воды и почвы проводился в Национальном ядерном центре Республики Казахстан. Из представленных в табл. 1 результатов измерений следует, что образцы почвы отличаются от образцов воды значительно большим разнообразием и количеством содержащихся в них радионуклидов. Понятно, что это самым непосредственным образом отразится на формировании дозовых нагрузок при биотестировании.

Результаты определения вклада каждого вида излучения в дозовую нагрузку на тест-объект представлены в табл. 2. Для тестируемых образцов воды основной вклад в формирование дозы вносят γ -излучающие радионуклиды. Для почв опытных участков ОП2 и Б2 вклад γ -излучения в дозовую нагрузку составляет 50–70%,

Таблица 1

Результаты радиохимического анализа образцов воды и почвы Семипалатинского испытательного полигона

Точка пробо- отбора	Активность радионуклидов, Бк/кг									
	¹³⁷ Cs	²³² Th	⁹⁰ Sr	⁴⁰ K	⁶⁰ Co	¹⁵² Eu	¹⁵⁴ Eu	²²⁶ Ra	²⁴¹ Am	²³⁸ U
ОП2, почва	9745	43,8	1525,2	619,2	1189,2	58958	1726	44,95	247,6	<4,42
Б2, почва	13479	<0,89	4455	338,2	2987	6030	2797	<7,71	621,4	213,8
Ат.оз., вода	3,56	7,98	1,70	—**	—	—	—	—	—	—
Д5, вода	263,5	6,86	300,7	—	—	—	—	—	—	—
Д7, вода	230	5,31	933,5	—	—	—	—	—	—	—

* для образцов почвы активность рассчитана на сухой вес,
 ** концентрация ниже пределов обнаружения прибора (0,5 Бк/л)

существенный вклад вносят также α -излучающие радионуклиды. Из представленных результатов следует необходимость модификации классической методики *allium*-теста дополнительным γ -облучением для учета внешнего γ -облучения в районе отбора проб.

К важнейшим биологическим показателям, характеризующим качество окружающей среды, относятся генетические изменения в соматических клетках. Используемый в настоящей работе метод биотестирования основан на изучении реакции клеток корневой меристемы лука. Меристема представляет собой асинхронно делящуюся популяцию клеток, находящихся в разных фазах клеточного цикла.

Таблица 2

Вклад разных видов излучения в дозовую нагрузку на тест-объект

Образец	Мощность экспозиционной дозы на исследуемых участках СИП, мкГр/ч			Время облу- чения, ч	Вклад дозы α -излучения в общую дозу, %	Вклад дозы γ -излучения в общую дозу, %	Поглощенная доза, мкГр	
	D/ α	D/ β	D/ γ				1*	2*
Ат. оз.	—	—	2,30	24	—	93	4	55
Д-5	—	—	17,30	24	—	99	4	420
Д-7	—	—	60,30	24	—	99	4	1450
ОП2	1,05	5,35	21,30	120	3,8	76	770	3320
Б-2	1,97	5,22	6,30	120	14,6	48	860	1620
Контроль (вода)	—	—	0,15	24	—	—	4	4
Контроль (почва)	—	—	0,15	120	—	—	20	20

1* – вариант тестирования без учета вклада γ -излучения в дозу;
 2* – вариант тестирования с дополнительным γ -облучением.

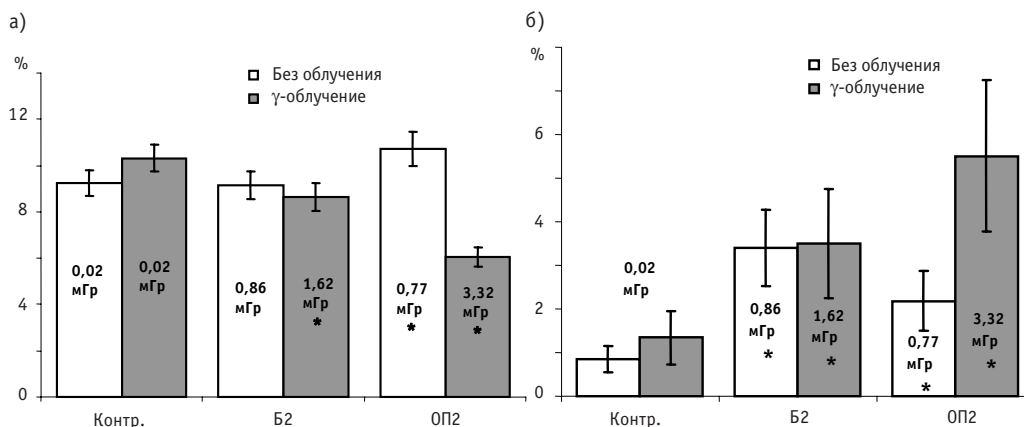


Рис.2. Сравнительная оценка показателей цитотоксичности (а) и генотоксичности (б) образцов почвы с территории СИП: по оси абсцисс представлены точки пробоотбора; по оси ординат – митотический индекс (А), частота aberrантных клеток (Б); * – достоверное отличие от контроля при $P=0,05$

От состояния меристемы зависит реализация генетической программы развития растения [10, 11]. Увеличение числа генетически аномальных клеток свидетельствует о высокой генотоксичности среды и снижении защитных свойств организма [3, 4].

На рисунках 2 и 3 сопоставлены результаты двух вариантов биотестирования (в отсутствие и при наличии дополнительного γ -облучения). В образце почвы ОП2, характеризующемся повышенным содержанием радиоактивных элементов, наблюдалось достоверное повышение уровня митотической активности и проявление генотоксических эффектов в клетках. Для образцов почвы с участка Балапан (Б2) также отмечено проявление генотоксического эффекта в обоих вариантах тестирования. Для тест-объекта уровень поглощенной дозы без учета γ -составляющей практически не отличается: в образце почвы Опытного поля он соответствует 770 мкГр, в образце почвы с участка Балапан – 860 мкГр. Использование классической методики *allium*-теста не выявило четко выраженной взаимосвязи между величиной радиационного фактора и результатами биотестирования.

Дополнительное γ -облучение меняет значения поглощенных доз и оказывает

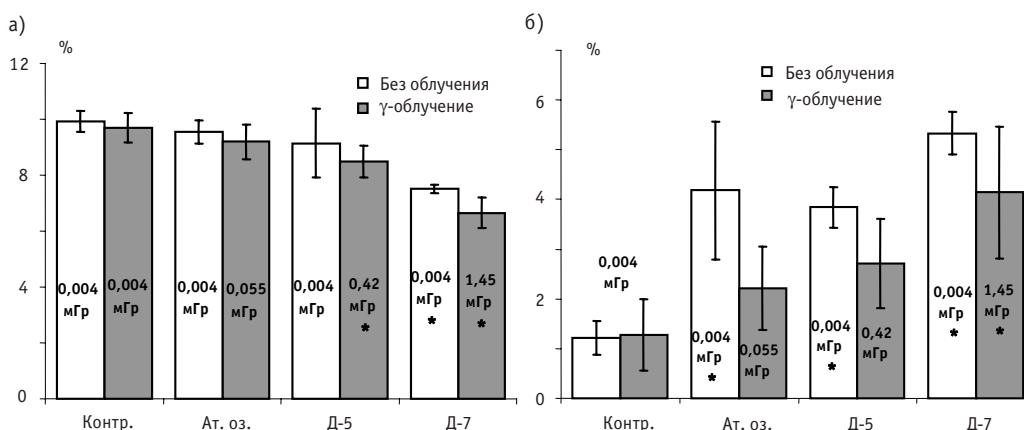


Рис. 3. Сравнительная оценка показателей цитотоксичности (а) и генотоксичности (б) образцов воды с территории СИП: по оси абсцисс представлены точки пробоотбора; по оси ординат – митотический индекс (а), частота aberrантных клеток (б); * – достоверное отличие от контроля при $P=0,05$

существенное влияние на результаты *allium*-теста. Величина поглощенной дозы повышается в 2–4 раза по сравнению с первым вариантом тестирования (до 1620 и 3320 мкГр соответственно). При этом достоверно меняется величина биологического отклика. Так в образцах почвы при дополнительном облучении наблюдается дозозависимое и достоверное снижение митотической активности и увеличение числа клеток с нарушениями процесса деления.

Результаты биотестирования образцов воды также свидетельствуют о проявлении цито- и генотоксических эффектов. Снижение митотической активности и увеличение частоты аномальных клеток митоза наблюдается в обоих вариантах тестирования. Однако дополнительное γ -облучение позволило нагляднее продемонстрировать дозозависимый характер отклика тест-системы. Характерно, что уровни поглощенных доз в условиях классического и модифицированного тестирования отличаются на целый порядок. Достоверно отличные от контроля цитотоксический и генотоксический эффекты наблюдаются лишь в пробе воды Д7, где величина поглощенной дозы соответствует 1450 мкГр. Вместе с тем, результаты модифицированного *allium*-теста демонстрируют гораздо лучшую связь с интенсивностью радиационного воздействия в местах отбора проб.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведен сравнительный анализ цито- и генотоксичности образцов воды и почвы с территории Семипалатинского испытательного полигона. Предложенная нами модификация *allium*-теста позволила значительно точнее охарактеризовать экологическую ситуацию в местах отбора проб воды и почвы, характеризующихся высоким уровнем радиоактивного загрязнения. По нашим данным достоверные биологические эффекты наблюдаются при уровнях облучения, превышающих 1000 мкГр. Воздействие на растущие корни луковиц при тестировании образцов воды и почвы является комплексным и для определения вклада каждого компонента в наблюдаемый эффект необходимо учитывать специфику его действия. Нельзя исключить и возможность возникновения синергических эффектов комплексного воздействия содержащихся в пробах воды и почвы факторов радиационной и химической природы. Основной характеристикой радиационного воздействия на организм является поглощенная доза. Авторам известны лишь несколько [18–20] работ, в которых на этом же тест-объекте (*Allium*) были установлены дозозависимые цито- и генотоксические эффекты облучения. Однако во всех этих работах были использованы гораздо более высокие дозы – от $2 \cdot 10^6$ до $6 \cdot 10^7$ мкГр. Особенностью настоящей работы является то, что в ней впервые на луке обыкновенном выявлены дозозависимые цито- и генотоксические эффекты в диапазоне малых доз, характерных для реальных ситуаций радиоактивного загрязнения. Следовательно, *allium*-тест в предложенной модификации может быть успешно использован при анализе не только химического, но и радиоактивного загрязнения.

Работа частично финансировалась в рамках проекта МНТЦ К-1328.

Литература

1. Ulsh B., Hinton T.G., Congdon J.D. et al. Environmental biodosimetry: a biologically relevant tool for ecological risk assessment and biomonitoring//J. Env. Radioactivity. – 2003. – V. 66. – P. 121-139
2. Евсеева Т.И., Гераськин С.А., Шуктомова И.И., Таскаев А.И. Оценка гено- и цитотоксичности химического и радионуклидного загрязнения водоемов в районе проведения подземного ядерного взрыва на севере Пермской области//Радиационная биология. Радиоэкология. – 2004. – № 6. – С. 684-693.

3. Fiskesjo G. The *Allium* test as a standard in environmental monitoring//Hereditas. – 1985. – V. 102. – P. 99-112.
4. Rank J., Nielsen M.H. Genotoxicity testing of wastewater sludge using the *Allium cepa* anaphase-telophase chromosome aberration assay//Mutation Research. – 1998. – V. 418. – P. 113-119.
5. Довгальук А.И., Калиняк Т.Б., Блюм Я.Б. Оценка фито- и цитотоксической активности соединений тяжелых металлов и алюминия с помощью корневой апикальной меристемы лука//Цитология и генетика. – 2001. – № 1. – С. 3-8.
6. Kovalchuk O., Kovalchuk I., Arkhipov A. The *Allium cepa* chromosome aberration test reliably measures genotoxicity of soils of inhabited areas in the Ukraine contaminated by the Chernobyl accident//Mutation Research. – 1998. – V. 415. – P. 47-57.
7. Евсеева Т.И., Гераськин С.А., Шуктомова И.И., Храмова Е.С. Комплексное изучение радиоактивного и химического загрязнения водоемов в районе расположения хранилища отходов радиового промысла//Экология. – 2003. – № 3. – С. 176-183.
8. Ядерные испытания СССР: современное радиологическое состояние полигонов/Кол. авторов под рук. проф. В.А. Логачева. – М.:ИздАТ, 2002. – 639 с.
9. Мозолин Е.М., Гераськин С.А., Минкенова К.С. Радиобиологические эффекты у растений и животных Семипалатинского испытательного полигона (Казахстан)//Радиационная биология. Радиоз экология. – 2008. – Т. 48. – № 4. – С. 433-442.
10. Паушева З.П. Практикум по цитологии растений. – М.: Агропромиздат, 1988.
11. Макаров В.Б., Сафронов В.В. Цитогенетические методы анализа хромосом. – М.: Наука, 1978.
12. Баранов В.Ф. Дозиметрия электронного излучения. – М.: Атомиздат, 1974.
13. Гусев Н.Г., Климанов В.А., Машкович В.П., Суворов А.П. Защита от ионизирующих излучений: в 2 т. Т. 1. Физические основы защиты от излучений: Учебник для вузов. 3-е изд., перераб. и доп./Под ред. Н.Г. Гусева. – М.: Энергоатомиздат, 1989.
14. Колобашкин В.М., Рубцов П.М., Алексанкин В.Г., Ружанский П.А. Бета-излучение продуктов деления: Справочник. – М.: Атомиздат, 1978.
15. Радиационная дозиметрия / Под ред. Дж. Хайна и Г. Браунелла, пер. с англ. – М.: Изд-во иностр. литературы, 1958.
16. Руководство по радиационной защите для инженеров/Под ред. Д.Л. Бродера и др., пер. с англ. – М.: Атомиздат, 1973. – Т. 2.
17. Cross W.G. Empirical expressions for beta ray point source dose distributions//Radiation Protection Dosimetry. – 1997. – V. 69. – № 2. – P. 85-96.
18. Куцоконь Н.К., Рашидов М.Н., Гродзинский Д.М. Цитогенетические эффекты ^{241}Am в *Allium* – тесте//Радиационная биология. Радиоз экология. – 2006. – Т. 42. – № 6. – С. 65-67.
19. Vajjapurkar S.G., Deepshikha Agarwal S.K. et al. Gamma irradiated onions as a biological indicator of radiation dose//Radiation Measurements. – 2001. – V. 33. – P. 833-836.
20. Saghirzadeh M., Gharaati M.R., Mohammadi Sh., Ghiassi-nejad M. Evaluation of DNA damage in the root cell of *Allium cepa* seeds growing in the soil of high background radiation areas of Ramsar-Iran//J. Env. Radioactivity. – 2008. – V. 99. – P. 1698-1702.

Поступила в редакцию 8.12.2008

ИССЛЕДОВАНИЕ СОРБЦИОННЫХ СВОЙСТВ ТЕРМОСТОЙКОГО АЛЮМОСИЛИКАТНОГО СОРБЕНТА

А.С. Шилина, В.К. Милинчук

*Обнинский государственный технический университет атомной энергетики,
г. Обнинск*



Определена структурная формула нового типа алюмосиликатного адсорбента. Приведены результаты исследований сорбционных свойств термически модифицированного аморфного алюмосиликатного адсорбента. Установлено, что после нагревания при 600°C статическая сорбционная емкость адсорбента по отношению к катионам никеля и свинца возрастает в ~1.5 раза и составляет для никеля ~220 мг/г и для свинца ~660 мг/г. Сорбент также эффективно удаляет ионы этих металлов из кипящих водных растворов, что свидетельствует о перспективности его применения для очистки водных сред при высоких температурах.

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время для очистки водных сред атомных электрических станций (АЭС), подводных и надводных судов с ядерными двигательными установками, тепловых электрических станций и многих других промышленных объектов с тепловыми котлами от солей жесткости, продуктов коррозии металлов, радионуклидов, органических, механических примесей наиболее широко применяются органические ионообменные смолы. Существенным недостатком ионитов на органической основе является низкая термическая стойкость, что накладывает жесткое ограничение на верхний предел рабочей температуры при использовании как анионитов, так и катионитов, который лежит в области 40–60°C [1, 2]. Так, например, ионообменные смолы ядерного класса (катиониты марки КУ-2-8чс, аниониты марки АВ-17-8чс) в системах байпасной очистки продувочной воды контура многократно принудительной циркуляции ядерного реактора, в установках очистки радиоактивных вод АЭС применяются в фильтрах только при рабочих температурах ниже 50°C [3]. Например, водный теплоноситель первого контура ядерного реактора типа РБМК-1000 с температурой около 280°C сначала поступает на регенеративный теплообменник, проходит через доохладитель и только затем подается на ионообменные фильтры [4]. Поэтому для применения ионообменных смол в качестве сорбентов для очистки водных сред необходимо оборудование ядерных реакторов сложными металлоемкими и дорогостоящими установками для отвода тепла.

Другие, широко используемые на АЭС, сорбенты, такие как перлит и диатомит также обладают низкой термической стойкостью (до 50°C) и, кроме того, очищают воду только от крупнодисперсных и коллоидных примесей [1]. Наиболее ши-

роко используемые для очистки воды активированные угли имеют высокую зольность (6–10%), требуют предварительной химической обработки кислотами, и не применяются для очистки вод при высоких температурах на АЭС [1, 5]. Применение природных и синтетических цеолитов, способных эффективно очищать воду от растворенных солей, ограничено высокой стоимостью и дефицитностью. Другие твердые сорбенты, например, оксид алюминия Al_2O_3 , гидроксид алюминия $Al(OH)_3$, природный сорбент брусит $Mg(OH)_2$, неустойчивы в агрессивных средах и имеют высокую стоимость [6].

Таким образом, из-за низкой термостойкости ионообменных смол, перлита, диатомита, высокой стоимости и дефицита термостойких сорбентов типа цеолитов сорбционные методы очистки водных сред при высоких температурах не нашли широкого практического применения на АЭС. Большие коэффициенты очистки и возможность обработки воды без снижения температуры и потери тепла делают сорбционный метод перспективным также и для других промышленных объектов. В связи с этим актуальной является проблема поиска и исследования новых типов сорбентов, перспективных для очистки водных сред от различных примесей при высоких температурах.

На кафедре общей и специальной химии ИАТЭ синтезирован новый тип аморфного алюмосиликатного сорбента с высокой сорбционной способностью по отношению к ряду катионов тяжелых металлов (никель, свинец, железо, кобальт, медь и др.), а также стронция [7]. Процесс синтеза сорбента отвечает принципам «зеленой» химии, а именно, в качестве растворителя используется вода, синтез алюмосиликатного сорбента протекает в одну стадию с низкими затратами энергии с использованием химически безопасных ингредиентов.

В настоящей статье приведены результаты дальнейших исследований сорбционных свойств синтезированного авторами аморфного алюмосиликатного сорбента с целью определения возможности его применения для очистки водных сред при высоких температурах. Были изучены сорбционные свойства сорбента после модифицирования путем термической обработки при температурах в диапазоне от 100 до 700°C, а также в кипящей воде.

МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА

Синтезированный сорбент представляет собой легкий порошок белого цвета с размерами частиц 2–20 мкм, насыпной плотностью 0.3 ± 0.05 г/см³, удельной площадью поверхности ~ 1000 м²/г, не растворяющийся в кислотах и щелочах. На рисунке 1 представлена СЭМ-микрофотография образца сорбента, полученная на сканирующем электронном микроскопе типа TESLA BS-340 в институте кристаллографии им. А.В. Шубникова РАН. Видно, что сорбент содержит огромное количество капилляров и пор микронного размера и, не

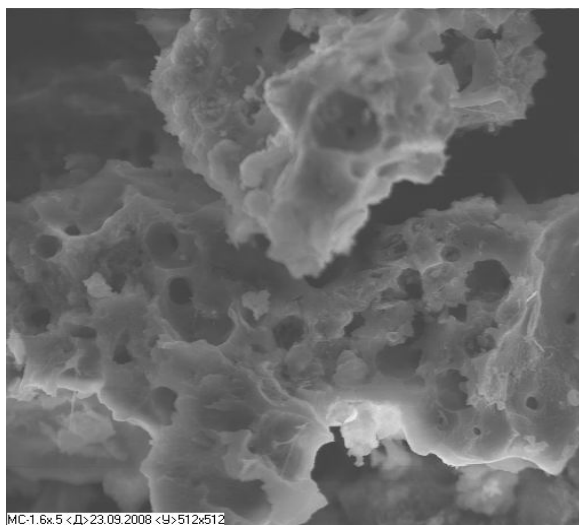


Рис.1. СЭМ-микрофотография образца алюмосиликатного аморфного адсорбента

исключено, нанопор. В формировании такой высокоразвитой поверхности предполагается участие молекулярного водорода, образующегося в процессе синтеза сорбента.

Для установления химической формулы сорбента были проведены следующие эксперименты: стеклянные колбы вместимостью 250 мл доводили до постоянного веса в сушильном шкафу при температуре 100°C; после охлаждения в них были помещены компоненты реакционной смеси в необходимых количествах. Необходимые количества порошка алюминия, кристаллогидрата метасиликата натрия и воды взвешивали на аналитических весах ВЛР 200. После прохождения реакции колбы оставляли на воздухе на четверо суток, после чего их взвешивали. По разности в массе исходных компонентов и продуктов реакции определяли искомые переменные и рассчитывали бруттоформулу алюмосиликата, учитывая следующие соотношения:

$$m_{\text{исх. комп.}} = m_{\text{сорб}} + m_{\text{водор}} + \Delta m_{\text{потеря воды}}$$

$$m_{\text{исх. комп}} = m(\text{Al}) + m(\text{Na}_2\text{SiO}_3 \cdot 9\text{H}_2\text{O}) + m(\text{H}_2\text{O}),$$

$$m_{\text{сорб}} = m(\text{Na}_2\text{O}) + m(\text{SiO}_2) + m(\text{Al}_2\text{O}_3) + m_1(\text{H}_2\text{O}).$$

Предварительную термическую обработку сорбента проводили в муфельной печи марки SNOL 7/1100 при температурах 100, 200, 300, 400, 500, 600 и 700°C. Образцы сорбента помещали в фарфоровый тигель, взвешивали и выдерживали в муфельной печи при соответствующей температуре в течение двух часов. Далее образец в тигле помещали в эксикатор, охлаждали и взвешивали. По разнице масс образцов до и после нагревания можно судить о потере массы сорбентом, которая происходит за счет удаления из сорбента молекул воды. Таким способом были получены несколько модификаций сорбента, отличающихся содержанием воды.

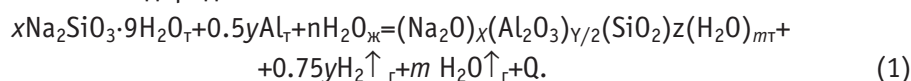
Для установления зависимости сорбционных свойств алюмосиликата от предварительной термической обработки определяли сорбционную емкость для каждого типа алюмосиликата по отношению к катионам Ni^{2+} , Pb^{2+} .

Для определения сорбционной ёмкости сорбента были приготовлены серии модельных растворов солей металлов разной концентрации, а также вспомогательные растворы из реактивов марки «хч» и «чда». Все растворы готовили на дистиллированной воде. После обработки модельных растворов сорбентом и достижения сорбционного равновесия (через двое – трое суток) растворы фильтровали через фильтр «синяя лента» (ТУ 6-09-1678-95). Равновесную концентрацию металлов определяли спектрофотометрическим (для никеля) и потенциометрическим (для свинца) методами [8]. По полученным данным строили изотермы Лэнгмюра в координатах $a=f(c_{\text{равн.}})$ и $1/a=f(1/c_{\text{равн.}})$, где a – адсорбция, мг/г, $c_{\text{равн.}}$ – равновесная концентрация металла, мг/мл. Графически определяли максимальную адсорбцию и считали ее сорбционной емкостью. Для определения принципиальной возможности осуществления процесса сорбции аморфным алюмосиликатным сорбентом из водных растворов при высоких температурах были проведены исследования сорбции катионов из кипящих водных растворов. Для этого в модельные водные растворы солей металлов добавляли сорбент, раствор с сорбентом нагревали до 100°C при атмосферном давлении и выдерживали при температуре кипения в течение 30 мин. Далее раствор охлаждали, фильтровали, доводили объем раствора до первоначального и определяли остаточное содержание металла.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

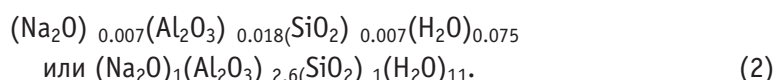
Процесс получения адсорбента описывается следующей обобщенной химической реакцией, отражающей механизм процесса в целом, с получением твердого

алюмосиликата и водорода:



Результаты гравиметрических определений, позволяющие определить переменные в данном уравнении и соответственно простейшую химическую формулу сорбента, приведены в табл. 1.

Гравиметрическим методом рассчитаны значения переменных в уравнении (1) и для оптимального соотношения компонентов установлена следующая химическая формула сорбента:



Молекулярная масса сорбента равна 585 г. Исходя из полученной брутто-формулы видно, что вода, входящая в состав сорбента, составляет 33.8% от его массы.

Таблица 1

Результаты гравиметрического анализа по определению простейшей химической формулы алюмосиликата

m ($\text{Na}_2\text{SiO}_3 \cdot 9\text{H}_2\text{O}$), г	$\Sigma m_{\text{исх.в}}$ г	$\Sigma m(\text{H}_2\text{O})$ (с учетом кристал. воды)	$m_{\text{сорб.г}}$ г	Δm , г суммарное изменение массы	$m(\text{H}_2)$, г	Δm (потеря воды), г	x'	y'	z'	n'
2.005	8.038	6.170	4.128	3.910	0.100	3.81	0.007	0.018	0.007	0.081
2.003	8.048	6.182	4.176	3.872	0.110	3.76	0.007	0.018	0.007	0.080
2.013	8.078	6.180	4.195	3.883	0.110	3.77	0.007	0.018	0.007	0.079
2.105	8.177	6.235	4.117	4.060	0.110	3.95	0.007	0.018	0.007	0.072
2.028	8.062	6.187	4.004	4.058	0.100	3.96	0.007	0.018	0.007	0.074
2.004	8.062	6.162	4.120	3.943	0.110	4.01	0.007	0.018	0.007	0.065

Пояснение к таблице.

Массы алюминия 1.030 ± 0.010 г и добавляемой воды 5.030 ± 0.010 г учтены во втором столбце таблицы, дающем результаты по суммарной массе исходных веществ реакционной смеси.

$\Sigma m(\text{H}_2\text{O})$ – сумма масс добавленной воды (~ 5 г) и воды, входящей в состав метасиликата натрия. Массу кристаллизационной воды определяли из уравнения $m_{\text{крист. воды}} = 0.570 \cdot m(\text{Na}_2\text{SiO}_3 \cdot 9\text{H}_2\text{O})$. Коэффициент пересчета 0.570 находили, учитывая содержание воды в одном моле кристаллогидрата метасиликата натрия. $\Sigma m_{\text{исх.в}} = m_{\text{Al}} + m(\text{Na}_2\text{SiO}_3 \cdot 9\text{H}_2\text{O}) + m(\text{H}_2\text{O})$ – суммарная масса всех компонентов реакционной смеси. Массу выделившегося водорода $m(\text{H}_2)$ рассчитывали по уравнению Менделеева-Клапейрона, учитывая объем полученного водорода.

Потеря массы реакционной смеси $\Delta m = \Sigma m_{\text{исх.в}} - m_{\text{сорб.г}}$, $\Delta m_{\text{потеря воды}} = \Delta m - m(\text{H}_2)$.

x' – количество молей Na_2O в полученной массе сорбента рассчитывали по формуле

$x' = 0.003 \cdot m(\text{Na}_2\text{SiO}_3 \cdot 9\text{H}_2\text{O})$, где 0.003 – коэффициент пересчета, учитывающий, что 284.086 г $\text{Na}_2\text{SiO}_3 \cdot 9\text{H}_2\text{O}$ (1 моль) содержат 1 моль Na_2O , а $m_{\text{сорбента}} - x'$ молей.

y' – количество молей Al_2O_3 в полученной массе сорбента рассчитывали по формуле

$y' = 0.1 \cdot m(\text{Al})/102 + 0.9 \cdot m(\text{Al})/54$, где первое слагаемое учитывает, что ~10% от веса алюминиевого порошка составляет оксид алюминия в качестве защитной оксидной пленки, 102 – молярная масса Al_2O_3 ; второе слагаемое – это количество молей образующегося оксида алюминия и 90% массы алюминиевого порошка.

z' – количество молей SiO_2 в полученной массе сорбента рассчитывали по формуле $z' = 0.003 \cdot m(\text{Na}_2\text{SiO}_3 \cdot 9\text{H}_2\text{O})$, где 0.003 – коэффициент пересчета, учитывающий, что 284.086 г $\text{Na}_2\text{SiO}_3 \cdot 9\text{H}_2\text{O}$ (1 моль) содержат 1 моль SiO_2 , а $m_{\text{сорбента}} - z'$ молей.

n' – количество молей H_2O в полученной массе сорбента рассчитывали по формуле

$n' = \Sigma m(\text{H}_2\text{O})/18 - (\Delta m_{\text{потеря воды}}/18 + m(\text{H}_2)/2)$.

Поскольку реакция разложения воды алюминием идет с сильным экзотермическим эффектом, то образующийся гидроксид алюминия в этих условиях дегидратируется, и суммарная реакция будет выглядеть следующим образом: $2\text{Al} + 3\text{H}_2\text{O} = \text{Al}_2\text{O}_3 + 3\text{H}_2\uparrow$.

Следовательно, образование 1 моля водорода сопровождается в данных условиях затратой 1 моля воды, что и учитывается в уравнении для определения n' .

Из результатов гравиметрических исследований по влиянию температурной обработки на состав сорбента следует, что в ходе термической обработки сорбент постепенно теряет свою структурную воду и полностью лишается ее после обработки при 600°C в течение двух часов т.е. сорбент имеет структуру



В дальнейшем при длительном выдерживании на воздухе при комнатной температуре сорбент не возвращается к структурной формуле (1), а поглощает лишь две – три молекулы воды на один моль сорбента.

Результаты температурного модифицирования алюмосиликатного сорбента представлены в табл. 2.

Таблица 2

Температурное модифицирование аморфного алюмосиликатного адсорбента

№	Температура, °C	Потеря массы образца m , г	Химическая формула сорбента
1	25	–	$(\text{Na}_2\text{O})(\text{Al}_2\text{O}_3)_{2.6}(\text{SiO}_2)(\text{H}_2\text{O})_{11}$
2	100	0.3	$(\text{Na}_2\text{O})(\text{Al}_2\text{O}_3)_{2.6}(\text{SiO}_2)(\text{H}_2\text{O})_9$
3	200	0.6	$(\text{Na}_2\text{O})(\text{Al}_2\text{O}_3)_{2.6}(\text{SiO}_2)(\text{H}_2\text{O})_7$
4	300	0.9	$(\text{Na}_2\text{O})(\text{Al}_2\text{O}_3)_{2.6}(\text{SiO}_2)(\text{H}_2\text{O})_5$
5	400	1.2	$(\text{Na}_2\text{O})(\text{Al}_2\text{O}_3)_{2.6}(\text{SiO}_2)(\text{H}_2\text{O})_3$
6	500	1.5	$(\text{Na}_2\text{O})(\text{Al}_2\text{O}_3)_{2.6}(\text{SiO}_2)(\text{H}_2\text{O})_1$
7	600	1.65	$(\text{Na}_2\text{O})(\text{Al}_2\text{O}_3)_{2.6}(\text{SiO}_2)$
8	700	1.65	Оплавление сорбента, закупорка пор

Сорбция катионов никеля (II). Для изучения зависимости сорбционной активности синтетического аморфного алюмосиликата от предварительной температурной обработки для каждого типа сорбента были приготовлены серии модельных растворов сульфата никеля $\text{NiSO}_4 \cdot 7\text{H}_2\text{O}$ с концентрациями по никелю 100, 500, 1000, 1500 и 2000 мг/л. Остаточное содержание никеля после контакта с сорбентом определяли спектрофотометрическим методом по интенсивности спектра поглощения комплекса никеля с диметилглиоксимом. Стандартные и исследуемые растворы фотометрировали относительно воды на спектрофотометре КФК-3 при $\lambda=470$ нм ($\epsilon = 1.3 \cdot 10^4$). На основании полученных результатов были построены изотермы адсорбции Лэнгмюра для катионов никеля, полученные на сорбентах с различной температурной обработкой в координатах $a=f(c_{\text{равн}})$, где a – адсорбция, мг/г, а $c_{\text{равн}}$ – равновесная концентрация катионов никеля в фильтрате (рис. 2).

Как видно на рисунке, с повышением температуры обработки происходит повышение сорбционной емкости сорбента по отношению к катионам никеля. Точное значение сорбционной емкости для каждого типа сорбента было определено графически с помощью изотермы адсорбции Лэнгмюра, построенной в прямолинейных координатах $1/a=f(1/c_{\text{равн}})$. На рисунке 3 представлена изотерма адсорбции катионов никеля в прямолинейных координатах, полученная для сорбента, прокаленного при температуре 600°C. В результате проведенных экспериментов было установлено, что статическая сорбционная емкость сорбента по отношению к катионам никеля последовательно увеличивается с повышением температуры обработки и составляет для сорбента без температурной обработки – 110 ± 10 мг/г, для сорбента, прокаленного при 100°C, – 140 ± 12 мг/г, при 200°C – 160 ± 12 мг/г, при

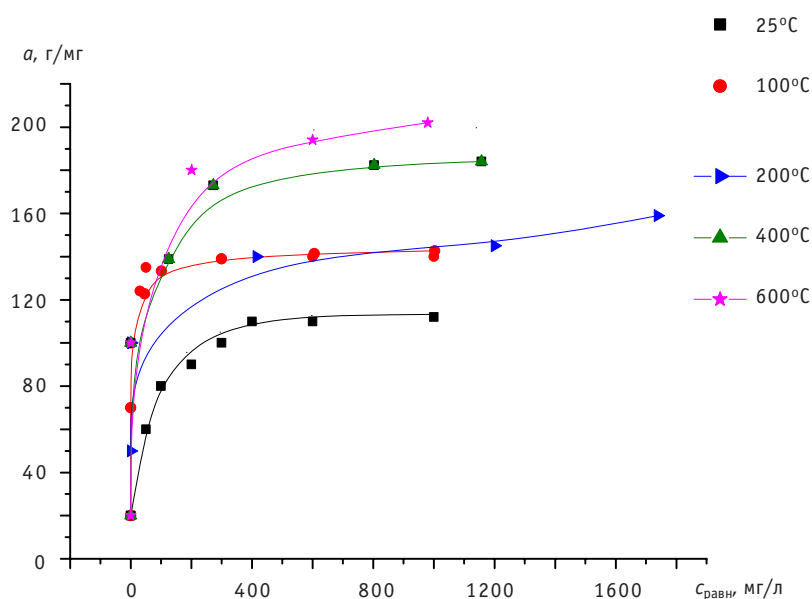


Рис.2. Изотермы адсорбции катионов никеля (II) для алюмосиликата с различной предварительной температурной обработкой

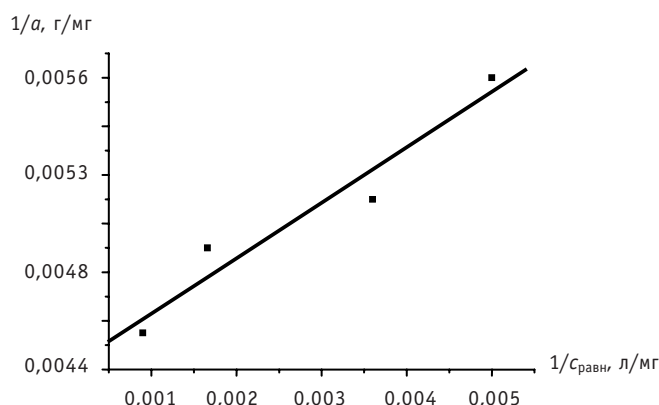


Рис. 3. Изотерма Лэнгмюра в прямолинейных координатах для сорбции никеля на сорбенте, прокаленном при 600°C

400°C – 180 ± 15 мг/г и при 600°C – 220 ± 15 мг/г. После температурной обработки при 700°C сорбент полностью теряет свои сорбционные свойства, так как происходит оплавление частиц сорбента и закупоривание пор.

Сорбция катионов свинца (II). Были приготовлены серии модельных растворов нитрата свинца $Pb(NO_3)_2$ с концентрациями по свинцу от 100 до 2000 мг/л. Равновесную концентрацию катионов свинца в растворах после наступления сорбционного равновесия при комнатной температуре определяли методом прямой потенциометрии на иономере типа «Анион 104», используя ионселективный электрод на свинец в качестве индикаторного электрода и хлорид-серебряный электрод – в качестве электрода сравнения. Предварительно строили градуировочную кривую зависимости потенциала электрода от активности катионов свинца в растворе по стандартным растворам нитрата свинца $E = f(a_{Pb^{2+}})$. С учетом коэффициентов активности для растворов известных концентраций нитрата свинца пе-

реходили к зависимости $E = f(c_{Pb^{2+}})$, где E – потенциал электрода, мВ, а $c_{Pb^{2+}}$ – концентрация катионов свинца. На основании полученных результатов строили изотермы адсорбции Лэнгмюра для образцов сорбента, прокаленных при различных температурах, и графически определяли сорбционные емкости каждого сорбента (рис. 4).

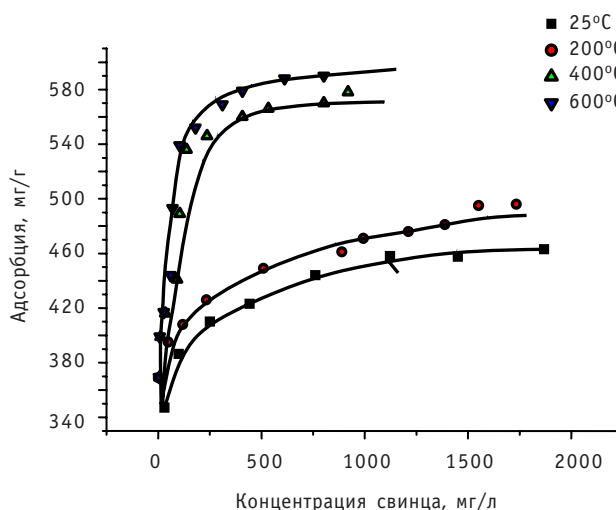


Рис. 4. Изотермы адсорбции катионов свинца на сорбенте, термически обработанном при разных температурах

Статические сорбционные емкости, измеренные при комнатной температуре, составляют для образцов адсорбента, исходного, не подвергнутого температурной обработке, 440 ± 20 мг/г; для образцов сорбента после нагревания при 200°C – 500 ± 20 мг/г, при 400°C – 560 ± 20 мг/г и при 600°C – 660 ± 20 мг/г. Как и при сорбции катионов никеля, термическое модифицирование адсорбента приводит к увеличению в ~1.5 раза сорбционной емкости адсорбента по отношению к катионам свинца.

Таким образом, алюмосиликатный адсорбент обладает очень высокой статической сорбционной емкостью по отношению как к катионам никеля, так и катионам свинца. В результате термической обработки происходит значительное увеличение сорбционной емкости сорбента, которое, вероятно, можно связать с ростом количества адсорбционных центров при потере структурной воды сорбентом.

Сорбция катионов никеля и свинца из кипящих водных растворов. Для определения принципиальной возможности осуществления процесса сорбции аморфным алюмосиликатным адсорбентом из водных растворах при высоких температурах были проведены исследования сорбции катионов металлов из кипящих водных растворов. Для этого в водный раствор соли (никеля или свинца) с концентрацией катионов 100 мг/л объемом 100 мл добавляли 1 г сорбента, раствор в термостойком стакане нагревали до 100°C и выдерживали при температуре кипения и атмосферном давлении в течение 30 мин. Далее раствор охлаждали, фильтровали, доводили объем до первоначального (до кипения) и определяли общепринятыми методиками остаточное содержание ионов металла. Было установлено, что в этих условиях в водных растворах практически полностью отсутствуют никель и свинец. Статические сорбционные емкости, измеренные при комнатной температуре, для образцов адсорбента не изменяются и составляют для никеля ~110 мг/г и для свинца ~440 мг/г.

ВЫВОДЫ

- Определена структурная формула сорбента до температурной обработки и после конечной температурной обработки при 600°C.
- Установлено, что при повышении температуры предварительной термической обработки сорбента увеличивается сорбционная емкость аморфного алюмосиликатного сорбента в отношении катиона никеля Ni^{2+} от 110 ± 10 мг/г для сорбента, не подвергнутого термической обработке, до 220 ± 15 мг/г для сорбента, прокаленного при температуре 600°C.
- Установлено, что при повышении температуры предварительной термической обработки сорбента увеличивается сорбционная емкость исследуемого сорбента в отношении катиона свинца Pb^{2+} от 440 до 660 мг/г.
- Установлено, что сорбент может эффективно адсорбировать ионы этих металлов из кипящих растворов.
- Синтезированный новый алюмосиликатный сорбент может быть достаточно эффективно использован для очистки горячих промышленных сточных вод без предварительного охлаждения от ряда тяжелых металлов.

Литература

1. Коростелев Д.П. Обработка радиоактивных вод и газов на АЭС. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 152 с.
2. Аширов А. Ионнообменная очистка сточных вод, растворов и газов. – Л.: Химия, 1983. – 425 с.
3. Справочник по ядерной энерготехнологии: пер. с англ./Ф. Ран, А. Адамантиадес, Дж. Кентон, Ч. Браун; под ред. В.А. Легасова. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 752 с.
4. Абрамов М.А., Авдеев В.И., Адамов Е.О. и др. Канальный ядерный энергетический реактор РБМК/Подобц, ред. Ю.М. Черкашова. – М.: ГУП НИКИЭТ, 2006. – 650 с.
5. Кинле Х., Барерх Х. Активные угли и их практическое применение. – Л.: Химия, 1984. – 534 с.
6. Китаева Н.К., Милинчук В.К. Некоторые аспекты фильтрационной очистки водных сред: Учебное пособие по курсу «Современные проблемы химии». – Обнинск: ИАТЭ, 2008. – 52 с.
7. Шилина А.С., Милинчук В.К. Сорбционные свойства нового типа алюмосиликатного сорбента // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2008. – № 3. – С. 24-30.
8. Фадеева В.И., Шеховцова Т.Н., Иванов В.М. и др. Основы аналитической химии. Практическое руководство: Учеб. пособие для вузов/Под ред. Золотова Ю.А. – М.: Высшая школа, 2001. – 463 с.

Поступила в редакцию 1.06.2009

СПРАВОЧНО-ИНФОРМАЦИОННЫЙ ИНТЕРАКТИВНЫЙ КОМПЛЕКС ПОДГОТОВКИ И ВЕРИФИКАЦИИ ЯДЕРНО-ФИЗИЧЕСКИХ ДАННЫХ В ВЫСОКОЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ОБЛАСТИ

А.А. Андрианов, Ю.А. Коровин, И.С.Купцов, А.Ю. Конобеев,

А.Ю. Станковский

*Обнинский государственный технический университет атомной энергетики,
г. Обнинск*



В статье представлено описание разработанного авторами справочно-информационного интерактивного комплекса для подготовки, верификации и валидации ядерно-физических данных в высокоэнергетической области. Данный комплекс позволяет пользователю, не имеющему специальной квалификации, подготовить активационные ядерно-физические данные, статистически их оценить на имеющихся экспериментах, верифицировать модели, используя гибкую систему подбора параметров, и графически представить результат.

ВВЕДЕНИЕ

В последнее десятилетие появилась тенденция повышения интереса к ядерным реакциям при высоких энергиях. Это обусловлено как научными проблемами, так и многочисленными приложениями. К ним относятся создание высокоэнергетических нейтронных источников, производство медицинских радиоизотопов, радиационная защита космических аппаратов и ускорителей [1].

Для решения этих задач необходимо большое количество ядерных данных для обширного круга нуклидов и энергий, достигающих нескольких десятков гигаэлектронвольт. Получить все данные экспериментально невозможно. С этим связана необходимость развития аналитических методов, точность которых должна проверяться по измерениям, проводимым в определенных условиях (развитие моделей и теорий, техники оценки, их реализация в компьютерных программах и, в конечном счете, выработка рекомендованных оцененных ядерных данных). Для наибольшей эффективности рекомендованные данные должны быть компьютеризованы и связаны с программами расчета прохождения излучения в веществе. Кроме получения самих данных существуют проблемы обработки, оценки, валидации, верификации и наглядного представления полученных данных [1].

В продолжение научно-исследовательских работ, ведущихся на кафедре общей и специальной физики более 20 лет, по созданию и усовершенствованию моделей ядерных реакций, по подготовке библиотек ядерно-физических данных, а также виртуальных справочных информационных сред в настоящее время разрабаты-

© А.А. Андрианов, Ю.А. Коровин, И.С.Купцов, А.Ю. Конобеев, А.Ю. Станковский, 2009

ется справочно-информационный интерактивный комплекс (СИИК) подготовки и верификации ядерно-физических данных в высокоэнергетической области.

Целесообразность разработки СИИК продиктована необходимостью объединения существующих моделей ядерных реакций в высокоэнергетической области с целью создания комплексной среды по их подготовке, верификации и валидации. Подобный комплекс может быть использован в обучении студентов и аспирантов, а также полезен специалистам в различных областях науки и техники, использующих в своей работе ядерно-физические данные, но не имеющих возможности углубляться в тонкости, связанные с точностью полученных расчетов и форматами представления.

Разработанный СИИК в высокоэнергетической области является продолжением работ, проводимых В.И. Пляскиным и Р.А. Косиловым, по созданию справочных информационных систем в низкоэнергетической области [2]. Эти работы широко известны в среде специалистов и используются в образовательном процессе. Разработанный комплекс является развитием созданных справочных информационных систем как по расширению энергетического интервала, так и по функциональным возможностям.

КРАТКОЕ ОПИСАНИЕ МОДУЛЕЙ СИИК

СИИК состоит из справочно-информационных баз протонных и нейтронных ядерно-физических активационных данных, подготовленных в ИАТЭ, таких как IEAF и HEPAD, среды интерактивной работы с расчетными кодами, модуля статистического анализа данных, системы контекстной подсказки. В настоящий момент СИИК включает в себя

- интерактивную среду (оболочку), объединяющую библиотеки высокоэнергетических ядерных данных (HEPAD, IEAF и др.), модели расчетов высокоэнергетических ядерно-физических данных (DISCA, ISABEL/EVA и др.) и экспериментальные данные в высокоэнергетической области (EXFOR);
- систему автоматической подготовки ядерно-физических данных в высокоэнергетической области на основе включенных в СИИК моделей;
- усовершенствованную модель CASCADeX, использующую хорошо зарекомендовавшую себя модель Хаузера-Фешбаха на стадии испарения [3], которая наравне с другими моделями расчета ядерно-физических данных (DISCA, ISABEL/EVA, CASCAD/INPE) входит в инструментальный набор СИИК;
- систему статистического анализа пострасчетной обработки ядерно-физических данных, основанной на методах факторного и ковариационного анализов. Предусмотрена возможность импорта результатов в программные пакеты Excel, Mathcad, Statistics, Origen с целью их последующей обработки и графического представления.

Принципиальное отличие созданного СИИК от существующих справочных информационных систем состоит в том, что в комплексе базы активационных ядерно-физических данных объединены с программными комплексами по их подготовке (DISCA, ISABEL/EVA, CASCADeX и др.). Это позволяет автоматизировать выполнение расчетов, необходимых в различных приложениях; создать систему поддержки принимаемых решений по выбору наиболее оптимальных параметров моделей на основании количественного сопоставления с экспериментом.

ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА ЯЗЫКА ПРОГРАММИРОВАНИЯ

Для создания СИИК была использована среда разработки Microsoft Visual Studio .Net 2008. Технология Microsoft .Net изначально была разработана для упрощения интеграции разных приложений [4]. К преимуществам разработки приложений

Таблица 1

Некоторые преимущества использования технологии Microsoft .Net

Приложения клиент-сервер	Интеграция	Публикация в Сети
Платформа Windows будет установлена как на стороне клиента, так и на стороне сервера	Легкая интеграция со всеми продуктами Windows Интеграция с MS Office 2003/07	Возможность переноса оффлайн-приложения в Сеть
Клиент-приложение будет работать на разном аппаратном обеспечении	Интеграция с XML-совместимыми приложениями	

на .Net следует отнести следующее (см. табл. 1): технология .Net значительно снижает трудозатраты на разработку графического пользовательского интерфейса; .Net позволяет эффективно и многофункционально использовать созданный в нем код. Это особенно полезно в случае переноса оффлайн-приложений в веб-среду, а также при необходимости совмещения нескольких изолированных систем.

Клиентские приложения, написанные на .Net (так называемые Smart Clients), могут быть с минимальными затратами модифицированы под разные платформы. Система также ускоряет и упрощает процесс разработки вследствие того, что для разных частей системы можно использовать разные, наиболее подходящие, языки программирования. Следует также отметить, что любое .Net-приложение можно легко перевести в Web Service благодаря удобной конвертации в XML-формате (eXtensible Markup Language – расширяемый язык разметки).

В случае работы с .Net отсутствует опасность конфликта разных версий одного и того же приложения, встроенная система контроля версий (version control) предохраняет от этого. .Net является частью операционной системы Windows (Windows XP, Windows 2003). Это значит, что большинству пользователей нет необходимости устанавливать дополнительные программы. Последнее является одним из выгодных отличий .Net от Java. .Net не зависит от архитектуры процессора и позволяет легко связывать работу 32- и 64-битных систем.

Программирование на .NET

Специально для платформы .NET Microsoft был разработан новый язык программирования C#. Отметим следующие преимущества программирования на C#. Синтаксические конструкции C# унаследованы не только от C++, но и от Visual Basic. Например, в C#, как и в Visual Basic, используются свойства классов. Как C++, C# позволяет производить перегрузку операторов для вновь созданных типов. Таким образом, C# – это фактически гибрид разных языков.

Выбор C# в качестве основного языка программирования был продиктован помимо его синтаксической гибкости и многофункциональности следующими обстоятельствами:

- в C# управление памятью производится автоматически;
- в C# осталась возможность перегружать операторы, унаследованные от C++; при этом значительная часть возникавших при этом сложностей ликвидирована;
- в C# предусмотрена полная поддержка использования программных интерфейсов;
- в C# имеется возможность создания web-приложений на ASP .NET.

Блок-схема СИИК

СИИК состоит из многодокументного интерфейса (MDI – Multiple Document Interface), выполняющего функцию управления тремя основными модулями: модулем расчета, модулем обработки, модулем статистического анализа данных. Вся информация содержится в XML-хранилище, выполняющем функцию базы данных (рис. 1).

Все модули состоят из набора подмодулей, которые либо логически связаны (модуль расчета, модуль обработки, модуль статистического анализа данных), либо представляют независимые классы – подпрограммы (MDI и XML-хранилище). Все модули связаны через связку многодокументного интерфейса и XML-хранилища. Основными преимуществами многодокументного интерфейса является то, что он позволяет одновременно работать с тремя основными модулями.

Преимущества хранения информации ввода, обработки и вывода в XML-формате заключается в том, что он легко интегрируется с любыми несовместимыми системами (для чего достаточно установить Framework 4.5). Более того, XML обладает древовидной структурой, к элементам которой легко обращаться с помощью встроенных классов [5].

На рисунке 1 представлена блок-схема СИИК. Перед запуском программы пользователю необходимо в конфигурационном файле config.xml указать названия расчетных кодов, которые он будет использовать, и папку, в которой будут находиться исполняемые файлы. (В дальнейшем предполагается, что в этом же файле пользователь будет задавать примерный вид стандартного входного файла расчетных программ, которые СИИК будет перерабатывать, выдавая пользователю интерфейс ввода конкретной расчетной программы.) Пользователь должен корректно указать расположение на жестком диске и название используемого файла программ расчета сечений. В противном случае программа будет использовать расчетные коды, заложенные в ней по умолчанию.

При запуске комплекса на экран выводится окно многодокументного интерфейса, с помощью которого пользователь может управлять расчетами, в частности, может подключить уже рассчитанные данные, а также библиотеки экспериментальных и оцененных ядерно-физических данных.

Модуль расчета данных

После нажатия кнопки «Create New Project» появляется окно выбора расчетного модуля и типа расчета (рис 2.): единственный, расчет набора единичных расчетов и расчет с варьированием параметров расчета (Single, Parametric, Multiple). Пользователю необходимо присвоить название своему проекту и кликнуть на «Create».

Далее программа ждет заполнения пользователем полей исходных данных для указанной модели. Для всех моделей, кроме CASCADeX, для единичного расчета СИИК генерирует стандартный файл ввода, в котором представлены тип налетающей частицы, энергия налетающей частицы, зарядовое и массовое числа мишени, а также количество рассматриваемых историй частиц.

В связи с особенностями расчетного кода CASCADeX [3] поля ввода для него расширены следующими параметрами: энергией, после которой идет расчет по Talys[6], а также калибровочными факторами «ap» и «af».

На рисунке 3 представлен пример формы заполнения входных параметров для модели CASCADeX.

После того как все поля заполнены, пользователь нажимает кнопку начала расчета, и все входные данные проекта сохраняются в XML-хранилище. Для проведения сразу нескольких расчетов пользователю предоставляются следующие воз-

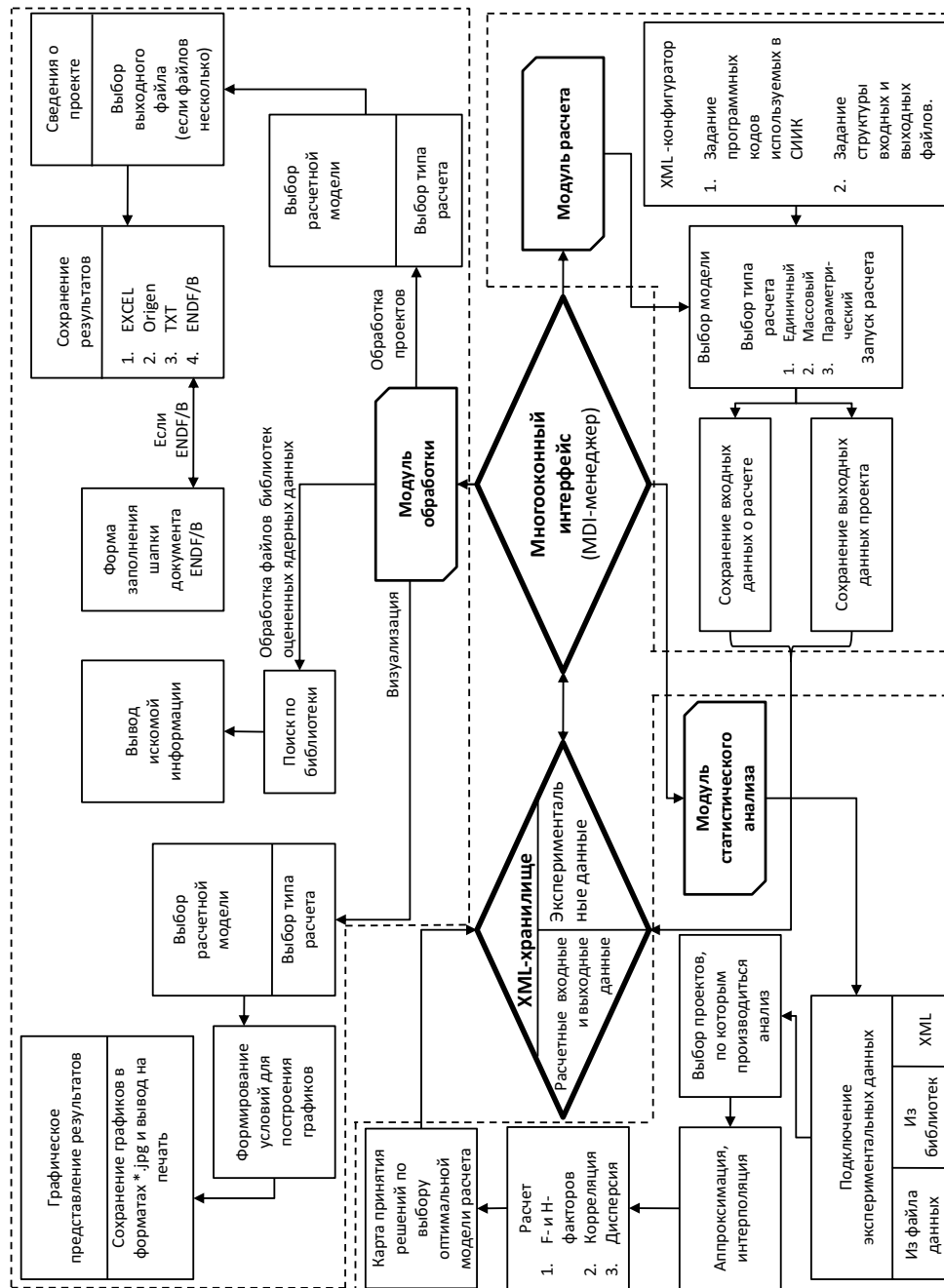


Рис 1. Блок-схема справочно-информационного интерактивного комплекса

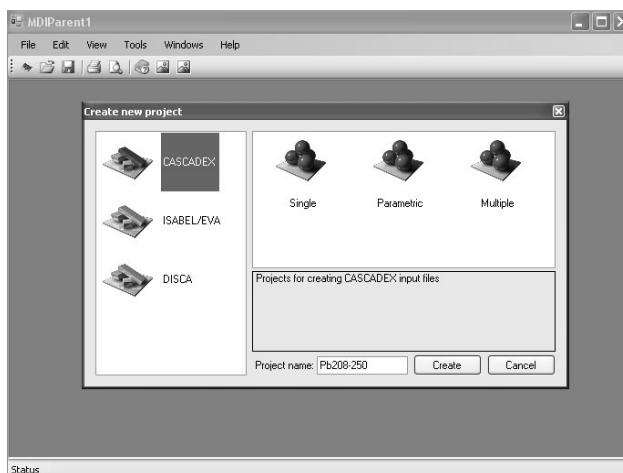


Рис. 2. Многооконый интерфейс (MDI-менеджер)

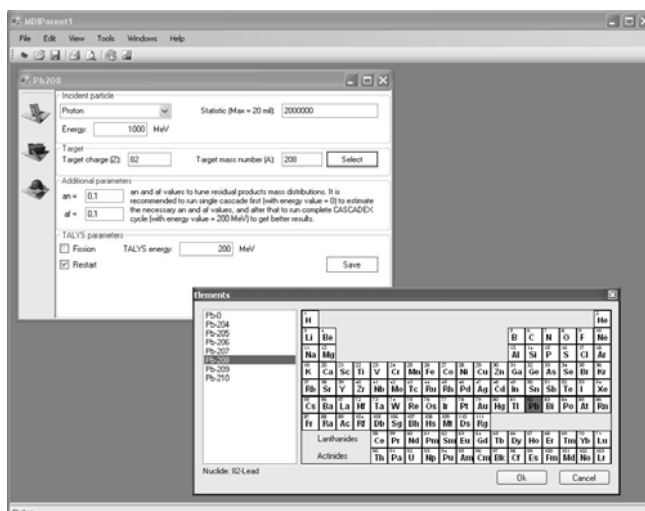


Рис. 3. Пример формы входных параметров для расчетной модели CASCADEX

возможности: во-первых, создать набор проектов и из них набрать «мегапроект» для массового расчета; во-вторых, воспользоваться формой для генерации входных параметров с заданным шагом. При этом СИИК предусматривает практически любые вариации задаваемых параметров. Для проведения множественных вычислений пользователь также должен задать имя для идентификации их в XML-хранилище.

По окончании расчета СИИК создает рабочую папку «проектов», в которой хранятся выходные данные расчета, название проекта, к какому классу проектов он принадлежит, путь к папке с входной и выходной информацией для программного кода и название кода. Для проектов с вариацией параметров также прописывается, какой параметр, варьируется, шаг вариации и диапазон.

Модуль обработки данных

Если данные получены и записаны в хранилище, пользователю предоставляется возможность их комплексной обработки. Это осуществляется с помощью трех независимых модулей: визуализации, численного представления (объединение нескольких исходящих файлов в один) и перевод данных в форматы, используемые в программах Origin, Excel, TXT, а также их представления в международном

формате ENDF/B. В этом модуле предусмотрена возможность визуального просмотра оцененных библиотек ядерно-физических данных для сравнения результатов расчетов с библиотечными данными.

Все модули берут данные из XML-хранилища и обрабатывают их в соответствии со своими задачами.

Модуль графического представления результатов и подготовки файлов библиотек ЯФД

Справочно-информационный интерактивный комплекс позволяет представлять полученные результаты в виде двумерных графиков. Для этого используется свободно распространяемая библиотека Zedgraf [7], специально разработанная для построения 2D-графиков, имеющая преимущества Microsoft FrameWork 4.5 и технологии .NET. Данная технология применяется, например, для построения графиков в широко известном математическом пакете Mathcad 14. В числе прочего библиотека позволяет импортировать графики в форматы jpg, gif, bmp, emf, tif. Примеры построенных графиков в СИИК можно видеть на рис. 4.

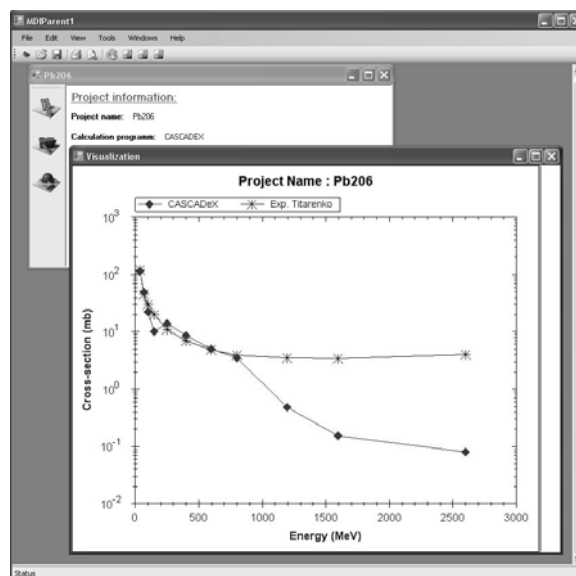


Рис. 4. Примеры построенных в СИИК графиков

Модуль статистического анализа

Для сравнения результатов расчетов по моделям с экспериментальными данными в настоящее время используются два фактора согласия (F - и H -факторы), а также дисперсия и корреляция.

Первый фактор согласия рассчитывается по формуле

$$\langle F \rangle = \frac{\sum_{i=1}^N F_i}{N} = 10^{\sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (\lg(\sigma_i^{exp})) - \lg(\sigma_i^{calc}))}{N}}},$$

где σ^{exp} и σ^{calc} – экспериментальное и рассчитанное сечения каналов реакции соответственно. Данный фактор оценки рекомендован Ядерным энергетическим агентством (Nuclear Energy Agency, NEA) для оценки моделей ядерных реакций [8].

H -фактор, учитывающий статистическую погрешность эксперимента, вычисляется по формуле [9]

$$H = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left(\frac{\sigma_i^{exp} - \sigma_i^{calc}}{\Delta \sigma_i^{exp}} \right)^2},$$

где $\Delta \sigma^{exp}$ – погрешность экспериментального значения сечения канала реакции.

В дополнение к факторному анализу в комплексе предусмотрена возможность проведения дисперсионно-ковариационного анализа. Данный подход позволяет помимо представления о численной близости результатов провести оценку асимптотической схожести результатов [10]. В качестве индикатора ковариационного анализа на данный момент используется показатель корреляции Пирсона

$$\text{cor} = \frac{\frac{1}{N} \sum_{i=0}^{N-1} (\sigma_i^{exp} - \langle \sigma^{exp} \rangle) \cdot (\sigma_i^{calc} - \langle \sigma^{calc} \rangle)}{\sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=0}^{N-1} (\sigma_i^{exp} - \langle \sigma^{exp} \rangle)^2 \cdot \frac{1}{N} \sum_{i=0}^{N-1} (\sigma_i^{calc} - \langle \sigma^{calc} \rangle)^2}},$$

где $\langle \sigma^{exp} \rangle$ и $\langle \sigma^{calc} \rangle$ – средние значения сечений.

Совокупность факторного и дисперсионно-ковариационного анализов предоставляет пользователю возможность выбора оптимальной модели расчета для различных ядер и энергетических диапазонов, а также оптимальных параметров моделей.

Для оценки моделей пользователь должен включить в СИИК файлы с экспериментальными данными (EXFOR). В случае, когда либо экспериментальных, либо расчетных данных не хватает, пользователю необходимо провести интерполяцию с помощью встроенных опций СИИК. Программа считывает данные об энергиях налетающих частиц из эталонных файлов и запускает последовательно все подключенные к СИИК модели. После расчета модуль собирает значения сечений от энергий для различных каналов реакции, рассчитанные по различным моделям, и вычисляет значение F -, H -факторов, дисперсии и ковариацию. Вывод таблицы с получившимися значениями факторов позволяет пользователю принять обоснованное решение о наиболее подходящей модели.

ОПЫТ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СИИК РАСЧЕТ СЕЧЕНИЙ КАНАЛОВ РЕАКЦИИ $^{nat}\text{Pb}(p,x)$ В ДИАПАЗОНЕ ОТ 0,1 ДО 1 ГэВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СИИК

СИИК был использован для проведения расчетов в рамках проекта, организованного МАГАТЭ, по сравнительному анализу моделей реакций глубокого расщепления («Benchmark of Spallation Models»)[11]. В одной из основных задач этого проекта помимо всестороннего обсуждения физики ядерных реакций при высоких энергиях предполагалось проведение перекрестных расчетов с использованием различных кодов с последующей формулировкой рекомендаций по их дальнейшему совершенствованию.

Авторы статьи входили в рабочую группу проекта с российской стороны, выполняя расчеты по программам CASCADeX и CASCAD/INPE. Выбор только этих двух отечественных моделей был обусловлен тем, что они различаются только подходами в расчете испарительной стадии внутриядерного каскада, что представляло особый интерес организаторам проекта.

Для иллюстрации ниже приведены результаты расчета сечений реакции $^{nat}\text{Pb}(p,x)$.

На рисунке 5 представлены зависимости сечения от энергии для различных высокоэнергетических реакций на свинце. Из рисунка 5а видно, что CASCADeX

описывает эксперимент лучше как по функциональной зависимости, так и по значению среднеквадратичного отклонения практически во всей области энергий налетающего протона. Особенность поведения сечения в точке 1200 МэВ у программы CASCADeX связана с тем, что она является модификацией CASCAD/INPE. Обе программы имеют одинаковую быструю стадию каскада [3]. Поэтому при высоких энергиях, когда на сечение реакции основное влияние оказывает только эта стадия, обе программы должны вести себя одинаково.

CASCADeX по стандартному отклонению при энергиях от 40 до 250 МэВ проигрывает CASCAD/INPE, что следует из рис. 5б. В то же время при энергиях свыше 250 МэВ CASCAD/INPE сильно занижает значения сечения, а CASCADeX ведет себя достаточно хорошо как по значению среднеквадратичного отклонения, так и по величине ковариации.

Из рисунка 5в видно, что CASCAD/INPE в данной реакции повторяет полностью эксперимент, а CASCADeX имеет при низких энергиях особенности.

Вследствие того, что визуальная оценка не всегда дает всестороннее представление о том, какая модель описывает эксперимент точнее, для более полного описания поведения расчетных кодов CASCADeX и CASCAD/INPE был использован дисперсионно-корреляционный анализ.

Для этого были построены графики зависимостей нормированного стандартного отклонения и коэффициента корреляции от массового и зарядового чисел продуктов глубокого расщепления (рис. 6).

Из рисунка 6 видно, что при малых значениях массового и зарядового чисел нормированное стандартное отклонение для модели CASCADeX меньше, чем у программы CASCAD/INPE, в то время как коэффициент корреляции у программы CASCAD/INPE ближе к единице. Для диапазона, где значения массового и зарядового чисел велики, ситуация противоположная. В этом диапазоне CASCAD/INPE по стандартному отклонению ближе, а по значениям корреляции дальше от эксперимента. При этом видно, что обе модели по стандартному отклонению в области больших значений массового и зарядового чисел считают хуже по сравнению с

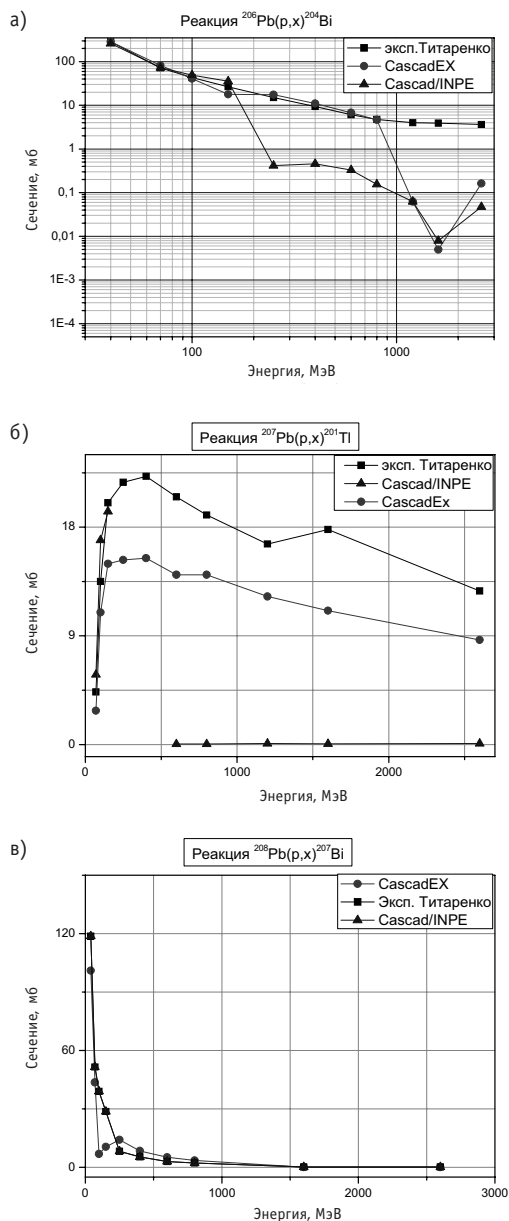


Рис. 5. Графики зависимостей сечения от энергии для различных ядер глубокого расщепления ^{206}Pb , ^{207}Pb , ^{208}Pb

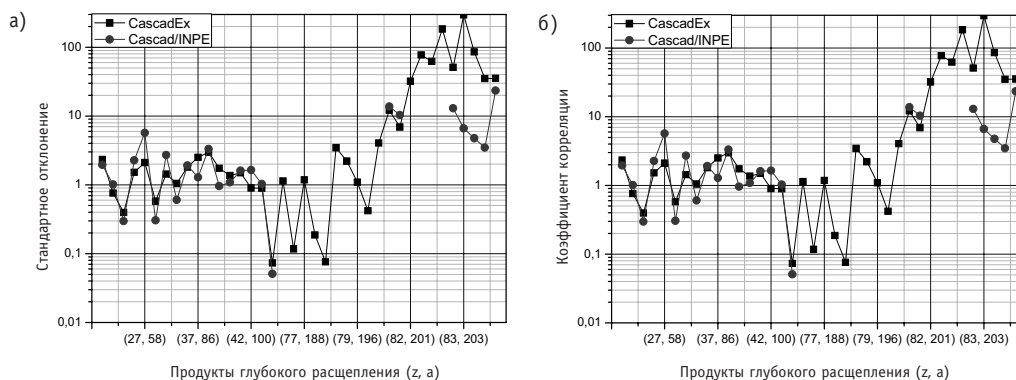


Рис. 6. Графики зависимостей стандартного отклонения и коэффициента корреляции для различных ядер глубокого расщепления ^{206}Pb

областью маленьких значений. В промежуточной области явное лидерство занимает CASCADeX, так как в этой области CASCAD/INPE или сильно занижает значения сечений, или вовсе не выдает их из-за малости.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработанный справочно-информационный интерактивный комплекс для подготовки, верификации и валидации ядерно-физических данных в высокоэнергетическом диапазоне позволяет пользователю, не имеющему специальной квалификации, подготовить активационные ядерно-физические данные, статистически их оценить на имеющихся экспериментах, верифицировать модели, используя гибкую систему подбора параметров, и графически представить результаты.

Принципиальное отличие созданного СИИК от существующих справочных информационных систем состоит в том, что в комплексе базы активационных ядерно-физических данных объединены с программными комплексами по их подготовке. Подобный комплекс может быть использован в процессе обучения при освоении соответствующих курсов, а также мог бы быть полезен специалистам в различных областях науки и техники, использующих в своей работе ядерно-физические данные, но не имеющих возможности углубляться в тонкости, связанные с точностью полученных расчетов и форматами их представления.

Также отметим, что работы по разработке СИИК продолжаются. Наиболее перспективными направлениями дальнейшего развития, по мнению авторов, являются

- расширение функциональных возможностей (разработка модуля оценки ядерно-физических данных на базе нейронных сетей, имплантация усовершенствованных моделей расчета ядерно-физических данных);
- интеграция со справочными информационными системами в низкоэнергетической области;
- разработка опции самообучения, позволяющей пользователю самостоятельно подключать расчетные модели;
- интеграция СИИК в web-приложения.

Авторы выражают благодарность С.Н. Филимонову за полезные обсуждения структуры СИИК и решения ряда технических проблем, а также А. Догову и О. Ачаковскому за помощь в разработке отдельных модулей СИИК.

Данная работа выполнена в рамках реализации ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009–2013 годы.

Литература

1. *Leray S.* Needs for a benchmark of spallation models for reliable simulation of spallation related applications/PSI Proceedings 09-01 ARIA, January 2009. – P. 89-95.
2. *Пляскин В.И., Косилов Р.А.* Справочно-информационные интерактивные системы ядерно-физических данных для различных приложений. – М.: Энергоатомиздат, 2002. – 375 с.
3. *Станковский А.Ю., Конобеев А.Ю., Купцов И.С.* Программа CASCADEX для расчета взаимодействий частиц и ядер промежуточных и высоких энергий//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2008. – № 4. – С. 65-75.
4. <http://www.eurostudio.ru/services/software-dot-net.htm>.
5. <http://msdn.microsoft.com/ru-ru/netframework/default.aspx>.
6. *Koning A.J., Hilairey S. and Duijvestijn M.* User Manual Talys-1.0 – CEA, France 2007.
7. http://zedgraph.org/wiki/index.php?title=Main_Page.
8. www.nea.fr/html/science/docs/1997/nsc-doc97-1.
9. *Конобеев А.Ю., Коровин Ю.А., Наталенко А.А., Осыкин С.А., Пильнов Г.Б., Станковский А.Ю., Тихоненко А.В., Фишер У.* Нейтронная библиотека активационных файлов «IEAF-2005» в энергетическом диапазоне от 150 МэВ до 1 ГэВ//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2007. – № 2. – С. 8-15
10. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. – М.: Наука, 1968.
11. http://nds121.iaea.org/alberto/mediawiki-1.6.10/index.php/Main_Page.

О ПРИМЕНЕНИИ ТЕОРИИ ВОЗМУЩЕНИЙ К АНАЛИЗУ ИМПУЛЬСНО-ПЕРИОДИЧЕСКИХ РЕШЕНИЙ В ЗАДАЧАХ РЕАКТОРНОЙ ДИНАМИКИ

А.В. Гулевич, О.Ф. Кухарчук

ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск



В данной работе на основе традиционного подхода теории возмущений и аппарата сопряженных функций сформулированы основные соотношения для оценки отклонений линейных функционалов от периодического решения при изменении параметров исходной краевой задачи на периоде. Главное внимание уделено нетривиальному случаю, когда возмущением задачи является изменение самого периода. Рассмотрены численные и аналитические примеры применения соотношений теории возмущений в простейших задачах нейтронной кинетики и нестационарного теплообмена в твэле импульсно-периодического реактора.

ВВЕДЕНИЕ

Теория возмущений давно и успешно используется при решении различных нейтронно-физических и инженерных задач ядерной техники [1]. Достаточно полно сформулирован математический аппарат сопряженных уравнений [1,2] для основных функционалов, характеризующих нестационарные режимы работы ядерного реактора и элементов его конструкции, и решения обратных задач реакторной динамики. Вместе с тем существует класс задач динамики, для которых указанный математический аппарат практически не используется. Речь идет о задачах динамики импульсно-периодических реакторов или подкритических реакторов, работающих в периодическом режиме. К таким установкам относятся прежде всего существующие импульсные реакторы периодического действия типа ИБР [3]; подкритические мишенно-бланкетные комплексы для ускорительно-управляемых систем, работающие в импульсно-периодическом режиме [10]; реакторно-лазерные системы на основе реактора периодического действия [4] и т.д.

Обычно при численном анализе задач реакторной динамики приходится решать задачу Коши [5], т.е. задачу с начальным условием по времени. Если оператор или источник задачи – периодические, то искомое решение в асимптотике может иметь периодический характер. В случае, когда система уравнений динамики обладает свойством «жесткости» или является сингулярно-возмущенной (при наличии малых параметров при старшей производной), нахождение периодического решения может потребовать слишком больших затрат машинного времени, которые существенно возрастают при необходимости проводить варианты расчетов при различных значениях параметров задачи.

© А.В. Гулевич, О.Ф. Кухарчук, 2009

При анализе динамики реакторных систем, работающих в импульсно-периодических режимах, зачастую удобнее решать не задачу Коши, а задачу с краевым условием на концах периода. Некоторые численные методы для нахождения таких решений предложены в [6].

В работе на основе традиционного подхода теории возмущений и аппарата сопряженных функций сформулированы основные соотношения для оценки отклонений линейных функционалов от решения на периоде при изменении параметров исходной задачи. Главное внимание уделено нетривиальному случаю, когда возмущением задачи является изменение самого периода. Рассмотрены численные и аналитические примеры применения соотношений теории возмущений в простейших задачах нейтронной кинетики и нестационарного теплообмена в твэле импульсно-периодического реактора.

ОСНОВНЫЕ СООТНОШЕНИЯ ТЕОРИИ ВОЗМУЩЕНИЙ

Математическая модель динамики импульсно-периодического реактора можно записать в виде системы дифференциальных уравнений

$$\dot{\bar{\mathbf{Y}}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau) = \hat{\mathbf{L}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau)\bar{\mathbf{Y}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau) + \bar{\mathbf{Q}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau) \quad (1)$$

с условием на границе S области V $\hat{\Gamma}(\bar{\mathbf{r}}_s, \tau)\bar{\mathbf{Y}}(\bar{\mathbf{r}}_s, \tau) = 0$ и начальным условием

$$\bar{\mathbf{Y}}(\bar{\mathbf{r}}, 0) = 0. \quad (2)$$

При этом уравнения модели (1) могут описывать как нейтронную кинетику, так и тепловую динамику реактора. Для простоты в модели (1) принято, что матричный оператор $\hat{\mathbf{L}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau)$ не зависит от решения $\bar{\mathbf{Y}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau)$.

Если оператор $\hat{\mathbf{L}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau)$ и вектор $\bar{\mathbf{Q}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau)$ являются периодическими по временной переменной с периодом τ_p , то решение задачи (1) в асимптотике будет приближенно описываться периодической функцией с таким же периодом, т.е. на больших временах должно выполняться условие периодичности

$$\bar{\mathbf{Y}}(\bar{\mathbf{r}}, 0) = \bar{\mathbf{Y}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau_p). \quad (3)$$

Важно также отметить, что $\bar{\mathbf{Q}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau) \neq 0$, т.к. в противном случае необходимо применять другие методы анализа периодических решений уравнения (1).

Для нахождения решения внутри периода можно сразу перейти от задачи с начальным условием (1) к краевой задаче с условием (3).

Введем в рассмотрение задачу, сопряженную к (1), (3) [5],

$$-\dot{\bar{\mathbf{Y}}}^+(\bar{\mathbf{r}}, \tau) = \hat{\mathbf{L}}^+(\bar{\mathbf{r}}, \tau)\bar{\mathbf{Y}}^+(\bar{\mathbf{r}}, \tau) + \bar{\mathbf{P}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau), \quad (4)$$

решение которой удовлетворяет граничному условию $\hat{\Gamma}(\bar{\mathbf{r}}_s, \tau)\bar{\mathbf{Y}}^+(\bar{\mathbf{r}}_s, \tau) = 0$ и условию периодичности

$$\bar{\mathbf{Y}}^+(\bar{\mathbf{r}}, 0) = \bar{\mathbf{Y}}^+(\bar{\mathbf{r}}, \tau_p). \quad (5)$$

Здесь оператор $\hat{\mathbf{L}}^+(\bar{\mathbf{r}}, \tau)$ является сопряженным к $\hat{\mathbf{L}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau)$ в смысле тождества Лагранжа:

$$\int_0^{\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{Y}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau) \hat{\mathbf{L}}^+(\bar{\mathbf{r}}, \tau) \bar{\mathbf{Y}}^+(\bar{\mathbf{r}}, \tau) d\bar{\mathbf{r}} d\tau = \int_0^{\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{Y}}^+(\bar{\mathbf{r}}, \tau) \hat{\mathbf{L}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau) \bar{\mathbf{Y}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau) d\bar{\mathbf{r}} d\tau.$$

Применяя традиционную процедуру теории возмущений [1] к уравнениям (1) и (4) с учетом граничных условий, введем в рассмотрение произвольный линейный функционал от решения $\bar{\mathbf{Y}}(\bar{\mathbf{r}}, \tau)$ по формуле

$$J_p = \int_0^{\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{Y}}(\vec{r}, \tau) \bar{\mathbf{P}}(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau = \int_0^{\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{Y}}^+(\vec{r}, \tau) \bar{\mathbf{Q}}(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau. \quad (6)$$

В этом случае формула для оценки изменения δJ_p функционала J_p при изменениях оператора и источника задачи (1) в форме $\hat{\mathbf{L}}'(\vec{r}, \tau) \rightarrow \hat{\mathbf{L}}(\vec{r}, \tau) + \delta \hat{\mathbf{L}}(\vec{r}, \tau)$, $\bar{\mathbf{Q}}'(\vec{r}, \tau) \rightarrow \bar{\mathbf{Q}}(\vec{r}, \tau) + \delta \bar{\mathbf{Q}}(\vec{r}, \tau)$ и $\bar{\mathbf{P}}'(\vec{r}, \tau) \rightarrow \bar{\mathbf{P}}(\vec{r}, \tau) + \delta \bar{\mathbf{P}}(\vec{r}, \tau)$ имеет вид, близкий к традиционному [1], за исключением того, что интегрирование по времени здесь ведется на периоде от 0 до τ_p :

$$\begin{aligned} \delta J_p = & \int_0^{\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{Y}}^+(\vec{r}, \tau) \delta \hat{\mathbf{L}}(\vec{r}, \tau) \bar{\mathbf{Y}}'(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau + \int_0^{\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{Y}}^+(\vec{r}, \tau) \delta \bar{\mathbf{Q}}(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau + \\ & + \int_0^{\tau_p} \int_V \delta \bar{\mathbf{P}}(\vec{r}, \tau) \bar{\mathbf{Y}}'(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau. \end{aligned} \quad (7)$$

Формула (7) является точной, если известно решение возмущенной задачи $\bar{\mathbf{Y}}'(\vec{r}, \tau)$. Для оценки малых возмущений функционала можно воспользоваться формулой «малых» возмущений с заменой в (7) $\bar{\mathbf{Y}}'(\vec{r}, \tau)$ на $\bar{\mathbf{Y}}(\vec{r}, \tau)$.

Отметим, что формула (7) не позволяет оценить возмущение функционала при изменении периода τ_p . Чтобы найти соотношения для оценки этого возмущения воспользуемся двумя методами.

Метод преобразования координат. Введем в рассмотрение задачу, «возмущенную» по отношению к исходной задаче (1), предполагая, что изменению подвергается только период $\tau'_p = \tau_p + \Delta \tau_p$,

$$\frac{d\bar{\mathbf{Y}}'}{d\tau}(\vec{r}, \tau) = \hat{\mathbf{L}}(\vec{r}, \tau) \bar{\mathbf{Y}}'(\vec{r}, \tau) + \bar{\mathbf{Q}}(\vec{r}, \tau) \quad (8)$$

с условием на границе S области V $\hat{\Gamma}(\vec{r}_s, \tau) \bar{\mathbf{Y}}'(\vec{r}, \tau) = 0$ и условием периодичности

$$\bar{\mathbf{Y}}'(\vec{r}, 0) = \bar{\mathbf{Y}}'(\vec{r}, \tau_p + \Delta \tau_p). \quad (9)$$

Идея метода преобразования координат состоит в том, чтобы вместо времени τ ввести новую временную координату по формуле $\tau' = \frac{\tau}{1+\varepsilon}$, где $\varepsilon = \frac{\Delta \tau_p}{\tau_p}$. В новых координатах задача (8), (9) имеет вид

$$\frac{d\bar{\mathbf{Y}}'}{d\tau'}(\vec{r}, \tau') = (1+\varepsilon) \hat{\mathbf{L}}(\vec{r}, \tau') \bar{\mathbf{Y}}'(\vec{r}, \tau') + (1+\varepsilon) \bar{\mathbf{Q}}(\vec{r}, \tau'); \quad (10)$$

$$\bar{\mathbf{Y}}'(\vec{r}, 0) = \bar{\mathbf{Y}}'(\vec{r}, \tau_p). \quad (11)$$

Таким образом, преобразованием временной координаты мы перенесли «возмущение» условия периодичности в «возмущение» оператора задачи.

Изменение функционала δJ_p с учетом того, что $\bar{\mathbf{P}}'(\vec{r}, \tau) \rightarrow \bar{\mathbf{P}}(\vec{r}, \tau) + \delta \bar{\mathbf{P}}(\vec{r}, \tau)$, можно найти следующим образом:

$$\begin{aligned}
 \delta J_p = J' - J &= \int_0^{\tau_p + \Delta\tau_p} \int_V \vec{P}'(\vec{r}, \tau) \vec{Y}'(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau - \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{P}(\vec{r}, \tau) \vec{Y}(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau = \\
 &= (1 + \varepsilon) \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{P}'(\vec{r}, \tau') \vec{Y}'(\vec{r}, \tau') d\vec{r} d\tau' - \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{P}(\vec{r}, \tau) \vec{Y}(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau = \\
 &= \varepsilon \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{P}'(\vec{r}, \tau') \vec{Y}'(\vec{r}, \tau') d\vec{r} d\tau' + \int_0^{\tau_p} \int_V [\vec{P}(\vec{r}, \tau') + \delta\vec{P}(\vec{r}, \tau')] \vec{Y}'(\vec{r}, \tau') d\vec{r} d\tau' - \\
 &- \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{P}(\vec{r}, \tau) \vec{Y}(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau = \varepsilon \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{P}'(\vec{r}, \tau') \vec{Y}'(\vec{r}, \tau') d\vec{r} d\tau' + \int_0^{\tau_p} \int_V \delta\vec{P}(\vec{r}, \tau') \vec{Y}'(\vec{r}, \tau') d\vec{r} d\tau' + \\
 &+ \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{P}(\vec{r}, \tau') \vec{Y}'(\vec{r}, \tau') d\vec{r} d\tau' - \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{P}(\vec{r}, \tau) \vec{Y}(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau.
 \end{aligned}$$

Разницу двух последних интегралов легко найти по формуле возмущений (7) с учетом того, что $\delta\vec{L}(\vec{r}, \tau) = \varepsilon\vec{L}'(\vec{r}, \tau)$, а $\delta\vec{Q}(\vec{r}, \tau) = \varepsilon\vec{Q}'(\vec{r}, \tau)$. Тогда окончательная формула для расчета изменения функционала примет вид

$$\begin{aligned}
 \delta J_p &= \varepsilon \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{Y}^+(\vec{r}, \tau) [\vec{L}'(\vec{r}, \tau) \vec{Y}'(\vec{r}, \tau) + \vec{Q}'(\vec{r}, \tau)] d\vec{r} d\tau + \\
 &+ \varepsilon \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{P}'(\vec{r}, \tau') \vec{Y}'(\vec{r}, \tau') d\vec{r} d\tau' + \int_0^{\tau_p} \int_V \delta\vec{P}(\vec{r}, \tau') \vec{Y}'(\vec{r}, \tau') d\vec{r} d\tau'
 \end{aligned} \quad (12)$$

или, что то же самое,

$$\begin{aligned}
 \delta J_p &= \varepsilon \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{Y}^+(\vec{r}, \tau) \dot{\vec{Y}}'(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau + \\
 &+ \varepsilon \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{P}'(\vec{r}, \tau') \vec{Y}'(\vec{r}, \tau') d\vec{r} d\tau' + \int_0^{\tau_p} \int_V \delta\vec{P}(\vec{r}, \tau') \vec{Y}'(\vec{r}, \tau') d\vec{r} d\tau'.
 \end{aligned} \quad (13)$$

Формулы (12) и (13) являются точными, т.к. они содержат точное решение «возмущенной» задачи (8) и справедливы при любых значениях ε . В случае, когда $\varepsilon \ll 1$, эти формулы переходят в формулы теории малых возмущений. Соотношению (13), например, будет соответствовать

$$\begin{aligned}
 \delta J_p &= \varepsilon \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{Y}^+(\vec{r}, \tau) \dot{\vec{Y}}'(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau + \varepsilon \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{P}(\vec{r}, \tau) \vec{Y}(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau + \\
 &+ \int_0^{\tau_p} \int_V \delta\vec{P}(\vec{r}, \tau) \vec{Y}(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau = \varepsilon J_p + \varepsilon \int_0^{\tau_p} \int_V \vec{Y}^+(\vec{r}, \tau) \dot{\vec{Y}}'(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau + \\
 &+ \int_0^{\tau_p} \int_V \delta\vec{P}(\vec{r}, \tau) \vec{Y}(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau.
 \end{aligned} \quad (14)$$

Метод разложения граничного условия. Идея этого метода состоит в том, чтобы разложить «возмущенное» условие периодичности (9) в ряд по малому параметру $\Delta\tau_p$, ограничившись первым членом разложения

$$\vec{Y}'(\vec{r}, 0) = \vec{Y}'(\vec{r}, \tau_p + \Delta\tau_p) \approx \vec{Y}'(\vec{r}, \tau_p) + \left. \frac{d\vec{Y}'(\vec{r}, \tau)}{d\tau} \right|_{\tau=\tau_p} \cdot \Delta\tau_p. \quad (15)$$

Выражение для оценки произвольного функционала δJ_p , с учетом того, что для случая малых возмущений $\varepsilon = \Delta\tau_p/\tau_p \ll 1$ имеет вид

$$\begin{aligned} \delta J_p = J' - J &= \int_0^{\tau_p + \Delta\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{P}}'(\vec{r}, \tau) \bar{\mathbf{Y}}'(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau - \int_0^{\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{P}}(\vec{r}, \tau) \bar{\mathbf{Y}}(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau = \\ &= \int_0^{\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{P}}'(\vec{r}, \tau) \bar{\mathbf{Y}}'(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau + \int_{\tau_p}^{\tau_p + \Delta\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{P}}'(\vec{r}, \tau) \bar{\mathbf{Y}}'(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau - \int_0^{\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{P}}(\vec{r}, \tau) \bar{\mathbf{Y}}(\vec{r}, \tau) d\vec{r} d\tau = \\ &= \int_0^{\tau_p} \int_V (\bar{\mathbf{P}} + \delta\bar{\mathbf{P}})(\bar{\mathbf{Y}} + \delta\bar{\mathbf{Y}}) d\vec{r} d\tau - \int_0^{\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{P}}\bar{\mathbf{Y}} d\vec{r} d\tau + \int_{\tau_p}^{\tau_p + \Delta\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{P}}'\bar{\mathbf{Y}}' d\vec{r} d\tau \approx \\ &\approx \int_0^{\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{P}}\delta\bar{\mathbf{Y}} d\vec{r} d\tau + \int_0^{\tau_p} \int_V \delta\bar{\mathbf{P}}\bar{\mathbf{Y}} d\vec{r} d\tau + \int_{\tau_p}^{\tau_p + \Delta\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{P}}'\bar{\mathbf{Y}}' d\vec{r} d\tau. \end{aligned} \quad (16)$$

Первый интеграл в формуле (16) может быть преобразован с использованием разложения (15) и традиционной процедуры теории возмущений к виду

$$\int_0^{\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{P}}\delta\bar{\mathbf{Y}} d\vec{r} d\tau \approx \Delta\tau_p \int_V \bar{\mathbf{Y}}^+(\vec{r}, \tau_p) \dot{\bar{\mathbf{Y}}}(\vec{r}, \tau_p) d\vec{r}.$$

Последний интеграл в (16) удобно аппроксимировать соотношением

$$\int_{\tau_p}^{\tau_p + \Delta\tau_p} \int_V \bar{\mathbf{P}}'\bar{\mathbf{Y}}' d\vec{r} d\tau \approx \Delta\tau_p \int_V \bar{\mathbf{P}}(\vec{r}, \tau_p) \bar{\mathbf{Y}}(\vec{r}, \tau_p) d\vec{r}.$$

Таким образом, искомое выражение для оценки δJ_p имеет вид

$$\delta J_p = \Delta\tau_p \int_V \left(\bar{\mathbf{Y}}^+(\vec{r}, \tau_p) \dot{\bar{\mathbf{Y}}}(\vec{r}, \tau_p) + \bar{\mathbf{P}}(\vec{r}, \tau_p) \bar{\mathbf{Y}}(\vec{r}, \tau_p) \right) d\vec{r} + \int_0^{\tau_p} \int_V \delta\bar{\mathbf{P}}\bar{\mathbf{Y}} d\vec{r} d\tau. \quad (17)$$

ПРИМЕРЫ ПРИМЕНЕНИЯ СООТНОШЕНИЙ ТЕОРИИ ВОЗМУЩЕНИЙ

Для иллюстрации возможностей разработанного формализма теории возмущений рассмотрим несколько простых примеров, в которых решения невозмущенной и возмущенной задач могут быть найдены аналитически или численно.

Кинетика подкритического реактора с внешним источником нейтронов периодического действия

В качестве примера рассмотрим модель кинетики реактора, находящегося в подкритическом состоянии ($k < 1$), на который периодически воздействует внешний источник нейтронов в виде дельта-функции по времени. Уравнения, описывающие кинетику нейтронов такого реактора на периоде от 0 до τ_p в простейшем одногрупповом приближении по запаздывающим нейтронам, в обозначениях [7,8] имеют вид

$$\begin{cases} \ell \dot{n}(\tau) = (k(1-\beta) - 1)n(\tau) + \lambda C(\tau) + S(\tau) \\ \dot{C}(\tau) = k\beta n(\tau) - \lambda C(\tau) \\ n(0) = n(\tau_p); \quad C(0) = C(\tau_p), \end{cases} \quad (18)$$

где $S(t) = s\delta(\tau)$ – интенсивность внешнего источника нейтронов; $\delta(\tau)$ – дельта-функция Дирака; τ_p – период следования нейтронных импульсов.

Отметим, что с использованием определения δ -функции система (18) может быть представлена в виде

$$\begin{cases} \ell \dot{n}(\tau) = (k(1-\beta) - 1)n(\tau) + \lambda C(\tau) \\ \dot{C}(\tau) = k\beta n(\tau) - \lambda C(\tau) \\ n(0) = n(\tau_p) + s / \ell; \quad C(0) = C(\tau_p). \end{cases} \quad (19)$$

При условии, что размножающие свойства реактора за период не изменяются ($k = \text{const}$), аналитическое решение задачи (19) для $n(\tau)$ имеет вид

$$\begin{aligned} n(\tau) &= \frac{s}{\ell(p_1 - p_2)} \left\{ \frac{\lambda + p_1}{1 - e^{-p_1 \tau_p}} e^{-p_1 \tau} - \frac{\lambda + p_2}{1 - e^{-p_2 \tau_p}} e^{-p_2 \tau} \right\}, \\ C(\tau) &= \frac{sk\beta}{\ell(p_1 - p_2)} \left\{ \frac{e^{-p_1 \tau_p}}{1 - e^{-p_1 \tau_p}} - \frac{e^{-p_2 \tau_p}}{1 - e^{-p_2 \tau_p}} \right\}, \\ p_{1,2} &= \frac{k(1-\beta) - 1 - \ell\lambda}{2\ell} \left(1 \pm \sqrt{1 + \frac{4\Delta k \lambda \ell}{(k(1-\beta) - 1 - \ell\lambda)^2}} \right). \end{aligned} \quad (20)$$

Задача, сопряженная к (19), формулируется следующим образом:

$$\begin{cases} -\dot{n}^+(\tau) = \frac{k(1-\beta) - 1}{\ell} n^+(\tau) + k\beta C^+(\tau) + P(\tau) \\ -\dot{C}^+(\tau) = \frac{\lambda}{\ell} n^+(\tau) - \lambda C^+(\tau) \\ n^+(0) = n^+(\tau_p); \quad C^+(0) = C^+(\tau_p). \end{cases} \quad (21)$$

Рассмотрим следующие функционалы от $n(t)$:

$$J_1 = n(\tau_0), \quad 0 \leq \tau_0 \leq \tau_p; \quad J_2 = \frac{1}{\tau_p} \int_0^{\tau_p} n(\tau) d\tau = -\frac{s}{\Delta k \tau_p}; \quad J_3 = \int_0^{\tau_p} n(\tau) d\tau = -\frac{s}{\Delta k}. \quad (22)$$

Этим функционалам соответствуют следующие правые части сопряженного уравнения (21) для $n^+(\tau)$:

$$P_1 = \delta(\tau - \tau_0); \quad P_2 = \frac{1}{\tau_p}; \quad P_3 = 1.$$

Сопряженные функции для данных функционалов имеют вид

$$\bar{\mathbf{Y}}_1^+(\tau) = \begin{vmatrix} n_1^+(\tau, \tau_0) \\ C_1^+(\tau, \tau_0) \end{vmatrix},$$

где

$$\begin{aligned} n_1^+(\tau, \tau_0) &= \frac{1}{p_1 - p_2} \begin{cases} \frac{(\lambda + p_1) e^{p_1(\tau_0 - \tau)}}{1 - e^{p_1 \tau_p}} - \frac{(\lambda + p_2) e^{p_2(\tau_0 - \tau)}}{1 - e^{p_2 \tau_p}}, & 0 \leq \tau \leq \tau_0 \\ \frac{(\lambda + p_1) e^{p_1(\tau_0 + \tau_p - \tau)}}{1 - e^{p_1 \tau_p}} - \frac{(\lambda + p_2) e^{p_2(\tau_0 + \tau_p - \tau)}}{1 - e^{p_2 \tau_p}}, & \tau_0 \leq \tau \leq \tau_p; \end{cases} \\ C_1^+(\tau, \tau_0) &= \frac{\lambda}{\ell(p_1 - p_2)} \begin{cases} \frac{e^{p_1(\tau_0 - \tau)}}{1 - e^{p_1 \tau_p}} - \frac{e^{p_2(\tau_0 - \tau)}}{1 - e^{p_2 \tau_p}}, & 0 \leq \tau \leq \tau_0 \\ \frac{e^{p_1(\tau_0 + \tau_p - \tau)}}{1 - e^{p_1 \tau_p}} - \frac{e^{p_2(\tau_0 + \tau_p - \tau)}}{1 - e^{p_2 \tau_p}}, & \tau_0 \leq \tau \leq \tau_p; \end{cases} \end{aligned} \quad (23)$$

$$\bar{\mathbf{Y}}_2^+(\tau) = \left| \frac{n_2^+(\tau, \tau_0)}{C_2^+(\tau, \tau_0)} \right| = -\frac{1}{\Delta k \tau_p} \left| \frac{\ell}{1} \right|; \bar{\mathbf{Y}}_3^+(\tau) = \left| \frac{n_3^+(\tau, \tau_0)}{C_3^+(\tau, \tau_0)} \right| = -\frac{1}{\Delta k} \left| \frac{\ell}{1} \right|.$$

Отклонения искоемых функционалов при малом возмущении параметра $\tau'_p = \tau_p + \Delta\tau_p = (1+\varepsilon)\tau_p$, $\varepsilon \ll 1$ оценим по формуле (17):

$$\begin{aligned} \delta J_1 &= [n_1^+(\tau_p, \tau_0)\dot{n}(\tau_p) + C_1^+(\tau_p, \tau_0)\dot{C}(\tau_p)]\Delta\tau_p = \\ &= \frac{s\Delta\tau_p}{\ell(p_1 - p_2)} \left\{ p_1 \frac{\lambda + p_1}{1 - e^{-p_1\tau_p}} e^{-p_1(\tau_0 + \tau_p)} - p_2 \frac{\lambda + p_2}{1 - e^{-p_2\tau_p}} e^{-p_2(\tau_0 + \tau_p)} \right\}; \\ \delta J_2 &= \left[n_2^+(\tau_p, \tau_0)\dot{n}(\tau_p) + C_2^+(\tau_p, \tau_0)\dot{C}(\tau_p) + \frac{n(\tau_p)}{\tau_p} \right] \Delta\tau_p - \frac{\Delta\tau_p}{\tau_p} \int_0^{\tau_p} n(\tau) d\tau = \\ &= -\varepsilon J_2 = \frac{\varepsilon \Delta\tau_p}{\Delta k \tau_p^2}; \end{aligned} \quad (24)$$

$$\delta J_3 = \left[n_3^+(\tau_p, \tau_0)\dot{n}(\tau_p) + C_3^+(\tau_p, \tau_0)\dot{C}(\tau_p) + \frac{n(\tau_p)}{\tau_p} \right] \Delta\tau_p = 0.$$

Отметим, что при выводе выражений для δJ_2 и δJ_3 использовано соотношение $\ell\dot{n}(\tau_p) + \dot{C}(\tau_p) = \Delta k n(\tau_p)$, которое следует из исходной системы (19). Очевидно также, что выражения (24) в первом приближении по $\Delta\tau_p$ совпадают с точными аналитическими соотношениями, которые можно получить из (23).

Теплообмен в твэле с периодическим источником тепла

Рассмотрим модель теплообмена в твэле импульсного реактора периодического действия типа ИБР[3]. Будем предполагать, что цилиндрический твэл радиусом R является бесконечно длинным и не имеет оболочки. Теплофизические параметры материала топлива (объемная теплоемкость $c\gamma$, теплопроводность λ и коэффициент теплоотдачи α) постоянны. Энерговыведение в таком реакторе осуществляется в виде очень коротких (по сравнению с длительностью периода) импульсов мощности, поэтому по времени его можно аппроксимировать дельта-функциями, следующими с периодичностью τ_p . Пространственное распределение энерговыведения в твэле можно считать постоянным по сечению $q_v = \text{const}$.

Математическая формулировка задачи (в цилиндрической геометрии) традиционна:

$$\begin{cases} c\gamma \frac{\partial T}{\partial \tau} - \frac{\lambda}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) = q_v \delta(\tau) \\ \lambda \frac{\partial T(r, \tau)}{\partial r} \Big|_{r=R} + \alpha T(R, \tau) = 0 \\ \lambda \frac{\partial T(r, \tau)}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0 \\ T(r, 0) = T(r, \tau_p), \end{cases} \quad (25)$$

за исключением последнего условия – условия периодичности. Аналитическое решение этой задачи на интервале от 0 до τ_p существует и имеет вид

$$T(r, t) = 2 \cdot Q \cdot Bi \cdot \sum_{k=1}^{\infty} \frac{J_0\left(\xi_k \frac{r}{R}\right) \cdot e^{-a\left(\frac{\xi_k}{R}\right)^2 t}}{J_0(\xi_k) (\xi_k^2 + Bi^2) \cdot \left(1 - e^{-a\left(\frac{\xi_k}{R}\right)^2 \tau_p}\right)}, \quad (26)$$

где $Bi = \frac{\alpha R}{\lambda}$, $a = \frac{\lambda}{c\gamma}$, $Q = \frac{q_v}{c\gamma}$, а ξ_k – корни уравнения $Bi \cdot J_0(\xi) - \xi J_1(\xi) = 0$, $J_0(\xi)$, $J_1(\xi)$ – функции Бесселя.

Сформулируем задачу, сопряженную к (25):

$$\begin{cases} -c\gamma \frac{\partial T^+}{\partial \tau} - \frac{\lambda}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T^+}{\partial r} \right) = P(r, \tau) \\ \lambda \frac{\partial T^+(r, \tau)}{\partial r} \Big|_{r=R} + \alpha T^+(R, \tau) = 0, \quad \lambda \frac{\partial T^+(r, \tau)}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0, \quad T^+(r, 0) = T^+(r, \tau_p). \end{cases} \quad (27)$$

Здесь параметр $P(r, \tau)$ определяет линейный функционал от решения $T(r, \tau)$ по формуле

$$J_p = \int_0^{\tau_p} \int_0^R T(r, \tau) P(r, \tau) r dr d\tau = \int_0^{\tau_p} \int_0^R T^+(r, \tau) q_v \delta(\tau) r dr d\tau = q_v \int_0^R T^+(r, 0) r dr. \quad (28)$$

Если в качестве правой части уравнения (27) принять $P_1(r, \tau) = \frac{2}{R^2} \delta(\tau - \tau_0)$, то функционалом будет средняя по объему твэла температура в момент τ_0 – $J_1 = \bar{T}(\tau_0) = \frac{2}{R^2} \int_0^R T(r, \tau_0) r dr$. При $P_2(r, \tau) = \frac{2}{\tau_p R^2}$ функционалом будет средняя по вре-

мени и объему температура $J_2 = \frac{2}{\tau_p R^2} \int_0^{\tau_p} \int_0^R T(r, \tau) r dr d\tau$.

Сопряженные функции, соответствующие этим функционалам, могут быть выражены формулами

$$T_1^+(r, \tau, \tau_0) = \begin{cases} \frac{4}{R^2} \cdot Bi \cdot \sum_{k=1}^{\infty} \frac{J_0(\xi_k r / R) \cdot e^{a(\xi_k / R)^2 (\tau - \tau_0)}}{J_0(\xi_k) (\xi_k^2 + Bi^2) \cdot \left(1 - e^{-a(\xi_k / R)^2 \tau_p}\right)}, & 0 \leq \tau \leq \tau_0 \\ \frac{4}{R^2} \cdot Bi \cdot \sum_{k=1}^{\infty} \frac{J_0(\xi_k r / R) \cdot e^{a(\xi_k / R)^2 (\tau - \tau_0 - \tau_p)}}{J_0(\xi_k) (\xi_k^2 + Bi^2) \cdot \left(1 - e^{-a(\xi_k / R)^2 \tau_p}\right)}, & \tau_0 \leq \tau \leq \tau_p; \end{cases}$$

$$T_2^+(r, \tau) = \frac{1}{2\lambda\tau_p} \left(1 - r^2 / R^2\right) + \frac{1}{\alpha R \tau_p}.$$

В расчетах (численные расчеты выполнены Кочубеем К.В.) принимались значения параметров, близкие к параметрам, характерным для реактора типа ИБР-2: $\tau_p = 0.2$ с; $\lambda = 6.3$ Вт/м·К; $c = 251$ Дж/кг·К; $\gamma = 10200$ кг/м³; $R = 3.85$ мм; $\alpha = 150$ Вт/м²·К; $q_v = 10^8$ Вт/м³.

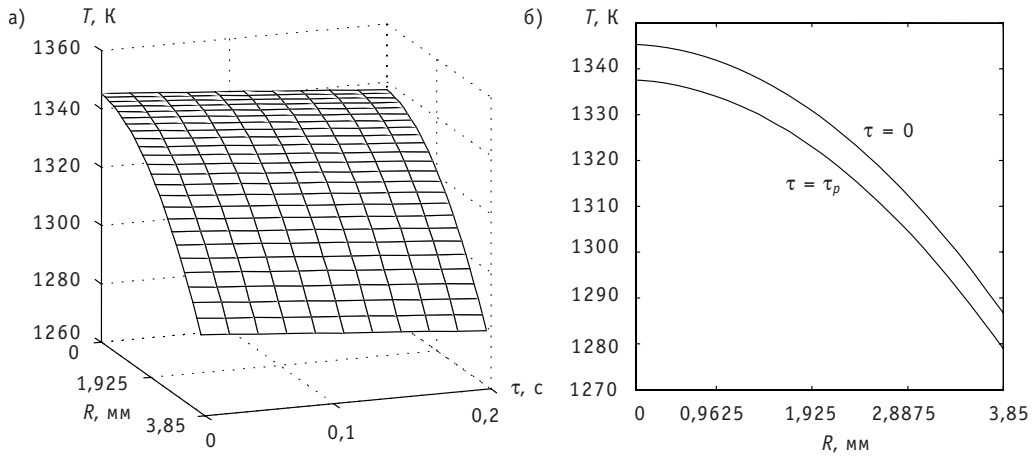


Рис. 1. Пространственное распределение температуры в твэле подкритического реактора на периоде (а) и радиальное распределение температуры в твэле в моменты времени $\tau = 0$ и $\tau = \tau_p$ (б)

Аналитическое решение задачи (25) показано на рис. 1.

Задача с возмущенным параметром $\tau'_p = \tau_p + \Delta\tau_p$ имеет вид

$$\begin{aligned} c\gamma \frac{\partial T'}{\partial \tau} - \frac{\lambda}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T'}{\partial r} \right) &= q_v(r, \tau) \\ \lambda \frac{\partial T'(r, \tau)}{\partial r} \Big|_{r=R} + \alpha T'(R, \tau) &= 0, \quad \lambda \frac{\partial T'(r, \tau)}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0, \\ T'(r, 0) &= T'(r, \tau_p) \\ T'(r, 0) = T'(r, \tau_p + \Delta\tau_p) &\approx T'(r, \tau_p) + \frac{dT'}{d\tau}(r, \tau) \Big|_{\tau=\tau_p} \Delta\tau_p. \end{aligned} \quad (29)$$

Применяя традиционный подход теории возмущений к (27) и (29), с учетом краевых условий и разложения получаем

$$\begin{aligned} \int_0^R T' T^+ \Big|_0^{\tau_p} r dr &= \int_0^{\tau_p} \int_0^R Q T^+ r dr d\tau - \int_0^{\tau_p} \int_0^R P T' r dr d\tau = J - J' = -\delta J; \\ \int_0^R T' T^+ \Big|_0^{\tau_p} r dr &= \int_0^R [T'(\tau_p) T^+(\tau_p) - T'(0) T^+(0)] r dr \approx -\Delta\tau_p \cdot \int_0^R \left[T^+(r, \tau_p) \frac{\partial T'(r, \tau)}{\partial \tau} \Big|_{\tau=\tau_p} \right] r dr, \end{aligned}$$

откуда следует соотношение

$$\delta J \approx \Delta\tau_p \cdot \int_0^R \left[T^+(r, \tau_p) \frac{\partial T'(r, \tau)}{\partial \tau} \Big|_{\tau=\tau_p} \right] r dr. \quad (30)$$

В последующих расчетах полагалось, что $\tau_p = 0,2$ с, а значение $\Delta\tau_p$ варьировалось от -0.04 до 0.04 с.

В качестве примера рассмотрим функционал – среднюю по объему твэла температуру в момент τ_0 , где положим $\tau_0 = \tau_p/2$. На рисунке 2 приведены в сравнении зависимости $J_1'(\Delta\tau_p) = J_1(0) + \delta J_1$ и $\delta J_1/J_1(0)$ ($J_1(0)$ – невозмущенное значение функционала) от изменения периода $\Delta\tau_p$, рассчитанные по формулам (26) и (30).

Из рисунков видно, что результаты расчетов изменения функционала (и его относительного изменения), полученные с использованием методов теории возмущений, удовлетворительно согласуются с данными расчета по аналитической

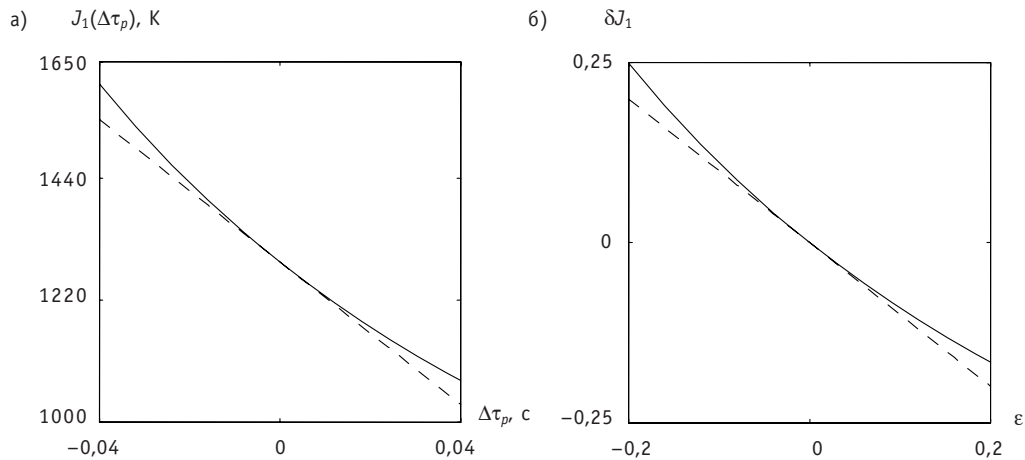


Рис. 2. Зависимости функционалов J_1 (а) и $\delta J_1/J_1(0)$ (б) от $\Delta\tau_p$: — расчет по формуле (26); - - - - - расчет по формуле (30)

формуле (26) при относительном изменении периода задачи не более, чем на 15–20%. Следует также заметить, что использование теории возмущений избавляет от необходимости каждый раз заново находить решение возмущенной задачи (29), что существенно сокращает затраты компьютерного времени.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе сформулированы основные соотношения теории возмущений и аппарата сопряженных функций для линейных функционалов от периодических решений в задачах тепловой динамики и нейтронной кинетики связанных реакторов. Рассмотрен важный для практики случай, когда возмущением является изменение периода задачи. Для учета этого типа возмущений сформулированы два подхода, первый из которых базируется на методе преобразования координат, а второй — на методе разложения граничного условия в ряд по малому параметру. Приведены примеры применения формул теории возмущений при решении модельных задач кинетики подкритического реактора, работающего в режиме повторяющихся импульсов, и тепловой динамики твэла импульсно-периодического реактора.

Литература

1. Пупко В.Я., Зродников А.В., Лихачев Ю.И. Метод сопряженных функций в инженерно-физических исследованиях. — М.: Энергоатомиздат, 1984.
2. Гулевич А.В., Зродников А.В., Пупко В.Я., Шиманский А.А. Применение теории возмущений в инженерных задачах ядерной энергетики. — М.: Энергоатомиздат, 1993.
3. Шабалин Е.П. Импульсные реакторы на быстрых нейтронах. — М.: Атомиздат, 1976.
4. Гулевич А.В., Качанов Б.В., Кухарчук О.Ф. Модели и программы расчета динамических характеристик реакторно-лазерных систем/Препринт ФЭИ-2454. — Обнинск, 1995.
5. Владимиров В.С. Уравнения математической физики. — М., Наука, 1967.
6. Гулевич А.В., Дьяченко П.П., Зродников А.В., Кухарчук О.Ф. Связанные реакторные системы импульсного действия. — М.: Энергоатомиздат, 2003.
7. Кипин Дж.Р. Физические основы кинетики ядерных реакторов. — М.: Атомиздат 1967.
8. Хетрик Д. Динамика ядерных реакторов/Пер. с англ. — М.: Атомиздат, 1975.
9. Барзилов А.П., Гулевич А.В., Кухарчук О.Ф., Пашин Е.А. Подкритическая реакторная система с каскадным умножением нейтронов//Известия вузов. Ядерная энергетика. — 1997. — №2.

10. *Rubbia C.* CERN-group conceptual design of a fast neutron operated power energy amplifier. Accelerator driven systems: Energy Generation and Transmutation of Nuclear Waste//Status Report. IAEA-TECDOC-985, November 1997. – P. 187.

Поступила в редакцию 5.11.2008

РАСЧЕТНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НЕЙТРОННО-ФИЗИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ФОРМИРОВАНИЯ ТЕРАПЕВТИЧЕСКИХ ПУЧКОВ

А.В. Коробейников, В.П. Гинкин

ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им.А.И.Лейпунского, г. Обнинск



Нейтронная терапия онкологических заболеваний предъявляет специфические требования к физическим параметрам пучков нейтронов. В настоящее время в нейтронной терапии используются многоцелевые исследовательские реакторы, которые приспособливают для медицинских целей. Область энергий, благоприятных для нейтронозахватной терапии, зависит от глубины размещения опухоли и находится в интервале от 0,5эВ до 20–40 КэВ. В работе приводятся результаты исследований по выбору материалов, которые могут использоваться в качестве замедлителя или фильтра при формировании подходящей спектральной структуры нейтронных пучков для нейтронозахватной терапии.

ВВЕДЕНИЕ

Важнейшей задачей при планировании лучевой терапии является оптимизация пучков нейтронов подводимого к пациенту излучения с целью повышения эффективного воздействия излучения на опухолевые клетки и снижения воздействия на здоровые. Известно, что «чистые» источники нейтронов используются довольно редко [1]. Для повышения качества лучевой терапии используются фильтры-формирователи, которые преобразуют энергетическую структуру потоков исходных нейтронных источников в более подходящую для нейтронной терапии. Под «качеством» лучевой терапии понимается облучение таким пучком нейтронов, при котором наибольшему воздействию подвергается опухоль, а воздействие на здоровую ткань при этом минимально.

В недостижимом идеале наивысшее качество достигается тогда, когда все излучение подводится к опухоли и там остается, разрушая раковые клетки. Воздействие на здоровую ткань в таком идеальном случае отсутствует. Реальность, к сожалению, иная. Воздействие на здоровую ткань присутствует. Необходимо разработать подходы и оборудование, которые максимизируют воздействие на больную ткань и минимизируют на здоровую. Деятельность в данном направлении идет, и сама процедура нейтронозахватной терапии (BNCT) основана на подходе минимизации вредного воздействия на здоровую ткань и максимизации воздействия на опухоль.

Для решения поставленной задачи в работе проанализирован набор материалов, наиболее эффективно преобразующий энергетическую структуру исходных источников нейтронов для целей нейтронозахватной терапии.

© **А.В. Коробейников, В.П. Гинкин, 2009**

ПРИМЕНЕНИЕ ФУНКЦИЙ ВЛИЯНИЯ ПРИ ОПТИМИЗАЦИИ НЕЙТРОННЫХ ПУЧКОВ

Не вдаваясь в медицинские подробности методов лечения, отметим сам принцип нейтронозахватной терапии [1–5]. В ткань опухоли вводится фармакологический препарат, содержащий изотоп ^{10}B , который имеет высокое сечение поглощения нейтронов, затем опухоль облучается нейтронами. При поглощении нейтрона в реакции (n, α) образуются две короткопробежные заряженные частицы, и энергия, выделяемая в реакции, поглощается, локально воздействуя на опухолевую ткань.

Оптимальное распределение по энергии пучка нейтронов, подводимого к пациенту, зависит от глубины расположения опухоли в теле пациента. Для решения поставленной задачи в работах [6–8] предлагается использовать подход расчетного построения так называемых функций влияния. Идея подхода состоит в расчете доз от набора дельтаобразных источников нейтронов, имеющих определенную энергию (энергетическую группу). Расчеты функций влияния выполнялись последовательно для набора энергетических групп для области энергий от 0 до 20 МэВ.

На рисунке 1 приведены распределения терапевтического отношения TR. Терапевтическое отношение – это отношение дозы в опухоли к максимуму дозы в здоровой ткани. Наиболее «благоприятным» для лечения опухоли на разных глубинах размещения является интервал энергий нейтронов от 1 до 30 кэВ.

Таким образом, функции влияния позволили понять, какие энергии являются предпочтительными для лечения злокачественных опухолей. Имея разные источники можно с помощью функций влияния выбрать наилучший источник с точки зрения максимальной дозы в опухоли и минимальной в здоровой ткани.

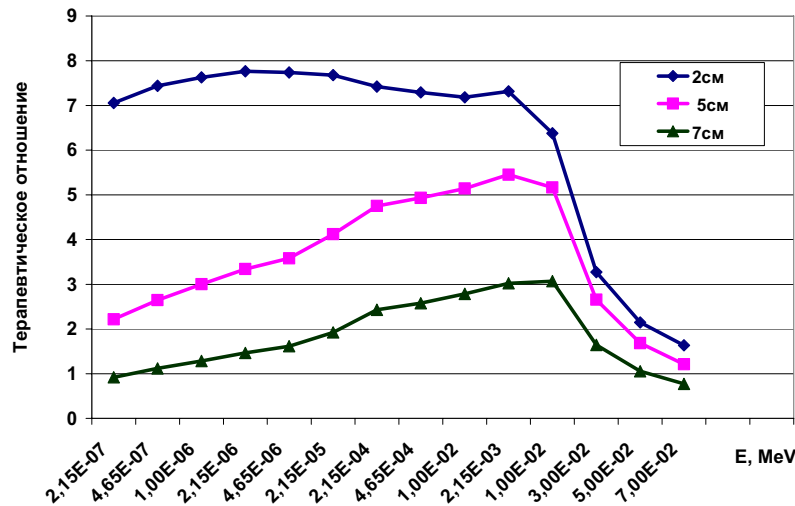


Рис. 1. Распределение значения терапевтического отношения по энергии пучка и глубине в фантоме

ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ВЫБОРУ МАТЕРИАЛОВ ЗАМЕДЛИТЕЛЯ ИЛИ ФИЛЬТРА

В работах [6–8] при изучении функций влияния было показано, что желательно для BNCT иметь нейтроны в энергетическом интервале ниже 30 кэВ и выше 0.5 эВ. Исследования по выбору материалов, которые могут использоваться в качестве замедлителя или фильтра при формировании подходящей спектральной структуры нейтронных пучков для BNCT, уже проводились в ряде работ [1, 3, 9–

11]. Однако, в основном, они были направлены на адаптацию конкретного источника нейтронов для целей нейтронной терапии. В данной работе предполагается оценить качество материалов в более широких предположениях о возможной форме спектра «чистого» источника нейтронов исходя из результатов, полученных при моделировании функций влияния.

Реальные нейтронные источники часто имеют значительную долю быстрых нейтронов в своем спектре. В дальнейшем (для упрощения) материалы, используемые для формирования подходящей спектральной структуры нейтронных пучков для BNCT, мы будем называть фильтрами, позволяющими осуществить сдвиг из быстрой энергетической области в эпитепловую. В связи с этим предполагается, что наиболее предпочтительными при формировании требуемого спектра пучка нейтронов являются материалы, состоящие из легких элементов с большим сечением рассеяния быстрых нейтронов и малыми сечениями поглощения в области медленных нейтронов. *Наиболее перспективным, судя по многим публикациям, являются материалы, содержащие фтор.* Связано это, прежде всего, с большими сечениями в области высоких энергий, низкими сечениями захвата нейтронов и сравнительно небольшой атомной массой. Среди фторидов традиционно рассматриваются фторид алюминия, сравнительно недавно стал исследоваться фторид магния [10]. В рамках данной работы было решено значительно расширить этот список. В таблице 1 приведен список материалов, для которых проводились исследования.

Таблица 1

Исследуемый набор материалов

1	D ₂ O	12	FeF ₂
2	Al ₄ C ₃	13	FeF ₃
3	Al	14	LiF
4	AlF ₃	15	MgF ₂
5	BeF ₂	16	Na ₃ [AlF ₆]
6	CaF ₂	17	TiF ₄
7	CrF ₂	18	VF ₃
8	CrF ₃	19	ZrF ₄
9	CrF ₄	20	PbF ₂
10	S ₂ F ₁₀	21	PbF ₄
11	NaF	22	CF ₂

Энергетические спектры источников нейтронов, которые можно использовать для лучевой терапии, весьма разнообразны. Нейтроны «реакторного» происхождения «располагаются» в энергетическом интервале от 10 МэВ до тепловой области. Нейтронные спектры, полученные с использованием ускорителей, основанные, например, на реакции ${}^7\text{Li}(p, n){}^7\text{Be}$ и энергии протонов 2,5 МэВ, ограничены сверху энергией 0,78 МэВ.

Понятно, что для адаптации исходных источников к требованию BNCT необходимо использовать такие материалы, которые бы «сдвинули» высокоэнергетическую часть спектра в область промежуточных энергий.

В данной работе приведены результаты исследований свойств разных материалов по эффективности «сдвига» спектра нейтронов в область энергий, наиболее

подходящую для BNCT. Первоначально предполагалось, что нейтроны модельного источника распределены по спектру деления. В расчетных экспериментах этот источник окружался сферическими оболочками толщиной 20, 30 и 40 см из разных материалов, приведенных в табл. 1. Расчеты проводились методом Монте-Карло с использованием кода MCNP [12]. На рисунке 2 приведены результаты расчета спектров нейтронов, прошедших фильтр и имевших первоначально форму спектра деления. «Столбиками» на этих рисунках показан желаемый для BNCT интервал энергии (0,5эВ–30кэВ). Видно, что нейтронный спектр исходного источника сместился в интервал желательных для BNCT значений. Чем значительнее этот сдвиг, тем более эффективен фильтр-преобразователь. Результаты наших исследований показали, что наиболее эффективными по сдвигу спектра среди всех материалов оказываются фториды. Материалы, не содержащие фтор (D_2O , Al_4C_3 , Al) показали худшие по сравнению с фторидами результаты по сдвигу спектра. Тяжелая вода перебрасывает значительную часть нейтронов в область ниже 0,5 эВ, а Al_4C_3 и Al значительную часть нейтронов оставляют в области энергий выше 30 кэВ.

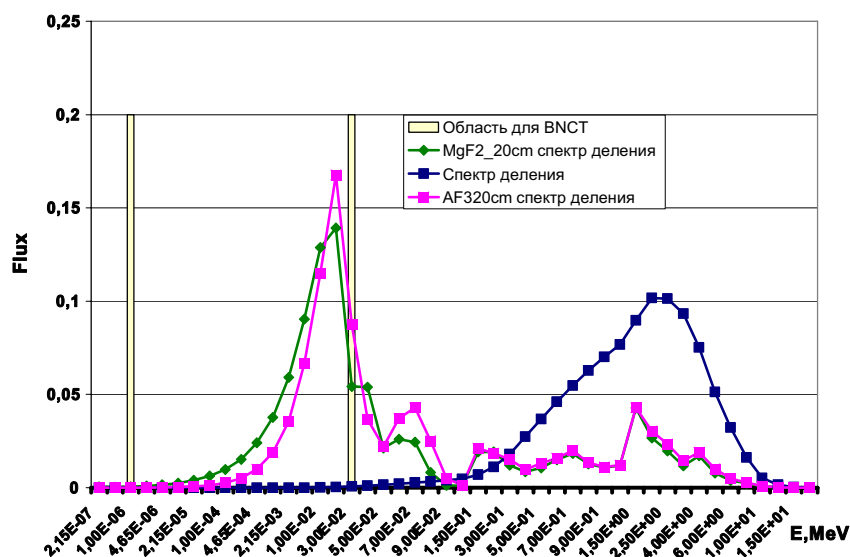


Рис. 2. Спектры нейтронов, вылетающих из сфер из AlF_3 и MgF_2

Сравнение эффективности различных фторидов при преобразовании высокоэнергетических нейтронов в область энергий, необходимую для BNCT

Рассмотрим эффективность разных фторидов и сравним их с наиболее известными AlF_3 и MgF_2 . Сравнение будем проводить по доле нейтронов,

- 1) перешедших в интервал 0,5эВ–30кэВ;
- 2) оставшихся в области энергий выше 30 кэВ;
- 3) поглотившихся в фильтре;
- 4) оказавшихся в области энергий ниже 0,5эВ.

Понятно, что чем выше первый параметр, тем лучше. Чем ниже второй, третий и четвертый параметры, тем лучше. Для сравнительного анализа была проведена серия расчетов методом Монте-Карло для образцов из разных материалов и толщин. В качестве исходного источника был выбран спектр деления.

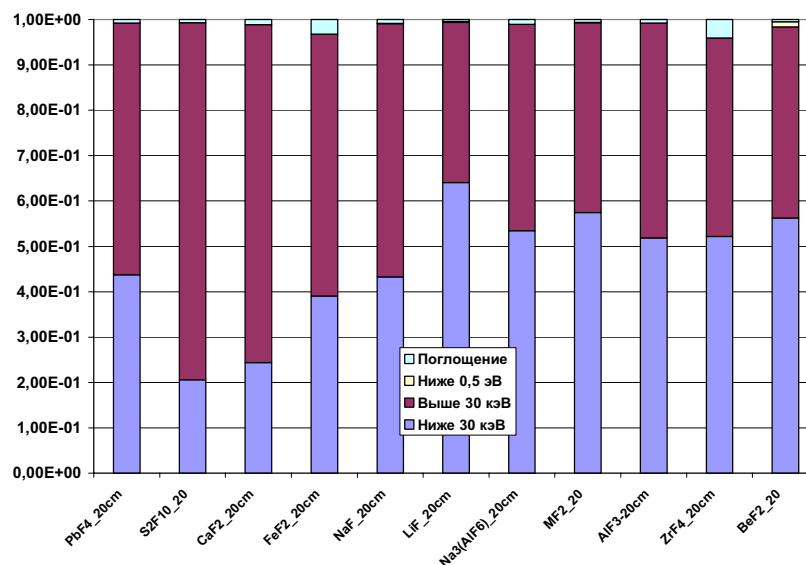


Рис. 3. Сравнение фильтров из разных материалов при толщине 20 см. Исходный источник – спектр нейтронов деления

Из результатов (см. рис. 3) видно, что для толщин 20 см MgF_2 , AlF_3 , BeF_2 , ZrF_4 и ${}^7\text{LiF}_2$ оказались в «лидирующей» по эффективности группе. Следует заметить, что требование сравнительно малого атомного веса цирконий нарушил, да и фторид свинца отстал от лидирующей группы не существенно.

Для толщин 40 см около 80% нейтронов оказались в области от 0.5 эВ до 30 кэВ для PbF_4 , S_2F_{10} , CaF_2 , NaF , $\text{Na}_3(\text{AlF}_6)$, TiF_4 , AlF_3 и MgF_2 . Однако разница по сравнению с оставшимися фторидами оказалась не столь высока. Для BeF_2 весьма значительным оказался переброс нейтронов в область ниже 0.5 эВ. Неожиданно хорошие результаты по сравнению с широко известным AlF_3 показал фторид свинца PbF_4 .

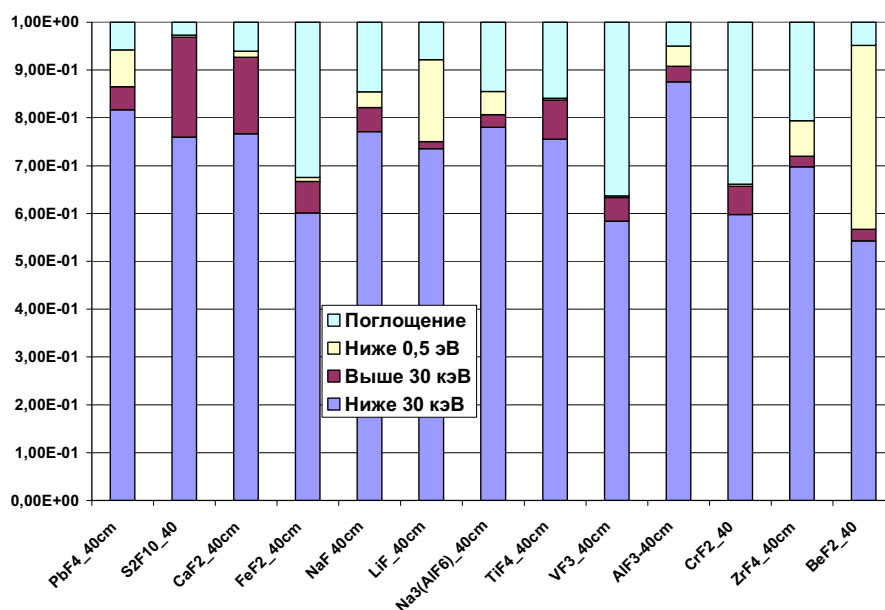


Рис. 4. Сравнение фильтров из разных материалов при толщине 40 см. Исходный источник – спектр нейтронов деления

Сравнение эффективности различных фторидов с использованием источника нейтронов реакторного спектра

В работах [1, 13, 14] приведено описание результатов преобразования реакторных источников нейтронов для целей BNCT. В данном разделе мы попытаемся провести такие преобразования с использованием разных фторидов и сравним их эффективности с традиционными AlF_3 и MgF_2 . В качестве спектра источника нейтронов применялся не оптимизированный для целей нейтронозахватной терапии спектр нейтронов реактора МАРС [13]. На рисунке 5 приведены результаты расчетов по прохождению через материалы PbF_4 , ZrF_4 и FeF_2 . Для сравнения на этих же рисунках приводятся спектры оптимизированного для BNCT пучка реактора МАРС. Из результатов расчетов, приведенных на рис. 5, видно, что фториды циркония, свинца и алюминия дают очень похожие результаты, что не совсем согласуется с требованием иметь материалы с небольшой атомной массой. Причиной такого положения, по-видимому, является фтор, которого в рассматриваемых фторидах гораздо больше, чем металлов; кроме того, сечения фтора в области быстрых энергий выше, чем у свинца, циркония и железа. Заметим, что ядерные плотности фтора в этих фторидах довольно близки друг к другу. По нашему предположению, формирование спектра при прохождении фильтров из фторидов определяет, в основном, фтор.

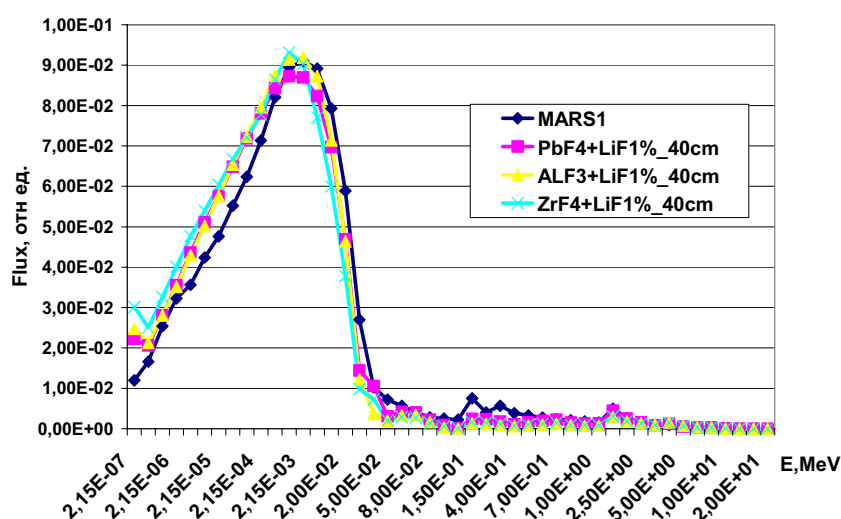


Рис. 5. Сравнение оптимизированного в работе [13] пучка реактора МАРС со спектрами нейтронов, прошедших через фильтры из AlF_3 , PbF_4 и ZrF_4

Для изучения этого предположения проверим, как формируется спектр нейтронов при прохождении фильтра из фтора, если его ядерная плотность примерно такая же, как у фторидов алюминия и свинца. На рисунке 6 приведено сравнение фильтров из AlF_3 и F_2 с одинаковой ядерной плотностью фтора. Из результатов сравнения видно, что спектры нейтронов, прошедших фильтры из AlF_3 и F_2 , очень близки между собой. Таким образом, наше предположение вполне подтверждается, и похожесть в способности многих фторидов формировать соответствующий спектр нейтронов связана с примерно одинаковой концентрацией фтора в этих материалах.

Дополнительной особенностью разных фторидов является различие в поглощении нейтронов. Так во фториде железа доля поглощающихся нейтронов при

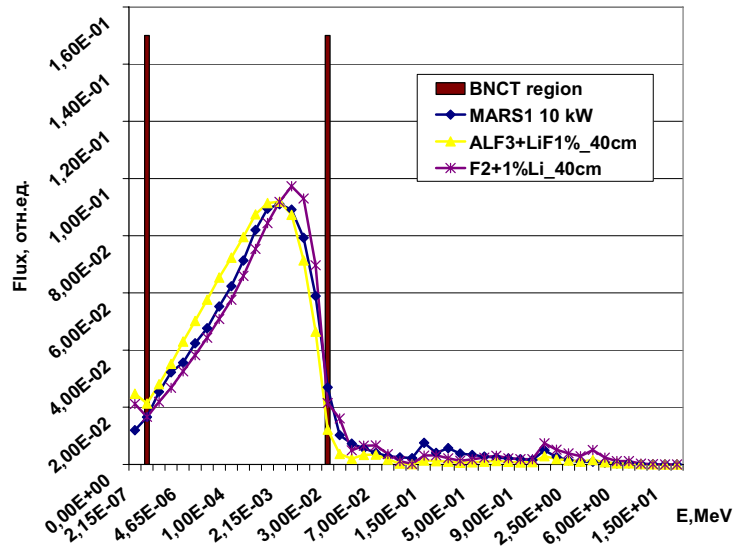


Рис. 6. Сравнение спектров нейтронов утечки для фильтров из фтора и AlF_3

прохождении через фильтр значительно выше, чем у алюминия или свинца. Однако низкое поглощение таких материалов может быть и отрицательной стороной. Для того, чтобы уменьшить количество нейтронов тепловых энергий, приходится к фторидам с низким сечением поглощения добавлять поглощающие материалы.

На рисунке 7 приведена структура спектров нейтронов утечки из фильтров, состоящих из разных материалов. В качестве исходного спектра использовался неоптимизированный спектр реактора МАРС. Видно, что в структуре спектров нейтронов для всех фильтров доля нейтронов в интервале от 0,5 эВ до 30 кэВ составляет 90 и более процентов. Доля нейтронов ниже 0,5 эВ и выше 30 кэВ достаточно мала. Таким образом, наряду с известными AlF_3 и MgF_2 могут применяться для оптимизации пучков и другие фториды. Так, например, фторид свинца интересен с точки зрения подавления дозы от гамма-квантов, а применение фторида железа не требует добавления дополнительного поглотителя.

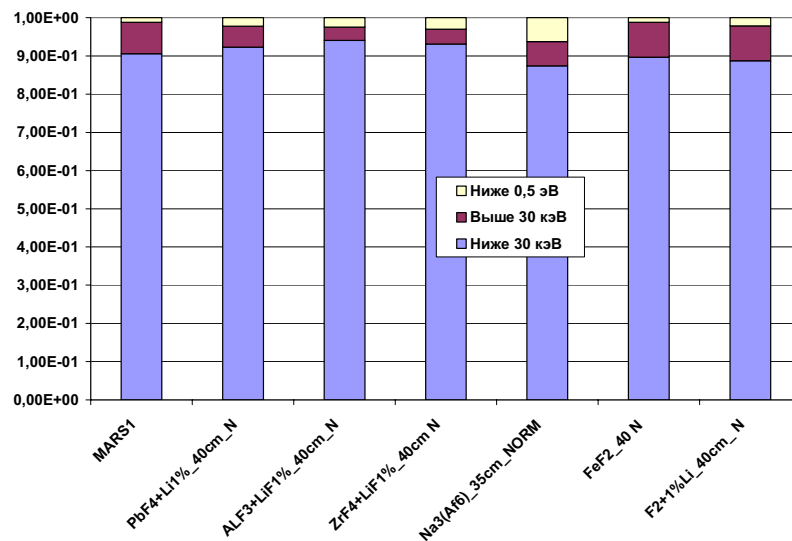


Рис. 7. Сравнение структуры спектров нейтронов утечки для фильтров из разных материалов при толщине 40 см. Исходный спектр – не оптимизированный для BNCT спектр реактора МАРС

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Нейтронная терапия онкологических заболеваний предъявляет специфические требования к физическим параметрам пучков нейтронов. В настоящее время для нейтронной терапии, в основном, используют многоцелевые исследовательские реакторы, которые приспособливают для медицинских целей.

Нейтроннозахватная терапия, принципиальной особенностью которой является избирательность радиационного поражения раковых клеток, в настоящее время рассматривается в качестве перспективного метода лечения ряда злокачественных новообразований, в частности, различных форм опухолей головного мозга.

В многочисленных публикациях показано, что «чистые источники» (источники из установок) нейтронов используются довольно редко. Для повышения качества лучевой терапии используются фильтры-формирователи, которые преобразуют поток исходных нейтронных источников в более подходящий.

Исследован ряд материалов, которые могут быть использованы при формировании пучка нейтронов для ВНСТ. Существенно расширен список материалов, которые могут использоваться в процедуре формирования пучка для ВНСТ. В данной работе показано, что формирование сдвига спектра в область ниже 30 кэВ определяется, главным образом, фтором. Численные эксперименты показали, что структуры спектров нейтронов, прошедших через многие фториды, очень похожи, и связано это с близкой концентрацией фтора у этих фторидов. Чем ближе концентрации фтора у фторидов, тем ниже расхождения в спектрах нейтронов, прошедших через них.

Благодарности

Авторы благодарят Кураченко Юрия Александровича за возможность использовать в исследованиях спектры реактора МАРС.

Литература

1. IAEA, VIENNA, 2001, IAEA – TECDOC – 1223, ISS N 1011_4289, Current status of neutron capture therapy, May 2001.
2. Цыб А. Ф., Ульяненко С. Е., Мардынский Ю. С. и др. Нейтроны в лечении злокачественных новообразований: Научно-методическое пособие. – Обнинск: БИСТ, 2003. – 112 с.
3. Moss R. L., Beynon D. et al. The requirements and development of neutron beams for neutron capture therapy of brain cancer//J. Neuro-Oncology. – 1997. – V. 33. – 27-40.
4. Кононов О. Е., Кононов В. Н., Коробейников В. В., Соловьев А. Н., Боховко М. В., Чу В. Т., Житник А. К., Огнев С. П. Оптимизация источника эпитепловых нейтронов на основе реакции ${}^7\text{Li}(p,n){}^7\text{Be}$ для нейтроннозахватной терапии/Препринт ФЭИ-2984. – Обнинск, 2003.
5. Мардынский Ю. С., Сысоев А. С., Гулидов И. А. Цыб А. Ф. Нейтроны ядерных реакторов в лечении злокачественных новообразований. – Обнинск: МРНЦ РАМН, 2001. – 132 с.
6. Кононов В. Н., Коробейников А. В., Коробейников В. В., Кононов О. Е., Соловьев Н. А. Использование функций влияния при оптимизации пучков нейтронов для целей нейтронной терапии/Препринт ФЭИ-3126. – Обнинск, 2008.
7. Korobeynikov A., Ginkin V. Computing Analysis and Optimization of Neutron Beam for Tumor Therapy//Transport Theory and Statistical Physics. – 2008. – V. 37. – № 37. – P. 601-612, 2008.
8. Кононов В. Н., Коробейников А. В., Коробейников В. В., Кононов О. Е. Использование функций влияния при оптимизации пучков нейтронов для целей нейтронной терапии//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2008. – № 4.
9. Кононов В. Н., Боховко М. В., Кононов О. Е., Соловьев Н. А., Чу В. Т. Источники быстрых нейтронов на основе ускорителя для нейтронной терапии/Препринт ФЭИ-2995. – Обнинск, 2005.
10. Кононов О. Е., Кононов В. Н., Боховко М. В. Источники нейтронов на основе ускорителя для нейтронной и нейтроннозахватной терапии/Препринт ФЭИ-2952. – Обнинск, 2003.

11. Кононов В.Н., Боховко М.В., Кононов О.Е. Гамма-излучение нейтронного источника на основе реакции ${}^7\text{Li}(p,n){}^7\text{Be}$ /Препринт ФЭИ-2643. – Обнинск, 1997.
12. Briesmeister J. MCNP – A general Monte Carlo n-particle transportation code. LA-1625-M, version 4B, LANL, 1997.
13. Кураченко Ю.А., Казанский Ю.А., Левченко А.В., Матусевич Е.С. Вывод нейтронных пучков и защита медицинского реактора «МАРС»//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2006. – №4. – С. 36-48.
14. Кураченко Ю.А., Казанский Ю.А., Левченко В.А. Матусевич Е.С. Перспективы тяжеловодного реактора для нейтронной терапии злокачественных новообразований//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2005. – №1. – С. 116 – 125.

Поступила в редакцию 15.04.2009

БИБЛИОТЕКА ПРОТОННЫХ АКТИВАЦИОННЫХ ЯДЕРНЫХ ДАННЫХ HERAD-2008

Ю.А. Коровин*, А.А. Наталенко, Г.Б. Пильнов*, А.Ю. Конобеев**,
А.Ю. Станковский***, А.В. Тихоненко***

**Обнинский государственный технический университет атомной энергетики,
г. Обнинск*

***Association FZK-Euratom, Forschungszentrum Karlsruhe,*

****Advanced Nuclear Systems Institute, SCK · CEN,*



В научно-исследовательской лаборатории «ПУСК» ИАТЭ создана библиотека протонных активационных ядерных данных в энергетическом диапазоне налетающего протона от 150 МэВ до 1 ГэВ, охватывающая широкий спектр ядер (всего 682 различных нуклида) с зарядовыми числами от 1 до 84. Файлы ядерных данных были рассчитаны с помощью моделей ядерных реакций, включенных в современные программные комплексы MCNPX 2.6c и CASCADE/INPE. Для выбора расчетных моделей были использованы различные статистические корреляции с экспериментальными данными из библиотеки EXFOR. Все файлы записаны в формате ENDF-6. Созданный набор файлов получил название HERAD-2008 (High-Energy Proton Activation Data).

ВВЕДЕНИЕ

Перспективы развития различных направлений науки и техники во многом зависят от достоверности знаний о свойствах веществ и материалов. В связи с этим проблема получения достоверных данных имеет первостепенное значение. Эта проблема очень важна для ядерной науки и техники в связи с предъявлением высоких требований к используемым веществам и материалам. Ведь от точности и достоверности знаний о них существенно зависят технико-экономические показатели и безопасность ядерной энергетики, а также эффективность использования достижений ядерной науки в иных отраслях производства.

В эпоху ядерного ренессанса устойчивое развитие отрасли во многом зависит от решения проблемы обращения с долгоживущими радиоактивными нуклидами, произведенными в результате деятельности предприятий атомной энергетики, представляющими опасность для окружающей среды и не пригодными для дальнейшего использования. В качестве стратегии обращения с радиоактивными отходами сегодня предлагается процесс их трансмутации, т.е. преобразования в стабильные или короткоживущие изотопы, не представляющие опасности. Для трансмутации требуется использование дорогостоящих специализированных энергетических установок, разработка и конструирование которых продолжает-

ся на протяжении последних 20-ти лет. Одним из вариантов такой установки, получившей на сегодняшний день наибольшую проработку, является электроядерная установка (ЭЛЯУ). ЭЛЯУ представляет собой подкритический размножающий бланкет, нейтронопроизводящую мишень, облучаемую протонным пучком, и ускоритель протонов. Несколько лет назад в США и Японии появились первые исследовательские прототипы ЭЛЯУ.

Для расчета интегральных характеристик ЭЛЯУ, таких как эффективный коэффициент размножения нейтронов и эффекты реактивности, в большинстве случаев достаточно ядерных данных в области энергий до 20 МэВ. Но для моделирования переноса нейтронов и протонов и расчетов выхода частиц, накопления продуктов глубокого расщепления, энерговыделений, радиационных повреждений материалов и многих других подобных задач, в которых приходится рассматривать отдельные элементы установок, необходимы достоверные оцененные ядерные данные в более широком энергетическом диапазоне – от нескольких килоэлектронвольт до нескольких гигаэлектронвольт. Таким образом, библиотека HEPAD-2008 может найти широкое применение в области фундаментальных и прикладных исследований по физике и кинетике подкритических систем, основанных на синтезе реакций расщепления и деления (Accelerator-Driven Systems) и технологий выжигания долгоживущих отходов (Accelerator-Driven Transmutation Technologies).

АКТИВАЦИОННЫЕ ДАННЫЕ И СТРУКТУРА ФАЙЛОВ HEPAD-2008

Накопленные экспериментальные данные в области активации материалов содержатся в библиотеке EXFOR[1]. Активационные эксперименты дороги и трудоемки. Поэтому в целях обеспечения активационных исследований ядерными данными необходимо широкое использование программ для расчета сечений ядерных реакций. Большинство экспериментов выполняется на мишенях с природным изотопным составом данного элемента и определяется только кумулятивный выход остаточных ядер. Надежные теоретические вычисления необходимы для получения независимых выходов для отдельных изотопов.

В мире существует ряд библиотек и отдельных файлов активационных данных, содержащих результаты для широкого диапазона нуклидов и реакций. Крупные библиотеки оцененных протонных активационных данных, содержащие результаты, хорошо согласующиеся с экспериментальными данными, приведены в табл. 1. Первая библиотека – это объединенный европейский активационный файл, включающий в себя ряд других библиотек [2]. PADF-2007 – это протонная активационная библиотека, разработанная Центром ядерной безопасности в Карлсруэ (Германия) [3]. JENDL/HE-2007 представляет собой часть японской библиотеки ядерных данных JENDL [4]. JEFF-3.1 – это международная библиотека оцененных ядерных данных, создаваемая под эгидой Агентства по ядерной энергии (NEA) [5]. Как видно из табл. 1, HEPAD-2008 представляет собой новую библиотеку, не имеющую аналогов не только в России, но и в мире. Конкуренцию ей может составить только библиотека JENDL/HE-2007, но детальный анализ ядерных данных, содержащихся в ней, выявил ряд нуклидов, для которых данные могут быть переоценены и уточнены, что и было проделано в ходе создания библиотеки HEPAD-2008.

Библиотека HEPAD-2008 включает в себя набор отдельных файлов для 682 нуклидов. Каждый файл содержит данные по сечениям протонных реакций с ядрами мишеней в энергетическом диапазоне от 150 МэВ до 1 ГэВ. Активационные данные представлены с шагом 5 МэВ в энергетическом диапазоне от 150 до 250 МэВ, 25 и 50 МэВ в энергетических диапазонах от 250 до 600 МэВ и от 600 МэВ до 1 ГэВ

Таблица 1

Библиотеки оцененных протонных активационных данных

Название библиотеки	Общее количество файлов/ Диапазон зарядового числа ядер	Энергетический диапазон первичного протона
The European Activation File, EAF-2007	816 / 1–100	До 60 МэВ
Proton Activation Data File, PADF-2007	2355/ 12–88	До 150 МэВ
JENDL High Energy File 2007, JENDL/HE-2007	106 / 1–95	До 3 ГэВ
Joint Evaluated Fission and Fusion File, JEFF-3.1	26 / 20–83	До 200 МэВ
High-Energy Proton Activation Data, HEPAD-2008	682 / 1–84	До 1 ГэВ

соответственно. Все файлы записаны в формате ENDF-6 с использованием секций MF=3, MT=5 и MF=6, MT=5. В секции MF=3, MT=5 представлены суммы неупругих сечений реакций в зависимости от энергии налетающего нейтрона; в секции MF=6, MT=5 – коэффициенты выходов остаточных ядер в зависимости от энергии налетающего нейтрона.

О РАСЧЕТНЫХ МОДЕЛЯХ ДЛЯ HEPAD-2008

В настоящее время в качестве расчетных инструментов моделирования ядерных реакций используются программы, реализующие как различные полуклассические подходы, так и модели квантово-молекулярной динамики (QMD). Границы применения той или иной полуклассической модели в конечном итоге определяются энергией налетающей частицы или ядра. Для описания высокоэнергетических взаимодействий (от 150 МэВ и выше) используются статистические модели; широкое распространение получила модель внутриядерного каскада (МВК). Нужно отметить, что понятие «выше» весьма условно, т. к. данные модели дают разумные результаты лишь в областях энергий до 3–5 ГэВ, где еще возможно пренебречь процессами многочастичного взаимодействия. В диапазоне от нескольких десятков мегаэлектронвольт до 150–250 МэВ используются различные предравновесные экситонные модели. В области более низких энергий используются феноменологическая модель испарения, предложенная Вайскопфом, и модель Хаузера-Фешбаха. Наряду с испарением в области низких энергий описывается конкурирующий процесс деления тяжелых ядер. На рисунке 1 схематично изображен подход к описанию высокоэнергетических процессов, реализуемый в современных расчетных программах. Важнейшим обстоятельством, влияющим на результа-

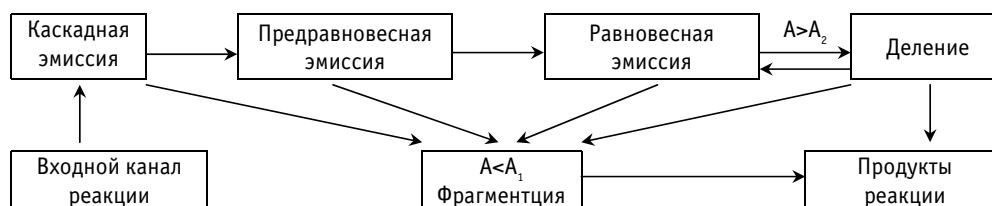


Рис. 1. Схематичное изображение ядерной реакции

ты моделирования ядерной реакции, помимо параметров каждой из модели, являются критерии для перехода между моделями.

Если в процессе реакции образуется осколок с массовым числом, меньшим A_1 , его дальнейшее поведение описывается в рамках модели фрагментации. Аналогично, поведение осколка с массовым числом, большим A_2 , описывается с помощью модели деления. Дальнейшее поведение осколков деления описывается в рамках испарительной модели. Для расчетов протонных активационных файлов на основе существующих программ были выбраны MCNPX 2.6c [6] и CASCADE/INPE [7]. Для описания ядер-ядерных взаимодействий в программу MCNPX 2.6c включены различные указанные выше модели, есть возможность использовать их комбинации.

В таблице 2 подробно представлены физические модели, реализуемые в вышеупомянутых программах и примененные для расчетов HEPAD-2008.

Среди MBK наиболее сложными, учитывающими ряд квантовых эффектов и дающими наилучшие результаты моделирования конкретных ядер в выбираемом диапазоне энергий, являются модели INCL4 и JINR/Dubna. Улучшение этих моделей и модели ISABEL продолжается и в настоящее время. Учет образования кластеров с массовыми числами $A \leq 4$ на каскадной стадии в моделях INCL4 и CEM03.01 является весомой положительной особенностью этих моделей. В области предравновесных процессов отметим, что в модели многочастичной предравновесной эмиссии (MEM) рассматриваются и внутриядерные переходы с уменьшением числа экситонов в конфигурационном пространстве.

При расчете сечений ядерных реакций для легких ядер использовалась только программа MCNPX. Более того, большинство комбинаций каскадно-предравновесно-испарительных моделей также не пригодно для ядер с массовым числом $A < 4$. Единственная модель, позволяющая производить расчет для ядер с массовым числом $A < 4$ в составе MCNPX 2.6c, – это CEM03.01, которая и использовалась для расчета активационных файлов в соответствующем массовом диапазоне. Однако для модели фрагментации в рамках CEM03.01, необходима дальнейшая доработка [23].

Таблица 2

Физические модели, реализуемые в программах MCNPX 2.6c и CASCADE/INPE

Расчетная модель	Программа	Модели для различных стадий ядерной реакции				
		Внутриядерный каскад	Предравновесная стадия	Равновесная стадия	Деление	Фрагментация
Bertini/Dresner	MCNPX 26C	Bertini [9, 10]	MPM [15]	Dresner [17]	RAL [20]	Fermi Breakup Модель [21]
Bertini/ABLA	MCNPX 26C			ABLA [18]		
ISABEL/Dresner	MCNPX 26C	ISABEL [11,12]		Dresner	RAL	
ISABEL/ABLA	MCNPX 26C			ABLA		
INCL4/Dresner	MCNPX 26C	INCL4 [13]		Dresner	RAL	
INCL4/ABLA	MCNPX 26C			ABLA		
CEM03.01 [8]	MCNPX 26C	JINR/Dubna [14] (с изменениями)	MEM [16]	GEM2 [19, 20]		Fermi Breakup модель (с изменениями) [22]
CASCADE	CASCADE/INPE	JINR/Dubna	–	JINR/Dubna (Weisskopf model)	JINR/Dubna	Не рассматривается

АНАЛИЗ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ БАЗЫ EXFOR

При расчете сечений недостаточно руководствоваться лишь аналитическими и экспертными оценками. Для выбора той или иной модели был проведен статистический анализ существующих экспериментальных данных и результатов расчета по восьми моделям, указанных в табл. 2 (Bertini/Dresner, Bertini/ABLA, ISABEL/Dresner, ISABEL/ABLA, INCL4/Dresner, INCL4/ABLA, CEM03.01 и CASCADE).

При проведении анализа авторами были выбраны все подходящие экспериментальные данные из библиотеки EXFOR – около 4000 протонных экспериментальных точек (измерений) для более, чем 1000 реакций на различных ядрах с зарядовым числом $Z = 6-84$ в энергетическом диапазоне $E = 150-1000$ МэВ. Рассматривались следующие реакции с независимыми выходами изотопов: (p, n) , (p, α) , (p, t) , (p, d) , $(p, {}^3\text{He})$ и другие, обозначенные как (p, x) . Наряду с независимыми выходами изотопов в рассмотрение были включены

- реакции образования ядер в основных состояниях, если метастабильное ядро переходит в основное состояние с вероятностью более 90% (вероятности переходов взяты из библиотеки FENDL-2/D);
- реакции для натуральных смесей, когда имеющаяся информация позволяет говорить о реакции на отдельном изотопе;
- суммы выходов ядер в основном или метастабильном состоянии, а также в основном, первом и втором метастабильном состояниях в том случае, если информации для этого достаточно, и сумма не приведена авторами эксперимента.

Распределения выбранных экспериментально измеренных значений в зависимости от энергии налетающего протона и массового числа ядра-мишени приведены на рис. 2. При этом наиболее информативным энергетическим диапазоном является $E=150-450$ МэВ (60% от общего числа выбранных экспериментальных данных), а также отдельные энергетические точки – 500, 600, 660, 800 МэВ и 1 ГэВ. Для изотопов ${}^{27}\text{Al}$ и ${}^{209}\text{Pb}$ в библиотеке EXFOR представлено наибольшее количество экспериментальных значений.

МЕТОДИКА ВЫБОРА ФИЗИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ И РАСЧЕТ ФАЙЛОВ NERAD-2008

Из всех рассмотренных статистических методов (метода наименьших квадратов, корреляционного, факторного и регрессионного анализов), в конечном итоге, предпочтение было отдано факторному анализу. Для оценки близости рассчитанных и экспериментальных данных весь диапазон экспериментальных точек был разбит на примерно равные поддиапазоны по массовому числу ядра-

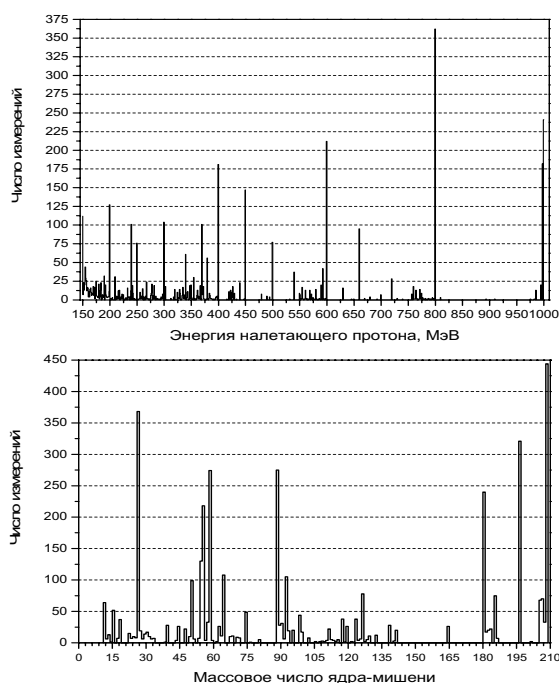


Рис. 2. Распределения экспериментальных измерений в зависимости от энергии налетающего протона и массового числа ядра-мишени

мишени. Каждый поддиапазон включал в себя порядка 400 экспериментальных точек, для которых были вычислены значения сечений выхода остаточных ядер для реакций типа (p,x) по всем восьми расчетным моделям. Данная процедура позволила перейти к частотному описанию моделей и частично нивелировать отсутствие экспериментальных данных для ряда нуклидов.

В рамках факторного подхода в качестве оценочного параметра принята линейная комбинация факторов согласия, рассчитываемых по формулам

$$F = 10^{\sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (\lg \sigma_i^{exp} - \lg \sigma_i^{calc})^2}},$$

где N – общее число экспериментальных точек; σ_i^{exp} – экспериментальное значение сечения, σ_i^{calc} – вычисленное значение сечения;

$$H = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left(\frac{\sigma_i^{exp} - \sigma_i^{calc}}{\Delta \sigma_i^{exp}} \right)^2},$$

где $\Delta \sigma_i^{exp}$ – погрешность экспериментального значения сечения [24].

В данном случае фактор F позволяет оценить взаимосвязь между рассчитанными и экспериментальными данными, а фактор H – учесть погрешность экспериментальных данных. Оба эти фактора широко используются в подобных сравнениях. Линейная комбинация факторов согласия вычислялась в виде суммы факторов F и H с весом, равным суммарному значению каждого фактора для всех моделей в выбранном диапазоне массовых чисел ядра-мишени.

В качестве отбраковочных использовались следующие критерии:

- исключалась из рассмотрения экспериментальная точка, для которой отношение экспериментальных и теоретических сечений выхода остаточного ядра выпадает из диапазона 0.01–100;
- исключалась из рассмотрения экспериментальная точка в случае, если хотя бы одно значение сечения по одной из рассматриваемых моделей было равно нулю;
- при расчете фактора согласия H исключалась из рассмотрения экспериментальная точка, если экспериментальная погрешность сечения не была указана авторами эксперимента или равнялась нулю.

Результаты вычислений приведены в табл. 3. Ввиду ограничения использования большинства выбранных моделей для расчета активационных сечений в области легких ядер ^1H – ^4He факторный анализ не проводился.

На основе результатов, приведенных в табл. 3, для каждого поддиапазона массовых чисел изотопов были отобраны оптимальные расчетные модели, которые наиболее точно согласуются с существующими на сегодняшний день активационными экспериментальными данными. В таблице 4 представлены выбранные модели для каждого поддиапазона. На основе выбранных моделей производился расчет активационных данных для создания библиотеки HEPAD-2008.

В диапазоне массовых чисел 56–59 для расчетов была выбрана модель Bertini/Dresner. Это позволило сэкономить общее время вычислений и, как видно из таблицы 3, практически не повлияло на результат, в рассматриваемом поддиапазоне массовых чисел MBK INCL4 и Bertini дают весьма близкие результаты. В отношении времени вычислений речь идет о десятикратном выигрыше при расчете одного файла.

На основе выходных файлов MCNPX 2.6c и CASCADE/INPE, производилась компиляция активационных файлов в формате ENDF-6. В качестве отборочного критерия для включения протонных данных в файлы была выбрана относительная

Таблица 3

Значения линейной комбинации нормированных факторов согласия H и F в зависимости от поддиапазона массового числа ядер-мишени

Поддиапазон А ядра-мишени	Bertini/ ABLA	Bertini/ Dresner	CEM03.01	INCL4/ ABLA	INCL4/ Dresner	ISABEL/ ABLA	ISABEL/ Dresner	CASCADE
12-19	0.3069	0.2931	0.1818	0.3660	0.3509	0.2583	0.2431	-
23-27	0.2730	0.1765	0.2784	0.3050	0.1657	0.3168	0.2232	0.2613
28-55	0.2820	0.2962	0.2123	0.2353	0.2379	0.2728	0.2898	0.1736
56-59	0.2442	0.2170	0.2354	0.2846	0.2160	0.2799	0.2436	0.2793
60-89	0.3001	0.3157	0.1814	0.2814	0.2933	0.2461	0.2413	0.1406
90-124	0.3523	0.2132	0.3371	0.2448	0.1747	0.2738	0.2175	0.1865
125-181	0.2634	0.2800	0.2312	0.2642	0.2738	0.2415	0.2362	0.2096
182-197	0.3092	0.3078	0.1373	0.3055	0.3189	0.2275	0.2515	0.1424
206-209	0.2849	0.3176	0.1597	0.2525	0.2952	0.2224	0.2700	0.1978

Таблица 4

Расчетные модели для создания библиотеки NEPAD-2008

Поддиапазон	Рекомендованная модель для расчета
1-H-1 - 10-Ne-22	CEM03.01
11-Na-23 - 13-Al-27	INCL4/Dresner
12-Mg-28 - 27-Co-55	CASCADE
29-Cu-56 - 28-Ni-59	Bertini/Dresner
26-Fe-60 - 40-Zr-89	CASCADE
38-Sr-90 - 54-Xe-124	INCL4/ Dresner
50-Sn-125 - 75-Re-181	CASCADE
72-Hf-182 - 84-Po-210	CEM03.01

ошибка, рассчитанная как отношение оценки дисперсии и среднего значения вероятности образования данного остаточного ядра в результате розыгрыша N Монте-Карло историй [25]:

$$R = \frac{S_{\bar{x}}}{\bar{x}} = \left[\frac{\sum_{i=1}^N x_i^2}{\left(\sum_{i=1}^N x_i \right)^2} - \frac{1}{N} \right]^{1/2} = \left[\frac{1}{n} - \frac{1}{N} \right]^{1/2},$$

где i – номер разыгрываемой Монте-Карло истории; N – общее число историй; x_i – вероятность образования данного остаточного ядра в результате розыгрыша i -ой истории (может принимать значения 0 или 1); n – число Монте-Карло историй, в результате которых образовалось данное остаточное ядро.

В файл записывались ядерные данные для выбранного канала реакции, если значение относительной ошибки не превышало 20%.

В завершение работы было произведено сравнение данных файлов HEPAD-2008 и экспериментальных данных EXFOR. В ряде случаев были обнаружены значительные расхождения, которые частично были устранены там, где полнота экспериментальных данных позволила это сделать. На рисунке 3 приведены несколько примеров соответствия экспериментальных данных и данных из файлов HEPAD-2008.

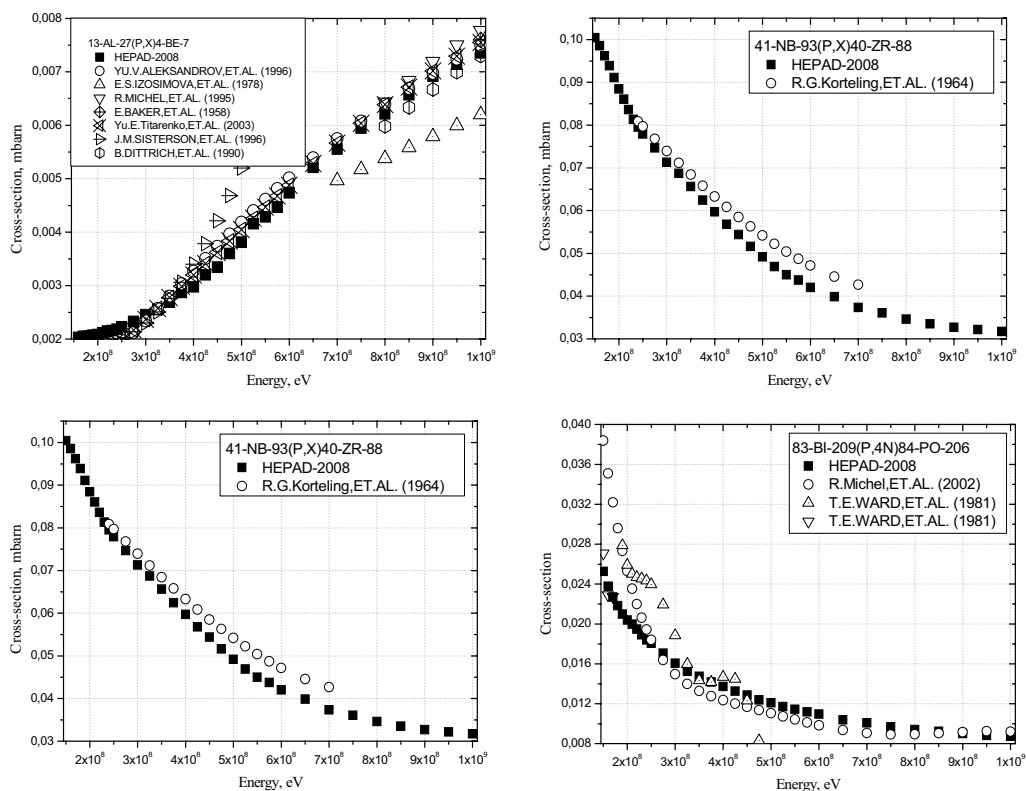


Рис. 3. Сечения выхода изотопов. Сравнение данных EXFOR и HEPAD-2008

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Создана библиотека протонных активационных ядерных данных HEPAD-2008. Расчет значительной части файлов производился с использованием JINR/Dubna каскадно-испарительной модели, модифицированной в программах CEM03.01 и CASCADE/INPE. Оставшаяся часть сечений была рассчитана по программе MCNPX 2.6c с использованием испарительной и делительной моделей Dresner и RAL в комбинации с MBK INCL4. Такой выбор моделей был продиктован результатами сравнения экспериментальных активационных данных из библиотеки EXFOR с результатами расчетов. На заключительном этапе данные части файлов HEPAD-2008 были уточнены на основе экспериментальных данных.

Данная работа выполнена в рамках реализации ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009–2013 годы.

Литература

1. McLane V. EXFOR Basis. A Short Guide to the Nuclear Reaction Data Exchange Format // BNL-NCS-63380-2000/05-Rev., 2000.

2. The European Activation File: EAF-2007, <http://www.nea.fr/dbforms/data/eva/evatapes/eaf2007/>
3. Konobeyev A.Yu., Broeders C.H.M., Fischer U., Mercatali L., Schmuck I. and Simakov S.P. The Proton Activation Data File PADF-2007, DOI: 10.1051/ndata:07352.
4. JENDL-3.3, <http://www.nea.fr/dbforms/data/eva/evatapes/jendl33/>
5. JEFF-3.1, <http://www.nea.fr/html/dbdata/JEFF/>
6. Hendricks J.S. MCNPX, VERSION 26C, Los Alamos National Laboratory Report, LA-UR-06-7991, 2006.
7. Barashenkov V.S., Korovin Yu.A., Konobeyev A.Yu., Sosnin V.N. // Atomnaya Energiya. – 1999. – 87. – 283-286.
8. Mashnik S.G., Gudima K.K., Sierk A.J., Baznat M.I., Mokhov N.V. CEM03.01 User Manual, LANL Report LA-UR-05-7321, Los Alamos, 2005.
9. Bertini H.W. Low-Energy Intranuclear Cascade Calculation // Phys. Rev. – 1963. – 131. – 1801.
10. Bertini H.W. Intranuclear-Cascade Calculation of the Secondary Nucleon Spectra from Nucleon-Nucleus Interactions in the Energy Range 340 to 2900 MeV and Comparison with Experiments // Phys. Rev. – 1969. – 188. – 1711.
11. Yariv Y., Fraenkel Z. Intranuclear Cascade Calculation of High-Energies Heavy-Ion Interactions // Phys. Rev. – 1979. – C 20. – 2227.
12. Yariv Y., Fraenkel Z. Intranuclear Cascade Calculation of High-Energies Heavy-Ion Collisions: Effects of Interactions Between Cascade Particles // Phys. Rev. – 1981. – C 24. – 488.
13. Boudard A., Cugnon J., Volant C. Intranuclear Cascade Model for a Comprehensive Description of Spallation Reaction data // Phys. Rev. – 2002. – C 66. – 044615.
14. Barashenkov V.S., Toneev V.D. Interactions of high energy particles and atomic nuclei with nuclei, Atomizdat, 1972 (in Russian).
15. Prael R.E. et al. Adaptation of the Multistage Preequilibrium Model for the Monte Carlo Method (I). // LA-UR-88-3238. – 1988.
16. Gudima K.K., Ososkov G.A., and Toneev V.D. Model for Pre-Equilibrium Decay of Excited Nuclei // Sov. J. Nucl. Phys. – 1975. – 21. – 138.
17. Dresner L. EVAP, A Fortran Program for Calculation the Evaporation of Various Particles from Excited Compound Nuclei // ORNL-TM-196. – 1962.
18. Junghans A.R. et al. Projectile-Fragment Yields as a Probe for the Collective Enhancement in the Nuclear Level Density // Nuclear Physics A. – 1998. – 629. – P.635-655.
19. Furihata S. Statistical Analysis of Light Fragment Production from Medium Energy Proton-Induced Reactions // Nucl. Instr. Meth. – 2000. – B 171.
20. Atchison F. Spallation and Fission in Heavy Metal Nuclei under Medium Energy Proton Bombardment in Targets for Neutron Beam Spallation Sources // Jul-Conf-34. – Kernforschungsanlage Julich GmbH. – 1980.
21. Brenner D.J., Prael R.E., Dicello J.F. and Zaider M. Improved Calculations of Energy Deposition from Fast Neutrons // Proceedings, Fourth Symposium on Neutron Dosimetry, EUR-7448, Munich-Neuherberg. – 1981.
22. Amelin N. Physics and Algorithms of the Hadronic Monte-Carlo Event Generators. Notes for a Developer, CERN/IT/ASD Report CERN/IT/99/6, Geneva, Switzerland and JINR/LHE, Dubna, Russia; Geant4 Users Documents, Physics Reference Manual, 1998.
23. Mashnik S.G., Gudima K.K., Prael R.E., Sierk A., Baznat M.I. and Mokhov N.V. CEM03.03 and LAQGSM03.03 Event Generators for the MCNP6, MCNPX, and MARS15 Transport Codes, LANL Report LA-UR-08-2931, 2008.
24. International Codes and Model Intercomparison for Intermediate Energy Activation Yields // NSCDOC (97). – 1 January 1997.
25. Booth T.E. et al. MCNP – A General Monte Carlo N-Particle Transport Code, Version 5 // Volume I: Overview and Theory, LA-UR-03-1987. – 2003. – P.2-109.

Поступила в редакцию 27.04.2009

ОБОБЩАЮЩИЙ ЭКСПЛУАТАЦИОННО- КОНСТРУКТИВНЫЙ ПАРАМЕТР ДЛЯ ВОДО-ВОДЯНЫХ РЕАКТОРОВ

В.И. Королев

*Государственная морская академия (ГМА) им. адм. С.О. Макарова,
г. Санкт-Петербург*



В статье предлагается комбинация эксплуатационно-конструктивных параметров, которая является универсальной для активных зон различных размеров и назначения. Данная комбинация рассматривается как обобщенный безразмерный параметр для подобных активных зон. Величина этого параметра может быть найдена с использованием эксплуатационно-конструктивных параметров или только конструктивных характеристик твэлов. Данный обобщающий параметр может быть применен при проектировании новых активных зон с заданными характеристиками.

Для оценки эффективности использования ядерного топлива в реакторе применяется ряд показателей, определяющих его глубину выгорания. Рассматривается отношение суммарной энерговыработки реактора от момента загрузки топлива до момента полной выгрузки его из активной зоны к общей массе загружаемого в активную зону металлического урана (U-235 + U-238) G_u^0 . Эту величину называют *средней удельной энерговыработкой активной зоны* или глубиной выгорания ядерного топлива, МВт·сут/тУ:

$$\bar{B} = \frac{1}{G_u^0} \sum_i^n Q_{p,i} \tau_i = \frac{1}{G_u^0} Q_{p,0} T_{эф}, \quad (1)$$

где $Q_{p,i}$, $Q_{p,0}$ – мощность реактора соответственно на i -м режиме и номинальная; τ_i , $T_{эф}$ – время работы реактора соответственно на i -м режиме и эффективное время; n – количество режимов за время использования ядерного топлива в активной зоне.

В процессе выгорания топлива уменьшается количество атомов U-235, поскольку они превращаются в атомы других элементов. При этом часть образующихся элементов (осколки деления) имеют большое сечение поглощения нейтронов, и размножающая способность среды активной зоны постепенно снижается. Таким образом, выгорание топлива можно измерять не только величиной энерговыработки, но и массой выгоревшего топлива или накоплением продуктов деления.

В этой связи важным удельным показателем эксплуатации активной зоны является отношение массы выгоревшего U-235 ΔG_5 (осколков деления) к общей массе загруженного в активную зону металлического урана (U-235 + U-238), кг/тУ:

$$\bar{\rho}_{\text{н.д.}} = \frac{\Delta G_5}{G_U^0}. \quad (2)$$

При использовании дисперсионного ядерного топлива (в транспортных реакторах) рассматривается отношение массы выгоревшего U-235 к объему топливной матрицы $V_{\text{тм}}$, г/см³:

$$\bar{g}_{\text{н.д.}} = \frac{\Delta G_5}{V_{\text{тм}}}. \quad (3)$$

Можно установить связь между глубиной выгорания топлива в МВт·сут/тU (1) и г/см³ (3).

$$\frac{\bar{B}}{\bar{g}_{\text{н.д.}}} = \frac{W_p}{G_U^0} \frac{V_{\text{тм}}}{\Delta G_5} = \frac{W_p}{\Delta G_5} \frac{V_{\text{тм}}}{G_U^0} = \frac{W_p}{kW_p \cdot 10^{-3}} \frac{V_{\text{тм}}}{\frac{235z_5 + 238(1-z_5)}{267z_5 + 270(1-z_5)} \gamma_{\text{ду}} b_{\text{ду}} V_{\text{тм}} \cdot 10^{-6}}, \quad (4)$$

где \bar{k} – полный удельный расход делящихся нуклидов; z_5 – обогащение топлива U-235; $\gamma_{\text{ду}}$ – удельный вес двуокиси урана; $b_{\text{ду}}$ – объемное содержание двуокиси урана в топливной композиции.

Полный удельный расход делящихся нуклидов \bar{k} учитывает наличие конкурирующих с делением реакций радиационного захвата и вклад изотопов плутония.

Величина $\frac{235z_5 + 238(1-z_5)}{267z_5 + 270(1-z_5)}$ для ядерного топлива, содержащего двуокись урана, в широком диапазоне изменения обогащения топлива U-235 z_5 имеет значение $\approx 0,88$. Тогда выражение (4) можно записать в следующем виде:

$$\bar{B} = 1,1346 \cdot 10^9 \frac{\bar{g}_{\text{н.д.}}}{k \gamma_{\text{ду}} b_{\text{ду}}}. \quad (5)$$

Примем плотность двуокиси урана 10200 кг/м³, объемное содержание двуокиси урана в керамическом топливе $b_{\text{ду}} = 1$, тогда глубина выгорания в МВт·сут/тU

$$\bar{B} \approx 11,1 \cdot 10^4 \bar{g}_{\text{н.д.}} / \bar{k}. \quad (6)$$

Связь между выражениями (3) и (2) для ядерного топлива из двуокиси урана записывается следующим образом:

$$\frac{\bar{\rho}_{\text{н.д.}}}{\bar{g}_{\text{н.д.}}} = \frac{\Delta G_5}{G_U^0} \frac{V_{\text{тм}}}{\Delta G_5} = \frac{V_{\text{тм}}}{G_U^0} = \frac{V_{\text{тм}}}{\frac{235z_5 + 238(1-z_5)}{267z_5 + 270(1-z_5)} \gamma_{\text{ду}} b_{\text{ду}} V_{\text{тм}} \cdot 10^{-6}}, \quad (7)$$

откуда

$$\bar{g}_{\text{н.д.}} = \bar{\rho}_{\text{н.д.}} \frac{235 \cdot z_5 + 238(1-z_5)}{267 \cdot z_5 + 270(1-z_5)} \gamma_{\text{ду}} b_{\text{ду}} = 8,97 \cdot 10^{-3} b_{\text{ду}} \bar{\rho}_{\text{н.д.}}. \quad (8)$$

В единице объема топливной матрицы за кампанию в среднем накопится продуктов деления, г/см³

$$\bar{g}_{\text{н.д.}} = \frac{\bar{k} \cdot Q_{p,0} T_{\text{эф}}}{V_{\text{тм}}}. \quad (9)$$

При длительной эксплуатации активной зоны наступает момент, когда из-за механического воздействия топлива на оболочку в ней возникают трещины. Количество, протяженность и глубина трещин постепенно нарастают, и возникает прямой контакт между топливом и теплоносителем (открытый уран). При опреде-

ленном повышении активности теплоносителя из-за наличия в нем вымытых из топлива осколков деления принимается решение об остановке реактора и полной или частичной перегрузке топлива.

Таким образом, основным препятствием для роста глубины выгорания ядерного топлива и длительности эффективной кампании являются прочностные характеристики оболочек твэлов. В этой связи твэл можно рассматривать как некоторую изменяющуюся механическую систему, включающую в себя топливную композицию и оболочку, которая должна обеспечивать герметичность системы по отношению к окружающей среде (водному теплоносителю) в течение кампании. Изменение состояния системы связано с непрерывным процессом увеличения объема топливной композиции из-за накопления осколков деления в течение кампании. Происходит интенсивное и непрерывное «легирование» топлива продуктами деления и радиоактивного распада. Это, в свою очередь, приводит к нарастающему механическому воздействию топлива на оболочки твэлов.

Кроме того происходит непрерывная деградация материала оболочки из-за воздействия агрессивной среды теплоносителя, термоусталостных процессов, роста внутреннего давления в твэле и механического воздействия топливной композиции на оболочку. Наконец оболочки твэлов испытывают длительное радиационное воздействие, что вызывает их охрупчивание, снижение пластичности и возрастание скорости ползучести. Максимально допустимое накопление осколков деления, которое твэлы могут выдержать без разрушения, определяется их конструкцией, материалами и условиями эксплуатации.

Значит основным ограничением на длительность эффективной топливной кампании $T_{эф}$ (достижимую глубину выгорания ядерного топлива) является способность оболочки твэла сохранять свою герметичность в течение данного срока.

В этой связи определенное влияние на сохранение герметичности оболочек твэлов оказывает максимальная плотность теплового потока в активной зоне q_s^{\max} и максимальное удельное накопление продуктов деления в топливе $g_{п.д.}^{\max}$.

Полезным для анализа новых технических решений может быть *безразмерный комбинированный параметр*, который непосредственно связан с надежностью активной зоны, ее энергоресурсом и конструкцией твэла. В работе [1] была установлена связь между диаметром оболочки твэла $d_{об}^{ТВЭЛ}$, отношением $q_s^{\max} / g_{п.д.}^{\max}$ и эффективной кампанией $T_{эф}$.

Безразмерный комбинированный параметр можно представить следующим образом:

$$Pr = 4 \frac{q_s^{\max}}{g_{п.д.}^{\max}} \bar{k} \cdot T_{эф} \frac{1}{d_{об}^{ТВЭЛ}}. \quad (10)$$

Запишем отношение $q_s^{\max} / g_{п.д.}^{\max}$ в следующем виде:

$$q_s^{\max} / g_{п.д.}^{\max} = \frac{Q_{p,0}}{F_{ТВЭЛ}^{\Sigma}} k_v^q \cdot \frac{V_{тм}}{\bar{k} \cdot k_v^{q^*} \cdot Q_{p,0} \cdot T_{эф}} = \frac{V_{тм}}{F_{ТВЭЛ}^{\Sigma}} \cdot \frac{1}{\bar{k} \cdot T_{эф}}.$$

В первом приближении можно принять, что образование шлаков пропорционально энерговыделению, т.е. там, где имеет место большая неравномерность энерговыделения, там и большее накопление шлаков, и поэтому $k_v^q \approx k_v^{q^*}$.

Отношение объема топливной матрицы к суммарной теплообменной поверхности твэлов можно представить следующим образом:

$$\frac{V_{тм}}{F_{ТВЭЛ}^{\Sigma}} = \frac{\pi (d_{т}^{ТВЭЛ})^2 H_{аз} n_{ТВЭЛ}}{4} \frac{1}{\pi d_{об}^{ТВЭЛ} H_{аз} n_{ТВЭЛ}} = 0,25 \cdot \frac{(d_{т}^{ТВЭЛ})^2}{d_{об}^{ТВЭЛ}}, \quad (11)$$

где $d_t^{\text{ТВЭЛ}}$ – диаметр топлива в ТВэле; $n_{\text{ТВЭЛ}}$ – количество ТВЭлов в активной зоне; $H_{\text{аз}}$ – высота активной зоны.

Если используется дисперсионное топливо с компенсатором распухания, то объем топлива в ТВэле уменьшается на величину объема компенсатора. Это можно учесть поправочным коэффициентом $k_{\text{кр}}$, тогда выражение (11) примет вид

$$\frac{V_{\text{тм}}}{F_{\text{ТВЭЛ}}^{\Sigma}} = 0,25 \frac{\left[\left(d_t^{\text{ТВЭЛ}} \right)^2 - \left(k_{\text{кр}} d_t^{\text{ТВЭЛ}} \right)^2 \right]}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} = 0,25 \frac{\left(d_t^{\text{ТВЭЛ}} \right)^2}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} (1 - k_{\text{кр}}^2) = \frac{\left(r_t^{\text{ТВЭЛ}} \right)^2}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} (1 - k_{\text{кр}}^2). \quad (12)$$

В конструкции ТВЭлов, содержащих керамическое топливо (UO_2 , UC_2), предполагается наличие газового зазора между топливными элементами и оболочкой, а также центрального отверстия в топливном элементе. Это необходимо учесть при определении соотношения между объемом топливной композиции и поверхностью теплообмена ТВэла.

С учетом (12) выражение $\frac{q_s^{\text{max}}}{g_{\text{шл}}^{\text{max}}}$ можно переписать в следующем виде:

$$\frac{q_s^{\text{max}}}{g_{\text{п.д.}}^{\text{max}}} = 0,25 \frac{\left[\left(d_t^{\text{ТВЭЛ}} \right)^2 - \left(k_{\text{кр}} d_t^{\text{ТВЭЛ}} \right)^2 \right]}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} \cdot \frac{1}{\bar{k} \cdot T_{\text{эф}}} = 0,25 \frac{\left(d_t^{\text{ТВЭЛ}} \right)^2}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} (1 - k_{\text{кр}}^2) \frac{1}{\bar{k} \cdot T_{\text{эф}}}. \quad (13)$$

Величина $q_s^{\text{max}} / g_{\text{п.д.}}^{\text{max}}$ обратно пропорциональна эффективной кампании активной зоны, т.е. $\frac{q_s^{\text{max}}}{g_{\text{п.д.}}^{\text{max}}} \sim \frac{1}{T_{\text{эф}}} = \frac{Q_{\text{р,0}}}{\sum_{i=1}^N Q_{\text{р,i}} \cdot \tau_i}$. При $q_s^{\text{max}} = \text{const}$ и росте $g_{\text{п.д.}}^{\text{max}}$ уменьшается от-

ношение $q_s^{\text{max}} / g_{\text{п.д.}}^{\text{max}}$ и растет $T_{\text{эф}}$. Величина q_s^{max} лишь косвенно может влиять на длительность эффективной кампании.

В безразмерный комбинированный параметр (10) входит также $1/d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}$. От выбранного эквивалентного диаметра оболочки ТВэла зависит объем топлива, которое можно разместить в активной зоне заданного диаметра. Чем больше диаметр оболочек ТВЭлов, тем больший объем топлива можно разместить в активной зоне, следовательно, больше ее энергозапас. Но, с другой стороны, уменьшается суммарная теплообменная поверхность оболочек ТВЭлов и при данной номинальной мощности реактора возрастает максимальная плотность теплового потока в активной зоне. Это приводит к увеличению температуры топливной композиции и оболочек. Значит снижается долговечность оболочек и топлива, и уменьшается энергоресурс активной зоны. Кроме того увеличение диаметра оболочек ТВЭлов приводит при прочих равных условиях к снижению проходного сечения активной зоны для теплоносителя, росту его скорости и увеличению гидравлического сопротивления активной зоны. Из сказанного следует, что выбор эквивалентного диаметра ТВэла для активной зоны является ответственной процедурой, в значительной мере влияющей на ее будущие эксплуатационные показатели.

Увеличение диаметра ТВэла повышает самоэкранировку топлива, что снижает коэффициент использования тепловых нейтронов. С увеличением загрузки топлива возрастает поглощение нейтронов на U-238, что также снижает эффективный коэффициент размножения нейтронов и соответственно увеличивается удельный расход U-235.

Умножим выражение (13) на величину $4 \frac{\bar{k} \cdot T_{\text{эф}}}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}}$, получим

$$4 \frac{q_s^{\max}}{g_{\text{п.д.}}} \frac{\bar{k} \cdot T_{\text{эф}}}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} = 0,25 \frac{(d_{\text{т}}^{\text{ТВЭЛ}})^2}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} (1 - k_{\text{кр}}^2) \frac{1}{\bar{k} \cdot T_{\text{эф}}} 4 \frac{\bar{k} \cdot T_{\text{эф}}}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} = \left(\frac{d_{\text{т}}^{\text{ТВЭЛ}}}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} \right)^2 (1 - k_{\text{кр}}^2),$$

откуда

$$\text{Pr} = \left(\frac{d_{\text{т}}^{\text{ТВЭЛ}}}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} \right)^2 (1 - k_{\text{кр}}^2) = \left(1 - \frac{2 \sum_{i=1}^n \delta_i}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} \right)^2 (1 - k_{\text{кр}}^2), \quad (14)$$

где δ_i – толщина i -го слоя, окружающего топливную композицию в пределах твэлов (оболочка, газовый зазор).

Из выражения (14) следует, что величина Pr , объединяющая конструктивно-эксплуатационные характеристики активной зоны, зависит только от особенностей конструкции твэлов, используемых в данной активной зоне. Чем больше диаметр твэла, меньший объем занимает компенсатор распухания и меньше толщина оболочки твэла в дисперсионном топливе, тем больше величина Pr , т.е. фактически, чем больше площадь сечения топливной композиции в твэле, тем выше значение Pr .

Параметр Pr можно использовать как критерий подобия при разработке вариантов реакторов одного класса (например, малой мощности) или одной группы (водо-водяные). При рассмотрении вариантов можно в рамках критерия подобия варьировать любым параметром или группой параметров в пределах изменения критерия.

Параметр Pr целесообразно рассматривать для конечного состояния активной зоны, когда топливо полностью выгорело и требуется его перегрузка (топливная кампания исчерпана). Однако, поскольку значение параметра Pr зависит только от конструкции твэла (отношение площади, занятой топливом, к площади оболочки в поперечном сечении твэла), то в любой момент времени эксплуатации активной зоны $\text{Pr} = \text{const}$. Приняв q_s^{\max} , МВт/м²; \bar{k} , г/МВт·сут; $g_{\text{п.д.}}^{\max}$, г/см³; $T_{\text{эф}}$, ч; $d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}$, м, получим

$$g_{\text{п.д.}}^{\max} = 0,167 \cdot 10^{-6} \frac{\bar{k} q_s^{\max}}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}} \text{Pr}} T_{\text{эф}} = 0,167 \cdot 10^{-6} \cdot \left(\frac{\bar{q}_s k_v^q}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}} \text{Pr}} \right) \cdot \bar{k} \cdot \frac{\sum_{i=1}^N q_{p,i} \cdot \tau_i}{q_{p,0}}.$$

Выражение (14) можно использовать для определения требуемого диаметра оболочки твэла. Запишем выражение его в следующем виде:

$$4 \frac{q_s^{\max}}{g_{\text{п.д.}}} \cdot \bar{k} \cdot T_{\text{эф}} \frac{1}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} = \left(1 - \frac{2\delta_{\text{об}}}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} \right)^2 (1 - k_{\text{кр}}^2) \quad \text{или} \quad A \frac{1}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} = \left(1 - 2 \frac{\delta_{\text{об}}}{d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}}} \right)^2. \quad (15)$$

После преобразования выражения (15) можно получить

$$d_{\text{об}}^{\text{ТВЭЛ}} = 0,5 \left[A + \sqrt{A(A + 8\delta_{\text{об}})} + 4\delta_{\text{об}} \right], \quad (16)$$

где $A = 4 \left(\frac{q_s^{\max}}{g_{\text{п.д.}}} \bar{k} T_{\text{эф}} \right) \frac{1}{(1 - k_{\text{кр}}^2)}$, м; $\delta_{\text{об}}$ – толщина оболочки твэла, м.

В более общем случае диаметр топлива может отличаться от диаметра оболочки твэла на величину толщины оболочки твэла и толщину газового зазора, тогда вместо $\delta_{\text{об}}$ в формулу (16) следует подставлять $\delta_{\Sigma} = (\delta_{\text{об}} + \delta_{\text{газ}})$.

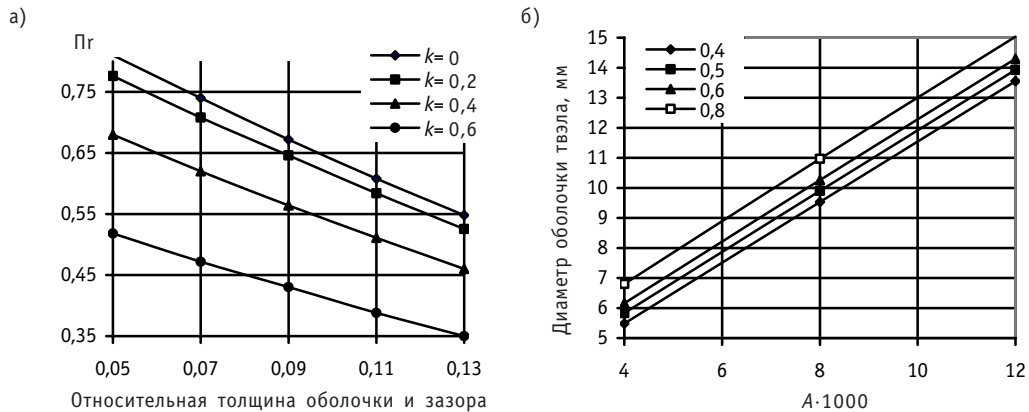


Рис. 1. Изменение конструктивно-эксплуатационного параметра в зависимости от относительной толщины оболочки твэла и зазора между оболочкой и топливом $\delta_{\Sigma}/d_{об}^{ТВЭЛ}$ и коэффициентов $k_{ц}$ или $k_{кр}$, учитывающих соответственно внутреннее отверстие в топливе или компенсатор распухания (а) и диаметра оболочки твэла в зависимости от числа A , m и суммарной толщины оболочки и зазора δ_{Σ} (б)

Заметим, что $Pr = A(1 - k_{кр}^2) / d_{об}^{ТВЭЛ}$. При известном значении Pr геометрические характеристики твэла определяются из соотношения

$$\sqrt{Pr} = \frac{d_{т}^{ТВЭЛ}}{d_{об}^{ТВЭЛ}} \sqrt{1 - k_{кр}^2}. \quad (17)$$

На рисунке 1 показано изменение конструктивно-эксплуатационного параметра в зависимости от относительной толщины оболочки твэла и зазора между оболочкой и топливом $\delta_{\Sigma}/d_{об}^{ТВЭЛ}$, а также коэффициента $k_{ц}$, учитывающего внутреннее отверстие в топливе или наличие компенсатора распухания $k_{кр}$.

Допустим, имеются типовые твэлы, у которых $\frac{\delta_{\Sigma}}{d_{об}^{ТВЭЛ}} = \frac{\delta_{об} + \delta_{ззз}}{d_{об}^{ТВЭЛ}} = 0,09$, $k_{кр} = 0,2$ и $\delta_{об} + \delta_{ззз} = 0,65$. По графику (см. рис. 1а) имеем $Pr = 0,65$. Диаметр оболочки твэла $d_{об}^{ТВЭЛ} = 0,65 / 0,09 = 7,22$. Ставится задача увеличить эффективную кампанию реактора данной мощности в 2 раза. Длительность эффективной кампании определим из выражения (10):

$$T_{эф} = Pr \left(\frac{g_{п.д.}^{max}}{q_s^{max}} \right) \frac{1}{k} d_{об}^{ТВЭЛ}.$$

При этом $g_{п.д.}^{max} \leq \{g_{п.д.}^{max}\}$, где $\{g_{п.д.}^{max}\}$ – допустимое значение накопления продуктов деления по условию герметичности оболочек твэлов. При данных условиях увеличить эффективную кампанию вдвое можно за счет снижения вдвое максимальной плотности теплового потока в активной зоне. Если номинальная мощность реактора не меняется, то снизить плотность теплового потока можно за счет увеличения количества твэлов и диаметра активной зоны

$$\frac{F_{ТВЭЛ,2}^{\Sigma}}{F_{ТВЭЛ,1}^{\Sigma}} = \frac{D_{аз,2} n_{ТВЭЛ,2}}{D_{аз,1} n_{ТВЭЛ,1}}.$$

Следует отметить, что в активных зонах больших размеров сложнее обеспечить стабильность полей энерговыделения в процессе кампании. Это связано с пониженными значениями материального параметра зон профилирования, определяющими форму поля. При одинаковых «разбалансах» k_{∞} относительное изменение материального параметра и деформация формы поля тем больше, чем ближе к

единице исходное значение k_{∞} . По этой же причине в зоне больших размеров гораздо сильнее, чем в малой зоне, деформируются поля энерговыделения при погружении РО системы компенсации реактивности. В энергетических реакторах большой мощности снижение воздействия РО СУЗ на энерговыделение осуществляется за счет применения борной кислоты.

Другой путь увеличения эффективной кампании – увеличение значения $\{g_{п.д.}^{\max}\}$ за счет оптимизации конструкции твэлов и использования более стойких к расстрескиванию материалов оболочки твэла.

Применение в практике проектирования разработанного в статье конструктивно-эксплуатационного параметра позволяет на предварительном этапе проектирования решать различные задачи по оптимизации конструкции активной зоны с заданными конструктивными и эксплуатационными характеристиками. Данный параметр можно считать *критерием подобия* для большого класса активных зон, в которых используются стержневые твэлы круглого сечения. При необходимости можно рассмотреть и другие конструкции твэлов, для которых приведенные в статье алгоритмы будут также верны.

Литература

1. Королев В.И., Ластовцев А.Ю. Прогнозирование конструктивных характеристик активных зон ядерных реакторов малой мощности для надводных плавучих объектов/Эксплуатация морского транспорта: Тр. ГМА. – №2. – Изд-во ГМА, 2008. – С. 47-53.

Поступила в редакцию 8.12.2008

ВЫБОР ТОПЛИВНОЙ КОМПОЗИЦИИ ДЛЯ СПЕЦИАЛИЗИРОВАННОГО МЕДИЦИНСКОГО РЕАКТОРА

А.В. Левченко*, В.А. Баршевцев*, Ю.А. Казанский**

** ЭНИМЦ «Моделирующие Системы», г. Обнинск*

*** Обнинский государственный технический университет атомной энергетики,
г. Обнинск*



В работе рассмотрено расчетное обоснование выбора топливной композиции для специализированного медицинского реактора. Сравнение проводилось для топлива на основе америция и более распространенного – уранового как в матрице гидрида циркония, так и в виде диоксида урана. Сопоставлены основные нейтроно-физические характеристики и сделан вывод о преимуществе топлива в виде диоксида урана.

ВВЕДЕНИЕ

Радиационные методы лечения онкологических заболеваний включают в себя нейтронную и нейтронозахватную терапию. При этом получили распространение нейтронные пучки, главным образом, исследовательских реакторов [1]. Возникла необходимость [2] создания специализированных медицинских реакторов с их размещением в онкологических клиниках. Следует отметить ряд проектных разработок специализированных реакторов для получения нейтронных пучков [7–10] и действовавший реактор TAPIRO [6].

При размещении реактора в клинике возникает комплексное требование по обеспечению высочайшего уровня безопасности и минимального влияния на окружающую среду и человека даже при умышленном (террористическом) разрушении реактора. Эти требования были четко сформулированы в [11]. В частности, реактивная авария должна исключаться за счет запаса реактивности, меньшей, чем доля запаздывающих нейтронов, а возможность простого управления реактором реализуется за счет минимального изменения технологических параметров реактора при выводе на мощность. Требуется минимальное количество делений в реакторе, нормированное на один нейтрон в месте расположения пациента, что совместно со старт-стопным режимом работы реактора обеспечивают минимально возможную радиоактивность топлива. При использовании нейтронозахватной терапии важным оказывается спектральное распределение нейтронов, от которого зависит значение терапевтического эффекта (отношение поглощенной дозы в поврежденной ткани к максимальной дозе в здоровой ткани), а также ограничение в нейтронном пучке примеси гамма-излучения. Реализация приведенных требований зависит в значительной степени от выбора топливной композиции и геометрии реактора, от конструкционных материалов активной зоны и отражателя, от обогащения топлива и, наконец, от мощности реактора.

Наиболее отвечающими перечисленным требованиям по своим характеристикам являются итальянский реактор TAPIRO с мощностью 5 кВт [6] и канадский SLOWPOKE с мощностью 20 кВт [7]. Существенный недостаток реактора TAPIRO – высокое (93,5%) обогащение топлива по ^{235}U , что с точки зрения нераспространения делящихся материалов делает его непригодным для экспорта.

В данной работе приведены результаты расчетных исследований по определению ряда характеристик реакторов с максимальной утечкой нейтронов для уранового и америциевого топлива. На основе проведенных сравнительных расчетов были выбраны геометрия и топливная композиция специализированного медицинского реактора для размещения его в онкологической клинике, основные характеристики которого (и в том числе проблемы безопасности) обсуждались в докладах на конференциях [11, 13].

МОДЕЛЬ РЕАКТОРА

За основу взята модель реактора MAPC (рис. 1) [4]. Активная зона окружена отражателем из оксида бериллия с одним открытым торцом для утечки нейтронов, на котором расположена система фильтров со следующими толщинами и материалами: 40 см – Al_2O_3 , 10 см – PbF_2 и 0,5 см – LiF .

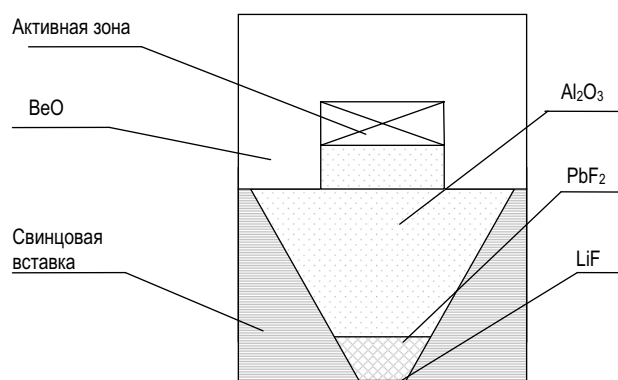


Рис. 1. Модель специального медицинского реактора MAPC

Активная зона представляет собой цилиндр диаметром 22 см и высотой 7,3 см, в котором расположены 11 пластин-дисков с жидким топливом на основе $\text{Am}_2(\text{SO}_4)_3$ (см. рис. 2). В качестве теплоносителя используется обычная вода. Активная зона в виде диска с отношением диаметра к высоте, равным трем, была предложена в [3] для достижения максимальной плотности потока нейтронов за фильтром нейтронов. Такая же геометрия активной зоны обосновывалась и использовалась в [4].

Недостатком применения жидкого топлива [3, 4] является его выход в теплоноситель при возможной разгерметизации топливных пластин. Кроме того, получение высокого обогащения изотопа $^{242\text{m}}\text{Am}$, принятого в расчетах [4], вряд ли целесообразно из-за технологически сложной процедуры. Наконец, имело смысл сопоставить характеристики америциевого топлива с более технологичными вариантами уранового топлива.

Принимая во внимание высказанные соображения, были рассмотрены следующие топливные композиции:

- металлический америций с 90-процентным обогащением по $^{242\text{m}}\text{Am}$, напыленный на пластины из гидрида циркония;

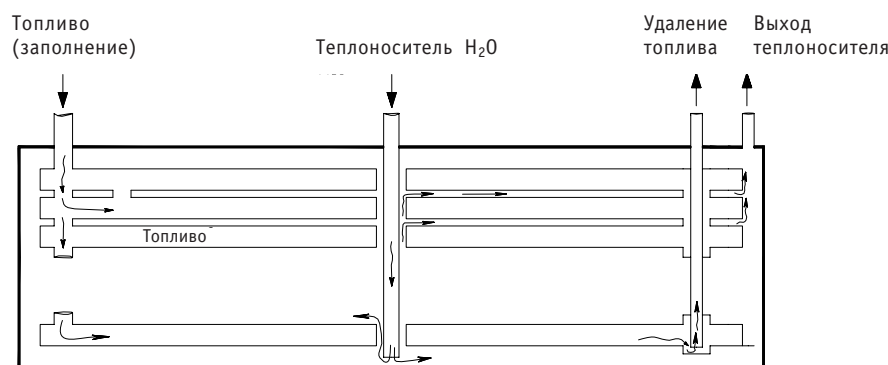


Рис. 2. Модель активной зоны специального медицинского реактора МАРС

- металлический америций, напыленный на пластины из гидрида циркония, с 14,3-процентным обогащением по ^{242m}Am , который может быть получен на специальном облучательном устройстве в реакторе БН-600 [12];
- гидрид циркония урана с 20-процентным обогащением по ^{235}U ;
- диоксид урана с 20-процентным обогащением по ^{235}U .

Во всех вариантах топливо представлялось в виде пластин-дисков. Для каждого вида топлива подбирались оптимальные параметры активной зоны реактора (количество топливных пластин, толщина и расстояние между ними) так, чтобы достичь максимальной плотности потока на поверхности фильтра. Все плотности потока нормировались на мощность 10 кВт, при этом погрешность в оценках плотности потока составляла до 10% в максимально удаленной точке от активной зоны – за фильтром LiF. Расчеты выгорания топлива и соответствующего запаса реактивности проводились с учетом работы реактора в старт-стопном режиме (400 часов в год) в течение 10 лет. Результаты расчетов приведены в табл.1.

Параметры нейтронного пучка на выходе из системы фильтров выглядят несколько хуже для твердотопливного состава активной зоны с америцием по сравнению с жидкосолевым америциевым реактором. Однако использование твердого топлива дает возможность избавиться от двух существенных недостатков жидкосолевой композиции активной зоны.

Во-первых, жидкосолевая композиция активной зоны имеет на один барьер безопасности меньше по сравнению с твердотопливной композицией. Действительно, при разгерметизации твэла с жидкосолевым раствором топливо попадает в контур теплоносителя в большом объеме.

Во-вторых, в реакторе с жидкосолевой композицией для достижения очень хороших показателей необходима концентрация соли $\text{Am}_2(\text{SO}_4)_3$, близкая к предельному значению растворимости в воде. Следовало бы уменьшить концентрацию соли америция в растворе и увеличить размеры активной зоны, что приведет к уменьшению отношения плотности потока нейтронов в пучке к критической массе америция.

Сравнение характеристик активных зон реакторов с америцием и урановым топливом показывает преимущества последнего по следующим параметрам:

- потеря реактивности для уранового реактора из-за выгорания топлива оказывается в 20 раз меньше, что очевидно связано с большей загрузкой в урановом варианте и потерей ^{242m}Am в результате радиоактивного распада;
- радиоактивность топлива в активной зоне в случае использования в качестве топлива америция намного больше, чем при использовании уранового топлива. В начале кампании (свежее топливо) радиоактивность америцевого топлива со-

Таблица 1

Характеристики специального медицинского реактора с различными топливными композициями

Тип топлива	^{242m} Am 90% (раствор) [4]	^{242m} Am 90% (металл)	^{242m} Am 14,3% (металл)	²³⁵ U 20%, (UO ₂)	²³⁵ U 20%, (U+ZrH _{1.8})
Диаметр активной зоны, см	22	25	35	30	31
Высота активной зоны, см	7.3	7.05	11.25	9	9.80
Критическая масса топлива (Am, U), г	19.2	23.2	400	14200	4100
Количество топливных пластин	11	9	15	9	11
Плотность потока нейтронов в активной зоне, н/см ² /с	5.8·10 ¹²	5.0·10 ¹²	2.0·10 ¹²	2.3·10 ¹²	2.0·10 ¹²
Плотность потока нейтронов на поверхности фильтра LiF, н/см ² /с	8.2·10 ⁹	5.2·10 ⁹	7.2·10 ⁹	5.6·10 ⁹	4.6·10 ⁹
Плотность потока эпитепловых нейтронов на поверхности фильтра LiF, н/см ² /с	6.5·10 ⁹	3.8·10 ⁹	5.6·10 ⁹	4.1·10 ⁹	3.6·10 ⁹
Коэффициент Доплера, % Δk/k·1/K	-1.8·10 ⁻⁵	-0.2·10 ⁻⁵	-0.2·10 ⁻⁵	-2.1·10 ⁻⁵	-1.1·10 ⁻⁴
Температурный коэффициент теплоносителя, % Δk/k·1/K	-6.0·10 ⁻⁵	-1.5·10 ⁻⁴	-3.5·10 ⁻⁵	-1.4·10 ⁻⁴	-7.2·10 ⁻⁵
Выгорание по массе, г	3.25 (^{242m} Am)	3.18 (^{242m} Am)	5.0 (^{242m} Am)	2.0 (²³⁵ U)	2.2 (²³⁵ U)
Полный запас реактивности, % Δk/k	5.0	6.0	4.0	0.2	0.3
Радиоактивность (начало компани), Ки	190	230	1500	0.04	0.01

ставляет около 200 Ки и превышает радиоактивность уранового топлива примерно в 10000 раз (по требованиям безопасности америциевое топливо уступает урановому).

УРАНОВЫЕ ТОПЛИВНЫЕ КОМПОЗИЦИИ С ЦИЛИНДРИЧЕСКИМИ ТВЭЛАМИ

Конструкции твэлов в виде дисков-пластин являются весьма экзотическими, и с позиции экономической привлекательности лучше использовать более апробированные технологии. Поэтому решено было рассмотреть цилиндрические твэлы с топливом как из металлического урана, так и из диоксида урана. Возможны два

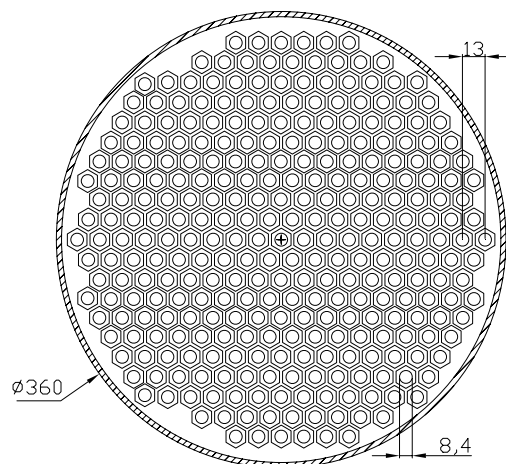


Рис. 3. Модель активной зоны с вертикальным расположением стержневых твэлов (размеры даны в мм)

варианта расположения твэлов в активной зоне – вертикальное и горизонтальное.

На рисунке 3 показана модель активной зоны реактора с вертикальным расположением твэлов. В расчетах использовались твэлы со следующими характеристиками: в центре твэлов размещен замедлитель $ZrH_{1.85}$, а снаружи находится слой U-Zr-Nb-топлива (обогащение по ^{235}U 20%), оболочка твэла – алюминиевый сплав САВ-2, внешний диаметр твэла 0.84 см, высота 11 см.

Горизонтальное расположение твэлов показано на рис. 4. В этом случае активная зона является прямоугольной. Такая геометрия позволяет почти в три раза уменьшить количество твэлов и увеличить их длину в четыре раза (см. табл.2).

При горизонтальном расположении топливных стержней в активной зоне рассматривались

- твэлы с металлическим ураном и гидридом циркония в центре;
- укороченные твэлы реактора БН-600.

Во всех описанных вариантах были проведены оптимизационные расчеты для получения критических параметров с максимальной плотностью потока эпитепловых нейтронов за фильтром LiF. В таблице 2 приведены результаты оптимизации для каждого случая в сравнении с наилучшим вариантом расположения твэлов в виде пластин (UO_2).

Как видно из таблицы, вариант с вертикальным расположением твэлов по плотности потока эпитепловых нейтронов выглядит более привлекательным. Однако, как было показано [14], за счет оптимизации состава плотность потока эпитепловых нейтронов для реактора с горизонтальным расположением твэлов с диоксидом урана увеличивается вдвое ($6,8 \cdot 10^9$ н/см²/с).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Урановое топливо имеет неоспоримое преимущество по требованиям безопасности. В ранних исследованиях по медицинскому реактору с америциевым топливом это обстоятельство во внимание не принималось.

Один из основных выводов, который следует из проведенных расчетов, можно сформулировать следующим образом. Преимущество топлива на основе америция или ^{233}U , связанное с отношением плотности потока в месте расположения пациента к мощности реактора, не является определяющим, когда принимаются во внимание вопросы безопасности реактора (радиоактивность топлива и запас

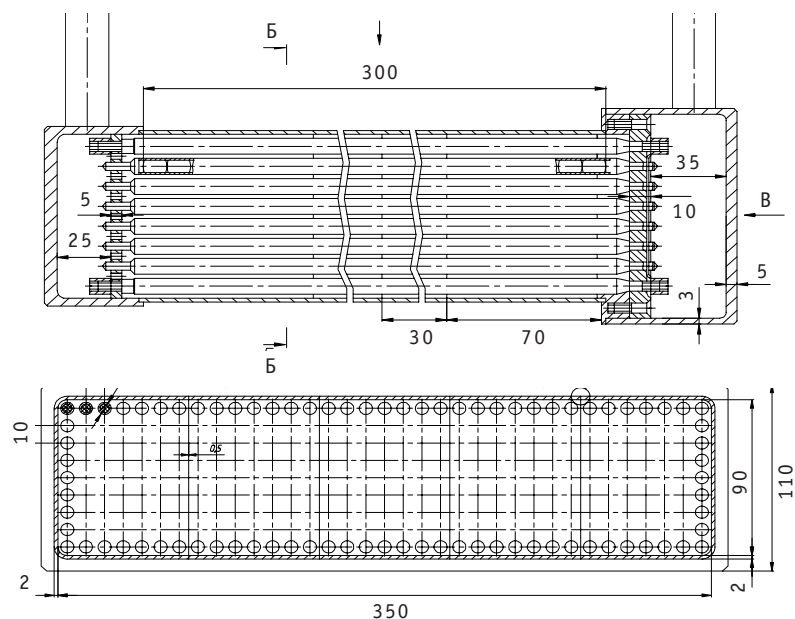


Рис. 4. Модель активной зоны с горизонтальным расположением стержневых твэлов (размеры даны в мм)

Таблица 2

**Характеристики медицинского реактора
с цилиндрическими твэлами и топливом в пластинах**

Тип топлива	UO ₂ (пластины)	U-Zr-Nb (твэлы вертик.)	U-Zr-Nb (твэлы горизонт.)	UO ₂ (твэлы БН-600 горизонт.)
Внешние размеры активной зоны, см	Ø30×9	Ø36×11	35.6×41.4 ×7.2	42.2×40.0 ×8.4
Критическая масса, кг	16.2	15.0	18.3	19.8
Количество твэлов	9	649	245	245
Плотность потока нейтронов в активной зоне, н/см ² /с	$2.3 \cdot 10^{12}$	$1.5 \cdot 10^{12}$	$1.5 \cdot 10^{12}$	$1.2 \cdot 10^{12}$
Плотность потока нейтронов на поверхности фильтра LiF, н/см ² /с	$5.6 \cdot 10^9$	$1.1 \cdot 10^{10}$	$2.2 \cdot 10^9$	$4.1 \cdot 10^9$
Плотность потока эпитепловых нейтронов на поверхности фильтра LiF, н/см ² /с	$4.1 \cdot 10^9$	$5.9 \cdot 10^9$	$1.9 \cdot 10^9$	$3.3 \cdot 10^9$
Коэффициент Доплера, % $\Delta k/k, 1/K$	$-2.1 \cdot 10^{-5}$	—	—	$-1.2 \cdot 10^{-5}$
Температурный коэффициент теплоносителя, % $\Delta k/k, 1/K$	$-1.4 \cdot 10^{-4}$	—	—	$-1.3 \cdot 10^{-4}$

реактивности), расположенного в клинике. Если использовать топливо в виде смеси ^{233}U и Th, то суммарная активность такого свежего топлива будет превосходить урановое топливо на основе ^{235}U в тысячи раз.

Кроме того изготовление твэлов на основе диоксида урана делает установку более дешевой и технологичной по сравнению с америциевым вариантом.

В связи с вышеизложенным, наиболее перспективным является реактор с топливом в виде диоксида урана и обогащением по ^{235}U не выше 20%. Именно этот вариант использован при разработке предыдущего проекта реакторной установки МАРС.

Литература

1. International Atomic Energy Agency (IAEA), «Current status of neutron capture therapy», in IAEA-Tecdoc-1223. 2001, IAEA: Wien.
2. Tsyb A.F. et al. Development of Neutron Therapy Treatment. The 5th Japan-Russian Symposium on Radiation Safety. Tokyo, 26-27 August, 1997.
3. Ronen Y., Aboudy M., Regev O. Homogeneous $^{242\text{m}}\text{Am}$ -Fueled Reactor for Neutron Capture Therapy// Nuclear Science Engineering. – 2001. – 138. – P. 295-304.
4. Левченко В.А., Балакин И.П., Белугин В.А., Дорохович С.Л., Казанский Ю.А., Кураченко Ю.А., Левченко А.В., Матусевич Е.С., Ронен И., Уваров А.А., Юрьев Ю.С. Основные характеристики америциевого реактора для нейтронной терапии. Реактор МАРС//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2003. – № 3. – С. 72-82.
5. Кураченко Ю.А., Казанский Ю.А., Левченко А.В., Матусевич Е.С. Вывод нейтронных пучков и защита медицинского реактора «МАРС»//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2006. – №4.
6. Nava E., Burn K.W., Casalini L., Petrovich C., Rosi G., Sarotto M., Tinti R. Monte Carlo Optimization of a BNCT Facility for treating Brain Gliomas at the TAPIRO Reactor. – ICSR-10, RPS 2004 Funchal, Madeira Island (Portugal) 9-14 May 2004.
7. McCall M.J., Pierre M. A Feasibility Study of the SLOWPOKE-2 Reactor as a Neutron Source for Boron Neutron Cancer Treatment/25th CNS/CNA Annual Student Conference McMaster University (Hamilton, Ontario, March 10-11, 2000).
8. Ульянов С.Е., Кузнецова М.Н., Обатуров Г.М. Радиологические аспекты применения нейтронов реактора БР-10 для лучевой терапии злокачественных опухолей. Быстрые нейтроны в лучевой терапии злокачественных опухолей/Труды Всесоюзной конференции. – Томск: НИИ онкологии ТНЦ АМН СССР, 1992.
9. Паспорт инновационного проекта «Развитие технологии нейтронозахватной терапии опухолей на ядерных реакторах». – Обнинск: Медицинский радиологический научный центр Российской Академии медицинских наук (МРНЦ РАМН), 2002.
10. Матусевич Е.С. Реакторы и ускорители: Учебное пособие по курсу «Реакторы и ускорители». – Обнинск: ИАТЭ, 2000. – 178 с.
11. Левченко В.А., Белугин В.А., Казанский Ю.А., Кураченко Ю.А., Матусевич Е.С., Левченко А.В. и др. Нейтронно-физические и технические характеристики медицинского реактора для нейтронной терапии/IX Международная конференция «Безопасность АЭС и подготовка кадров»: Тезисы докладов (Обнинск, 24-28 октября 2005 г.). Ч. 1. – Обнинск: ИАТЭ, 2005. – С. 78-79.
12. Кочетков А.Л., Казанский Ю.А., Левченко В.А., Матвиенко И.П. О возможностях наработки $^{242\text{m}}\text{Am}$ в специальных облучательных устройствах реактора БН-600//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2004. – №2. – С. 52-59.
13. Левченко В.А., Белугин В.А., Казанский Ю.А., Кураченко Ю.А., Матусевич Е.С., Юрьев Ю.С., Левченко А.В. и др. Источник нейтронов для нейтронозахватной терапии/«Альманах клинической медицины». Т. XII/ПТроицкая конференция «Медицинская физика и инновации в медицине» (16-19 мая 2006 г.). – М.: МОНИКИ. – 2006. – 87 с.
14. Казанский Ю.А., Левченко А.В. Оценка эффективности фильтрации нейтронных пучков для нейтронной терапии/IX Международная конференция «Безопасность АЭС и подготовка кадров»: Тезисы докладов (Обнинск, 24-28 октября 2005 г.). Ч. 1. – Обнинск: ИАТЭ, 2005. – 80 с.

Поступила в редакцию 18.05.2009

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ПРОФИЛИРОВАНИЯ ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЯ ЗА СЧЕТ РАДИАЛЬНЫХ ПЕРЕСТАНОВОК ТВС В РЕАКТОРАХ ТИПА CANDU

Мин Мин Со, В.И. Наумов

*Московский инженерно-физический институт (государственный университет),
г. Москва*



Проведено исследование возможностей профилирования энерговыделения за счет радиальных перестановок ТВС по схеме «периферия-центр-периферия» в пределах активной зоны в реакторах типа CANDU при использовании в качестве топлива слабообогащенного урана. Приведены количественные оценки эффективности профилирования на примере модели реактора CANDU с параметрами, близкими к проекту PHWR-750 в диапазоне начального обогащения топлива от 0,71 до 3,0%.

В работе [1] представлены результаты исследований по совершенствованию топливных циклов реакторов типа CANDU при использовании в качестве ядерного топлива слабообогащенного урана. Увеличение начального обогащения и соответствующее увеличение энерговыработки с единицы загруженного топлива является общей тенденцией развития топливных циклов современных ядерных энергетических реакторов, включая и реакторы типа CANDU [2]. Но увеличение обогащения топлива неизбежно приводит к росту неравномерности энерговыделения из-за увеличения разницы между максимальным и средним макросечениями деления ядерного топлива в пределах активной зоны. Для уменьшения неравномерности энерговыделения применяют различные способы: профилирование плотности потока нейтронов и обогащения ядерного топлива, перемещение топлива в процессе выгорания в пределах активной зоны. Возможности и эффективность профилирования в значительной степени зависят от конструкции реактора.

Специфической особенностью реакторов типа CANDU является перемещение секционированных ТВС в процессе выгорания вдоль технологических каналов от входа к выходу, обеспечивающее равномерное выгорание топлива.

В реакторах типа CANDU, работающих на природном уране при относительно небольшом выгорании топлива, разница между максимальным и средним макросечениями по длине канала не настолько велика, чтобы применять какие-либо специальные средства по ее уменьшению. Встречное движение ТВС в соседних каналах от входа к выходу и подбор скорости движения, обеспечивающий достижение одинакового выгорания во всех каналах активной зоны, приводят к формированию практически однородного среднего состава активной зоны. Но при уве-

личении начального обогащения топлива и однократном прохождении ТВС через активную зону разница между максимальным и средним по длине канала макросечениями возрастает, что приводит к росту аксиальной неравномерности энерговыделения. При этом полная неравномерность энерговыделения по объему активной зоны, складывающаяся из аксиальной неравномерности и неравномерности, обусловленной радиальным распределением плотности потока нейтронов, может превысить допустимые пределы.

Существует реальная возможность уменьшения как радиальной, так и аксиальной неравномерностей энерговыделения за счет радиальных перестановок топлива. Общие принципы и различные режимы перестановок топлива в активной зоне реактора были исследованы в работе [3]. Одним из эффективных способов профилирования поля энерговыделения являются перестановки типа «периферия-центр-периферия». Количественные оценки эффективности таких перестановок в приложении к реакторам канального типа (РБМК) содержатся, в частности, в работе [4]. Перестановки типа «периферия-центр-периферия» практикуются и в других типах энергетических реакторов. В соответствии со схемой, представленной на рис. 1, свежие ТВС поступают сначала в периферийные каналы реактора, где облучаются треть полной кампании при относительно низкой плотности потока нейтронов, затем перемещаются в каналы центральной зоны, где также облучаются треть кампании, и возвращаются в каналы периферийной зоны, где дожигаются за счет избытка нейтронов, генерируемых свежими ТВС. Комбинация в периферийной зоне свежих и выгоревших ТВС формирует размножающую среду с коэффициентом размножения, близким к коэффициенту размножения центральной зоны. Поскольку свежие ТВС не попадают в каналы с максимальной плотностью нейтронов, а полное выгорание топлива достигается при трехкратном прохождении активной зоны, радиальная и аксиальная неравномерности могут быть существенно понижены.

Рассмотрим эффективность перестановок ТВС на конкретном примере реактора CANDY с параметрами, близкими к варианту PHWR-750 с радиусом активной зоны 425 см, равномерным шагом решетки технологических каналов 28,6 см и длиной рабочей части технологических каналов 600 см [5]. ТВС реактора содержит 37 твэлов. Длина ТВС равна 50 см. Расчетная величина выгорания топлива при использовании природного урана составляет 8,2 МВт-сут/кг. При использовании ядерного топлива с начальным обогащением 2,0 или 3,0% и тех же ограничениях на величину коэффициента размножения k_{∞} выгорание достигает соответственно 42,1 или 63,2 МВт-сут/кг. На рисунке 2 показано относительное распределение макросечения деления топлива по длине канала для трех рассмотренных вариантов при однократном прохождении через активную зону. Как видно из приведен-

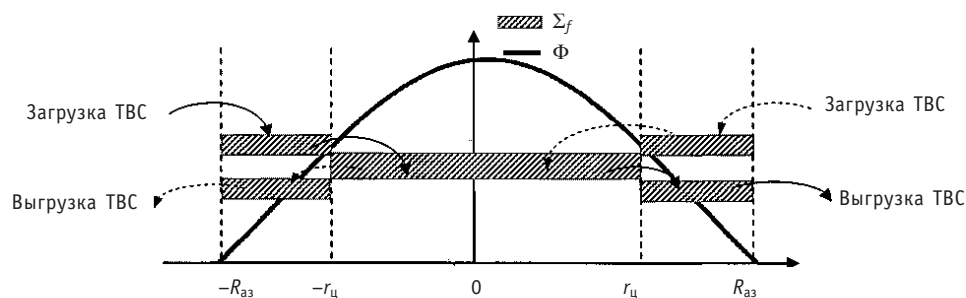


Рис. 1. Схема перестановки ТВС и распределения сечения деления и плотности потока нейтронов в активной зоне

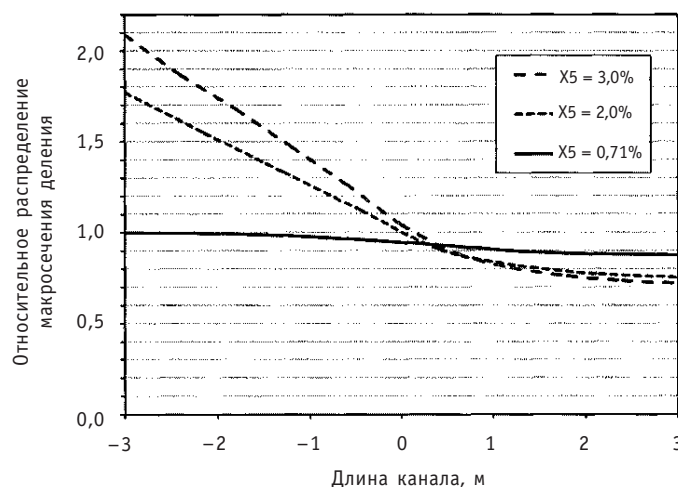


Рис. 2. Относительное распределение макросечения деления по длине канала

ных данных, в случае использования природного урана макросечение деления топлива, включающее в себя как уран-235, так и накапливаемые делящиеся изотопы плутония, слабо меняется в процессе выгорания. Изменение макросечения деления топлива составляет около 10%. Но использование слабообогащенного топлива при существенном увеличении глубины выгорания приводит к весьма значительной зависимости макросечения деления от выгорания, а при однократном прохождении через активную зону – к заметному изменению макросечения деления от входа к выходу. В вариантах со слабообогащенным ураном при обогащении 2,0 и 3,0% изменение макросечения деления составляет 55 и 65% соответственно.

На рисунке 3 показана зависимость относительной максимальной плотности энерговыделения по длине канала для трех рассмотренных вариантов при симметричном (синусоидальном) распределении плотности потока нейтронов и однократном прохождении топлива через активную зону. Видно, что по мере увеличения начального обогащения максимум плотности энерговыделения смещается ко входу в активную зону, что приводит к значительному росту аксиальной неравномерности энерговыделения.

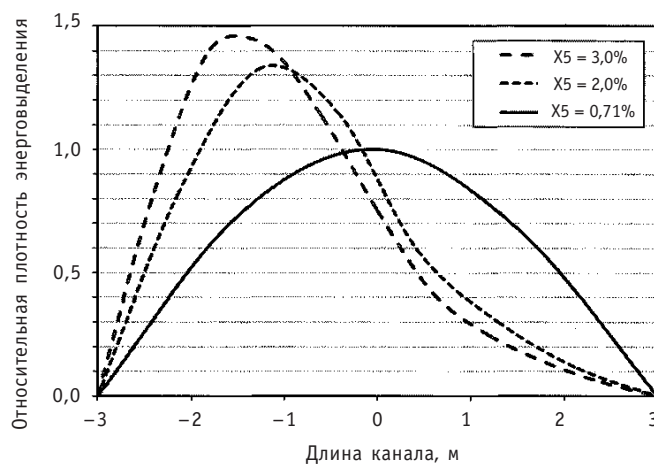


Рис. 3. Зависимость относительной максимальной плотности энерговыделения по длине канала

При исследовании эффективности профилирования энерговыделения за счет перестановок топлива предполагалось, что коэффициент размножения нейтронов K_∞ как в центральной, так и в периферийной зонах одинаков. При этом условии радиальное распределение плотности потока нейтронов в реакторе может быть

представлено в виде функции Бесселя $J_0 \left(2,405 \frac{r}{R_{аз} + \Delta_{отр}} \right)$. Активная зона окруже-

на боковым отражателем, обеспечивающим эффективную добавку $\Delta_{отр} \approx 50$ см, так, что радиальный коэффициент неравномерности плотности потока нейтронов в активной зоне составляет $k_r = 1,91$.

В принятой расчетной модели дискретное перемещение ТВС по длине канала заменено непрерывным движением со скоростью, обеспечивающей заданное время прохождения от входа к выходу и равное выгорание топлива в выгружаемых ТВС. Принимая среднее время пребывания ТВС в периферийной и центральной зонах одинаковым на трех этапах облучения, из условия непрерывности потока ТВС можно найти соотношение между числом каналов и размерами зон. В данном конкретном случае размеры центральной и периферийной зон соотносятся как 1:2, и радиус центральной зоны равен 245 см. Соответствующие коэффициенты неравномерности в центральной и периферийной зонах равны 1,22 и 1,74. Величина аксиального коэффициента неравномерности энерговыделения в каждой из зон зависит от степени изменения макросечения деления ТВС по длине канала на данном этапе выгорания топлива.

На рисунке 4 в качестве примера приведены относительные аксиальные распределения плотности энерговыделения по длине технологического канала при перестановке ТВС из периферийной в центральную, а затем снова в периферийную зону для случая с начальным обогащением 3,0%. Полная мощность самого напряженного канала в варианте с перестановками ТВС отнесена к мощности самого напряженного канала при использовании топлива из природного урана. Сравнивая результаты, приведенные на рис. 4 и 3 для однократного прохождения активной зоны, можно видеть эффективность перестановок. Уменьшение максимальной плотности энерговыделения свежезагружаемых ТВС для 2,0 и 3,0% вариантов за счет перестановки ТВС составляет около 35 и 40% соответственно.

В качестве количественного критерия эффективности профилирования энерговыделения при радиальных перестановках ТВС выбран полный объемный коэффициент неравномерности энерговыделения, который в данном случае определяется следующим образом:

$$k_v = \frac{q_{\max}}{\bar{q}} = \frac{\pi R_{аз}^2}{\sum \int \frac{q_{\max_i}}{q_{\max}} \frac{1}{k_{z_i} k_{r_i}} 2\pi r dr}, \quad (1)$$

где q_{\max_i} – максимальная плотность энерговыделения в i -ой зоне; q_{\max} – максимальная плотность энерговыделения в активной зоне; k_{z_i} – максимальная неравномерность энерговыделения в i -ой зоне; k_{r_i} – радиальная неравномерность энерговыделения в i -ой зоне.

В таблице 1 представлены результаты расчета полной неравномерности энерговыделения для рассмотренных вариантов начального обогащения без перестановок ТВС и с перестановками «периферия-центр-периферия». В таблице 2 приведены данные по составляющим коэффициента неравномерности в случаях без перестановок и с перестановками для каждой из зон, а также относительные мак-

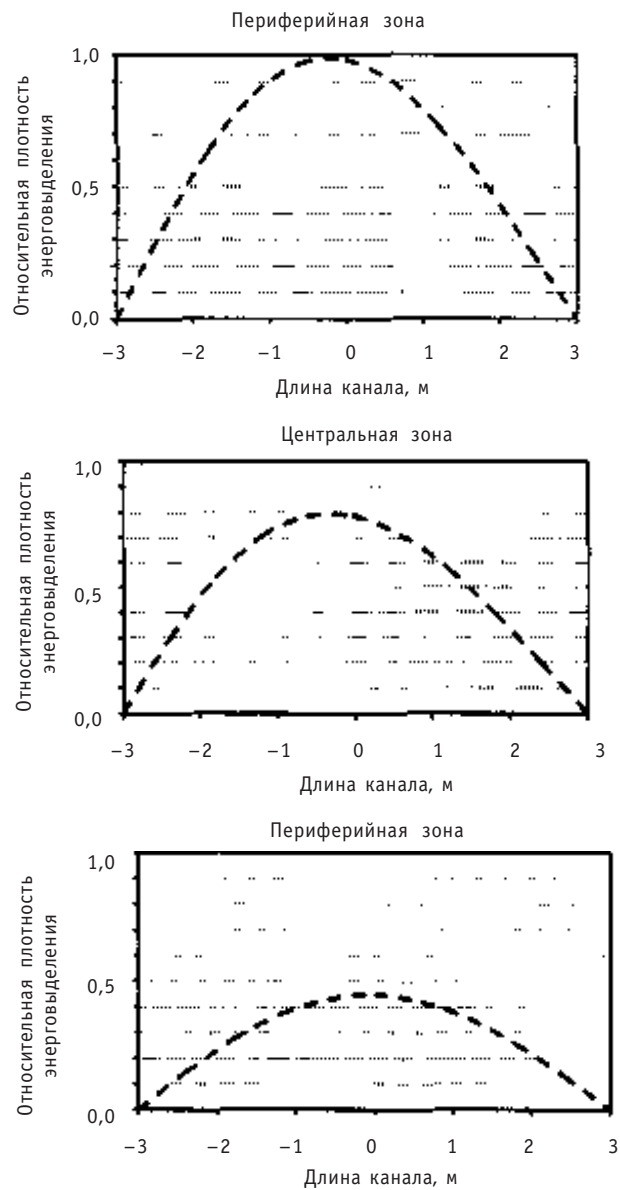


Рис. 4. Распределения относительной плотности энерговыделения по длине канала при перестановке ТВС для случая с начальным обогащением 3,0%

Таблица 1

Объемный коэффициент неравномерности энерговыделения

X_s [%]	$k_v = \frac{q_{max}}{\bar{q}}$	
	Без перестановок ТВС	При перестановке ТВС
0,71	3,08	3,07
2,0	3,88	3,03
3,0	4,47	3,12

Таблица 2

**Максимальные плотности энерговыделения
и локальные неравномерности энерговыделения**

$X_{ср}$ %	Без перестановок ТВС			При перестановке ТВС								
				Периферийная зона (1)			Центральная зона (2)			Периферийная зона (3)		
	q_{max}	k_z	k_r	q_{max_1}	k_{z_1}	k_{r_1}	q_{max_2}	k_{z_2}	k_{r_2}	q_{max_3}	k_{z_3}	k_{r_3}
0,71	1,0	1,61	1,91	0,7	1,57	1,74	1,0	1,57	1,22	0,6	1,57	1,74
2,0	1,3	2,03	1,91	0,9	1,71	1,74	0,8	1,71	1,22	0,5	1,71	1,74
3,0	1,4	2,34	1,91	1,0	1,73	1,74	0,8	1,73	1,22	0,4	1,73	1,74

симальные плотности энерговыделения в каждой из зон, отнесенные к максимальной плотности энерговыделения в базовом варианте. Как и следовало ожидать, при перестановке ТВС в базовом варианте не достигается значительного эффекта уменьшения максимальной плотности энерговыделения из-за незначительного изменения макросечения деления по длине канала. Если принять в качестве ограничения максимальную плотность энерговыделения для варианта с природным ураном без перестановок ТВС, то, как следует из приведенных данных в табл. 2, перестановки ТВС дают возможность не только снизить максимальную плотность энерговыделения ниже предельного значения, но и создать определенный резерв для повышения мощности реактора.

Следует обратить внимание, что дополнительные операции перестановок ТВС в условиях существенного увеличения энерговыработки не приводят к повышению нагрузки на перегрузочные машины по сравнению с базовым вариантом. В базовом варианте на природном уране с однократным прохождением ТВС энерговыработка составляет 8,2 МВт·сут/кг. В варианте с обогащением 2,0% при трех перегрузочных операциях энерговыработка составляет 42,1 МВт·сут/кг, что соответствует 14 МВт·сут/кг на одну операцию. В случае начального обогащения 3,0% и энерговыработки 63,2 МВт·сут/кг на одну перегрузочную операцию приходится 21 МВт·сут/кг, т.е. в 2,6 раза больше, чем в базовом варианте.

ВЫВОДЫ

Использование радиальных перестановок ТВС по схеме «периферия-центр-периферия» позволяет существенно понизить коэффициент неравномерности и максимальную плотность энерговыделения в топливе в случае использования в CANDU слабообогащенного топлива.

Эффект профилирования тем больше, чем больше начальное обогащение, и полностью отсутствует при использовании природного урана.

Дополнительные операции по радиальным перестановкам ТВС со слабообогащенным топливом не приводят к увеличению нагрузки на перегрузочные машины по сравнению с базовым вариантом.

Целесообразно предусматривать техническую возможность радиальных перестановок ТВС во вновь строящихся и проектируемых реакторах типа CANDU, рассчитанных на длительный срок эксплуатации.

Литература

1. Мин Мин Со, Наумов В.И. Нейтронно-физический анализ перспективных топливных циклов реакторов типа CANDU с позиций эффективности использования природных ресурсов и показателей безопасности//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2008. – №3. -С. 65-73.
2. Петруник К. На пути к коммерческому реактору АСК-1000//Атомная техника за рубежом. 2008. – № 6.
3. Фейнберг СМ., Анциферов Е.С., Катков В.П. и др. Выгорание горючего в водо-водяных энергетических реакторах и эксперименты с уран-водной решеткой// Ядерные реакторы и ядерная энергетика. II Международная конференция по мирному использованию атомной энергии. Доклады советских ученых. Москва, 1959.
4. Бычков С.А., Наумов В.И., Тупиков О.А., Федосов А.М. Анализ возможностей повышения энергонапряженности топлива в реакторах канального типа за счет внутризонных перестановок ТВС// Методы и алгоритмы в исследованиях физики ядерных реакторов. – М.: Энергоатомиздат, 1987.
5. Heavy Water Reactors: Status and Projected Development//Technical Report Series № 407. International Atomic Energy Agency (IAEA), Vienna, 2002.

Поступила в редакцию 18.12.2008

АНАЛИЗ ОСТАТОЧНОГО ТЕПЛОВЫДЕЛЕНИЯ ТВС БН-600

**С.В. Забродская*, А.Л. Кочетков*, А.В. Моисеев*, М.Ю. Семенов*,
Ю.С. Хомяков*, Е.Ф. Селезнев**, В.П. Забегаев***,
А.И. Карпенко***, Е.Л. Розенбаум***, В.Ф. Росляков*****

** ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск*

*** ИБРАЭ, г. Москва*

**** Белоярская АЭС, п. Заречный*



Описана методика расчета остаточного энерговыделения (ОЭ), используемая в программах CARE_03 и модуле OST комплекса ГЕФЕСТ. Проведена верификация методики в сравнении с программой ORIGEN. Выполнена валидация расчетов с измерениями остаточного тепловыделения на калориметрической установке в бассейне выдержки Белоярской атомной станции. Показано совпадение расчетных данных по программам ORIGEN и CARE менее 5%. Отмечено расхождение расчетов с измерениями ОЭ для отработавших тепловыделяющих сборок (ОТВС) при длительной выдержке с низким энерговыделением 100–150 Вт. При коротких временах охлаждения ТВС согласие расчетов с экспериментами менее 10%.

Ключевые слова: расчет остаточного энерговыделения, программы CARE и ORIGEN, измерения на калориметрической установке, верификация и валидация.

Key words: decay heat calculation, CARE and ORIGEN codes, measurements on calorimetric equipment, verification and validation.

ВВЕДЕНИЕ

Расчетное прогнозирование остаточного энерговыделения ТВС необходимо при оценках безопасности реактора, при проектировании внутреннего транспортно-технологического тракта и установки средств транспортировки отработавших сборок, при обращении с радиоактивными отходами. По оценкам зарубежных авторов [1, 2] погрешность предсказания остаточного энерговыделения облученных сборок не должна превышать 10% на интервале времен охлаждения ОТВС от нескольких секунд до нескольких месяцев.

В настоящее время ведется работа по модификации, верификации и аттестации программного обеспечения расчетов реакторов БН-600 и БН-800 с константным обеспечением БНАБ-93. В рамках этой работы были проведены корректировка методики расчета остаточного энерговыделения и ее верификация. Верификация осуществлялась путем сравнения с результатами расчетов по прецизионной программе ORIGEN, а затем с результатами измерений, выполненных персоналом БАЭС на специальной установке [3].

© С.В. Забродская, А.Л. Кочетков, А.В. Моисеев, М.Ю. Семенов, Ю.С. Хомяков, Е.Ф. Селезнев, В.П. Забегаев, А.И. Карпенко, Е.Л. Розенбаум, В.Ф. Росляков, 2009

МЕТОДИКА РАСЧЕТА ОСТАТОЧНОГО ТЕПЛОВЫДЕЛЕНИЯ

Методика расчета остаточного энерговыделения в течение ряда лет модернизировалась и была реализована как расчетный модуль в составе программного комплекса CARE [4]. В настоящее время завершена разработка новой версии CARE_03 с использованием констант современной российской библиотеки БНАБ-93. В состав новой версии CARE_03 включены блоки известной программы ORIGEN-S [5] с привязкой к той же константной базе. Это позволило провести широкие верификационные исследования. Аналогичная методика расчета остаточного энерговыделения используется в эксплуатационных расчетах БН-600 в виде модуля OST комплекса ГЕФЕСТ.

В суммарном остаточном энерговыделении (ОЭ) выделим следующие компоненты:

$$W = W_{act} + W_{FP} + W_{FP}^d + W_{st}, \quad (1)$$

где W_{act} – ОЭ от распада актинидов; W_{FP} – ОЭ от распада продуктов деления; W_{FP}^d – ОЭ от нуклидов, образованных в реакциях на продуктах деления; W_{st} – ОЭ от распада продуктов активации (стали).

Последние две компоненты невелики, а поэтому их можно учесть в виде консервативных поправочных множителей, рассчитываемых не для каждой ТВС, а для типов ТВС. Кроме того, в тех случаях, когда интересует только тепловыделение в материалах ТВС, необходимо учесть перенос энергии за счет, в основном, проникающего γ -излучения:

$$W = (W_{act} + W_{FP} \times (1 + \epsilon_{FP}^d)) \times (1 + \epsilon_{st}) \times (1 - \epsilon_\gamma), \quad (2)$$

где ϵ_{FP}^d – относительный вклад в суммарное энерговыделение нуклидов, образованных в реакциях на продуктах деления; ϵ_{st} – относительный вклад в суммарное энерговыделение от распада продуктов активации (стали); ϵ_γ – относительная доля энергии γ -излучения, покинувшего пределы ТВС.

РАСЧЕТ ОСТАТОЧНОГО ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЯ ОТ РАСПАДА АКТИНИДОВ

Расчет ОЭ от радиоактивного распада актинидов проводится в соответствии с соотношением

$$W_{act} = 1.602 \cdot 10^{-13} \cdot V \cdot \sum_i \rho_i \lambda_i E_i, \quad (3)$$

где W_{act} – ОЭ от распада изотопов актинидов; ρ_i – концентрация i -ого изотопа; V – объем топлива; λ_i – постоянная распада i -ого изотопа; E_i – суммарная энергия α -, β -, γ -излучений изотопа i .

В программе CARE_03 последовательные превращения актинидов с учетом их выгорания моделируются набором цепочек, приводящим к системе уравнений следующего типа:

$$\frac{d\rho_n(t)}{dt} = \lambda_{n-1}^i \cdot \rho_{n-1}(t) - \lambda_n \cdot \rho_n(t), \quad (4)$$

где n – номер нуклида в цепочке; ρ_n, ρ_{n-1} – ядерная концентрации нуклидов n и $n-1$; λ_n – скорость полного увода в результате выгорания и радиоактивного распада; λ_{n-1}^i – скорость образования ядра n за счет реакции на ядре $n-1$ или радиоактивного распада ядра $n-1$.

Скорости образования и увода ядра n в многогрупповой форме имеют вид

$$\lambda_{n-1} = \sum_g \phi^g \cdot \sigma_{n-1}^g + \omega_{n-1} \cdot \ln(2) / T_{1/2}^{n-1}, \quad (5)$$

где среднегрупповое σ_{n-1}^g – сечение соответствующей реакции, ϕ^g – плотность

потока нейтронов группы g , $T_{1/2}$ – период полураспада, а ω_{n-1} – вероятность поглощения ядра в основном или метастабильном состоянии.

Решение уравнений (4) имеет известную аналитическую форму:

$$\rho_n(t) = \sum_{m=1}^n \rho_m(0) \cdot \prod_{j=1}^{m-1} \lambda_j^i \cdot \sum_{k=1}^m \frac{e^{-\lambda_k t}}{\prod_{\substack{l=1 \\ l \neq k}}^m (\lambda_l - \lambda_k)}. \quad (6)$$

В CARE_03 включены цепочки ядерных превращений, в достаточной мере учитывающие потребности уран-плутониевого, уран-ториевого, и трансмутационного (с минорными актинидами Np, Am, Cm), описывающие в общей сложности 42 актинида. Ядерные превращения включают в себя (n, γ) , (n, f) , $(n, 2n)$, $(n, 3n)$ – нейтронные реакции и процессы α -, β -, β^+ -радиоактивного распада и изомерных переходов.

РАСЧЕТ ОСТАТОЧНОГО ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЯ ОТ РАСПАДА ПРОДУКТОВ ДЕЛЕНИЯ

Расчет ОЭ от распада продуктов деления в программе CARE проводится с использованием подгоночных функций спада энерговыделения от одного акта деления на делящихся ядрах. За основу предполагается использовать данные работы [7], имеющие вид суммы 33 экспонент. Они описывают энерговыделение от радиоактивного распада 1100 ядер продуктов деления от 66 до 172 массы, которые образуются из основных изотопов ядерного топлива: ^{232}Th , ^{233}U , ^{235}U , ^{236}U , ^{238}U , ^{237}Np , ^{238}Pu , ^{239}Pu , ^{240}Pu , ^{241}Pu , ^{242}Pu , ^{241}Am . В CARE деление других ядер актинидов учитывается и описывается экспонентами ближайших изотопов с учетом четности (например, ^{243}Am описывается функцией ^{241}Am , ^{244}Cm – ^{242}Pu). Расчет сводится к интегрированию произведения скорости делений n -ого делящегося изотопа на его функцию спада энерговыделения и суммирования по всем делящимся изотопам:

$$W_{FP}(T_S) = \sum_n \int_{T_S}^{T_S+T_K} \sigma_f^n(t) \cdot F(t) \cdot \rho^n(T_S+T_K-t) \cdot D^n(t) dt, \quad (7)$$

где $D(t) = \sum_{j=1}^{33} C_j e^{-\rho_j t}$ – функция, описывающая спад энерговыделения при делении одного ядра n -ого изотопа; T_K – время облучения топлива в реакторе; T_S – время выдержки после облучения; σ_f – сечение деления нуклида n ; F – поток нейтронов, ρ_n – концентрация делящегося изотопа.

Как правило, история реального облучения разбивается на несколько интервалов длительности T_{ki} с соответствующим временем выдержки T_{si} и последующим суммированием. В CARE на каждом интервале облучения T_{ki} скорость делений каждого изотопа аппроксимируется линейной функцией (см. рис. 1).

Параметры линейной функции, описывающей число делений на интервале времени облучения T_k $N_f^n(t) = a_n \cdot t + b_n$, находятся из условий сохранения интеграла делений на интервале T_k и скорости делений в конце интервала:

$$\begin{aligned} a_n &= (N_f^n(T_k) - b_n) / T_k, \\ b_n &= (2S_f^n(T_k) - N_f^n(T_k)) / T_k. \end{aligned} \quad (8)$$

Сохранение скорости делений в конце интервала необходимо для корректного учета короткоживущих продуктов деления. Число делений на каждом нуклиде S_n^f вычисляется в CARE по формуле

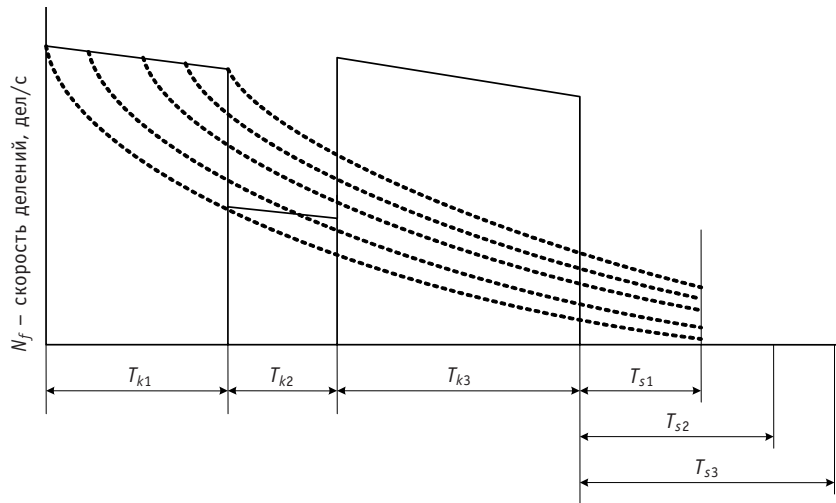


Рис. 1. Схема расчета остаточного энерговыделения с заданной историей облучения

$$S_f^n(T_k) = \int_0^{T_k} \sigma_f^n(t) \cdot F(t) \cdot \rho_n(t) dt = \sigma_f^n \cdot F \cdot \sum_{m=1}^n \rho_m(0) \cdot \prod_{j=1}^{m-1} \lambda_j^i \cdot \sum_{k=1}^m \frac{(1 - e^{-\lambda_k T_k})}{\lambda_k \cdot \prod_{\substack{l=1 \\ l \neq k}}^m (\lambda_l - \lambda_k)}. \quad (9)$$

Таким образом, после интегрирования выражение для остаточного энерговыделения приобретает вид

$$W_{fp}(T_s) = 1.60192_{10}^{-13} \sum_{n=1}^{42} \sum_{j=1}^{33} C_j^n \cdot \left[\left[b_n + a_n \cdot (T_s + T_k) \right] \cdot \left(e^{-P_j^n \cdot T_s} - e^{-P_j^n \cdot (T_s + T_k)} \right) \cdot \frac{1}{P_j^n} + \right. \\ \left. a_n \cdot \left[e^{-P_j^n \cdot T_s} \cdot \left(\frac{T_s}{P_j^n} + \frac{1}{(P_j^n)^2} \right) - e^{-P_j^n \cdot (T_s + T_k)} \cdot \left(\frac{T_s + T_k}{P_j^n} + \frac{1}{(P_j^n)^2} \right) \right] \right] \cdot (10)$$

РАСЧЕТ ОСТАТОЧНОГО ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЯ ОТ АКТИВАЦИИ ПРОДУКТОВ ДЕЛЕНИЯ

Описанная выше методика не учитывает вклад активации ядер продуктов деления за счет реакции (n, γ) . Оценки показали, что существенное значение в реакторах на быстрых нейтронах имеет образование следующих трех изотопов: ^{134}Cs , ^{148}Pm и ^{154}Eu . Поэтому в модуле CARE, отвечающем за расчет остаточного энерговыделения, были дополнительно добавлены цепочки их образования. Собственно расчет нуклидных концентраций и энерговыделения от их распада осуществляется аналогично тому, как это описано для актинидов.

РАСЧЕТ ОСТАТОЧНОГО ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЯ ОТ РАСПАДА ПРОДУКТОВ АКТИВАЦИИ СТАЛИ

В расчет радиационного энерговыделения активационных компонент сталей включается энерговыделение от следующих радионуклидов: ^{51}Cr , ^{54}Mn , ^{56}Mn , ^{55}Fe , ^{59}Fe , ^{58}Co , ^{58m}Co , ^{60}Co , ^{59}Ni , ^{63}Ni , ^{93m}Nb , ^{94}Nb , ^{95}Nb , ^{93}Mo , ^{99}Mo , ^{99}Tc . Некоторые из них образуются на микропримесях сталей, концентрации которых малы, поэтому программа CARE использует внутренние библиотеки данных по примесям для различ-

ных сталей и необходимые цепочки нуклидных превращений. Расчет остаточного энерговыделения от радиоактивных нуклидов стали проводится путем расчета их концентраций с последующим вычислением по формуле (3) аналогично тому, как это делается для актинидов.

ПРОГРАММА ORIGEN

Программа ORIGEN-S [5] была разработана в Оак-Риджской национальной лаборатории для расчета изменения состава и радиоактивности топливных элементов, продуктов деления, конструкционных материалов в ядерных реакторах. Основное преимущество этой программы перед другими программами состоит в возможности представления полной матрицы изотопных переходов без ограничений на число переходных цепочек. Это стало возможным благодаря рациональному применению матричного экспоненциального метода с рекурсивным отношением, который требует хранения только двух добавочных векторов к вектору решения. В ORIGEN-S хранятся только ненулевые элементы матрицы и для выбора данных вводятся индексные векторы.

По программе ORIGEN производится детальный расчет нуклидного состава облученного топлива. Полный список нуклидов ORIGEN-S включает в себя 1697 изотопов, разделенных на три группы: 689 «легких» (light) нуклидов, 129 актинидов и 879 продуктов деления. Следует отметить, что под «легкими» понимаются элементы до актинидов, которые испытывают взаимные превращения в нейтронных реакциях без деления. В частности, эти нуклиды описывают активацию конструкционных материалов. Остаточное энерговыделение в ORIGEN рассчитывается как сумма кумулятивных вкладов отдельных радиоактивных ядер по выражению (3).

К настоящему моменту программа ORIGEN-S является одной из наиболее известных и, за счет широкого распространения, хорошо верифицированных программ расчета радиационных характеристик облученных материалов. В составе единого комплекса CARE_03 с ее помощью проводятся независимые прецизионные расчеты с целью верификации и анализа методических погрешностей. Для проведения сравнительных расчетов основной блок программы ORIGEN-S был привязан к тем же библиотекам нейтронных констант БНАБ-93, что и CARE_03. Характеристики распада ядер, выходы продуктов деления берутся из внутренних библиотек ORIGEN.

ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ С ПРОГРАММАМИ НЕЙТРОННО-ФИЗИЧЕСКОГО РАСЧЕТА

Для проведения реальных расчетов остаточного энерговыделения и анализа соответствующих экспериментов программы расчета остаточного энерговыделения включены в цепочки расчетов, схематически изображенных на рис. 2.

По одной из них моделирование состояний реактора БН-600 осуществляется посредством информационной системы анализа экспериментов ModExSys. Она отслеживает изменение изотопного состава топлива/поглотителя в процессе работы реактора, перемещение каждого пакета и содержит информацию о материальной загрузке реактора для каждой микрокампании (МК). Расчет нейтронного поля реактора БН-600 проводился с использованием программы трехмерного диффузионного расчета в гексагональной геометрии TRIGEX [8]. Схема расчета под управлением системы ModExSys состоит в циклическом расчете комплексом TRIGEX характеристик нейтронного поля реактора, который моделируется – 16000 – 18000 материальных зон различного состава. На каждом временном шаге рассчитываются нейтронные потоки и микросечения, необходимые для определения остаточного энерговыделения.

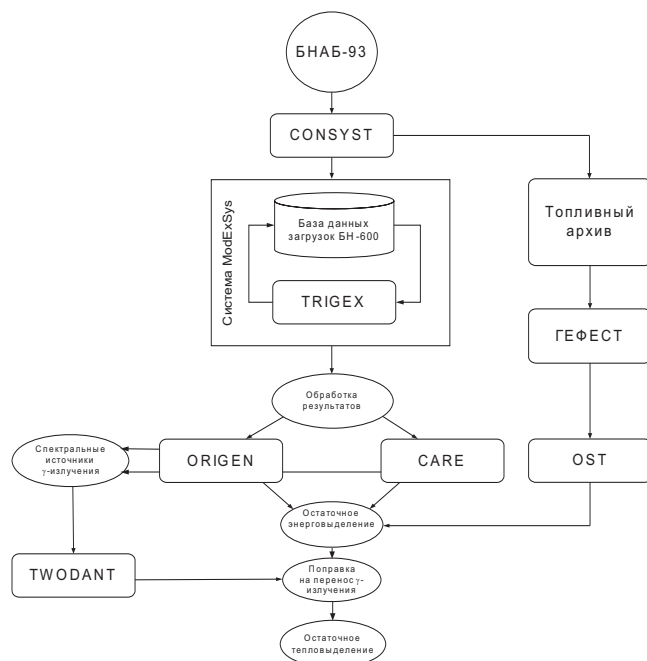


Рис.2. Схема взаимодействия программ при расчете остаточного тепловыделения ОТВС БН-600

При проведении эксплуатационных расчетов БН-600 непосредственно на Белоярской АЭС используется комплекс ГЕФЕСТ [9] с блоком расчета остаточного энерговыделения OST. В качестве константной базы оба комплекса используют библиотеку БНАБ-93 с программой подготовки констант к нейтронно-физическому расчету CONSYST [9]. Нейтронно-физические расчеты выполняются в многогрупповом (18–26 групп) приближении.

ТЕСТОВЫЕ РАСЧЕТЫ ОСТАТОЧНОГО ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЯ ОТВС БН-600

Для тестовых верификационных расчетов были

выбраны три характерных сборки из работы [3]: ТВС активной зоны с урановой загрузкой (ЗБО), ТВС со смешанным оксидным уран-плутониевым топливом (МОХ) и сборка внутренней зоны воспроизводства (ВЗВ). Вклады основных топливных нуклидов в интегральное значение числа делений и некоторые другие интегральные параметры для этих ТВС приведены в табл. 1. Расчеты были выполнены по описанной выше методике CARE_03 и сравнены с результатами прецизионных расчетов по программе ORIGEN.

Результаты расчетов и сравнений приведены на рис. 3–6. Полученные результаты позволяют сделать следующие выводы.

1. Основной вклад в остаточное энерговыделение топлива при разумных временах выдержки дают осколки деления (более 90%), вклад излучения актинидов – не более 10%.

2. Активация продуктов деления, не учитываемая аппроксимацией (7), может давать вклад в остаточное энерговыделение осколков деления до 7%. Максимальный вклад этой компоненты достигается при времени выдержки около трех лет.

3. При временах выдержки более трех лет вклад актинидов непрерывно растет и для ТВС с МОХ-топливом и ТВС бокового экрана может достигать ~30%.

4. Активация стальных элементов увеличивает энерговыделение в ОТВС с обогащенным топливом на $\sim 3 \pm 1\%$ и до $\sim 10\%$ в ТВС бокового экрана. Основной вклад при этом дают нуклиды Mn^{54} (до ~88%), Co^{58} (~6%) и Co^{60} (~6%).

5. Что касается типа излучения, то большую часть в ОЭ топлива дает излучение с вылетом заряженных частиц (β^- , β^+ , α -излучения) – более 60%. Вклад от более проникающего γ -излучения – от 18 до 39%.

6. Результаты расчетов по программам CARE_03 и ORIGEN хорошо согласуются во всем диапазоне времен выдержки. При очень коротких временах – менее одной секунды – максимальное различие составляет ~5%. В наиболее значимом с

Таблица 1

Некоторые параметры анализируемых ОТВС

Параметр		ТВС 3Б0	ТВС с МОХ-топливом	ТВС ВЗВ
Вклад в число делений, %	U^{235}	83.6	1.07	8.3
	U^{236}	0.3		
	U^{238}	9.6	8.7	53.8
	Pu^{239}	6.4	87.6	37.6
	Pu^{240}		1.6	0.2
	Pu^{241}		1.0	
Суммарное число делений в ТВС		$5.95 \cdot 10^{24}$	$5.89 \cdot 10^{24}$	$0.872 \cdot 10^{24}$
Энерговыработка ТВС, МВт·сут		2291	2377	379
Длительность облучения, эфф. сут		559	559	560
Длительность выдержки в ВРХ, сут		169	169	0

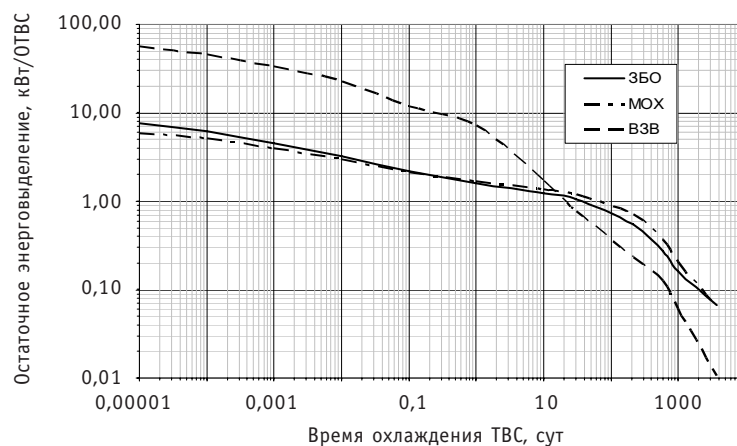


Рис. 3. Результаты расчета остаточного энерговыделения ОТВС 3Б0, МОХ и ВЗВ реактора БН-600

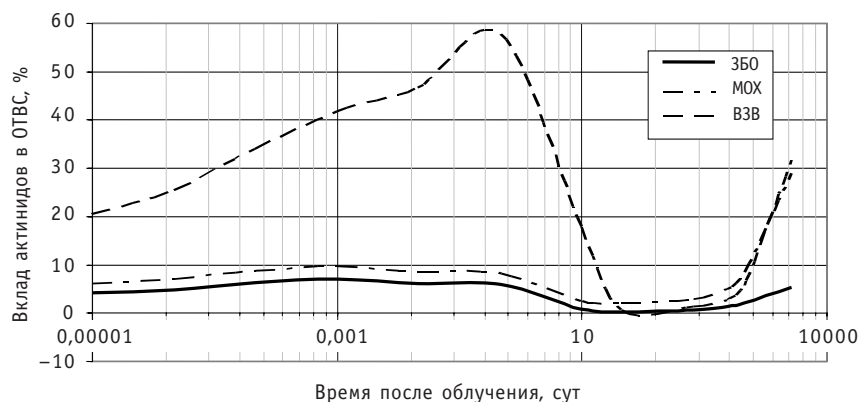


Рис. 4. Вклад актинидов в суммарное остаточное энерговыделение

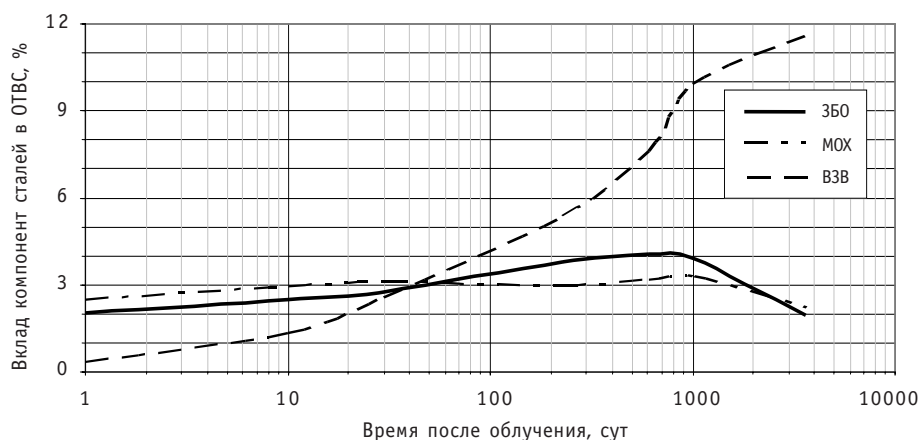


Рис. 5. Вклад активационных компонент стали в суммарное остаточное энерговыделение

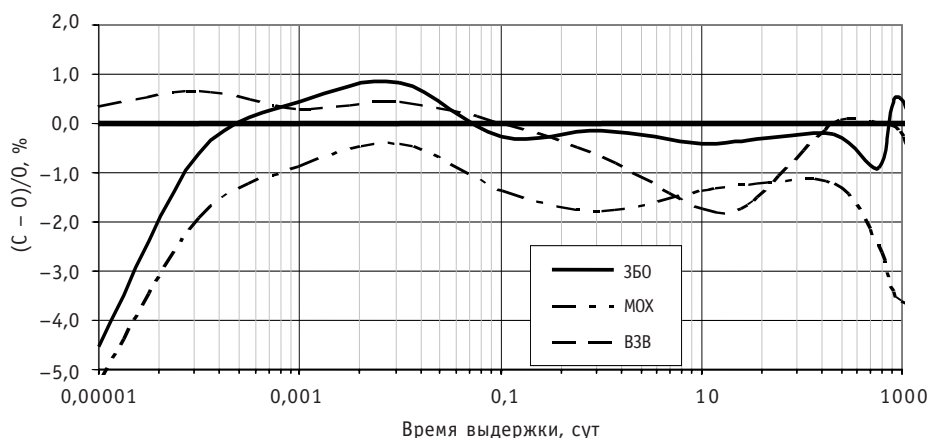


Рис. 6. Отклонение результатов расчета остаточного энерговыделения топлива ОТВС 3Б0, МОХ и ВЗВ по программе CARE от ORIGEN, %

практической точки зрения интервале – от минут до трех лет – согласие лучше 1%. При времени выдержки около 10 лет – не хуже 3%.

ВАЛИДАЦИЯ РАСЧЕТОВ ОСТАТОЧНОГО ТЕПЛОВЫДЕЛЕНИЯ ОТВС

Исходными данными для валидации являются результаты измерений, которые были выполнены сотрудниками Белоярской АЭС и отражены в работе [3]. Суть методики состоит в измерении величины подогрева воды при прохождении ее внутри пенала с ТВС, находящегося в бассейне выдержки. В измерениях задействовали 30 ТВС из различных зон реактора, включая сборки из боковой зоны воспроизводства и сборки с МОХ-топливом. Экспериментальная точность, оцененная авторами работы [3], составляет 4%.

В таблице 2 приведено сравнение расчетов остаточного тепловыделения с экспериментом. Расчетные данные, приведенные в таблице, представляют сумму остаточного энерговыделения от продуктов деления, актинидов, активационных нуклидов, сталей без доли перенесенной энергии γ -излучения в воду, окружающую пенал.

Расчеты переноса γ -квантов [11] показывают, что для ТВС с различным временем выдержки после облучения доля энергии, перенесенной в окружающую пенал воду, составляет 10–17% от общего γ -энерговыделения ОТВС.

Таблица 2

Сравнение расчетов с экспериментами ОЭ

Тип ТВС	Арх. ТВС	Выдержка, сут	Эксперимент, Вт	CARE, Вт	ГЕФЕСТ, Вт	Г-С/С, %	С-Э/Э, %	Итоговая оценка, %
МОХ	8992	34	1097	1204	1224	1.7	9.7	5.8
МОХ	8990	34	1102	1145	1160	1.3	3.9	-0.1
МОХ	8991	36	1100	1120	1134	1.3	1.8	-2.2
ЗБО	8868	34	969	1045	1052	0.6	7.9	3.8
ЗСО	8960	36	1002	1044	1039	-0.5	4.2	0.2
ЗБО	8867	34	1176	1038	1051	1.2	-11.7	-15.7
ЗМО	8944	36	1064	1021	1009	-1.2	-4.1	-8.0
ЗМО	8923	36	796	1018	1008	-1.0	27.9	23.9
ЗСО	8709	36	1047	1009	1014	0.5	-3.6	-7.6
ВЗВ	8855	33	718	724	720	-0.5	0.8	-3.2
МОХ	7305	207	673	722	719	-0.5	7.3	3.3
ВЗВ	8854	33	725	719	716	-0.5	-0.8	-4.8
МОХ	7304	207	680	717	718	0.1	5.5	1.4
ВЗВ	9087	34	711	714	693	-2.9	0.4	-3.6
ВЗВ	9086	33	655	700	690	-1.5	6.9	2.9
ЗМО	8171	172	596	642	635	-1.1	7.7	3.7
ЗМО	8568	172	522	641	634	-1.1	22.8	18.8
ЗМО	8573	172	622	638	629	-1.4	2.6	-1.4
ЗБО	7564	118	479	566	570	0.8	18.1	-1.8
ЗБО	7590	118	547	566	570	0.8	3.4	-0.5
ЗБО	7946	208	524	560	564	0.8	6.8	2.9
ЗБО	7809	208	527	556	562	1.2	5.4	1.5
ЗБО	7597	118	460	538	542	0.8	16.9	-1.8
ЗБО	7386	97	421	479	481	0.5	13.7	-6.2
ЗБО	7383	99	355	478	472	-1.2	34.6	14.6
МОХ	7305	584	357	364	368	1.2	1.8	-18.0
МОХ	7304	584	332	362	360	-0.4	8.9	-11.0
ЗБО	7946	584	252	276	278	0.8	9.4	-10.5
ЗБО	7809	584	230	273	277	1.6	18.5	-1.3
ЗБО	7366	97	197	256	250	-2.3	29.9	9.9
ЗБО	7375	97	204	245	242	-1.2	20.0	0.1
МОХ	7305	970	153	207	206	-0.6	35.4	15.3
НЗВ	7198	172	150	179	176	-1.7	19.3	-0.7
НЗВ	7202	172	155	170			9.7	-10.3
ЗБО	7946	970	133	168	167	-0.4	26.0	6.3
НЗВ	7142	172	165	166			0.6	-19.4
ЗБО	7809	970	109	166	166	0.2	51.9	32.3

Во-первых, следует обратить внимание на то, что данные расчетов остаточного тепловыделения по CARE и ГЕФЕСТ хорошо согласуются между собой. Максимальное расхождение составило около 3% в расчете остаточного энерговыделения ТВС ВЗВ. С одной стороны, этого следовало ожидать, т.к. методики расчета ОЭ в этих программах близки. С другой стороны, результаты расчета ОЭ зависят и от корректности расчета нейтронного поля при работе ТВС в составе активной зоны. Поэтому полученный результат отражает и согласие расчетов поля энерговыделения по программам ГЕФЕСТ и TRIGEX.

Что касается согласия с экспериментальными данными, то и здесь в большинстве случаев получено весьма хорошее согласие. При относительно больших величинах ОЭ (выше 500 Вт) усредненные расхождения на уровне 10–12%, при более низких величинах ОЭ – до 30–35%.

Анализ показал, что энерговыделение в трех сборках активной зоны (арх.№ 8867, 8923, 8568) выпадает из общей систематики и противоречит измерениям ТВС с близкими характеристиками по энерговыработке и истории облучения. По статистическим соображениям измерения в этих сборках признаны «выбросами» и из дальнейшего рассмотрения исключены.

В целом же

- наблюдается систематическое превышение расчетных данных над экспериментальными, которое в среднем составляет (см. рис. 7)

- $+4 \pm 5\%$ при величине ОЭ более 500 Вт;

- $+20 \pm 12\%$ при значениях ОЭ менее 500 Вт;

- при использовании указанных средних отклонений как поправочных факторов картина усредненных расхождений выглядит, как на рис. 8. В этом случае расчетно-экспериментальные расхождения укладываются в диапазон 10%, для НЗВ – в 15%.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведенный анализ показал адекватность расчетных методик по анализу остаточного энерговыделения, принятых в комплексах CARE_03 и ГЕФЕСТ_OST. Расчеты и эксперименты показали, что остаточное энерговыделение в ОТВС БН-600 после месяца выдержки не превышает 1.25 кВт, которое за три года снижается на порядок. Основной компонентой ОЭ при временах до трех лет является бета-излучение осколков деления, однако в расчете необходимо учитывать альфа-распад

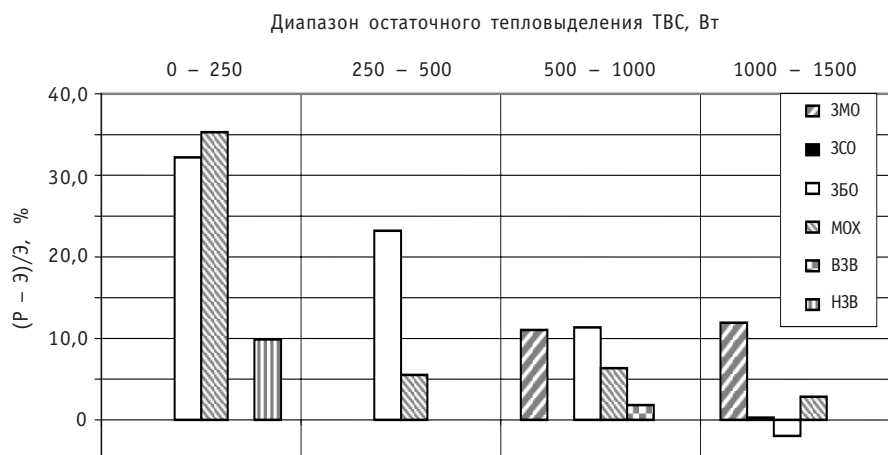


Рис. 7. Отклонение расчетных данных от экспериментальных, %

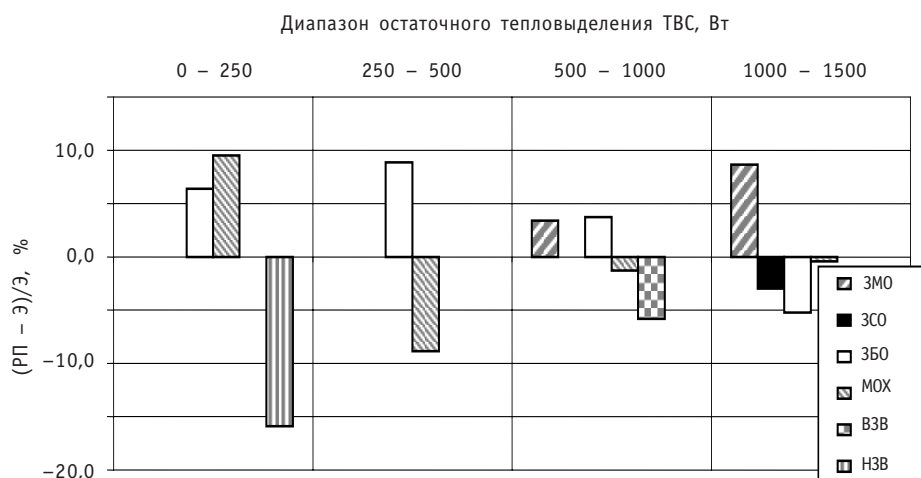


Рис. 8. Отклонение расчетных данных от экспериментальных (с учетом систематической поправки), %

долгоживущих актинидов, активацию продуктов деления и конструкционных материалов.

Сравнение методики расчета ОЭ ТВС за счет распада осколков деления с помощью функций «мгновенного деления» с детальными расчетами энерговыделения от 1896 осколков деления по программе ORIGEN показало полное согласие этих подходов.

Расчетные данные согласуются с результатами экспериментов на установке Белоярской АЭС. В целом расчеты остаточного энерговыделения ТВС БН-600 согласуются с экспериментальными данными в пределах 10% при остаточной мощности ТВС более 0,5 кВт и 35% – при меньших энерговыделениях. Сравнение данных указывает также на небольшое систематическое превышение расчетных данных над экспериментальными на ~40 Вт.

Литература

1. Tobias A. Decay Heat. Progress in Nuclear Energy, Vol.5, p.p.1-93, 1980. – Berkeley Nuclear Laboratories, Berkeley, England.
2. Devillers C. (1977) Review Paper №4, IAEA Advisory Group Meeting on Fission Product Nuclear Data, ECN Petten, IAEA-213.
3. Карпенко А.И., Розенбаум Е.Л., Забегаев В.П. Исследования остаточного тепловыделения отработавших сборок реактора БН-600 в бассейне выдержки // Известия вузов. Ядерная энергетика. 2005. – № 1. – С. 70-77.
4. Кочетков А.Л. Программа CARE – расчет изотопной кинетики, радиационных и экологических характеристик ядерного топлива при его облучении и выдержке / Препринт ФЭИ 2431, 1995.
5. Hermann O. W., Westfall R. M. ORIGEN-S: SCALE system module to calculate fuel depletion, actinide transmutation, fission product buildup and decay, and Association source terms // NUREG/CR-0200, Revision 4, Vol. 2, Section F7, 1995.
6. Мантуров Г.Н., Николаев М.Н., Цибуля А.М. Система групповых констант БНАБ-93. Часть 1. Ядерные константы для расчета нейтронных и фотонных полей излучения // Вопросы атомной науки и техники. Сер. «Ядерные константы». 1996. Вып. 1.
7. Tasaka Kanji et al. JNDC Nuclear Data Library of Fission Products. JAERI 1287, June 1983.
8. Серегина А.С., Кислицына Т.С. Аннотация комплекса программ TRIGEX-CONSYST-БНАБ-90 / Препринт ФЭИ – 2655, 1997.
9. Альперович М.Н., Григорьева Н.М., Сысоева О.В., Селезнев Е.Ф., Яблоков С.Л. Аннотация комплекса программ ГЕФЕСТ // Вопросы атомной науки и техники. Сер. «Физика ядерных реакторов». 1994. – Вып. 4. – С. 36-43.

10. Мантуров Г.Н., Николаев М.Н., Цибуля А.М. Программа подготовки констант CONSYST. Описание применения/Препринт ФЭИ-2828, Обнинск, 2000.

11. DANTSYS 3.0, One-, Two-, and Tree-Dimensional, Multigroup, Discrete Ordinates Transport Code System. RSIC Computer Code Collection, CCC-547, ORNL.

Поступила в редакцию 22.05.2009

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТРЕХМЕРНЫХ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В АКТИВНОЙ ЗОНЕ ВВЭР С ПОМОЩЬЮ ПРОГРАММНОГО КОМПЛЕКСА «ТРЕТОН»

Н.Н. Давиденко, А.С. Корсун, Ю.А. Маслов, И.Г. Меринов,
В.С. Харитонов, Б.Е. Шумский

Московский инженерно-физический институт (государственный университет)



Проведено усовершенствование модели пористого тела для описания теплогидравлических процессов в активной зоне реактора ВВЭР с бесчехловыми ТВС. Создан программный комплекс ТРЕТОН для моделирования нестационарных трехмерных тепловых и гидродинамических процессов. Выполнено тестирование теплогидравлического модуля ТРЕТОН путем сопоставления результатов расчетов с аналитическим решением модельной задачи теплообмена. Проведено сравнение результатов серии расчетов полей температур и скоростей теплоносителя для номинального режима работы активной зоны ВВЭР-1000 с независимыми расчетами по аттестованной программе NOSTRA.

Ключевые слова: активная зона, анизотропия, ВВЭР, гидродинамика, модель пористого тела, реактор, ТВС, тепломассоперенос, трехмерное моделирование, ТРЕТОН.

Key words: 3D modeling, anisotropy, core, fuel assembly, heat-mass transfer, hydrodynamic, porous model, reactor, TRETON, VVER.

ВВЕДЕНИЕ

Активная зона ВВЭР-1000 с бесчехловыми тепловыделяющими сборками (ТВС) является существенно анизотропной структурой, в которой трехмерный характер массо- и теплопереноса проявляется даже в номинальных режимах нормальной эксплуатации, например, при работе реактора при пониженных расходах на полном числе ГЦН. Поэтому для корректного описания пространственно распределенных процессов гидродинамики и теплообмена в активной зоне необходимо применение методов моделирования турбулентных течений применительно к структуре типа пучков стержней. Следует отметить, что возможности использования для этой цели так называемых поканальных методик ограничены, когда меж-

канальный обмен играет роль относительно малых поправок. Что касается расчетных методов, основанных на решении трехмерных уравнений Навье-Стокса, то их применение сопряжено с необходимостью использования большого числа расчетных элементов. Дополнительной проблемой в этом случае является отсутствие моделей турбулентности для описания переноса в областях с сильной турбулизацией потока.

В работе проблема построения алгоритма расчета трехмерных теплогидравлических процессов в активной зоне с бесчехловыми ТВС решается на основе развития модели пористого тела. Применительно к моделированию сложных турбулентных течений при обтекании потоком теплоносителя модель пористого тела была существенно доработана в части описания анизотропных свойств переноса импульса и тепла. Были определены коэффициенты эффективной теплопроводности и вязкости, а также уточнены формулировки граничных условий.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ТРЕХМЕРНЫХ ТЕПЛОВЫХ И ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В АКТИВНОЙ ЗОНЕ ВВЭР-1000

Для описания трехмерных тепловых и гидродинамических процессов в активной зоне ВВЭР-1000 с бесчехловыми ТВС использовалась многоуровневая модель. В этой модели наряду с расчетом полей температур, скорости и давления во всей активной зоне в приближении пористого тела [1] (уровень «активная зона») одновременно в отдельных частях активной зоны производится расчет локальных значений (уровень «ячейка-твэл») и осредненных по сечению ячеек температур, скорости и давления (уровень «сборка твэлов»). На локальном уровне рассчитывается нестационарное распределение температур по радиусу тепловыделяющих элементов в каждой узловой точке по объему активной зоны. Решение задач более детального уровня позволяет определить необходимые эффективные коэффициенты переноса импульса и энергии и замкнуть систему уравнений сохранения в пористом теле. Многоуровневый расчет позволяет корректно учитывать изменение эффективных коэффициентов во времени.

Основные уравнения модели теплогидравлики активной зоны в приближении пористого тела

В приближении пористого тела [1] активная зона представляет собой многокомпонентную среду. Количество компонент в зависимости от уровня детализации задачи может быть различным. В описываемом варианте активная зона состоит из следующих компонент: однофазный теплоноситель; тепловыделяющие элементы нескольких типов ($k = 1, \dots, type$); конструкционные элементы. Представительный объем осреднения V

$$V = V_f + \sum_{k=1}^{type} V_k + V_c, \quad (1)$$

где V_f , V_k , V_c – части объема V , приходящиеся на теплоноситель, твэлы и конструкционные элементы соответственно.

Поскольку доля конструкционных элементов в зоне невелика и плотность энерговыделения в них мала, то распределение по активной зоне средней температуры конструкционных элементов T_c принимается равным распределению средней температуры теплоносителя T_f .

Уравнения сохранения массы, импульса, энергии и состояния теплоносителя в модели пористого тела имеют следующий вид:

$$\frac{\partial(\epsilon_f \rho_f)}{\partial \tau} + \operatorname{div}(\epsilon_f \rho_f \vec{u}) = 0, \quad (2)$$

$$\frac{\partial(\epsilon_f \rho_f u_i)}{\partial \tau} + \operatorname{div}(\epsilon_f \rho_f \vec{u} u_i) = (\operatorname{div} \vec{\sigma})_i - F_i - \epsilon_f (\operatorname{grad} P, \vec{e}_i) + \epsilon_f \rho_f g_i, \quad (3)$$

$$c_f \left(\frac{\partial(\epsilon_f \rho_f T_f)}{\partial \tau} + \operatorname{div}(\epsilon_f \rho_f \vec{u} T_f) \right) = -\operatorname{div}(\vec{q}) + q_v, \quad (4)$$

$$\rho_f = \rho_f(p, T_f), \quad (5)$$

где $\epsilon_f = V_f/V$ – пористость по теплоносителю; τ – время; ρ_f – плотность теплоносителя; \vec{u} – вектор скорости теплоносителя; $\vec{\sigma}$ – тензор напряжений, содержащий эффективную вязкость теплоносителя μ_{eff} ; $F_i = K_i \rho_f |e\vec{u}| u_i$ – i -ая проекция силы сопротивления потоку жидкости; p – давление теплоносителя; \vec{e} – единичный направляющий вектор i -ой координаты; g_i – i -ая проекция ускорения свободного падения; c_f – теплоемкость теплоносителя; \vec{q} – вектор теплового потока, содержащий эффективную теплопроводность теплоносителя λ_{eff} ; q_v – эффективная плотность энерговыделения в теплоносителе.

В уравнениях (2)–(5) скорости и температуры теплоносителя определены как истинно-средние, а тепловой поток и компоненты тензора напряжений – как средние по объему.

Эффективная плотность энерговыделения в теплоносителе обусловлена теплоотдачей с поверхности тепловыделяющих элементов и равна

$$q_v \equiv \sum_{k=1}^{type} N_k \alpha_{v_k} (T_k - T_f), \quad (6)$$

где N_k – число твэлов k -го типа в единице объема активной зоны; T_k – средняя температура твэлов k -го типа; $\alpha_{v_k} = S_k / (V \cdot (S_k + 1/\alpha_k))$ – объемный коэффициент теплопередачи от твэлов k -го типа к теплоносителю; S_k – площадь поверхности твэла k -го типа; α_k – локальный коэффициент теплоотдачи от твэлов k -го типа к теплоносителю.

Уравнения сохранения энергии для твэлов в модели пористого тела имеют вид

$$c_k \frac{\partial(\epsilon_k \rho_k T_k)}{\partial \tau} = -\alpha_{v_k} (T_k - T_f) + \epsilon_k q_{v_k}, \quad (7)$$

где $(\rho c)_k$ среднее значение теплоемкости твэла k -го типа; $V_k = V_{fuel} + V_{clad}$ – объемы твэла, топлива и оболочки соответственно; $\epsilon_k = V_k/V$ – пористость по твэлам k -го типа; q_{v_k} – плотность энерговыделения в твэлах k -го типа, которая определяется в результате нейтронно-физического расчета.

Уравнения (7) получены путем осреднения по объему твэла V_k уравнения теплопроводности. Такое представление позволяет объединить уравнения для средних температур топлива и оболочки в одно. Для обратного преобразования средневзвешенной температуры T_k в средние температуры топлива или оболочки T_{kj} , необходимые для пересчета нейтронно-физических констант по их температурным зависимостям, используется соотношение

$$T_{kj} = T_f + \frac{R_{kj} + 1/\alpha_k}{R_k + 1/\alpha_k} (T_k - T_f), \quad (8)$$

где R_{kj} – термическое сопротивление между поверхностью и точкой со средней

температурой топлива или оболочки твэла k -го типа; R_k – термическое сопротивление между поверхностью и точкой со средней с весом ρc температурой твэла k -го типа.

Для определения термических сопротивлений R_{kj} для каждого контрольного объема решаются одномерные уравнения теплопроводности с граничными условиями третьего рода:

$$\left[(\rho c) \frac{\partial T}{\partial \tau} = \operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T) + q_v \right]_k. \quad (9)$$

Замыкающие соотношения модели теплогидравлики активной зоны

Система уравнений (2)–(5), моделирующая трехмерные процессы тепломассопереноса в активной зоне ВВЭР-1000 в приближении пористого тела, содержит коэффициенты эффективной теплопроводности λ_{eff} , эффективной вязкости μ_{eff} и коэффициент сопротивления потоку жидкости K . Применительно к активной зоне реактора типа ВВЭР, содержащей сборки стержневых твэлов без чехлов, когда существенно проявляются трехмерность полей скоростей и температур в зоне и анизотропия переноса тепла и импульса, были выполнены специальные исследования и определены замыкающие соотношения модели теплогидравлики.

Эффективная теплопроводность теплоносителя. Эффективный перенос тепла в движущемся теплоносителе определяется как суперпозиция тепловых потоков, обусловленных молекулярной и турбулентной теплопроводностью жидкости, отклонениями скоростей потока теплоносителя и теплопереносом через твэлы. Поток отклонения обусловлен мелкомасштабным (с масштабом, меньшим размеров объема осреднения V) движением жидкости, которое стало «невидимым» в результате локального осреднения по объему. Из-за отсутствия контакта между твэлами глобальный поток тепла в поперечном направлении отсутствует, но перетечки тепла через твэлы «от жидкости к жидкости» существуют и определяются неравномерностью в распределении температуры жидкости, обтекающей твэл. Каждой составляющей теплового потока можно поставить в соответствие коэффициент эффективной теплопроводности, при этом полная эффективная теплопроводность теплоносителя складывается из теплопроводностей, обусловленных различными механизмами переноса тепла:

$$\bar{\lambda} = \lambda^{мол} + \lambda^{тур} + \lambda^{отк} + \lambda^{тв}. \quad (10)$$

В силу существенной анизотропии среды все коэффициенты теплопроводности в (10) являются тензорными величинами. В зависимости от характера анизотропии составляющие коэффициента эффективной теплопроводности в (10) можно разбить на две группы. Первую группу составляют коэффициенты, обусловленные молекулярной теплопроводностью жидкости и теплопереносом через твэлы, вторую – коэффициенты, связанные с теплопереносом за счет турбулентной теплопроводности и за счет отклонения скоростей.

Главными осями анизотропии тензоров теплопроводности первой группы являются направления вдоль и поперек сборки твэлов в активной зоне. В качестве главных компонент тензора в первом приближении можно использовать эффективные коэффициенты теплопроводности в направлениях вдоль и поперек сборки твэлов $\lambda_{||}$ и λ_{\perp} .

Коэффициенты второй группы, которые учитывают турбулентный перенос и перенос скоростями отклонения ($\lambda^{дин} = \lambda^{тур} + \lambda^{отк}$) обладают более сложной структурой анизотропии:

$$\begin{aligned}\lambda_{zz} &= \lambda_{\parallel}^{\text{мол}} + \lambda_{\parallel}^{\text{тв}} + \lambda_{111}^{\text{дин}} U_z^2 + \lambda_{010}^{\text{дин}} (U_y^2 + U_x^2), \\ \lambda_{yy} &= \lambda_{\perp}^{\text{мол}} + \lambda_{\perp}^{\text{тв}} + \lambda_{100}^{\text{дин}} U_z^2 + \lambda_{000}^{\text{дин}} (U_y^2 + U_x^2), \\ \lambda_{xx} &= \lambda_{\perp}^{\text{мол}} + \lambda_{\perp}^{\text{тв}} + \lambda_{100}^{\text{дин}} U_z^2 + \lambda_{000}^{\text{дин}} (U_y^2 + U_x^2),\end{aligned}\quad (11)$$

где U_i – компоненты безразмерной скорости теплоносителя $U_i = u_i / \sqrt{u_x^2 + u_y^2 + u_z^2}$.

Соотношения (11) содержат четыре параметра, которые представляют собой «базовые» или «опорные» коэффициенты динамической теплопроводности, т.е. коэффициенты эффективной теплопроводности при определенных сочетаниях направлений векторов скорости потока и градиента температуры по отношению к оси сборки твэлов [2].

В практике расчетов теплового режима активных зон обычно пренебрегают теплопереносом по жидкости в направлении вдоль активной зоны за счет эффективной теплопроводности теплоносителя (λ_{zz}) по сравнению с конвективным переносом продольной скоростью. Такое упрощение допустимо, если число Пекле, построенное по эффективной продольной теплопроводности ($Pe = \rho c u_{zz} d_{\Gamma} / \lambda_{zz}$), достаточно велико ($Pe \geq 10$).

Поперечная теплопроводность теплоносителя с учетом $\lambda_{100}^{\text{отк}} = 0$ (по определению) имеет вид

$$\lambda_{xx} = \lambda_{yy} = \lambda_{\perp}^{\text{мол}} + \lambda_{\perp}^{\text{тв}} + \lambda_{100}^{\text{тип}} \cdot U_z^2 + (\lambda_{000}^{\text{тип}} + \lambda_{000}^{\text{отк}}) \cdot (U_x^2 + U_y^2). \quad (12)$$

Рекомендации для определения опорных коэффициентов, фигурирующих в соотношении (12), приводятся в работе [2].

Коэффициент объемного сопротивления. Сила сопротивления, действующая на жидкость со стороны твэлов (см. (3)), равна

$$\vec{F} = K \cdot \vec{u}, \quad (13)$$

где K – коэффициент объемного сопротивления. В работах по модели пористого тела [3, 4] для определения компонент силы сопротивления при обтекании сборки твэлов под произвольным углом рекомендованы соотношения

$$F_z = \rho \frac{\lambda_{\parallel}^{\text{тв}}}{2d_{\Gamma}} \bar{u} u_z, F_x = \rho \frac{\lambda_{\perp}^{\text{тв}}}{2d_{\Gamma}} \bar{u} u_x, F_y = \rho \frac{\lambda_{\perp}^{\text{тв}}}{2d_{\Gamma}} \bar{u} u_y, \quad (14)$$

где $\lambda_{\parallel}^{\text{тв}}$ и $\lambda_{\perp}^{\text{тв}}$ – коэффициенты гидравлического сопротивления при продольном и поперечном обтеканиях сборок. Формулы для их вычисления приводятся в [4].

Сопоставление (13) и (14) показывает, что коэффициент сопротивления K является тензором с компонентами вдоль главных осей:

$$k_{zz} = \rho \frac{\lambda_{\parallel}^{\text{тв}}}{2d_{\Gamma}} \bar{u}, k_{xx} = k_{yy} = \rho \frac{\lambda_{\perp}^{\text{тв}}}{2d_{\Gamma}} \bar{u}. \quad (15)$$

Эффективная вязкость теплоносителя. В качестве эффективной вязкости потока теплоносителя, обтекающего сборки твэлов, принимают коэффициент вязкости, ответственный за перенос осредненного осевого импульса в направлении поперек сборки, который можно рассчитать, зная коэффициент межканального обмена импульсом μ_{Γ} .

Используя для определения коэффициента межканального обмена импульсом μ_{Γ} рекомендации из [3], для эффективного коэффициента вязкости получено

$$\nu_{\text{eff}} / \nu = 0,0143 \sqrt{s/d - 1} \cdot Re^{0,8}. \quad (16)$$

Граничные условия на непроницаемой поверхности. Переход к модели пористого тела приводит также к неопределенности в условиях на границе пористого тела. Для средних скоростей традиционное условие прилипания на твердой поверхности, ограничивающей пористую среду, в общем случае не применимо. Спе-

циально проведенные исследования [5] показали, что на непроницаемой поверхности граничные условия имеют вид

$$u_n(n=0)=0, \quad \left(\frac{\partial u_z}{\partial n} + \frac{u_z}{l_z} \right)_{n=0} = 0, \quad \left(\frac{\partial u_\tau}{\partial n} + \frac{u_\tau}{l_\tau} \right)_{n=0} = 0, \quad (17)$$

где \vec{n} – внешняя нормаль к ограничивающей поверхности; u_n – нормальная к стенке компонента скорости; u_z – компонента скорости вдоль оси сборки; u_τ – касательная к стенке и нормальная к оси «z» компонента скорости, l_z и l_τ – длины скольжения. Для определения l_z получено

$$\frac{s/\sqrt{3}}{l_z} = \left[\left(\frac{d_{\Gamma\infty}}{d_{\Gamma 1}} \right)^{10/7} - 1 \right] \cdot \left(1 + \frac{2P}{1 + \sqrt{1 + 4P}} + \frac{P}{\Omega_1} \right), \quad (18)$$

где $\Omega_1 = \omega_1/\omega_\infty$; $\omega_1, d_{\Gamma 1}, \omega_\infty, d_{\Gamma\infty}$ – площади и гидравлические диаметры пристенной и внутренних ячеек соответственно; $P = (0,028 + 0,24(s/d-1))\text{Re}^{0,15}$, $s/d = 1,0-1,5$.

ПРОГРАММНАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ МОДЕЛИ ТРЕХМЕРНЫХ ТЕПЛОВЫХ И ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В АКТИВНОЙ ЗОНЕ РЕАКТОРА

Алгоритм численного решения уравнений теплогидравлики

Для решения системы нестационарных трехмерных уравнений в частных производных с переменными коэффициентами и сложными обратными связями (2)–(5) для вязкой, сжимаемой жидкости был использован метод маркеров и ячеек [6], в котором вместо уравнения сохранения массы (2) решается уравнение Пуассона для давления. Причем дискретный аналог уравнения Пуассона является линейной комбинацией дискретных аналогов исходных уравнений движения в частных производных. Дискретный аналог, построенный непосредственно из уравнения Пуассона в частных производных, в общем случае не согласуется с дискретными аналогами исходных уравнений движения.

Возможность использования метода маркеров и ячеек основывается на специальном выборе разбиений расчетной области, смещенных друг относительно друга. В данной работе метод распространен на контрольные объемы, имеющие форму правильных шестиугольников. Это позволяет при моделировании активной зоны

(АЗ) рассматривать в качестве элементов разбиения поперечного сечения отдельные ТВС.

Продольное сечение разбиения расчетной области на смещенные контрольные объемы (к.о.) представлено на рис. 1, поперечное сечение и 13-точечный шаблон для описания переноса импульса в поперечном сечении показаны на рис. 2. Новый подход к описанию переноса импульса в поперечном сечении позволил сократить вдвое по сравнению с обычно используемым [6] количество поперечных проекций скорости.

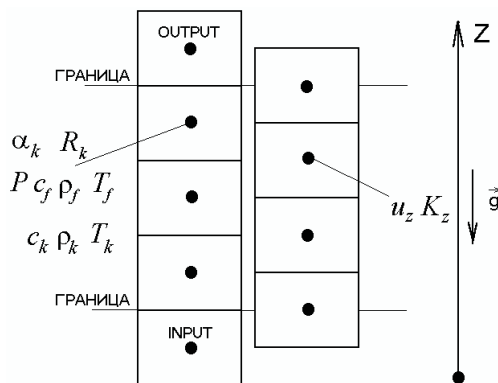


Рис. 1. Продольное разбиение расчетной области на смещенные контрольные объемы

Описание конвективного переноса импульса в поперечном направлении по схеме против потока (на примере седьмого к.о. рис. 2) происходит следующим образом: сначала определяются нормальные составляющие вектора скорости на гранях с учетом выбранных направлений:

$$\begin{aligned} a: u_{\perp a} &= \frac{1}{3}(u_3 + u_5 + u_9), \\ b: u_{\perp b} &= \frac{1}{3}(u_4 + u_8 + u_{10}), \\ c: u_{\perp c} &= \frac{1}{3}(u_4 + u_6 + u_{10}), \\ d: u_{\perp d} &= \frac{1}{3}(u_5 + u_9 + u_{11}). \end{aligned} \quad (19)$$

Если нормальная составляющая вектора скорости направлена из к.о., то потеря импульса пропорциональна произведению

$$a: u_1 u_{\perp a}, \quad b: u_1 u_{\perp b}, \quad c: u_1 u_{\perp c}, \quad d: u_1 u_{\perp d}, \quad (20)$$

в противном случае, приобретение импульса пропорционально произведению

$$a: \frac{1}{2}(u_7 + u_1) u_{\perp a}, \quad b: \frac{1}{2}(u_7 + u_{12}) u_{\perp b}, \quad c: \frac{1}{2}(u_7 + u_2) u_{\perp c}, \quad d: \frac{1}{2}(u_7 + u_{13}) u_{\perp d}. \quad (21)$$

Дискретный аналог системы (2)–(5) строится методом интегрирования по контрольному объему. Используя теорему Гаусса-Остроградского, дискретный аналог уравнения (2) на контрольных объемах ρ_f запишем следующим образом:

$$\varepsilon_f \frac{\rho_f^{\tau+\Delta\tau} - \rho_f^{\tau}}{\Delta\tau} + \frac{1}{V_z} \left[\sum_{l=1}^8 (\rho_f \vec{u}, (\varepsilon_f \vec{S})_l) \right]^{\tau+\Delta\tau} = 0, \quad (22)$$

соответственно, и дискретный аналог уравнения (3) на контрольных объемах для u_z и u_{xy}

$$\begin{aligned} \varepsilon_f \frac{(\rho_f u_z)^{\tau+\Delta\tau} - (\rho_f u_z)^{\tau}}{\Delta\tau} = \\ = \left[\frac{1}{V_z} \left(- \sum_{l=1}^8 \rho_f \vec{u} u_z (\varepsilon_f \vec{S})_l \Big|_{\vec{n}_l} + \sum_{l=1}^6 \mu_{eff} \text{grad} u_z S_l \Big|_{\vec{n}_l} \right) - K_z \rho_f |\vec{u}| u_z - \varepsilon_f \frac{\Delta P}{\Delta z} - \varepsilon_f \rho g \right]^{\tau+\Delta\tau}, \end{aligned} \quad (23)$$

$$\varepsilon_f \frac{(\rho_f u_{xy})^{\tau+\Delta\tau} - (\rho_f u_{xy})^{\tau}}{\Delta\tau} = \left[- \frac{1}{V_{xy}} \sum_{l=1}^6 \rho_f \vec{u} u_{xy} (\varepsilon_f \vec{S})_l \Big|_{\vec{n}_l} - K_{xy} \rho_f |\vec{u}| u_{xy} - \varepsilon_f \frac{\Delta P}{\Delta_{xy}} \right]^{\tau+\Delta\tau}, \quad (24)$$

где \vec{n} – внешняя нормаль к грани к.о.; S_l – площадь l -ой грани к.о.; $\Delta\tau$ – временной шаг; u_{xy} , u_z – поперечные и продольные проекции скорости соответственно; V_{xy} , V_z – объемы к.о. для поперечных и продольных проекций скорости соответственно.

Затем путем линейной комбинации (20)–(24) получаем уравнение Пуассона для давления

$$\nabla^2 p^{\tau+\Delta\tau} = \Omega, \quad (25)$$

где Ω – источник уравнения Пуассона.

Граничное условие (условие Неймана) для давления получается в результате проецирования уравнений нестационарного движения на нормаль к границе. В

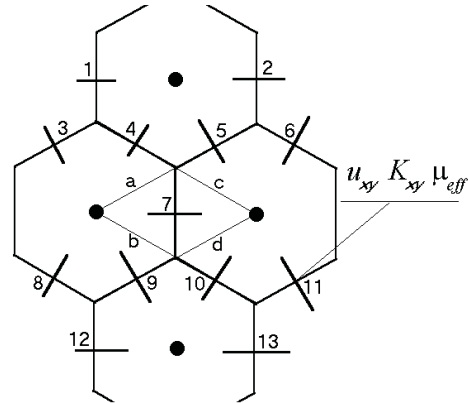


Рис. 2. Поперечное разбиение расчетной области на смещенные контрольные объемы и тринадцатиточечный шаблон для описания переноса импульса в поперечном сечении

результате реализуются все возможные типы нестационарных граничных условий для скорости и давления, когда задаются давление во всех к.о. на входе и выходе АЗ, давление в одних к.о. и скорости в других к.о. на входе и выходе АЗ, скорости во всех к.о. на входе и выходе АЗ. В одном и том же к.о. на границе АЗ скорость и давление одновременно не задаются.

Дискретный аналог уравнения сохранения энергии теплоносителя (4) имеет вид

$$c_f \varepsilon_f \frac{(\rho_f T_f)^{\tau+\Delta\tau} - (\rho_f T_f)^\tau}{\Delta\tau} = \left[\frac{1}{V_z} \left(-\sum_{l=1}^8 c_f \rho_f \bar{u} T_f (\varepsilon_f S)_l \Big|_{\bar{n}_l} + \sum_{l=1}^6 \lambda_f \text{grad} T_f S_l \Big|_{\bar{n}_l} \right) + q_v \right]^{\tau+\Delta\tau} \quad (26)$$

при следующих условиях на границе АЗ:

- если поток теплоносителя направлен во внутрь АЗ, то его температура определяется из условия перемешивания в нижнем или верхнем коллекторе АЗ;
- если поток теплоносителя направлен наружу АЗ, то его температура равна температуре в к.о. на границе.

Система линейных уравнений (23)–(26) решается методом прогонки по направлениям итерационно и совместно с дискретными аналогами уравнений уровня «ячейка-твэл».

Для решения конечно-разностных одномерных уравнений теплопроводности уровня «ячейка-твэл» также применяется метод прогонки. При этом используется неравномерное разбиение твэла по радиусу на кольцевые слои с одинаковой площадью поперечного сечения и учитывается наличие контактного термического сопротивления между топливом и оболочкой.

Описание программного модуля ТРЕТОН

Программный код ТРЕТОН предназначен для теплогидравлического расчета переходных пространственно-распределенных процессов в активной зоне ВВЭР с бесчехловыми ТВС. В нем реализованы алгоритмы многоуровневого решения уравнений теплообмена и гидродинамики, предусмотрена процедура согласованного расчета совместно с нейтроно-физическими уравнениями.

Определение искомых давлений, скоростей и температур теплоносителя и температур твэлов в программе осуществляется в цикле по времени как при моделировании переходных процессов, так и при расчете стационарных режимов. В последнем случае шаг по времени играет роль коэффициента, регулирующего скорость сходимости итераций к стационарному распределению.

На каждом временном шаге в программе сначала определяются поля скоростей и давления теплоносителя, которые затем используются при расчете температур твэлов и теплоносителя. Процесс согласования полей температур контролируется путем проверки выполнения ряда локальных и интегральных тепловых балансов в активной зоне: для каждой ТВС в каждой расчетной точке по высоте проверяется совпадение выделенной энергии с энергией, переданной с поверхности в теплоноситель; определяется дисбаланс между полным энерговыделением в активной зоне и энергией, отводимой теплоносителем из активной зоны; в каждой расчетной точке разбиения активной зоны проверяется выполнение стационарного дискретного аналога уравнения сохранения энергии для теплоносителя. При расчете стационарных режимов выполнение баланса определяет момент завершения итераций, а в переходных режимах величины дисбалансов могут рассматриваться как индикаторы степени нестационарности процесса.

ТЕСТИРОВАНИЕ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ И ПРОГРАММЫ «ТРЕТОН»

Для тестирования теплогидравлического модуля ТРЕТОН было выполнено сопоставление расчетных данных с результатами аналитического решения модельной задачи теплообмена в активной зоне с учетом естественной конвекции [7]. Помимо этого проведено сравнение результатов серии расчетов полей температур и скоростей теплоносителя в активной зоне ВВЭР1000 для номинального режима работы с независимыми расчетами по аттестованной программе NOSTRA [8].

Теплообмен в активной зоне с учетом естественной конвекции

Для проверки точности учета эффектов естественной конвекции в программном комплексе ТРЕТОН была решена задача определения поля скорости, создаваемого силами плавучести, при движении теплоносителя через цилиндрическое анизотропное пористое тело, в котором действуют источники тепловыделения, изменяющиеся по радиусу по параболическому закону.

Постановка задачи. В активной зоне высотой l , радиусом r_0 действуют неравномерно распределенные по r источники тепловыделения $q_v(r)$. На вход в активную зону поступает теплоноситель с температурой $t_{ж}$. Давление жидкости во входном и выходном коллекторах поддерживаются постоянными. Поля скоростей и температур принимаются стационарными и осесимметричными. Необходимо оценить возмущения, вносимые в поля скорости и температуры, обусловленные действием сил плавучести при зависимости плотности теплоносителя от температуры. Остальные физические параметры жидкости полагаются постоянными.

Возмущение поля скорости. Используя рекомендации и результаты работы [7], было получено выражение для компонент отклонений скорости

$$M_r = (k_r - 1)16L \sum_{k=1,3,5..} \left(\frac{I_1(\pi k R)}{I_1(\pi k R_0)} - \frac{R}{R_0} \right) \frac{\sin(\pi k Z)}{(\pi k)^3}, \quad (27)$$

$$M_z = \frac{1}{2} + (k_r - 1) \left[\frac{1}{2} - 2L^2 R^2 Z - 2L \sum_{k=1,3,5..} \left(\frac{4}{(\pi k)^2} \left(\frac{4}{(\pi k)^2} + R^2 \right) - \frac{8R_0}{(\pi k)^3} \frac{I_0(\pi k R)}{I_1(\pi k R_0)} \right) \cos(\pi k Z) \right], \quad (28)$$

где k_r – коэффициент неравномерности тепловыделения по радиусу; $Z=z/l$, $R=r/l$, $L=l/r_0$, $R_0=1/L$.

При равномерном распределении тепловыделения по радиусу ($k_r = 1$) получаем $M_r = 0$ и $M_z = 0.5$, т.е. неравномерность скоростей по радиусу отсутствует, а за счет сил плавучести увеличилась скорость через активную зону на величину $\bar{m}_z = \wp_0 / (2kl)$, где $\wp_0 = \beta \Delta t_0 \rho_{ж} g l$, Δt_0 – средний подогрев теплоносителя в активной зоне, β определяется из соотношения $\rho = \rho_{ж}[1 - \beta(t - t_{ж})]$, $kl = (p_{вх} - p_{вых} - \rho_{ж} g l) / m_{z0}$, $p_{вх}$ – давление на входе в АЗ, $p_{вых}$ – давление на выходе из АЗ, m_{z0} – средний массовый расход по АЗ.

Величина $\wp_0 / (kl)$, является масштабом, определяющим степень воздействия естественной конвекции на поле скоростей в активной зоне.

Сопоставление аналитического и численного решений. Результаты расчетов распределения скорости приведены на рис. 3 и 4. Были проведены расчеты при больших (продольная скорость теплоносителя ~ 2 м/с) и малых расходах (продольная скорость теплоносителя ~ 0.6 м/с) для анализа учета вклада сил плавучести в суммарный расход.

За счет действия сил плавучести, которые максимальны в области максимальных подогревов, т.е. по центру активной зоны, происходит перераспределение

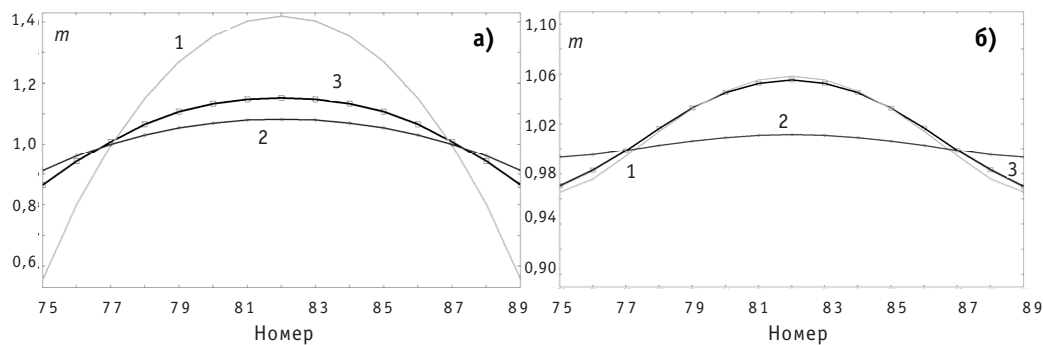


Рис. 3. Распределение безразмерных массовых скоростей теплоносителя по радиусу на входе (а) и выходе (б) из активной зоны: 1 – максимальная оценка по аналитической модели; 2 – минимальная оценка по аналитической модели; 3 – расчет по программе ТРЕТОН

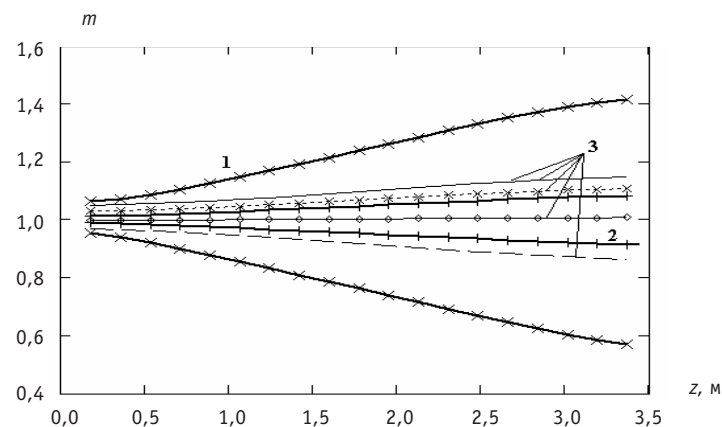


Рис. 4. Распределение безразмерных массовых скоростей теплоносителя по высоте активной зоны: 1 – максимальная оценка по аналитической модели; 2 – минимальная оценка по аналитической модели; 3 – расчет по программе ТРЕТОН

расходов теплоносителя. В центре скорость увеличивается, а на периферии активной зоны уменьшается. Причем действие сил плавучести сказывается по всему объему активной зоны, так что и на входе устанавливается некоторая неравномерность скорости, но существенно меньшая, чем на выходе. Необходимо отметить существенно больший вклад сил плавучести в суммарный расход в случае малых расходов. В качестве примера на рис. 3 представлено распределение скоростей по радиусу активной зоны для случая малых расходов.

Сопоставление распределения скорости теплоносителя по радиусу, рассчитанного с помощью программы ТРЕТОН (кривые 3 на рис. 3), с результатами аналитических расчетов для предельных случаев, соответствующих заниженному (кривая 1) и завышенному (кривая 2) значениям сопротивления перетечек, показывает, что рассчитанное по ТРЕТОН распределение занимает промежуточное положение между предельными теоретическими оценками. Тот же вывод следует из анализа рис. 4, на котором показано развитие неравномерности скорости по высоте активной зоны на различных расстояниях от центра активной зоны.

В целом можно заключить, что программный комплекс ТРЕТОН корректно учитывает действие силы плавучести при выполнении теплогидравлических расчетов.

Номинальный режим работы ВВЭР-1000

С целью комплексного тестирования разработанного программного модуля ТРЕТОН было проведено сравнение результатов расчетов полей температур и скоростей теплоносителя в активной зоне ВВЭР-1000 с данными независимого расчета по аттестованной программе NOSTRA.

В расчетах моделировался стационарный режим работы реактора на номинальной мощности. Было выбрано распределение энерговыделения по сечению активной зоны, обеспечивающее малые неравномерности расходов по ТВС и, соответственно, незначительные поперечные перетечки теплоносителя в активной зоне. Это обеспечило возможность корректного сравнения результатов расчета теплогидравлики в активной зоне по трехмерной модели пористого тела и по канальной методике, реализованной в программе NOSTRA.

Результаты расчета распределения подогрева теплоносителя и его расхода на выходе из каждой ТВС соответственно показаны на рис. 5 и 6.

Изменение температур теплоносителя и поверхности оболочки твэла по высоте одной из ТВС показано на рис. 7, а на рис. 8 представлено распределение температуры по радиусу твэла в области максимальной по активной зоне температуры топлива.

Получено хорошее совпадение результатов расчетов по обеим программам. Максимальные отклонения подогревов и расходов теплоносителя в ТВС, получен-

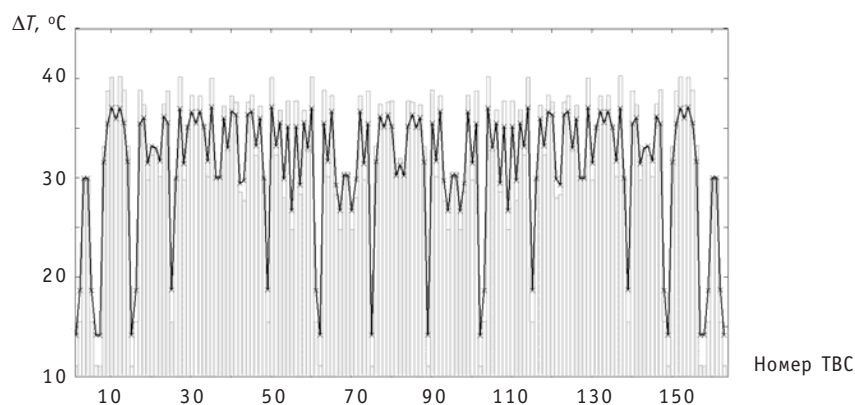


Рис. 5. Изменение подогрева теплоносителя по отдельным ТВС: — модель пористого тела (ТРЕТОН); гистограмма — поканальная методика (NOSTRA)

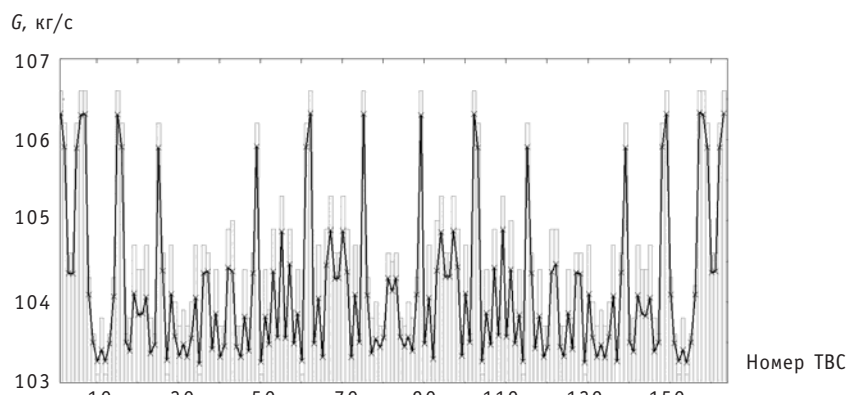


Рис. 6. Изменение расхода теплоносителя по отдельным ТВС: — модель пористого тела (ТРЕТОН); гистограмма — поканальная методика (NOSTRA)

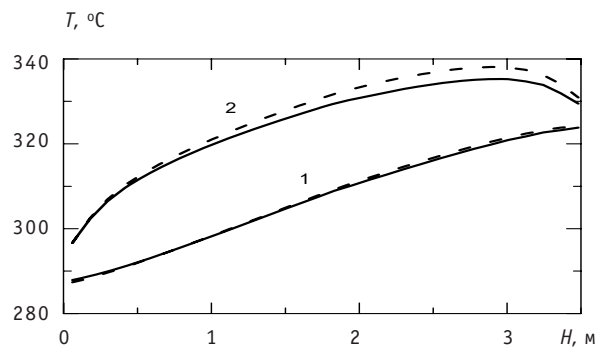


Рис. 7. Изменение температур теплоносителя (1) и поверхности оболочки твэла (2) по высоте ТВС:
 — модель пористого тела (ТПЕТОН); — — — поканальная методика (NOSTRA)

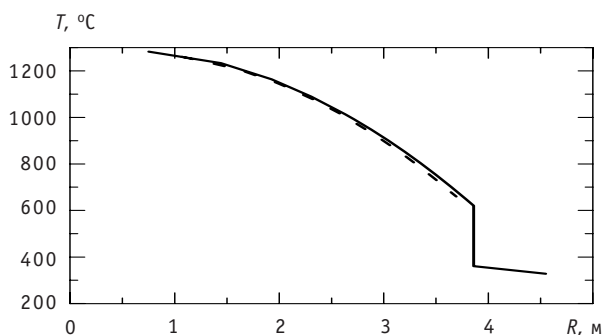


Рис. 8. Распределение температуры по радиусу твэла в области максимальной температуры топлива:
 — модель пористого тела (ТПЕТОН); — — — поканальная методика (NOSTRA)

ные по трехмерной программе ТРЕТОН, от результатов расчета по программе NOSTRA составляют около $2,5^\circ\text{C}$ и $0,7 \text{ кг/с}$ соответственно. При этом разброс расходов и подогревов по каналам, рассчитанных по программе ТРЕТОН, ниже, чем в расчетах по программе NOSTRA, т.к. в программе ТРЕТОН трехмерные процессы переноса и межкассетный тепломассоперенос учитываются во всей активной зоне, а не только во входном и выходном коллекторах, как в программе NOSTRA.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В ходе выполнения работы проведено усовершенствование математической модели и программного комплекса ТРЕТОН для описания нестационарных трехмерных тепловых и гидродинамических процессов в активных зонах реакторов с безчехловыми ТВС.

Выполнено тестирование теплогидравлического модуля ТРЕТОН: проведено сопоставление результатов расчетов с аналитическим решением модельной задачи теплообмена в активной зоне с учетом естественной конвекции, а также сравнение результатов серии расчетов полей температур и скоростей теплоносителя для номинального режима работы активной зоны ВВЭР-1000 с независимыми расчетами по аттестованной программе NOSTRA.

Разработанный программный комплекс ТРЕТОН может быть использован для моделирования трехмерных тепловых и гидродинамических процессов в активной зоне ВВЭР-1000 в различных режимах ее работы как на пониженной, так и повышенной мощности. С его помощью возможно исследование эффектов трехмерного тепломассопереноса в активной зоне, обусловленного особенностями конст-

рукции активной зоны, а также разрабатываемыми в настоящее время новыми решениями по модернизации конструкции ТВС, в которых используются перемешивающие решетки (ПР), предназначенные для перемешивания и интенсификации теплоносителя в пределах активной зоны.

Работа проводится в рамках реализации ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009–2013 годы.

Литература

1. Корсун А.С. Эффективная теплопроводность пористых структур, составленных из пучков стержней или труб//Тепломассообмен ММФ_4/Труды IV Минского международного форума. – Минск, 2000. – Т. 10. – С. 242-250
2. Корсун А.С., Меринов И.Г., Харитонов В.С. Эффективная теплопроводность теплоносителя, омывающего стержневую сборку.//Труды IV Российской национальной конференции по теплообмену: В 8 томах. Т. 7. Радиационный и сложный теплообмен. Теплопроводность, теплоизоляция. – М. Издательский дом МЭИ, 2006. – С. 235-238.
3. Субботин В.С. и др. Решение задач реакторной теплофизики на ЭВМ. – М.: Атомиздат, 1979.
4. Митенков Ф.М., Головкин В.Ф., Ушаков П.А., Юрьев Ю.С. Проектирование теплообменных аппаратов АЭС. – М.: Энергоатомиздат, 1988.
5. Кириллов П.Л. Справочник по теплогидравлическим расчетам. – М.: Энергоатомиздат, 1990.
6. Андерсон Д., Таннехил Дж., Плетчер Р. Вычислительная гидромеханика и теплообмен. – М.: Мир, 1990.
7. Корсун А.С., Маслов Ю.А., Меринов И.Г. Аналитическое решение для поля скоростей движения жидкости при совместном действии вынужденной и свободной конвекции в анизотропной пористой структуре/Труды РНКТ-4. Т. 6. – М.: Изд. МЭИ, 2006. – С. 83-86.
8. Аттестационный паспорт программного средства NOSTRA, НТЦ ГАН РФ, 2003.

Поступила в редакцию 11.12.2008

МЕТОД СУПЕРПОЗИЦИИ ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В ТЕПЛООБМЕННЫХ УСТРОЙСТВАХ ПОЛЕМ КОНЦЕНТРАЦИЙ ТРАССЕРА

В.Н. Дельнов*, Ю.Д. Левченко*, С.Ф. Шепелев**

**ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск*

***ФГУП «ОКБМ», г. Н. Новгород, Россия*



В каждую характерную площадку на входе в проточную часть рабочего участка производится поочередно локальный ввод трассера, а на выходе из нее измеряются отклики – концентрации трассера в потоке рабочей среды. Локальный расход трассера пропорционален потоку тепловой энергии через характерную площадку. Сумма измеренных концентраций от каждого локального ввода трассера является пропорциональной локальной температуре на выходе из проточной части рабочего участка. Применение метода суперпозиции откликов позволяет повысить точность моделирования температурного поля и упростить конструкцию рабочего участка для исследования процессов перемешивания в теплообменном устройстве.

Ввод трассера в поток рабочей среды применяется достаточно широко при исследованиях теплогидравлических и массообменных процессов, режимов течения жидкостей и газов. Массовое количество вводимого трассера должно быть небольшим, чтобы не происходило изменение физических свойств и искажение поля скоростей основной рабочей среды.

Математической основой применения трассера является одинаковый вид уравнений переноса тепла и массы, позволяющий применять метод аналогии при исследованиях полей температуры. В практических случаях влияние чисел Прандтля (Pr), Шмидта (Sc) и их турбулентных значений Pr_t , Sc_t невелико или может быть учтено. При этом исследования полей температур процессов перемешивания в проточных частях теплообменных установок могут проводиться на экспериментальных моделях с вводом трассера, а по полям концентраций можно судить о полях температуры. Важно, что при этом допускается использование изотермических аэродинамических моделей, значительно более дешевых и методологически обеспеченных по сравнению с гидродинамическими, а тем более оснащенными нагревательными устройствами.

При моделировании температурных полей полем концентраций трассера на входе в проточную часть исследуемого рабочего участка (модели теплообменного устройства производится одновременный выпуск трассера в значительное ко-

личество элементарных площадок, геометрически подобных площадкам натурального изделия, на площади которых скорости и температуры можно принять постоянными. Количество площадок должно быть обоснованным в зависимости от сложности форм поля температур и скоростей. Принципиально при увеличении количества площадок точность задания исходных полей скорости и температуры увеличивается. Но в связи с этим возникают методические и технические сложности, т.к. экспериментальную модель необходимо оснащать значительным количеством устройств ввода трассера, расходомеров. При объединении устройств ввода коллекторами возникает сложность обеспечения заданным локальным расходом трассера, влияния вводов друг на друга. Авторы работы в полной мере столкнулись с методической сложностью задания исходного поля температуры при экспериментальном исследовании поля температуры на выходе из сборного коллектора высокотемпературного гелиевого реактора ВГ-400.

В различных областях математики и механики, в которых исследуются поля откликов локальных возмущений, развит и применяется принцип суперпозиции. А о влиянии суммарного возмущения судят по суперпозиции полей откликов локальных возмущений. В настоящей работе идея принципа суперпозиции распространяется на моделирование и исследование температурных полей и перемешивания потока в проточных частях теплообменных устройств.

Метод трассера является известным и широко применяемым при экспериментальном исследовании тепло-, массо- и гидродинамических процессов. Способам визуализации потоков и получения количественной информации о локальных свойствах течения жидкостей и газов с помощью трассеров посвящено значительное количество работ [1–6]. Важным для выбора и применения трассера является условие, чтобы ввод трассера не влиял на поле характеристик потока рабочей среды в экспериментальном рабочем участке, моделирующем проточную часть технического устройства.

Теоретические основы метода моделирования температурного поля полем концентраций трассера состоят в том, что

- структура дифференциальных уравнений переноса тепла и массы одинакова

$$\frac{\nabla^2 T_n}{Re_n \cdot (Pr_n + Pr_T)} - (W_n \cdot \nabla) \cdot T_n = 0, \quad (1)$$

$$\frac{\nabla^2 C_m}{Re_m \cdot (Sc_m + Sc_T)} - (W_m \cdot \nabla) \cdot C_m = 0, \quad (2)$$

где индексами n, m обозначены свойства рабочих сред в натурном устройстве и моделирующем рабочем участке; W, T – локальные скорость и температура рабочих сред соответственно; C – локальная концентрация трассера в потоке моделирующей рабочей среды; Re, Pr, Sc – числа Рейнольдса, Прандтля и Шмидта соответственно; индексом t обозначены турбулентные значения чисел Прандтля и Шмидта;

- обеспечивается подобие полей скорости в потоках рабочих сред в натурном устройстве и моделирующем рабочем участке;

- параметры турбулентного обмена теплом и массой $Pr_T = 0,7–0,9$ и $Sc_T = 0,7–0,9$, т.е. примерно равны. При исследовании температурных полей в потоке жидких металлов аналогия в процессах обмена теплом и массой может обеспечиваться заданием числа Re_m [7].

На основе этих положений теории приближенного моделирования был создан экспериментальный рабочий участок, моделирующий в масштабе 1:5 проточную часть сборного коллектора высокотемпературного газового ядерного реактора ВГ-

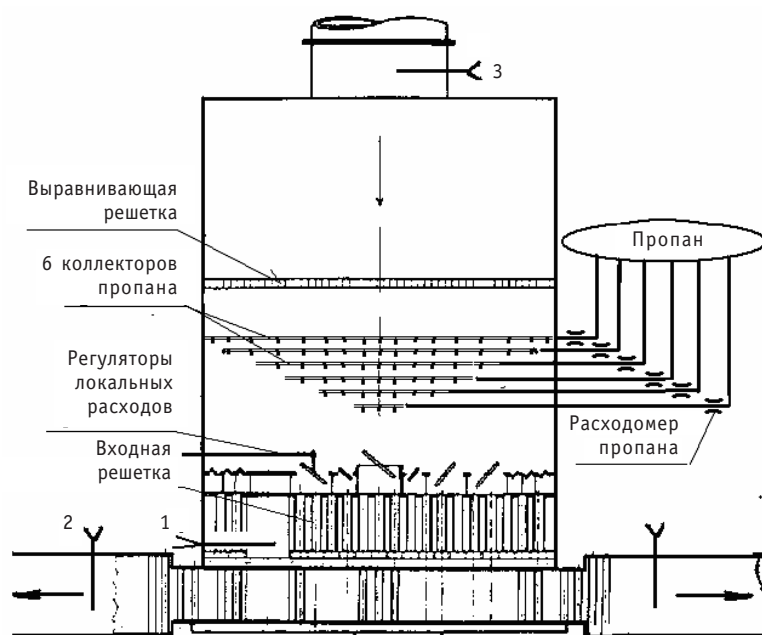


Рис. 1. Схема рабочего участка, моделирующего проточную часть сборного коллектора реактора ВГ-400: 1–3 – зонды скорости

400 (рис. 1). Реактор ВГ-400 характеризуется высокой радиальной неравномерностью температур ($700\text{--}1200^\circ\text{C}$) на выходе из активной зоны и соответственно на входе в сборный коллектор. Для обеспечения температуры на входе в отводящие патрубки, равной $950\pm 50^\circ\text{C}$, необходимо достаточное перемешивание теплоносителя – гелия в пределах объема сборного коллектора.

Исходными данными для исследования процесса перемешивания в коллекторе были радиальные профили скорости и температуры на выходе из активной зоны (рис. 2 и 3). Обозначения на рисунках следующие: r/R – безразмерная радиальная координата с максимальным внутренним радиусом активной зоны R ; $W_1/\langle W_1 \rangle$ – относительная скорость потока гелия со средней скоростью $\langle W_1 \rangle$; T – локальная температура гелия.

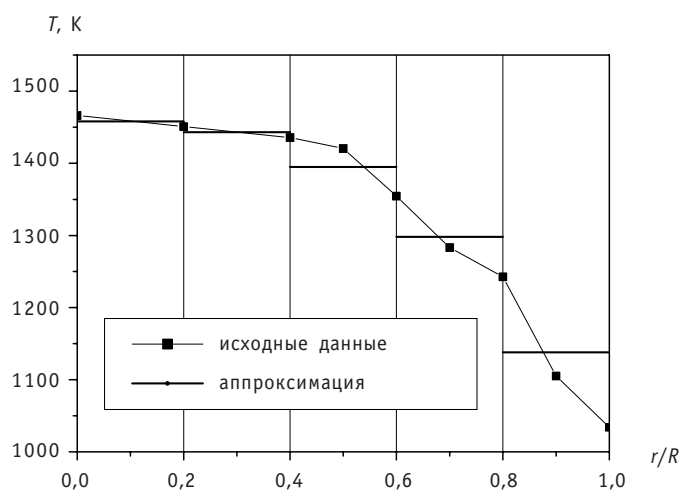


Рис. 2. Профиль температуры на входе в сборный коллектор

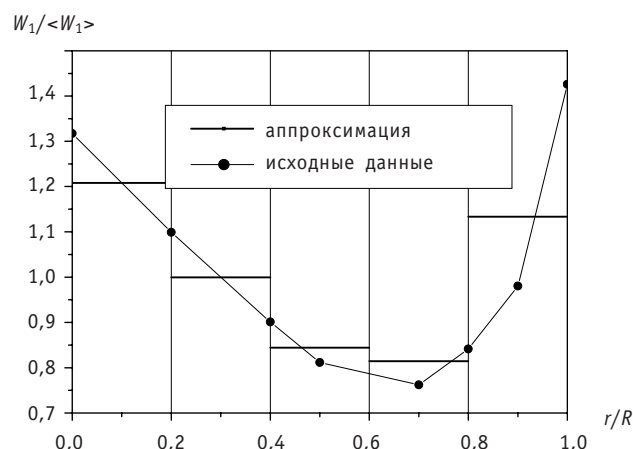


Рис. 3. Профиль скорости на входе в сборный коллектор

Профиль скорости на входе в проточную часть рабочего участка, соответствующий заданному на рис. 3, был подобран в опытах с помощью регуляторов локальных расходов – дросселирующих заслонок на отдельных участках входной решетки. Опытный профиль скорости на вертикальной оси отводящего патрубка дан на рис. 4. Из рисунка видно, что поток воздуха движется с большими скоростями вдоль нижней поверхности сборного коллектора.

В качестве трассера использовался газ пропан, который вводился в поток воздуха через систему коллекторов. В линии каждого коллектора имелся индивидуальный расходомер. По методу приближенного моделирования температурного поля концентрация пропана в воздухе на каждом из отдельных участков входного сечения должна соответствовать температуре гелия в натурном устройстве. В ходе опытов проявилась непреодолимая методическая сложность выравнивания расходов пропана по азимуту через отверстия коллекторов. Локальные расходы пропана через соседние отверстия могли различаться вдвое, несмотря на одинаковую технологию сверления отверстий и обработки их краев. При опытном подборе радиального профиля концентраций пропана в потоке воздуха трудно было

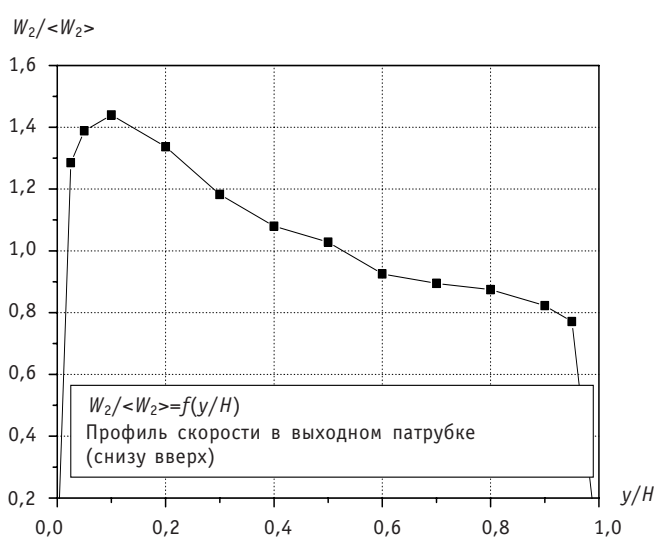


Рис. 4. Опытный профиль скорости на вертикальной оси отводящего патрубка

исключить взаимное влияние коллекторов, когда изменение расхода через один коллектор вело к изменениям расходов в других. Оба эти фактора приводили к снижению точности моделирования температурного поля и качества результатов всего исследования.

Таким образом, реализация идеи суперпозиции при моделировании температурного поля была вынужденной мерой и дала положительные результаты.

В отличие от известного способа одновременного ввода трассера через все элементарные площадки в настоящей работе предлагается применять поочередный ввод трассера через те же площадки. После ввода трассера через i -ую площадку измеряется поле концентраций или только в характерных точках – отклик от локального ввода на выходе из проточной части рабочего участка. В соответствии с методом суперпозиции полученные в опытах поля концентраций трассера или только значения концентраций в характерных точках на выходе из проточной части рабочего участка суммируются для получения результирующих концентраций трассера, характеризующих температуру потока рабочей среды.

Условная схема проточной части рабочего участка с применяемыми обозначениями дана на рис. 5. Входное сечение рабочего участка «1» разделено на N_1 участков, площадь каждого обозначена ΔS_{1i}^m , где $1 \leq i \leq N_1$. Локальная средняя скорость потока воздуха (аэродинамическая модель) на отдельном участке равна W_{1i}^m , а массовый расход трассера (в нашем случае газа пропана) – m_{1i} . Соответствующие обозначения свойств потока приняты и для выходного сечения «2» рабочего участка: N_2 , ΔS_{2j}^m , W_{2j}^m , где $1 \leq j \leq N_2$. Измеренное значение концентрации трассера на j -том участке выходного сечения – отклик от ввода трассера на i -том участке входного сечения рабочего участка – обозначено $C_{2j}^{(i)}$.

Массы трассера m_{1i} , поочередно вводимого в поток воздуха на каждом из N_1 участков, пропорциональны количествам тепловой энергии, переносимым потоком рабочей среды через соответствующий участок натурального устройства:

$$m_{1i} = K_m \cdot q_{1i}^H \text{ или } m_{1i} = K_m \cdot c_{p1i}^H \cdot \rho_{1i}^H \cdot T_{1i}^H \cdot W_{1i}^H \cdot \Delta S_{1i}^H, \quad (3)$$

где индексами 1 и i обозначены характеристики рабочей среды на входе в проточную часть на i -том элементарном участке; индекс n указывает на принадлежность характеристик к натурному устройству; q [Дж/с] – локальная тепловая энергия, переносимая через элементарную площадку входного сечения натурального ус-

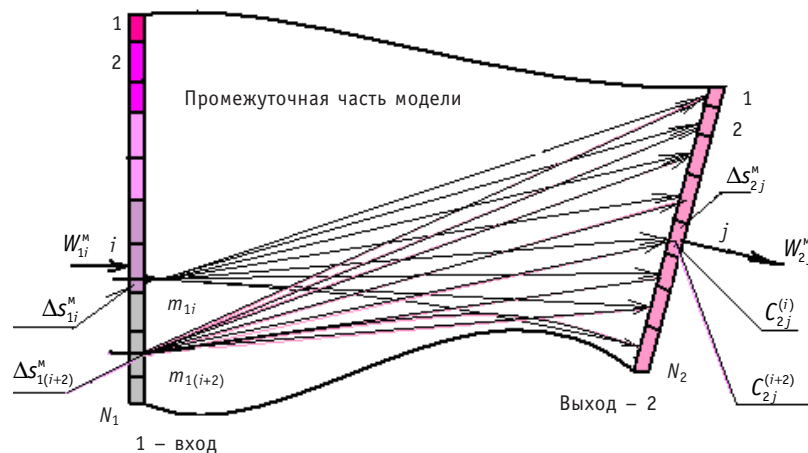


Рис. 5. Схема проточной части рабочего участка и обозначения, принятые в соответствии с методом суперпозиции откликов от ввода трассера

тройства, c_p [Дж/(кг·град)], ρ [кг/м³] – теплоемкость и плотность рабочей среды; T [K], W [м/с] – температура и скорость рабочей среды, средние на элементарном участке Δs входного сечения.

Размерный коэффициент пропорциональности K_m [кг/Дж] устанавливается из отношения произвольно задаваемого суммарного массового расхода трассера M_1^m [кг/с] через рабочий участок и полного потока тепловой энергии Q_1^h [Дж/с] через входное сечение натурного устройства, характеризуемого средними значениями скорости и температуры:

$$K_m = M_1^m / Q_1^h = M_1^m / (\bar{c}_{p1i}^h \cdot \bar{\rho}_{1i}^h \cdot \bar{T}_{1i}^h \cdot \bar{W}_{1i}^h \cdot S_1^h). \quad (4)$$

Здесь \bar{T}_{1i}^h , \bar{W}_{1i}^h – средняя температура и скорость потока рабочей среды через входное сечение величиной S_1^h ; \bar{c}_{p1i}^h , $\bar{\rho}_{1i}^h$ – теплоемкость и плотность рабочей среды при средней температуре и давлении в натурной установке. Значение Q_1^h определено техническими характеристиками натурной установки, а M_1^m задается исходя из технологических условий проведения опытов, метода измерения малых, на уровне 10^{-4} – 10^{-6} , долей массовых концентраций пропана в воздухе.

На выходе из рабочего участка измеряются концентрации пропана – отклики от локального ввода пропана в i -ую площадку входного сечения. Массовый расход трассера $m_{2j}^{(i)}$ через j -тую элементарную площадку выходного сечения Δs_{2j}^h с учетом известного поля скоростей потока рабочей среды на выходе из рабочего участка равняется

$$m_{2j}^{(i)} = C_{2j}^{(i)} \cdot \rho_{2j}^m \cdot W_{2j}^m \cdot \Delta s_{2j}^m. \quad (5)$$

Суммарная масса трассера, прошедшего через j -ую площадку выходного сечения от поочередного ввода трассера через N_1 площадок входного сечения, равняется

$$m_{2j} = \sum_{i=1}^{N_1} m_{2j}^{(i)} = \rho_{2j}^m \cdot W_{2j}^m \cdot \Delta s_{2j}^m \cdot \sum_{i=1}^{N_1} C_{2j}^{(i)}. \quad (6)$$

Полученный суммарный массовый расход трассера m_{2j} через площадку выходного сечения рабочего участка соответствует по (3) количеству тепловой энергии q_{2j}^h , переносимой рабочей средой с температурой T_{2j}^h через элементарную площадку натурного устройства Δs_{2j}^h , и является основой для получения искомой температуры в j -ой площадке натурного устройства:

$$m_{2j} = K_m \cdot q_{2j}^h \text{ или } \rho_{2j}^m \cdot W_{2j}^m \cdot \Delta s_{2j}^m \cdot \sum_{i=1}^{N_1} C_{2j}^{(i)} = K_m \cdot c_{p2j}^h \cdot \rho_{2j}^h \cdot T_{2j}^h \cdot W_{2j}^h \cdot \Delta s_{2j}^h. \quad (7)$$

Отсюда итоговым выражением для искомой температуры в j -ой площадке натурного устройства является

$$T_{2j}^h = \frac{1}{K_m} \cdot \frac{\sum_{i=1}^{N_1} C_{2j}^{(i)}}{c_{p2j}^h} \cdot \frac{\rho_{2j}^m}{\rho_{2j}^h} \cdot \frac{W_{2j}^m}{W_{2j}^h} \cdot A^2, \quad (8)$$

где A является линейным масштабом рабочего участка по отношению к натурному устройству. Теплоемкость c_{p2j}^h и плотность рабочего тела ρ_{2j}^h зависят от температуры T_{2j}^h . Поэтому результирующая температура T_{2j}^h рассчитывается итерационно. Первое приближение состоит в том, что значения физических свойств приравниваются их значениям при средней температуре \bar{T}_1^h . Обычно два, три приближения достаточно для получения результирующей локальной температуры.

Подчеркнем еще одну особенность предлагаемого способа моделирования температурного поля. При многоточечном вводе трассера моделируется лишь одно поле температур на входе в проточную часть теплообменного устройства. При изменении входных температурных условий необходимо перенастраивать локальные расходы трассера через элементарные площадки и проводить новую серию измерений концентраций в рабочем участке. Предлагаемый метод позволяет получить базовые перемешивающие свойства проточной части натурного устройства в ходе одного исследования и анализировать различные входные температурные условия аналитически.

Локальный массовый расход трассера, как правило, на несколько порядков меньше расхода рабочей среды в рабочем участке. Поэтому уровень концентраций трассера на выходе из рабочего участка линейно пропорционален вводимому локальному массовому расходу. Это позволяет в i -той площадке вводить трассер с произвольным расходом с последующим учетом этого в конечной формуле (8). Выбор расхода может зависеть от необходимой точности измерения концентраций трассера на выходе из рабочего участка.

Рассмотрим пример реализации предлагаемого метода суперпозиции при моделировании температурного поля в реакторе ВГ-400.

На рис. 6 дана схема разбиения входного сечения рабочего участка и натурного сборного коллектора на 30 площадок. Цель исследований состояла в определении температур гелия на входе в отводящие патрубки.

Характеристики проточной части натурной установки и теплоносителя – гелия: $S_1^H = 26,5 \text{ м}^2$, $S_2^H = 5,6 \text{ м}^2$. Выход из проточной части сборного коллектора – 4 выходных патрубка с проходными сечениями $1 \times 1,4 \text{ м}^2$ каждый. $G_1^H = 340 \text{ кг/с}$ (полный массовый расход гелия); $\bar{T}_1^H \text{ К}$; $\bar{c}_p^H = 5232 \text{ Дж/(кг·град)}$; $\bar{\rho}_1^H = 1,87 \text{ кг/м}^3$. Средняя скорость потока гелия на входе в сборный коллектор $\bar{W}_1^H = G_1^H / (\bar{\rho}_1^H \cdot S_1^H) = 6,98 \text{ м/с}$. Полный тепловой поток через проточную часть сборного коллектора по соотношению (4) равняется $Q_1^H = 2,18 \cdot 10^9 \text{ Дж/с}$. Средняя скорость потока гелия на выходе из сборного коллектора равна $\bar{W}_2^H = G^H / (\bar{\rho}_2^H \cdot S_2^H) = 32,5 \text{ м/с}$.

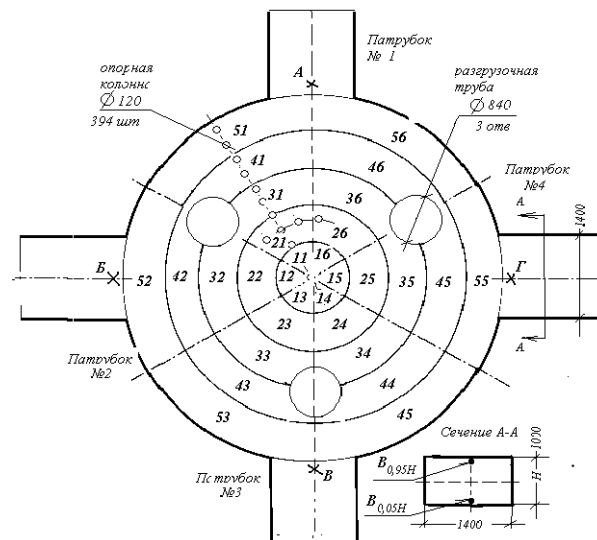


Рис. 6. Схема разбиения входного сечения сборного коллектора реактора ВГ-400 и рабочего участка на площадки. Схема расположения характерных точек в отводящих патрубках

Характеристики рабочего участка и рабочей среды – воздуха. Проточная часть рабочего участка выполнена геометрически подобной проточной части сборного коллектора ВГ-400 в масштабе 1:5. Соответственно этому в формуле (8) коэффициент $A = 0,2$; $s_2^m = 0,224 \text{ м}^2$; $\rho_2^m = 1,185 \text{ кг/м}^3$; $G^m = 5,75 \text{ кг/с}$ (массовый расход воздуха); $\bar{W}_2^m = G^m / (\rho_2^m s_2^m) = 21,7 \text{ м/с}$ – средняя скорость потока воздуха в отводящих патрубках рабочего участка.

Рабочая среда – воздух. Газообразный трассер – пропан. Температура воздуха в рабочем участке поддерживалась постоянной в технологически приемлемом диапазоне, чтобы не учитывать влияние температуры на плотность воздуха.

Суммарный массовый расход трассера – пропана через все элементарные площадки рабочего участка был задан равным $M_1^p = 5,75 \cdot 10^{-4} \text{ кг/с}$. Этот расход пропана был достаточным при использовании баллона со сжиженным газом без перезарядки в течение времени испытания рабочего участка и соответствовал получаемой средней массовой концентрации пропана в потоке воздуха через рабочий участок на уровне 10^{-4} . Данный уровень концентраций пропана находится в диапазоне концентраций, измеряемых газовым хроматографом Модели 3700.

Для приведенных выше технических параметров натурального устройства и рабочего участка коэффициент пропорциональности по (4) равнялся $3,8 \cdot 10^{12} \text{ Дж/кг}$. Массовые расходы трассера – пропана через каждую площадку входного сечения рассчитывались по (3).

Характерные точки, в которых измерялись концентрации пропана в воздухе, располагались в нижней и верхней частях отводящего патрубка, $y/H = 0,05$ и $0,95$ соответственно. После суммирования концентраций в этих точках температуры гелия в отводящем патрубке реактора ВГ-400, рассчитанные по (8), получены равными

$$T_{2,y/H=0,05}^H = 1421 \text{ К (1148}^\circ\text{C)}; T_{2,y/H=0,95}^H = 1029 \text{ К (756}^\circ\text{C)}. \quad (9)$$

Полученные результаты свидетельствовали, что в объеме сборного коллектора не происходит достаточного перемешивания теплоносителя – гелия. Неравномерность температур гелия значительно превышает допустимую ($\pm 50^\circ\text{C}$).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Применение метода суперпозиции при моделировании температурных полей в теплообменных устройствах позволяет упростить измерительную схему экспериментальных исследований, снизить погрешность исследований до аппаратной.

2. Метод суперпозиции позволяет получать базовые перемешивающие свойства конструкции проточной части натурального теплообменного устройства.

Литература

1. Хинце И.О. Турбулентность. – М.: ГИ физ.-мат. литер. 1963. – 680 с.
2. Фомичев М.С. Экспериментальная гидродинамика ЯЭУ. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 248 с.
3. Габрианович Б.Н., Рухадзе В.К. Исследование межканального перемешивания теплоносителя в пучках гладких стержней с помощью фреонового метода // В сб. материалов Межотраслевой научно-техн. конф. «Теплофизические исследования-76». – М.: ВИМИ, 1977. – С. 23-33.
4. Габрианович Б.Н., Дельнов В.Н., Рухадзе В.К. Методика исследования процессов перемешивания и времени движения теплоносителя в теплообменном оборудовании с использованием галлоидного трассера // Теплоэнергетика. – 1995. – № 7. – С. 60-63.
5. Габрианович Б.Н., Дельнов В.Н. Исследование перемешивания теплоносителя в раздающих коллекторных системах быстрых реакторов и ВВЭР // Атомная энергия. – 1994. – Т. 77. – Вып. 5. – С. 340-344.

6. Безруков Ю.А., Драгунов Ю.Г., Логвинов С.А. и др. Исследование перемешивания потоков теплоносителя в корпусе ВВЭР//Атомная энергия. – 2004. – Т.96. – Вып. 6. – С.432-440.

7. Исследование гидродинамики и перемешивания теплоносителя на выходе из головок ТВС//Сб. трудов ГНЦ РФ-ФЭИ «Гидродинамика и безопасность ядерных энергетических установок». В трех томах. Т. 2 / Под общ. ред. А.Д. Ефанова. – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 1999. – С. 140-146.

Поступила в редакцию 18.12.2008

КОРРЕЛЯЦИОННЫЙ ИЗМЕРИТЕЛЬ МАЛЫХ СКОРОСТЕЙ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ

Б.В. Кебадзе, А.Н. Опанасенко, В.А. Шурупов, М.С. Тимченко

ГНЦ РФ Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск



При моделировании системы аварийного расхолаживания быстрого реактора на водяном стенде с помощью термкорреляционного метода оценивались скорости естественной циркуляции. На проливочной установке с принудительной циркуляцией проведена градуировка термкорреляционного измерительного канала для внутренней и наружной полостей имитатора тепловыделяющей сборки (ИТВС). Определен частотный диапазон измерений, получены поправочные коэффициенты для расчета истинного расхода. Предложены конструктивные усовершенствования измерительного участка с целью устранения влияния закрутки потока.

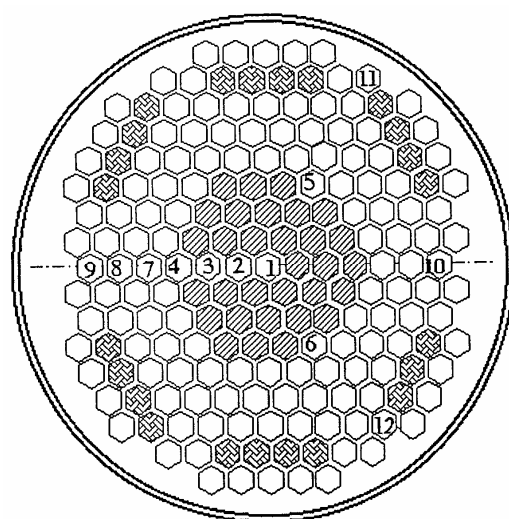
При моделировании системы аварийного расхолаживания (САРХ) быстрого реактора на водяном стенде с помощью корреляционного метода оценивались скорости естественной циркуляции в различных режимах [1]. В настоящей работе более подробно рассматриваются характеристики измерительного канала.

В состав модельного стенда САРХ входит более сорока имитаторов тепловыделяющих сборок (ИТВС) с электронагревателями (рис. 1). Из условий моделирования энерговыделения используют внутренний (НГ_в) и наружный (НГ_н) нагреватели; подводимая к ним мощность обозначается как N_v и N_n соответственно. При развитии естественной циркуляции теплоноситель движется снизу вверх как по внутреннему кольцевому зазору, так и в зазоре между стенками ИТВС в межпакетном пространстве (МПП). В качестве первичных преобразователей при корреляционных измерениях использовались расположенные вдоль по потоку термодпары: T_1, T_2 – во внутреннем канале, T_3, T_4 – на наружной поверхности имитатора для контроля потока в МПП (рис. 2). Измерительный участок с термодпарами для корреляционных измерений располагался непосредственно за внутренним и наружным нагревателями, которые служили источниками температурных шумов.

Для повышения быстродействия использовались утоненные до $\varnothing 0,5$ кабельные термодпары градуировки ХК; по ходу трассировки их внешняя оболочка приваривалась лазерной сваркой к элементам конструкции. Чувствительные окончания термодпар отгибались от поверхности стенки в потоке на $\sim 0,5$ мм и располагались на базовом расстоянии $L_b = 10 \pm 0,2$ мм друг от друга.

Для преобразования малых шумов сигналов ТЭП в сигналы стандартного для работы быстродействующих АЦП уровня были разработаны и изготовлены малошумящие помехозащищенные усилители с гальванической развязкой входа-выхода, уровнем собственных шумов в полосе 0,2–20 Гц $< 0,1$ мкВ и подавлением наводки промышленной частоты на уровне 100 дБ.

© Б.В. Кебадзе, А.Н. Опанасенко, В.А. Шурупов, М.С. Тимченко, 2009



- ▨ – обогреваемые сборки АЗ
- ▩ – обогреваемые сборки хранилища
- – необогреваемые сборки стальной и борной защиты

Цифрами обозначены инструментованные сборки с термодатчиками

Рис. 1. Модель активной зоны

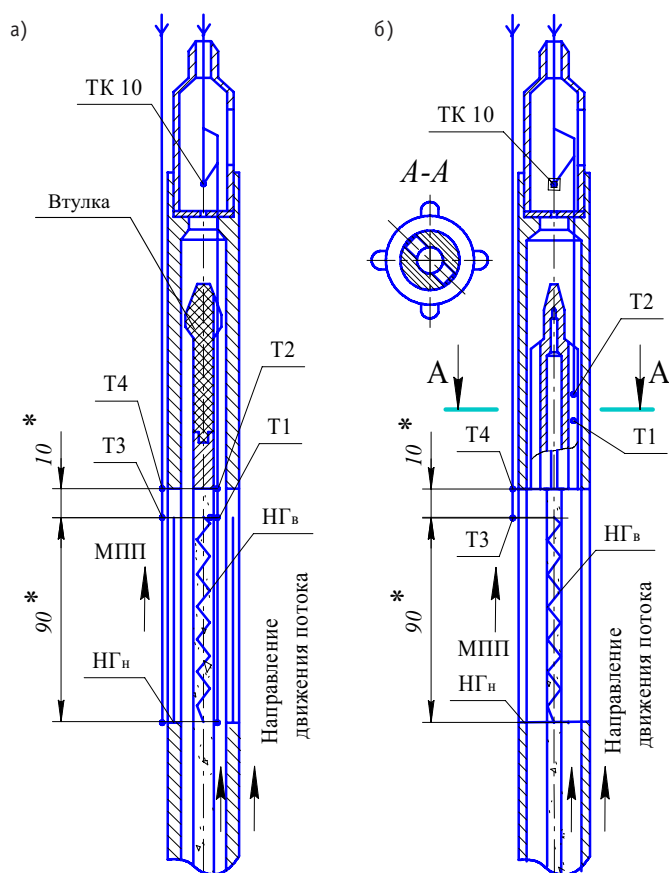


Рис. 2. Размещение термопреобразователей и нагревателей на имитаторах: а) – первоначальный вариант, б) – модернизированный вариант

При разработке измерительного канала принимались меры по минимизации погрешности. Одним из возможных источников таковой при корреляционных измерениях является различие динамических характеристик первичных преобразователей. Проводилась оценка их инерционности по стандартной методике и последующий отбор.

Термопреобразователь подключают к ЭВМ через усилитель с гальванически развязанным входом и помещают в сосуд с кипящей водой, затем быстро переносят в жидкостной термостат с температурой $25 \pm 10^\circ\text{C}$, и спектроанализатор – регистратор «L-Graph» производит запись переходного процесса на ПК. Обработку экспериментальных результатов с целью определения показателя тепловой инерции производят по ГОСТ 6616-94 п. 5.3. Пример переходного процесса для термопреобразователя диаметром 0,5 мм с совместным спаем показан на рис. 3. Показатель тепловой инерции определяется по графику, построенному в полулוגарифмическом масштабе. На нем выделяют прямолинейный участок между T_1 и T_2 , соответствующий регулярному режиму охлаждения. По координатам этого

участка находится показатель тепловой инерции $\varepsilon = \frac{T_2 - T_1}{\ln N_1 - \ln N_2}$, соответствующий времени, за которое температура изменится на 63% от задаваемого при проверке перепада температуры. Отбирались первичные преобразователи с постоянной времени $25 \pm 2,5$ мс.

Измеренные на модельном стенде скорости естественной циркуляции лежат в диапазоне 0,01–0,06 м/с [1], что при заданной базе L_B соответствует временам запаздывания $\tau = 160$ –1000 мс. При наименьших значениях τ погрешность из-за различия постоянных времени первичных преобразователей не выходит за пределы $\pm 2,0$ % от измеряемого значения.

Другая причина систематической погрешности определяется тепловым взаимодействием потока со стенкой, которое приводит к увеличению измеряемого времени запаздывания температурного сигнала по сравнению со временем транспорта теплоносителя между измерительными сечениями. Выбором частотного диапазона эта погрешность может быть практически исключена [2]. Постоянная

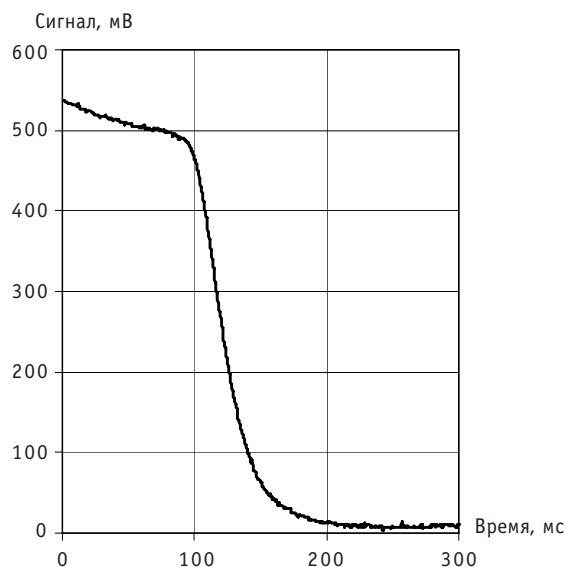


Рис. 3. Переходный процесс при определении инерционности ($\varepsilon = 0,027\text{с}$)

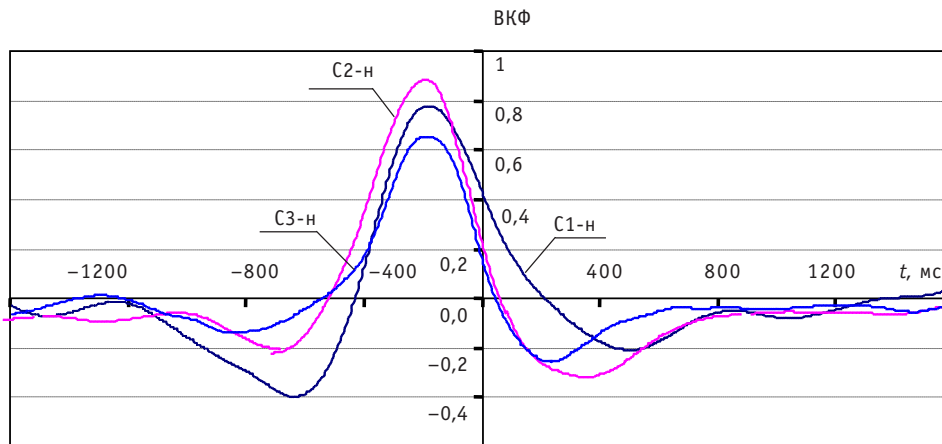


Рис. 4. Пример взаимно корреляционных функций для потока в наружной полости ($N_B = 6$ кВт, $N_H = 12$ кВт)

времени теплового запаздывания оценивается как $\tau_m = \frac{L_B \cdot C_\Sigma}{V \cdot C}$, где $C_\Sigma = C + C_{CT}$ – суммарная теплоемкость канала длиной L_B , C – теплоемкость теплоносителя, C_{CT} – теплоемкость стенки. Параметры имитатора ТВС таковы, что величина τ_T в несколько раз превышает время транспорта теплоносителя $\frac{L_B}{V}$ и составляет в исследуемом диапазоне скоростей единицы секунд. Используемые в экспериментах полосовые фильтры практически полностью исключают низкочастотную составляющую. Например, нижней границе фильтра $f = 0,6$ Гц соответствует характерное время $t \approx 0,3$ с.

Пример полученных в экспериментах на модельном стенде функций взаимной корреляции для термпар в наружной полости приведен на рис. 4.

Для оценки соответствия скоростей, измеряемых корреляционным методом, средней скорости потока были проведены специальные эксперименты на малом стенде, схема которого показана на рис. 5. На испытательном участке стенда устанавливался имитатор тепловыделяющей сборки, в точности соответствующий по конструкции и параметрам имитаторам, которые использовались на стенде САРХ. Внутренняя и наружная полости имитатора являются составными частями самостоятельных контуров со своими теплообменниками ($T1, T2$) и независимыми средствами контроля расхода (ротаметры $P1, P2$). Подводимая к внутреннему и наружному нагревателям мощность измерялась с помощью ваттметров $W1, W2$. В экспериментах использовалась та же самая измерительная аппаратура и то же программное обеспечение, что и на основном стенде.

В эксперименте широко использовались возможности цифровой фильтрации, в частности для подавления высокочастотных составляющих, включая наводку промышленной частоты. Пример зарегистрированных температурных флуктуаций приведен на рис. 6. Уровень температурного шума сильно зависит от скорости потока и подводимой мощности. Некоторые данные для трех вариантов фильтрации (фильтр низкой частоты с полосой до 2 Гц, полосовые фильтры в диапазонах 0,6–3 Гц и 2–6 Гц) приведены в табл. 1.

В ходе градуировки расход изменялся ступенями от нижней части диапазона к верхней и в обратном направлении. Его величина определялась по показаниям ротаметра. При обработке шумовых сигналов использовалась система параллельных фильтров с различными параметрами. Такой подход позволял проводить предварительный анализ непосредственно в процессе эксперимента. Так при резком

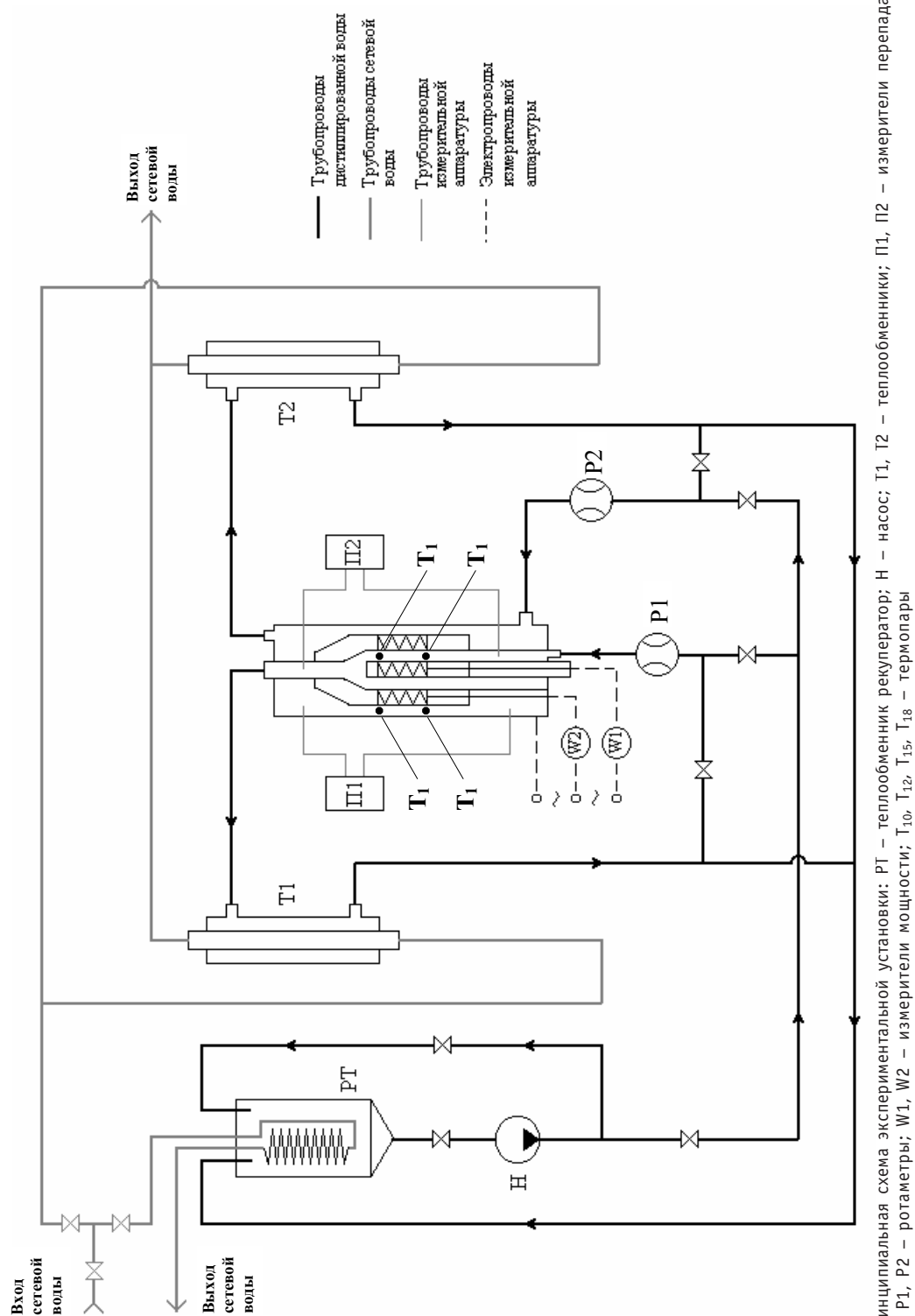


Рис. 5. Принципиальная схема экспериментальной установки: РТ – теплообменник рекуператор; Н – насос; Т1, Т2 – теплообменники; П1, П2 – измерители перепада давления; Р1, Р2 – ротаметры; W1, W2 – измерители мощности; Т10, Т12, Т15, Т18 – термометры

Таблица 1

Уровни шума сигналов ТЭП

$\begin{matrix} P \\ \text{ТКР} \end{matrix}$	$V_{\text{рот.}}$	см/с	9	8,25	7,5	6,75
1 ИК* (LP_2)	σ_1	мкВ	5,3	5,3	3	1,8
	σ_2	мкВ	2,907	3,12	1,701	1,056
2 ИК (BP_0,6_3)	σ_1	мкВ	5,42	5,09	3,03	1,62
	σ_2	мкВ	3,006	2,964	1,703	0,931
3 ИК (BP_2_6)	σ_1	мкВ	3,811	3,721	1,593	0,762
	σ_2	мкВ	2,105	2,121	0,854	0,418

*ИК – измерительные каналы с разными частотными диапазонами

переходе на более низкую ступень по расходу в некоторых режимах обнаружена сильная зависимость временного сдвига ВКФ от частотного диапазона (рис. 7). Отметим, что в условиях естественной циркуляции изменение ее скорости происходит достаточно медленно (характерные времена – десятки секунд). Видно (рис.7а), что при значении скорости по ротаметру $V_{\text{рот}} = 9$ см/с временное запаздывание для различных фильтров отличается незначительно. При быстром пере-

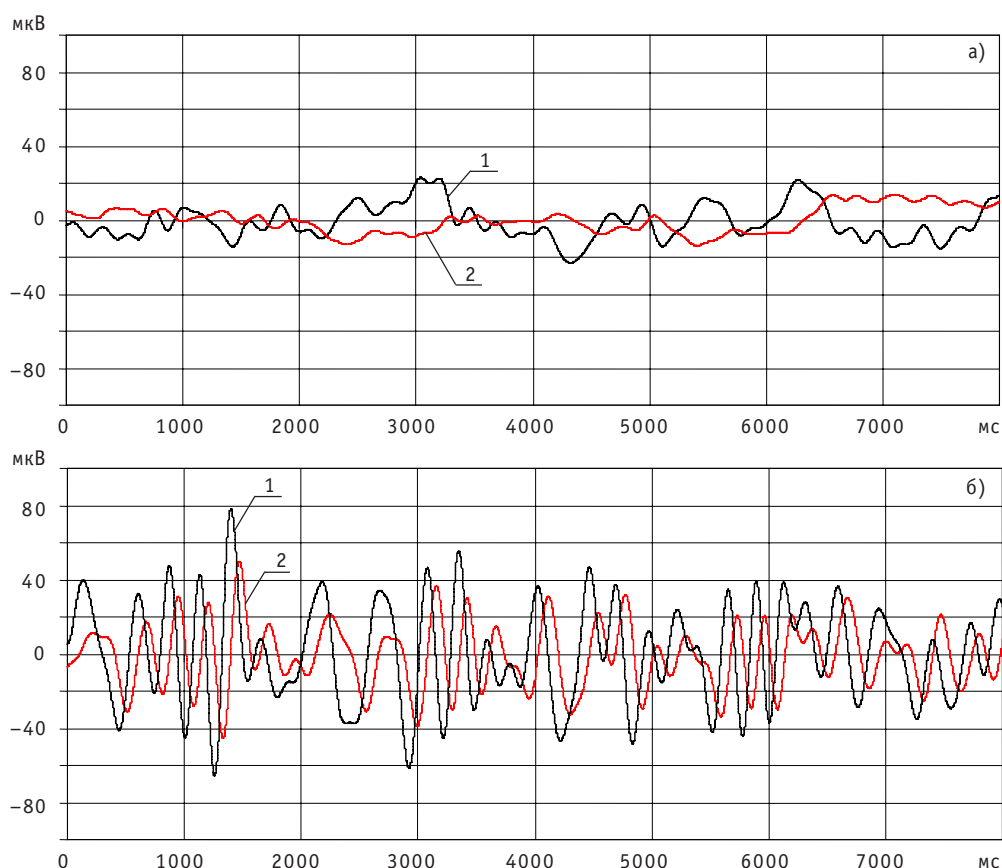
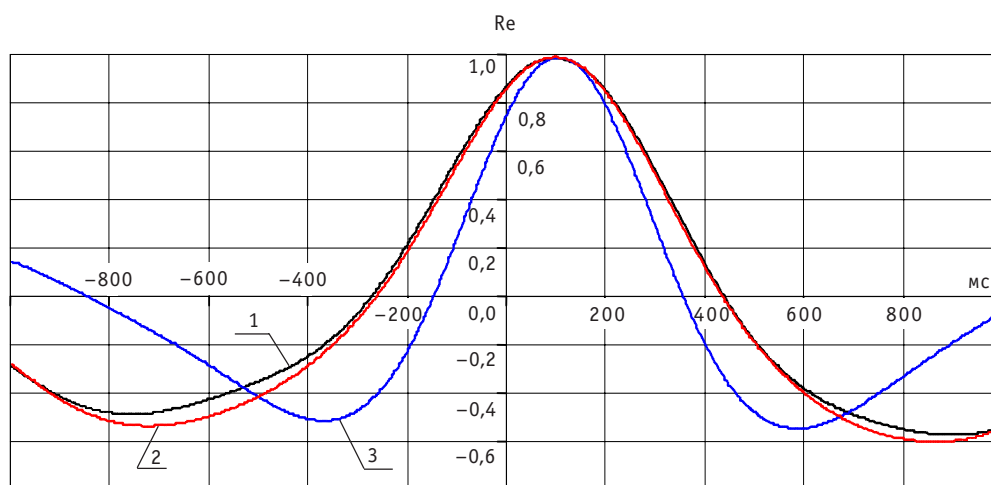
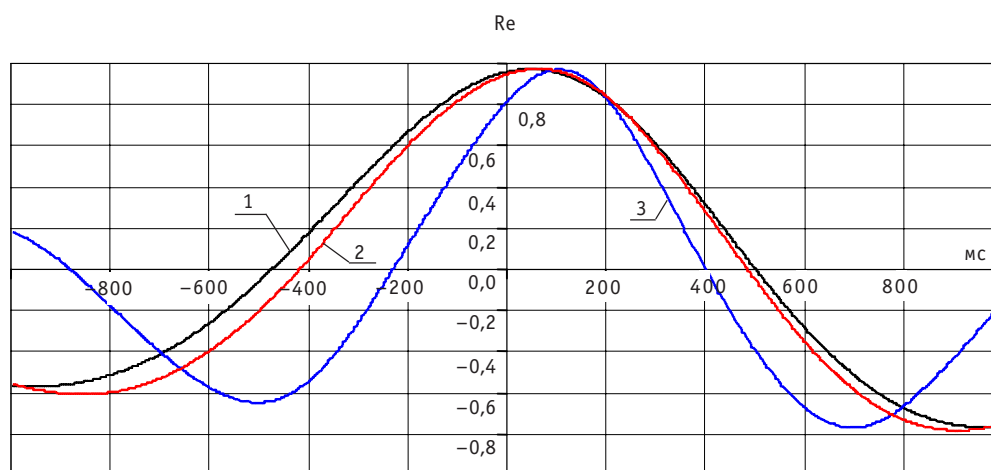


Рис. 6. Примеры флуктуаций сигналов после фильтрации с помощью фильтра НЧ $f_{\text{ср}} = 5$ Гц: 1 – сигнал первого по потоку ТЭП; 2 – сигнал второго по потоку ТЭП; а) режим $n_{\text{рот}} = 10$ дел. ($V = 3$ см/с); б) режим $n_{\text{рот}} = 40$ дел. ($V = 12$ см/с)

а). Режим $n_{\text{рот}} = 30$ дел. ($V_{\text{рот}} = 9$ см/с)б). Режим $n_{\text{рот}} = 22,5$ дел. ($V_{\text{рот}} = 6,75$ см/с)Рис. 7. Вид ВКФ для различных режимов измерения во внутренней полости имитатора ТВС;
 $N_{\text{внутр. нагр}} = 30$ Вт; 1 – фильтр 0,3–2 Гц; 2 – фильтр 0,6–3 Гц; 3 – фильтр 2–6 Гц

ходе на режим с меньшей скоростью ($V_{\text{рот}} = 6,75$ см/с) это различие существенно, причем более низкочастотному диапазону соответствует меньшее время сдвига (рис. 7б).

Наиболее вероятная причина наблюдаемого явления – возникновение нерегулярной медленной тангенциальной закрутки потока. В условиях радиального температурного градиента она может создавать практически синхронные низкочастотные колебания температуры в разнесенных по высоте точках регистрации и вносить искажения в истинное время транспортировки теплоносителя вдоль канала в сторону меньших значений. Данные таких режимов для калибровки не использовались. Для дальнейших экспериментов предложено конструктивное решение, практически исключающее влияние закрутки (рис. 2б). Оно будет рассмотрено далее.

Градуировочная характеристика для внутренней полости имитатора при мощности внутреннего нагревателя $N = 30$ Вт, полученная с помощью цифрового фильтра 0,6–3 Гц, представлена на рис. 8, данные – в табл. 2.

Таблица 2

Данные градуировочных испытаний для внутренней полости имитатора

V_p , м/с	$V_{ткр}$, м/с
0,015	0,017
0,023	0,021
0,030	0,030
0,038	0,036
0,045	0,041
0,053	0,056
0,062	0,061
0,068	0,071
0,075	0,078
0,083	0,085
0,090	0,096

Таблица 3

Данные градуировочных испытаний для наружной полости имитатора

V_p , м/с	$V_{ткр}$, м/с
0,0152	0,0153
0,0303	0,0312
0,0455	0,0411
0,0512	0,0510
0,0606	0,0644
0,0682	0,0661
0,0758	0,0825
0,0909	0,0955
0,1061	0,1083
0,1170	0,1150
0,1212	0,1271

При измерениях в наружной полости также использовался набор фильтров в параллельном режиме работы. Для построения градуировочной характеристики датчика в наружной полости использовался сигнал в диапазоне 0,4–3 Гц (рис. 9, табл. 3).

Погрешность определения поправочного множителя (коэффициента линейной регрессии, рис. 8, 9) определяется, в основном, погрешностью ротаметра $\Theta_{рот}$, погрешностью определения расстояния L_B между термопарами Θ_{L_B} и ошибкой в регрессионной зависимости $\Theta_{рег}$. Величина доверительного интервала Δ для доверительной вероятности $P = 0,95$ определяется соотношением

$\Delta = 1,1\sqrt{\Theta_{рот}^2 + \Theta_{L_B}^2 + \Theta_{рег}^2}$. Величина $\Theta_{рот} = 2,5\%$, а $\Theta_{L_B} = 2\%$. Величина $\Theta_{рег}$ для внутренней полости (рис. 8) составляет 3%, для наружной полости (рис. 9) – 3,06%.

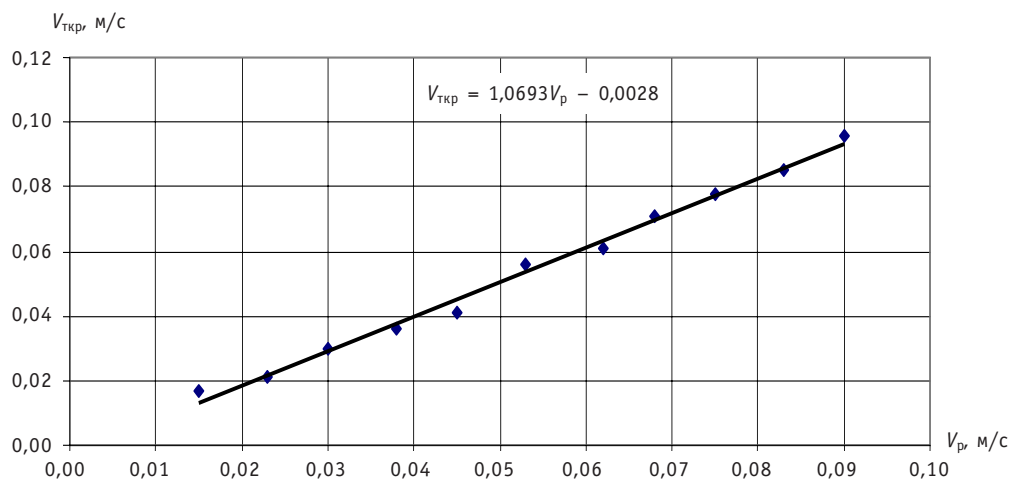


Рис. 8. Градуировочная характеристика для внутренней полости имитатора ТВС ($N_{внутр. нагр} = 30$ Вт)

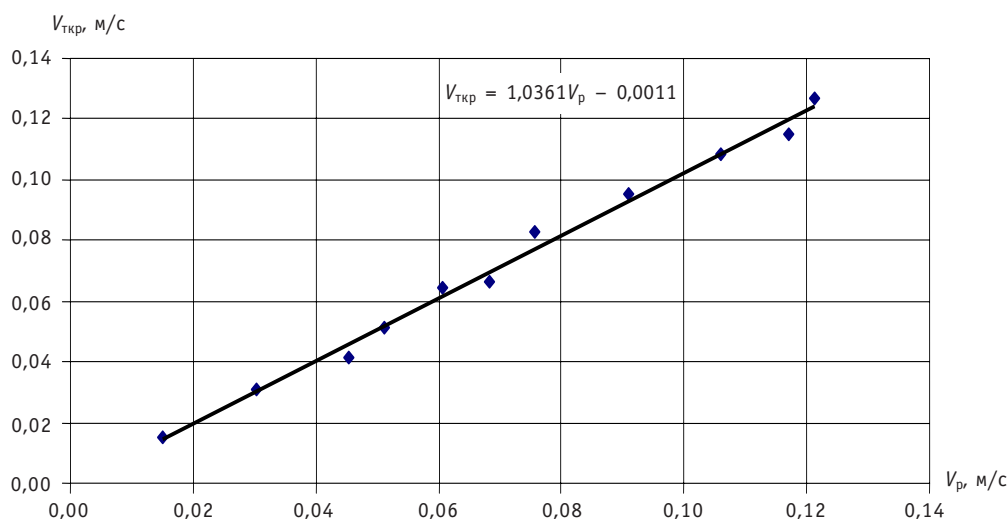


Рис. 9. Градуировочная характеристика для наружной полости имитатора ТВС ($N_{\text{внутр. нагр}} = 100$ Вт)

Суммарная погрешность Δ составляет 4,82 и 4,87 % соответственно. Столь заметная погрешность связана, в основном, с невысокими метрологическими параметрами опорного расходомера, а также с ограниченным объемом экспериментальных данных. Полученные результаты можно рассматривать как предварительные. По ним видно, что отклонения поправочного множителя от единицы находятся в пределах 10%; они значимы и их следует учитывать при измерении расхода корреляционным методом. Для достижения большей точности при определении расхода следует использовать при градуировке термокорреляционного расходомера опорный метод более высокого метрологического уровня (например, объемно-временной).

Для исключения влияния закрутки предложено усовершенствование измерительного участка. В исходном варианте втулка во внутренней полости выполнена из тефлона. В новом варианте в качестве конструкционного материала, как и в других элементах имитатора, используется нержавеющая сталь (рис. 26). Протяженность дистанционирующих ребер существенно увеличена. Термодары T_1 , T_2 для корреляционных измерений установлены на участке между ребрами. Внутреннее отверстие во втулке предназначено для снижения ее теплоемкости и соблюдения условий моделирования. На дистанционирующие ребра наносится тефлоновое покрытие.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

На проливочном стенде проведены градуировки термокорреляционного расходомера во внутреннем и наружном каналах имитатора ТВС, идентичного по конструкции и параметрам имитаторам стенда по изучению системы аварийного расхолаживания. Полосовые цифровые фильтры использовались как для оперативного контроля данных, получаемых в ходе предварительных экспериментов, так и при проведении градуировки.

В диапазоне средних скоростей 1,5–10 см/с определены поправочные коэффициенты, позволяющие перейти от скорости, измеренной корреляционным способом, к ее истинному среднему значению. Отклонения этих коэффициентов от единицы сравнительно невелики (в пределах 10%). При подготовке эксперимента по изучению аварийного расхолаживания целесообразно проводить градуиров-

ку инструментованных имитаторов ТВС перед установкой их в модель активной зоны и пользоваться ее результатами при расчете расходов через сборки.

Для устранения эффекта тангенциальной закрутки во внутренней полости модели ТВС предложены конструктивные решения в виде направляющих, задающих продольное направление потока.

Литература

1. Кебадзе Б.В., Лагутин А.А., Опанасенко А.Н. и др. Корреляционные измерения скорости теплоносителя при моделировании системы аварийного расхолаживания // Датчики и системы. – 2007. – № 1. – С. 22-25.
2. Кебадзе Б.В., Шурупов В.А. Выбор частотного диапазона термокорреляционного расходомера // Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2008. – № 1. – С. 3-9.

Поступила в редакцию 1.10.2008

ОСОБЕННОСТИ ГИДРОДИНАМИКИ И ТЕПЛООБМЕНА ШАРОВЫХ ТВЭЛОВ ПРИ РАДИАЛЬНОМ ТЕЧЕНИИ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ

В.А. Климова, В.М. Пахалуев, С.Е. Щеклеин

ГОУВПО «Уральский государственный технический университет – УПИ им.Первого президента России Б.Н. Ельцина», г. Екатеринбург



Рассмотрены особенности гидродинамики и теплообмена при радиальном течении газа в засыпке из шаровых твэлов. Исследования показали, что интенсивность теплоотдачи шаровых элементов определяется как вихреобразованием на их поверхности, так и ламинаризацией газового потока, связанной с его ускоренным течением. Получено достаточно простое выражение изменения числа Nu в зависимости от числа Re в диапазоне $5 \cdot 10^2 - 10^4$ для шаровых элементов диаметром 7, 15 и 22 мм, учитывающее влияние геометрического фактора на теплоотдачу.

В технологических и энергетических установках довольно часто требуется подводить (или отводить) теплоту к теплоносителю (газу или жидкости), движущемуся в порах зернистого слоя, который состоит из отдельных элементов различной формы. Примером могут служить контактные аппараты для проведения каталитических реакций, аппараты термической обработки топлива, ядерные энергетические реакторы и т.д. В частности, сферические элементы с внутренним тепловыделением встречаются не только в различных типах ВТГР, но и в системах с высокочастотным нагревом при джоулевом нагреве контактирующих электропроводящих зерен. Для таких сферических элементов используется широко распространенный термин «твэл», относящийся как к топливным элементам ядерных установок, так и к другим технологическим устройствам с внутренним тепловыделением [1].

Настоящая работа является продолжением экспериментальных исследований взаимодействия газового потока с шаровыми твэлами при радиальном течении теплоносителя, гидродинамические и теплообменные свойства которого существенно отличаются от таковых при осевой схеме движения теплоносителя. Вопросу определения коэффициента теплоотдачи газового потока с шаровым элементом, а также влиянию гидродинамических условий внутреннего течения теплоносителя посвящено значительное количество работ, приведенных, например, в обзорах [1, 2], где тем не менее не учитываются обстоятельства, играющие роль скрытых параметров. В частности, при радиальном течении теплоносителя характеристики газового потока непрерывно меняются в соответствии с возрастанием скорости течения и уменьшением градиента давления в направлении от входного канала с большим наружным радиусом r_n к выходному каналу с меньшим радиу-

сом r_b . При этом число Рейнольдса потока непрерывно возрастает обратно пропорционально в направлении радиуса установки при постоянном массовом расходе газа и может меняться от ламинарного режима на входе до турбулентного уже в средней зоне течения.

Расчеты коэффициента теплоотдачи по известным формулам с осевым течением теплоносителя даже с учетом изменения числа Рейнольдса в направлении течения могут привести к заметной погрешности в связи с появлением эффекта «ламинаризации» потока, связанного с ускорением его движения в направлении течения (конфузорный эффект). Как показывают исследования [3], подобные условия течения приводят к существенным изменениям структуры потока в пограничном слое на поверхности обтекания и заметному снижению коэффициента теплоотдачи. При этом турбулентный пограничный слой вблизи стенки становится по своим свойствам ближе к ламинарному вследствие подавления механизма турбулентного переноса. Параметром ламинаризации в схеме с радиальным течением

потока является величина $K = \left(\frac{\nu}{U^2}\right) \cdot \left(\frac{dU}{dr}\right) = 2\pi \left(\frac{G}{H}\right)^{-1} > 2 \cdot 10^{-6}$, где U – скорость потока в межшаровом пространстве; G/H – расход газа по отношению к высоте шарового слоя; ν – кинематическая вязкость. В наших опытах параметр K менялся в пределах $12 \cdot 10^{-6} - 35 \cdot 10^{-6}$ в зависимости от расхода газа.

Настоящие исследования проводились на установке с двумя коаксиально расположенными коллекторами с перфорацией для прохода газа через слой пластмассовых шаров диаметром 7, 15 и 22 мм, которые заполняли пространство между ними [4]. Гидродинамическая структура потока анализировалась в диапазоне чисел Рейнольдса $5 \cdot 10^2 - 10^4$ путем измерений пульсаций статического давления и их соответствующих частот с помощью шаровых приемников давления, размещаемых внутри слоя. Значения коэффициента теплоотдачи определялись по нестационарной методике с предварительным нагревом медных шаров-калориметров, которые затем помещались между шарами слоя и продувались воздухом. Для сравнения аналогичные исследования проводились на установке прямоугольного сечения 95×120 мм при осевом течении газа с шарами $d_{ш} = 15$ мм в условиях отсутствия ускоренного потока.

Значения пульсаций статического давления $\sqrt{\bar{p}^2}$ по отношению к динамическому напору $q = 0,5 \rho U^2$, замеренные вдоль радиального направления потока в установке, характеризуют эффективность превращения кинетической энергии газового потока в энергию пульсационного давления, т.е. в энергию турбулентного потока. При радиальном течении, как это видно из рис. 1, параметр $\eta = \sqrt{\bar{p}^2}/q$ достигает максимальных значений при низких скоростях потока вблизи входного коллектора и падает до 0,10–0,20 с увеличением числа $Re \geq 10^3$. В то же время при осевом течении воздуха значение параметра η менялось незначительно в зависимости от скорости течения в разных точках в направлении движения потока и практически совпадало с предыдущим случаем при $Re \geq 2 \cdot 10^3$.

Следует отметить, что пульсации статического давления потока непосредственно связаны с процессом вихреобразования, развивающегося на поверхности шаров и создающего импульсы давления каждый раз при срыве вихрей с поверхности в поток [5]. Между числом Струхала, характеризующим процесс генерации крупномасштабных вихрей, и интенсивностью пульсаций давления существует непосредственная связь:

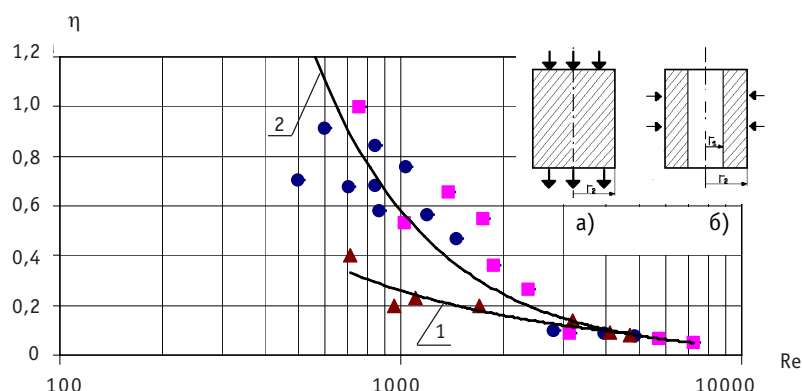


Рис. 1. Изменение относительной интенсивности пульсаций статического давления от числа Рейнольдса: 1, а и 2, б – осевая и радиальная схемы движения газа

$$S = \frac{f \cdot d_{\text{ш}}}{U} \sim \beta \cdot \eta^{0.5}, \quad (1)$$

где f – частота пульсаций давления; $d_{\text{ш}}$ – диаметр шара; β – численный коэффициент.

Диапазон пульсаций давления содержит как широкий частотный спектр собственно турбулентного течения потока, так и характерные значения частот срыва вихрей, отвечающих числу Струхала, энергетический уровень которых на порядок выше, чем уровни турбулентных пульсаций. Из рис. 2 видно, что характер вихреобразования, определяемый числом Струхала, линейно падает в направлении радиального течения газа при соответствующем возрастании числа $Re_r \sim 1/r$, в то время как в случае осевого течения потока меняется незначительно. Диапазон характерных частот как в первом, так и во втором случаях составлял 60–90 Гц при $Re_r \leq 5 \cdot 10^2$ и возрастал до 140–220 Гц с увеличением числа Рейнольдса.

Возрастание интенсивности вихреобразования, как и увеличение турбулентности потока способствуют интенсификации теплообмена, в то время как его ламинаризация связана с уменьшением теплопереноса в пограничном слое. Взаимодействие этих факторов отчетливо проявляется при анализе зависимости опытных данных коэффициента теплоотдачи от положения шара-калориметра в установке (рис. 3). Если при возрастании числа Nu с увеличением числа Re наклон прямых примерно одинаков, то их положение на графике определяется координатой – радиусом r в направлении потока газа. Влияние геометрического факто-

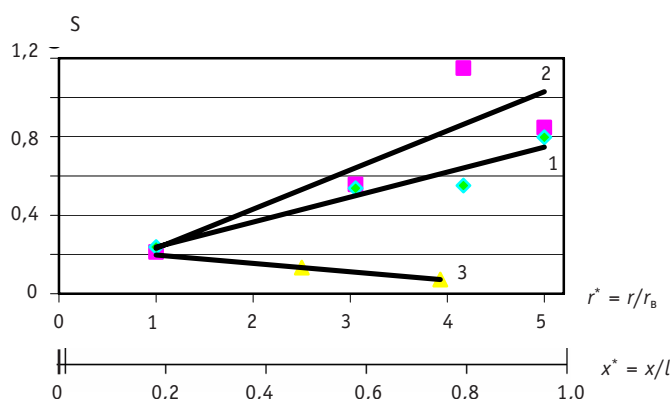


Рис. 2. Изменение числа Струхала в направлении потока газа: r^* и x^* – безразмерные координаты для радиального и осевого течений газа; 1 – радиальное течение, $G/H=0,36 \text{ м}^2/\text{с}$; 2 – $G/H=0,66 \text{ м}^2/\text{с}$; 3 – осевое течение, $Re=10^3$

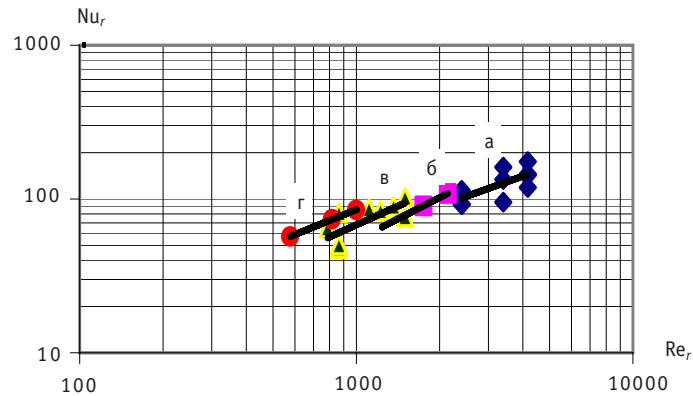


Рис. 3. Зависимость теплоотдачи шара-калориметра от числа Re_r при различном его положении внутри установки относительно внутреннего радиуса r_b , r/r_b : а – 1,3; б – 3; в – 4,2; г – 4,8

ра на теплоотдачу в дальнейшем учитывалось параметром χ_r , который использовался в работе [4] в качестве характеристики радиального течения потока.

При обобщении полученных результатов по теплообмену шаров различного диаметра в качестве масштабной величины использовалось выражение, отвечающее осевому течению теплоносителя [2]:

$$Nu_0 = c \frac{(1-\varepsilon)^{0,33}}{\varepsilon} \cdot Re^n, \quad (2)$$

где ε – пористость слоя шаров; c и n – численные коэффициенты.

В результате получено соотношение, учитывающее все перечисленные факторы, связанные с особенностью радиального течения газа, в виде

$$Nu_r = 0,36 \frac{(1-\varepsilon)^{0,33}}{\varepsilon} \chi_r^{-1,6} \cdot Re_r^{0,62}; \quad Re_r = \left(\frac{G}{2\pi H} \right) \cdot \frac{1}{r};$$

$$Nu_r = \frac{\alpha_r d_{ш}}{\lambda_r}; \quad \chi_r = 4 \left(\frac{r}{r_b} + \frac{r_b}{r} + 2 \right)^{-1}, \quad (3)$$

где α_r – местное значение коэффициента теплоотдачи в области $r_H < r < r_B$; r , r_B и r_H – текущее, внутреннее и наружное значения радиусов установки; λ_r – коэффициент теплопроводности газа; индекс r относится к радиальной схеме течения газового потока.

Полученное уравнение переходит в формулу теплоотдачи для осевого течения теплоносителя при $r/r_b \leq 1,15$. Из рис. 4 видно, что выражение (3) удовлетвори-

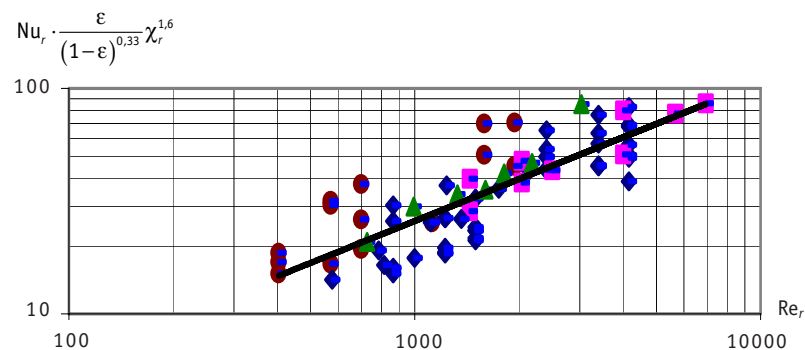


Рис. 4. Сопоставление опытных данных по теплоотдаче шаровых элементов различного диаметра ($d_{ш} = 7, 15$ и 22 мм) с аппроксимирующей формулой (3)

тельно отражает зависимость теплообмена шаров различного диаметра в диапазоне чисел Рейнольдса $5 \cdot 10^2 - 1 \cdot 10^4$ с погрешностью, не превышающей 18%.

Достаточно простая структура формулы (3) позволяет оценить распределение коэффициента теплоотдачи и температуру отдельных твэлов в различных внутренних зонах энергетических реакторов и промышленных установок в зависимости от схемы течения газового теплоносителя.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гольдштик М.А. Процессы переноса в зернистом слое. – Новосибирск: С.О. АН СССР, 1984. – С. 162.
2. Аэров М.Э., Тодес О. М., Наринский Д.А. Аппараты со стационарным зернистым слоем//Химия. – 1979. – С. 175.
3. Леонтьев А.И., Шитов Е.В., Афанасьев В.Н. и др. Исследование пульсационной структуры теплового пограничного слоя в условиях ламинаризации потока. Тепломассообмен – IV, Т. 1, Ч. II. – Минск, 1980. – С. 136.
4. Климова В.А., Пахалуев В.М., Щеклеин С.Е. Геометрические и гидродинамические характеристики ВТГР с радиальной раздачей теплоносителя//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2009. – № 1. – С. 130-134
5. Довгаль А.В., Сорокин А.М. Неустойчивость течения в зоне отрыва ламинарного пограничного слоя к сходу периодических вихрей//Теплофизика и аэродинамика. – 2001. – Т. 8. – № 2. – С. 189-197.

Поступила в редакцию 1.12.2008

АВТОМАТИЧЕСКАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЙ АКТИВНОСТЬЮ КИСЛОРОДА В СВИНЦОВО-ВИСМУТОВОМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕ

**П.Н. Мартынов, Р.Ш. Асхадуллин, А.А. Симаков, В.С. Ланских,
М.Е. Чернов, А.Ю. Легких, Р.П. Садовничий**
ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г.Обнинск



Статья посвящена созданию автоматической системы управления термодинамической активностью кислорода на циркуляционных стендах со свинцово-висмутовым теплоносителем.

Проанализированы основные предпосылки создания системы автоматического регулирования и состояние вопроса по изучению кислородного регламента применительно к РУ «СВБР 75/100».

Впервые применительно к условиям РУ «СВБР 75/100» экспериментально показана возможность использования системы автоматического регулирования термодинамической активности кислорода твердофазным методом в контуре с тяжелым теплоносителем свинец-висмут. Разработаны и испытаны методики определения динамических параметров системы автоматического регулирования, проведены эксперименты по обоснованию работоспособности системы в стационарных условиях неизотермического циркуляционного контура, а также в условиях различного рода «провокаций», выводящих контур стенда из равновесного состояния по окислительному потенциалу теплоносителя.

Расплав свинца и эвтектики 44,5% Pb– 55,5% Bi в качестве теплоносителей предпочтителен для реакторов со средним уровнем нагрузок (75–300 МВт) [1], т.к. в отличие от натриевого теплоносителя они не вступают во взаимодействие с водой и воздухом, негорючи, радиационно стойки, слабо активируемы. Сочетание природных свойств свинцово-висмутового и свинцового теплоносителей, монокридного топлива, физических характеристик быстрого реактора, конструкторских решений активной зоны и контуров охлаждения выводит ЯЭУ СВБР 75/100 и БРЕСТ-300 на качественно новый уровень безопасности и обеспечивает их устойчивость без срабатывания активных средств аварийной защиты даже в тяжелых авариях. Анализ возможных вариантов развития событий даже таких тяжелых как ввод полного запаса реактивности или отключение всех насосов при одновременном отказе органов защиты позволяет сделать вывод: энергоблок с реакторной установкой (РУ) СВБР 75/100 и БРЕСТ-300 обладают высоким уровнем безопасности.

© П.Н. Мартынов, Р.Ш. Асхадуллин, А.А. Симаков, В.С. Ланских, М.Е. Чернов, А.Ю. Легких, Р.П. Садовничий, 2009

Тем не менее использование расплавов свинца-висмута или свинца в качестве теплоносителя ЯЭУ создает ряд проблем, требующих решения на стадии проектирования и обоснования проектных работ. Одной из особенностей использования расплава свинца-висмута или свинца в качестве теплоносителя реакторной установки типа СВБР 75/100 или БРЕСТ-300 соответственно является их относительно высокая коррозионная агрессивность по отношению к конструкционным материалам технологического оборудования РУ.

Основным методом защиты конструкционных материалов, контактирующих с расплавом свинец-висмут (свинец), на сегодняшний день является кислородная пассивация (ингибирование) поверхностей конструкционных материалов, которая заключается в формировании и поддержании на их поверхностях достаточно тонких (до 1 мкм), хорошо сцепленных с основой, плотных оксидных пленок, препятствующих развитию коррозионных процессов. В силу оксидной природы защитных покрытий их состояние в процессе эксплуатации установки в циркуляционном контуре определяется величиной окислительного потенциала теплоносителя или других параметров, характеризующих кислородный режим в контуре (термодинамическая активность кислорода (ТДА), концентрация растворенного кислорода).

Анализ накопленных результатов экспериментальных исследований по технологии жидкометаллических теплоносителей Pb-Bi и Pb, а также по коррозионным испытаниям различных типов образцов конструкционных сталей в этих теплоносителях показал что для нормальной эксплуатации неизотермических циркуляционных контуров на основе использования указанных теплоносителей необходимо строго выдерживать оптимальный диапазон значений концентрации растворенного кислорода [1–3].

Вопросы разработки эффективных методов регулирования окислительного потенциала в тяжелых жидкометаллических теплоносителях на основе свинца изучаются в ГНЦ РФ-ФЭИ уже длительное время – более двадцати лет. В 80-х годах прошлого века был разработан метод регулирования ТДА кислорода, основанный на использовании процесса растворения твердофазных оксидов свинца, помещаемых в поток теплоносителя (твердофазный метод регулирования). К настоящему времени проведен большой объем экспериментальных стендовых испытаний различных конструкций массообменных аппаратов (МА), реализующих твердофазный метод регулирования ТДА кислорода в свинцовом и свинцово-висмутовом теплоносителях [1–3].

Но даже для такого вида регулирования ТДА требуется постоянное участие оперативного персонала, что не исключает возможности принятия им неправильных решений при управлении массообменным аппаратом. Такие решения могут привести как к нарушению заданного кислородного режима контура, так и к выходу из строя самого МА. В связи с этим логичным является исключение «человеческого» фактора из режима управления МА и переход к системе автоматического регулирования термодинамической активности (САР ТДА).

Система автоматического регулирования – достаточно сложная функциональная система, однако ее всегда можно упрощенно представить состоящей из основных элементов (рис. 1). Таким образом, в рамках САР ТДА выделяют следующие составляющие элементы.

- Управляющий (задающий) элемент 1 для выработки полезного входного сигнала (управляющей величины), с которым регулируемая величина должна находиться в требуемой функциональной связи. В качестве управляющего (задающего) воздействия, как указывалось выше, на данном этапе разработки используется фиксируемая оператором при настройке САР величина уставки (SP).

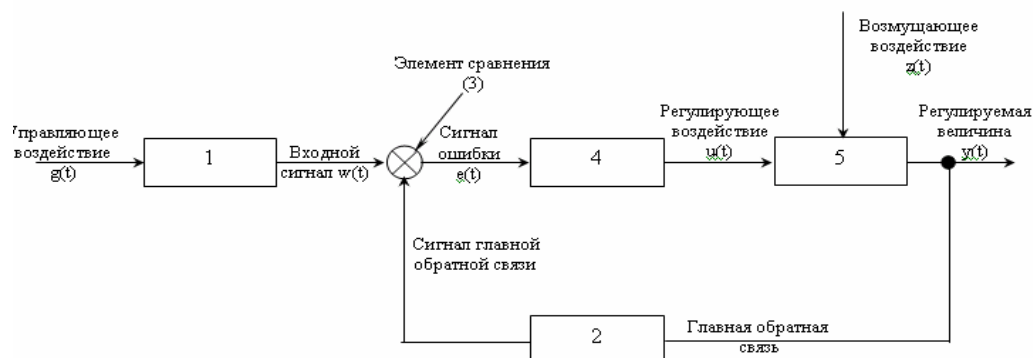


Рис. 1. Блок-схема системы автоматического регулирования САР ТДА

- Элемент главной обратной связи 2, вырабатывающий сигнал и находящийся в определенной функциональной зависимости от регулируемой величины. В качестве элемента главной обратной связи в прототипе САР ТДА использовались экспериментальные датчики активности кислорода, выполненные на основе гальванической концентрационной ячейки с твердым электролитом $ZrO_2+Y_2O_3$ и с электродом сравнения $Bi-Bi_2O_3$. Такие датчики характеризуются высоким быстродействием, высокой чувствительностью, получением выходного сигнала в виде напряжения, надежностью и стабильностью работы в широком интервале температур и парциальных давлений кислорода в условиях наличия влажности и радиации.

Технические характеристики датчика активности кислорода

Диапазон измерения активности кислорода	$a = 10^{-6} - 1$
Диапазон рабочих температур, °C	350 – 650
Рабочая среда	Pb, Pb-Bi
Рабочее давление, МПа	0 – 7
Глубина погружения, м	до 7
Скорость изменения температуры, °C/с	до 100
Ресурс работы, ч	до 10000

Сигнал главной обратной связи – величина э.д.с. датчика активности кислорода (PV – Process Variable). На этапе испытаний прототипа САР ТДА регулирование велось не по величине термодинамической активности кислорода, а непосредственно по величине э.д.с. датчика при постоянном контроле температурного режима работы контура циркуляции.

- Чувствительный элемент (элемент сравнения) 3, дающий на основании сравнения входного сигнала и сигнала главной обратной связи первичный сигнал управления или сигнал ошибки ($e = SP - PV$). Функции элемента сравнения выполнял программно-аппаратный комплекс системы САР (рис. 2).

- Исполнительный элемент 4, вырабатывающий регулирующее воздействие (OUT), прикладываемое к объекту регулирования. В качестве исполнительного элемента применялся аппаратный тракт регулирования частотой вращения лопаток насоса МА. Массообменное устройство в составе системы автоматического регулирования является частью объекта управления и предназначено для введения в теплоноситель растворенного кислорода с целью поддержания заданного значения концентрации ТДА растворенного кислорода. Конструктивно массообменный аппарат представляет собой реакционную емкость, заполненную твердофазным окислителем (сфероиды PbO). Расход через него осуществляется с помо-

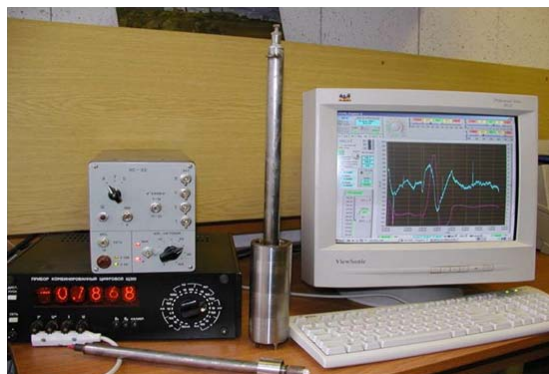


Рис. 2. Программно-аппаратный комплекс системы CAP

стью специального персонального насоса. Принципиальная схема автоматического регулирования при помощи массообменного аппарата со встроенным насосом показана на рис. 3.

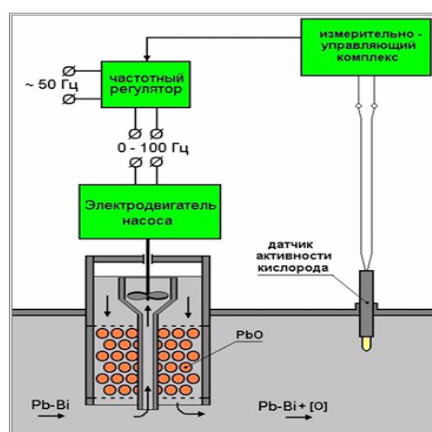


Рис. 3. Принципиальная схема автоматического регулирования при помощи МА

При разработке концепции CAP ТДА была выбрана простейшая модель объекта регулирования, представляющая собой последовательное соединение апериодических звеньев первого порядка. Выбор закона регулирования является основным звеном в процессе проектирования CAP. Для реализации прототипа CAP ТДА и испытаний его на стенде «ТТ-2М» был выбран и реализован простейший и наиболее распространенный тип линейного регулятора – ПИД-регулятор (ПИД-контроллер).

Напомним, что в ПИД-законе регулирования величина уставки SP сравнивается с переменной процесса PV для оценки ошибки «невязки» $e = SP - PV$. Тогда выход ПИД-контроллера, управляющий насосом массообменного аппарата, изменяется в соответствии со следующим выражением [4]:

$$OUT(t) = K_c \left(e + \frac{1}{T_i} \int_0^t e d\tau + T_d \frac{de}{dt} \right), \quad (1)$$

где K_c – коэффициент передачи (усиление контроллера); T_i – постоянная интегрирования (время восстановления); T_d – постоянная дифференцирования (время воздействия по производной).

Эти три параметра подбираются в процессе настройки регулятора таким образом, чтобы максимально приблизить алгоритм функционирования системы к желаемому виду. Существует достаточное количество методик, определяющих порядок определения этих коэффициентов как из априорного представления об объекте регулирования, так и экспериментального определения его динамических характеристик.

Тогда пропорциональное воздействие можно выразить в виде

$$OUT_P(t) = K_c e, \quad (2)$$

интегральное воздействие –

$$OUT_I(t) = \frac{K_c}{T_i} \int_0^t e d\tau \quad (3)$$

и соответственно дифференциальное воздействие –

$$OUT_D(t) = K_c T_d \frac{de}{dt}. \quad (4)$$

На начальном этапе испытаний, после проверки работоспособности аппаратной и программной составляющих системы, были проведены эксперименты по определению параметров регулятора, соответствующих заданному режиму работы стенда [5, 6].

Первый этап экспериментов заключался в определении параметров САР по границе устойчивости системы.

Для определения предельных параметров системы на границе устойчивости необходимо было добиться однородных во времени (по амплитуде и частоте) колебаний системы. Для этого нужно было выдержать несколько периодов осцилляций. Таким образом были установлены рабочие параметры автоматического регулятора.

На втором этапе испытаний прототипа системы САР ТДА определялся конкретный вид ПИД-регулятора, обеспечивающий требуемые условия качества регулирования.

Анализ предварительных результатов, полученных в процессе настройки и определения параметров регулятора, а также при пробных запусках системы САР ТДА в автоматическом режиме, показал, что система обрабатывает требуемые действия для выработки управляющего воздействия. Но тем не менее, анализируя форму и характер управляющего сигнала, можно сделать вывод, что подобранные параметры регулятора не отвечают требуемым параметрам качества регулирования.

Проведенные тестовые измерения показаний датчиков активности кислорода в режиме мониторинга системы САР ТДА с предельно возможной частотой работы $f=1,0$ Гц показали, что в выборках сигналов ДАК кроме низкочастотной составляющей, отражающей общую тенденцию изменения активности кислорода в контуре, в составе сигнала присутствует характерная высокочастотная составляющая сигнала. Особенностью этой составляющей показаний ДАК является (за исключением относительно высокой частоты) характерный дискретный пороговый уровень сигнала. Эта составляющая сигнала близка к постоянной величине для всех датчиков активности (с амплитудой от пика до пика $\sim 0,5$ мВ). Анализ характера этого сигнала и все попытки связать его с возможными внешними источниками шума (пульсации расхода, температуры в контуре и других) результатов не дали. Можно сделать предположение, что такой вид (энергетически дискретный, пороговый) сигнала характерен для внутренних процессов, происходящих в гальванической концентрационной ячейке с твердым электролитом $ZrO_2+Y_2O_3$ и электродом сравнения $Bi-Bi_2O_3$.

Таким образом, учитывая постоянное присутствие в сигнале ДАК шумовой составляющей неизученного происхождения, было принято решение об отказе от дифференциального члена ПИД-регулятора и переходе на пропорционально-интегральный алгоритм автоматического регулятора (ПИ-алгоритм). Как правило, такое решение принимается, если соотношение шум/полезный сигнал для регулятора составляет величину, равную или большую 0,20–0,25%. Для компенсации дифференциального члена автоматического регулятора, роль которого проявляется в переходных процессах при увеличении мгновенных значений производной PV от времени, в алгоритм работы САР ТДА был введен алгоритм так называемого «gain schedule» – «графика усиления». Суть этого алгоритма заключается в том, что в зависимости от величины невязки $e = SP - PV$ автоматический регулятор использует различные наборы ПИ-коэффициентов. Логика работы регулятора заключалась в том, чтобы обеспечить более «жесткое» регулирование за пределами некоторого диапазона около величины уставки ($SP \pm \Delta SP$) с целью достижения более высокой скорости выхода величины PV (термодинамической активности кислорода) на уставку и более плавного регулирования в пределах этого диапазона. Такой подход обеспечил удовлетворительные динамические параметры САР ТДА при работе в переходных режимах.

Рассмотрим результаты работы системы автоматического регулирования на стенде «ТТ-2М» в процессе ресурсных испытаний.

На рис. 4–6 представлены результаты сквозного эксперимента по непрерывному регулированию в течение 7 сут при различных режимах работы САР ТДА – стационарном, режиме провокации по выбросу железа специальным источником металлических примесей (ИМП), режимах перехода с уставки на уставку в обоих направлениях.

На рис. 4 приведен график перехода системы с уставки 210 мВ на уставку 180 мВ с дальнейшим удержанием такой уставки в течение длительного времени. Из характера переходного процесса видно, что система регулирования достаточно быстро переводит объект регулирования в новое состояние, причем практически без перерегулирования. Данный эксперимент интересен тем, что переход осуществлен достаточно за короткий промежуток времени (1/4 ч) практически за счет

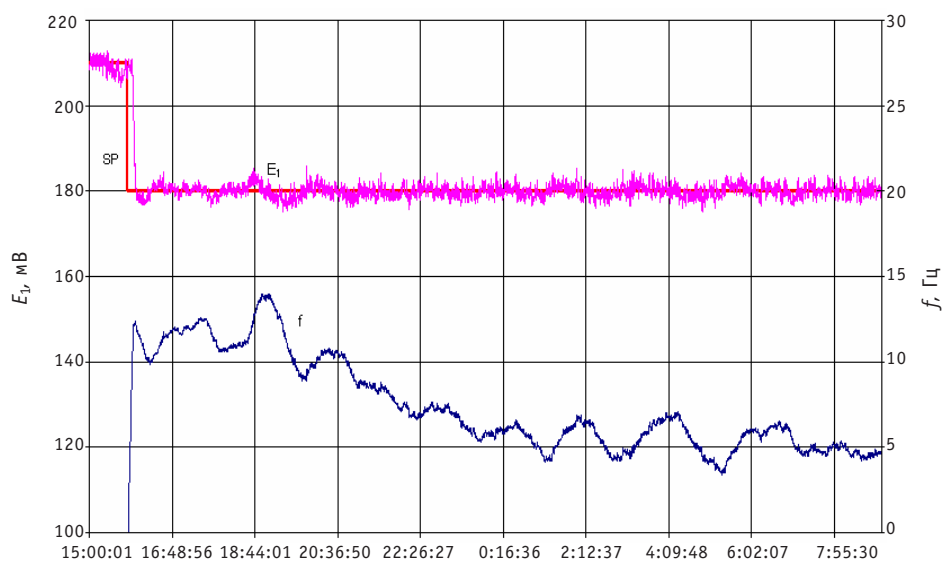


Рис. 4. Регулирование по ДАК, переход с уставки 210 на уставку 180 мВ

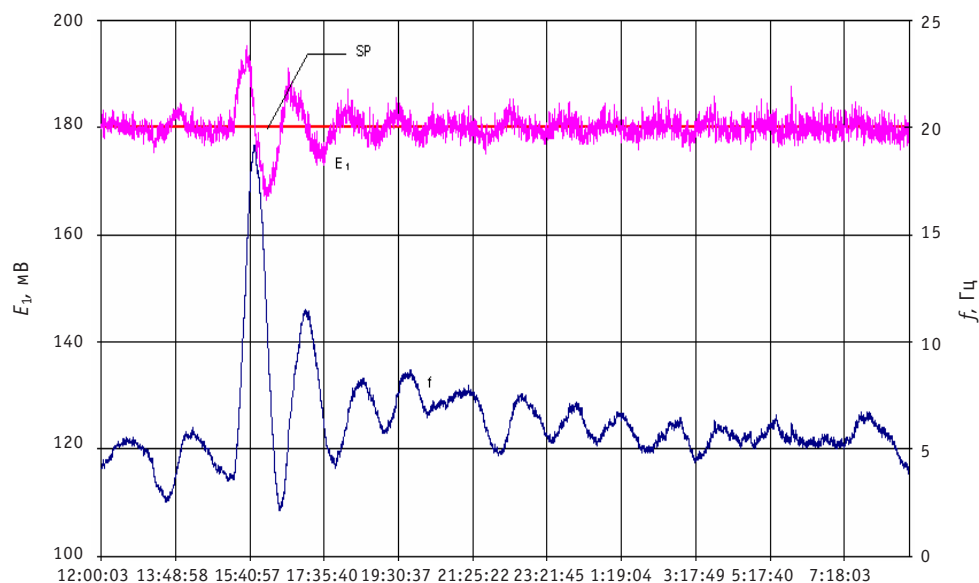


Рис. 5. Регулирование по ДАК, Fe-провокация на уставке 180 мВ

действия участка «мгновенного» выброса накопленного кислорода в характеристике испытываемого МА со встроенным насосом.

На рис. 5 представлен график работы системы САР ТДА в условиях Fe-провокации, осуществленной путем открытия ИМП на проток. График показывает, что система регулирования достаточно качественно справилась с осуществленным воздействием и привела объект регулирования в равновесное состояние при той же величине уставки $SP = 180$ мВ. Далее объект регулирования был переведен в новое состояние путем изменения уставки со 180 до 300 мВ с последующей стабилизацией и удержанием указанной уставки. На рис. 6 показан дальнейший перевод объекта регулирования на уставку 330 мВ. После стабилизации режима работы системы на этой уставке был осуществлен перевод объекта регулирования с

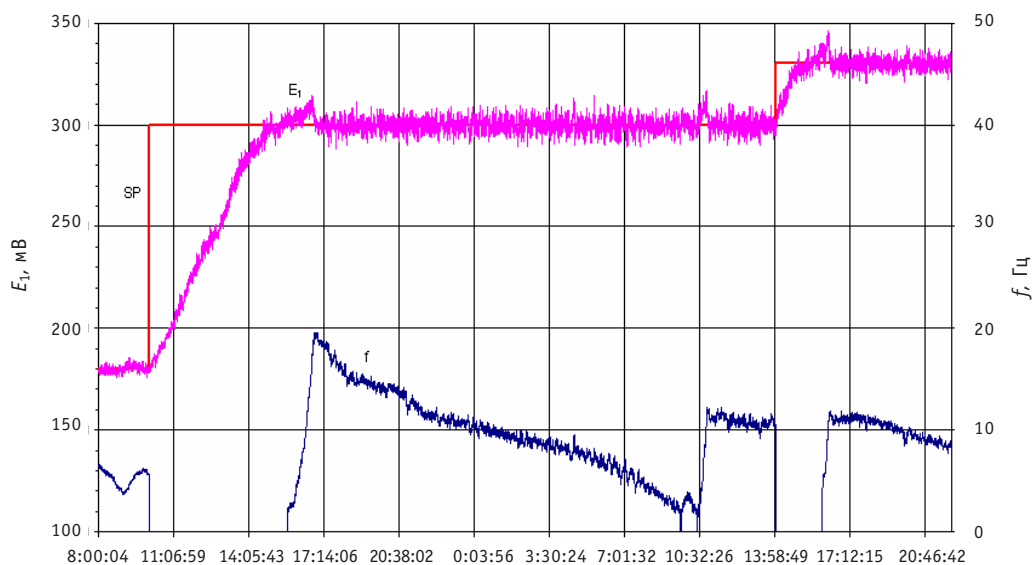


Рис. 6. Регулирование по ДАК, переход с уставки 180 на уставку 300 мВ и 330 мВ

уставки 330 на уставку 180 мВ, что в терминах концентрации означает изменение концентрации кислорода в теплоносителе для данной температуры почти на три порядка в сторону увеличения. Приведенный график достаточно ярко характеризует параметры МА по производительности и своим динамическим характеристикам. Причем необходимо отметить, что сам переходный процесс длился не более 2ч (до точки пересечения нового значения уставки), а также достаточно высокую эффективность в работе МА при подавлении последствий выброса железа в контур даже в области значительной насыщенности теплоносителя кислородом, что можно связать с достаточно высокой производительностью испытываемого варианта МА.

В заключение хотелось бы отметить, что испытания показали правильность основных технических решений, заложенных в архитектуру САР ТДА, позволили говорить о необходимости продолжения разработки и испытаний автоматической системы управления тяжелыми жидкометаллическими теплоносителями в целом и отдельных ее компонентов в частности.

Литература

1. Концептуальный проект АЭС с РУСВБР 75/100. Книга 1. – 2004.
2. Мартынов П.Н., Асхадуллин Р.Ш., Симаков А.А. и др. Твердофазная технология регулирования кислорода в тяжелых жидкометаллических теплоносителях. ЦНИЛЮТ//Новые промышленные технологии. – 2004. – №3. – С. 30-34.
3. Мартынов П.Н., Асхадуллин Р.Ш., Симаков А.А. и др. Способ поддержания коррозионной стойкости стального циркуляционного контура со свинецсодержащим теплоносителем и массообменное устройство для его реализации (варианты)/Патент РФ № 2246561 от 20.02.2005 г. на изобретение.
4. Бесекерский В.А., Попов П.Е. Теория систем автоматического регулирования. – М.: Наука, 1975.
5. PID Control Toolkit for G Reference Manual. National Instruments Corporation. USA. – 1998.
6. Ziegler J.G., Nichols N.B. 1942. Optimum settings for automatic controllers//ASME Transactions. – 1942. – V. 64. – №8. – P. 759-768.

Поступила в редакцию 26.03.2007

РЕАЛИЗАЦИЯ МНОГОФАКТОРНЫХ МОДЕЛЕЙ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ В МНОГОСЛОЙНОМ УСТРОЙСТВЕ СО СФЕРИЧЕСКИМИ ТВЭЛАМИ

А.В. Саенко, А.В. Тихоненко

*Обнинский государственный технический университет атомной энергетики,
г. Обнинск*



В работе реализуются математические модели стационарной теплопроводности в многослойном сферически-симметричном устройстве с твэлами, которые учитывают различные физические и технологические факторы. С помощью разработанных комплексов компьютерных программ решаются краевые задачи по определению тепловых полей и формулируются рекомендации по составу твэлов.

Ключевые слова: стационарная теплопроводность, математическая модель, ядерные технологии, комплекс программ.

ВВЕДЕНИЕ

Актуальной проблемой, связанной с развитием ядерных технологий, является проблема нераспространения делящихся материалов, содержащихся в твэлах различных типов устройств [1–4]. В этой связи кроме организационно-охранных развиваются высокотехнологичные способы защиты таких материалов, в том числе подходы, основанные на изменении состава твэлов (этот подход сформулирован в [2, 8]).

Наиболее полные с технической точки зрения модели многослойных устройств со сферическими твэлами рассматривались в работах [2, 5–9]. В частности было показано [2], что при определенном составе твэла будет происходить плавление химически сложного вещества в одной из оболочек устройства, что, в свою очередь, может являться условием его безопасности. Затем эти данные были уточнены для более сложных моделей и для разных технологий устройств [8], а анализ тепловых распределений, учитывающий ряд особенностей теплопроводности в многослойном устройстве со сферическим твэлом, был выполнен в работах [9–11].

В работе строятся математические модели теплопроводности в многослойном сферически-симметричном устройстве с тепловыделяющим слоем, которые учитывают различные физические и технологические факторы; решаются соответствующие краевые задачи для различных граничных условий с помощью комплексов программ в MAPLE и MATHEMATICA.

ОБЪЕКТ ИССЛЕДОВАНИЯ И РАССМАТРИВАЕМЫЕ МОДЕЛИ

Температурные распределения в многослойных устройствах со сферическими твэлами зависят от состава тепловыделяющего элемента и тепловых условий на внешней границе устройства. Устройство представляет собой сферически-симметричное образование (рис. 1), состоящее из тепловыделяющего шара I и четырех окружающих его оболочек II–V. В частности, в устройстве подобной конфигурации [2, 8] слои I, II, III и V – металлы с высоким коэффициентом теплопроводности, IV – особые химические соединения с низкой теплопроводностью.

Различают три класса (High, Medium и Low) технологий устройства, которые отличаются геометрическими параметрами, изотопным составом и мощностью твэла (рис. 1).

В работе рассматривается ряд моделей, учитывающих различные факторы. При этом анализ базовой модели (БМ), предложенной в [2], показал [9–11] необходимость использования нелинейной модели (ОНМ) теплопроводности в обширном IV слое, имеющем наибольшую толщину и испытывающем наибольший перепад температур.

Для решения задачи о температурном поле (включая аналитические вычисления, численные расчеты и визуализацию результатов) был создан комплекс программ (в MAPLE и MATHEMATICA). Концепция создания комплексов проблемно-ориентированных программ на основе аналитико-численных алгоритмов в системах символьной математики заключается в алгоритмизации математически поставленных задач средствами встроенных математических ресурсов систем в сочетании со специфическим для них программным заданием физических и математических данных и дополнительных условий; использовании метода функционального программирования на входном языке систем; использовании численных и аналитических методов исследования моделей; сочетании аналитических вычислений и технологии вычислительного эксперимента. Комплекс состоит из совокупности программ, реализующих рассматриваемые модели для различных граничных условий и других факторов:

- БМ – базовая модель (модель линейной теплопроводности);
- МКС (модель, учитывающая наличие контактного термического сопротивления между оболочками);
- ОНМ – ограниченная нелинейная модель (модель, учитывающая зависимость коэффициента теплопроводности от температуры в IV оболочке);

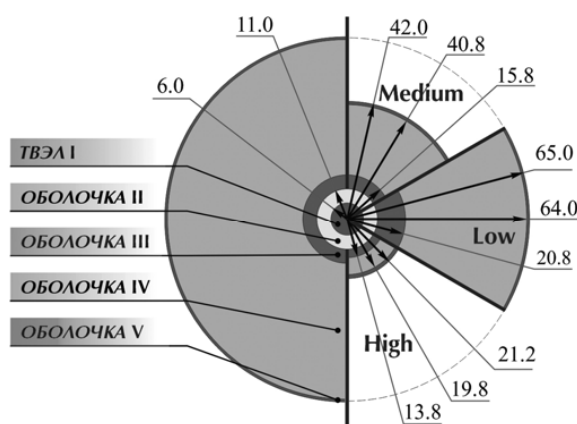


Рис. 1. Схема устройства и геометрические характеристики устройства для трех классов технологий (радиусы оболочек указаны в сантиметрах)

- ПНМ – полная нелинейная модель (модель, учитывающая зависимости коэффициентов теплопроводности от температуры во всех оболочках);
- ПНК (модель, учитывающая зависимости коэффициентов теплопроводности от температуры во всех оболочках и наличие контактного термического сопротивления);
- МИГ (модель, учитывающая условия излучения на внешней границе устройства);
- МИТ (модель, учитывающая условия излучения в прослойке между твэлом и отражателем);
- МВВ (модель, учитывающая внешнее воздействие в виде алюминиевых стержней для усиления отвода тепла).

Задача об определении стационарного температурного поля $t(\mathbf{r}) = t(r, \theta, \varphi)$ представляет собой уравнение второго порядка в частных производных эллиптического типа для кусочно-гладкой сферически-симметричной среды (рис. 1) с постоянными коэффициентами теплопроводности: в области I ($0 < r < r_1$) имеется источник тепла в виде тепловыделяющего шара с постоянной объемной тепловой плотностью q_v , и температурное поле t_1 удовлетворяет неоднородному уравнению; в областях II ($r_1 < r < r_2$), III ($r_2 < r < r_3$), IV ($r_3 < r < r_4$) и V ($r_4 < r < r_5$) источники тепла отсутствуют, и уравнения для температурных полей t_j ($j = 2, 3, 4, 5$) однородные. Базовая (БМ) и ограниченная нелинейная (ОНМ) модели были реализованы в [9]. Используя изложенные там подходы, рассмотрим другие модели.

УЧЕТ КОНТАКТНОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ

Несмотря на то, что ядерные энергетические объекты выполняются с высоким качеством поверхностной обработки поверхностей, во многих случаях при тепловых расчетах конструкций имеется необходимость учета термического сопротивления контакта металлических поверхностей, обусловленного дискретным характером соприкосновения [13]. Наличие такого сопротивления приводит к температурному скачку между соприкасающимися поверхностями и увеличению общего температурного перепада в составных деталях (дополнительное повышение температуры может составлять десятки и даже сотни градусов). В результате оказывается невозможным пренебречь термическим контактным сопротивлением.

Для учета теплового эффекта, обусловленного термическим контактным сопротивлением, переформулируем базовую модель и решим в новой постановке задачу об определении стационарного температурного распределения $t(r)$ в многослойном сферическом устройстве с твэлом, которая была решена в [9]. Учет контактного сопротивления производится с помощью введения четырех дополнительных оболочек (примем, что их толщина составляет $d = 2 \cdot 10^{-5}$ м и они заполнены аргоном, что является характерным для ядерных объектов [13]), расположенных между слоями основных материалов. В этом случае математически решаемая задача аналогична базовой [9, 10] и отличается от нее только количеством оболочек.

При этом решение уравнения теплопроводности имеет вид [9]

$$\begin{aligned}
 t_1(r) &= \frac{C_1}{r} - \frac{\rho}{6 \cdot k_1} \cdot r^2, \\
 t_j(r) &= C'_j + \frac{C_j}{r} \quad (j = 2, 3, 4, 5), \\
 t_{j^*}^*(r) &= C_{j^*}' + \frac{C_{j^*}^*}{r} \quad (j^* = 1, 2, 3, 4),
 \end{aligned}$$

где t_1 и t_j описывают температурное поле в основных оболочках, $t_{j^*}^*$ – в дополни-

тельных. Результат реализации модели (МКС) – аналитические решения краевых задач для граничных условий I и III рода и данные о температурах в характерных точках устройства (табл. 1).

Таблица 1

**Значения температур в характерных точках
для всех технологий и моделей (в °C)**

	$r = 0$	$r = r_1$	$r = r_2$	$r = r_3$	$r = r_4$	$r = r_5$
«Low Technology»						
БМ	387.78	367.41	356.83	355.84	43.07	42.99
МКС	404.60	384.24	361.44	356.81	43.18	42.99
ОНМ	403.04	382.67	372.09	371.10	43.17	42.99
ПНМ	403.82	366.17	355.71	354.78	43.07	42.99
ПНК	419.83	382.96	360.30	355.77	43.20	42.99
МИГ	387.94	367.57	356.99	356.00	43.24	43.24
МИТ	419.72	399.35	375.91	374.86	43.27	42.99
МВВ	277.33	256.97	246.39	245.40	43.14	42.99
«Medium Technology»						
БМ	466.38	446.01	435.43	434.78	62.21	61.99
МКС	483.99	463.63	440.83	436.54	62.48	61.99
ОНМ	489.57	469.20	458.62	457.97	62.64	61.99
ПНМ	475.06	440.65	430.67	430.06	62.21	61.99
ПНК	491.93	458.20	436.07	431.83	62.50	61.99
МИГ	466.77	446.40	435.82	434.17	62.64	62.39
МИТ	513.36	492.99	469.25	468.54	62.70	61.99
МВВ	255.44	235.07	224.49	223.84	62.27	61.99
«High Technology»						
БМ	371.04	350.67	340.09	339.65	130.03	128.99
МКС	389.98	369.61	346.81	342.73	131.16	128.99
ОНМ	384.54	364.17	353.59	353.14	131.70	128.99
ПНМ	400.23	362.39	351.91	351.49	129.97	128.99
ПНК	418.37	381.43	358.77	354.71	131.22	128.99
МИГ	372.53	352.17	341.59	341.14	131.67	130.49
МИТ	396.87	376.50	353.13	352.65	131.85	128.99
МВВ	184.59	164.23	153.65	153.20	130.28	128.99

ПОЛНАЯ НЕЛИНЕЙНАЯ МОДЕЛЬ

Как следует из анализа базовой модели [9, 10], в области IV температура убывает очень сильно, и, следовательно, для этой области необходимо использовать модель, которая учитывала бы зависимость коэффициента теплопроводности λ_4 от температуры, что было выполнено в [9]. Представляет интерес рассмотрение так называемой полной нелинейной модели (ПНМ) теплопроводности в устрой-

стве, в рамках которой учитывается зависимость коэффициента теплопроводности от температуры для всех оболочек. В этом случае модель становится более согласованной, а полученные в рамках модели результаты будут применимы для любых (физически и технически оправданных) значений температур без дополнительных операций, учитывающих реальные изменения коэффициентов теплопроводности материалов.

Учет зависимостей коэффициентов теплопроводности от температуры (в случае, когда эти зависимости известны) можно в общем случае осуществить введением переменной Кирхгофа [12, 15, 16]. Возможно также решение нелинейного уравнения теплопроводности с линейной зависимостью коэффициента теплопроводности от температуры. Для рассматриваемой модели зависимости для материалов II, III и V оболочек известны [14]; сложное химическое вещество IV оболочки содержит компоненты, у которых коэффициенты теплопроводности различным образом зависят от температуры (так что для полной теплопроводности известно только оценочное значение [2, 8]).

Как показывает анализ данных, для материалов устройства можно использовать модель теплопроводности, в которой соответствующие коэффициенты зависят от температуры линейно. Таким образом, модель становится полностью нелинейной для всех оболочек, а математическая задача об определении температурного поля $t(\mathbf{r}) = t(r, \theta, \varphi)$ в устройстве сводится к нелинейному уравнению второго порядка в частных производных эллиптического типа для кусочно-гладкой сферически-симметричной среды с кусочно-гладкой объемной тепловой плотностью q_v .

В рамках полной нелинейной модели для коэффициентов теплопроводности Λ_j ($j = 1, 2, 3, 4, 5$) принимается зависимость от температуры вида

$$\Lambda_j = \kappa_j \cdot t_j(r) + \lambda_j; \quad (1)$$

температурное поле u_1 в оболочке I удовлетворяет уравнениям ($i = 2, 3, 4, 5$)

$$\begin{aligned} \operatorname{div}(\Lambda_1(t_1) \cdot \operatorname{grad} t_1) + q_v &= 0, \\ \operatorname{div}(\Lambda_i(t_i) \cdot \operatorname{grad} t_i) &= 0. \end{aligned} \quad (2)$$

Для сферически-симметричного случая $t_j(r, \theta, \varphi) = t_j(r)$ с учетом формул (1) решения уравнений (2) имеют вид

$$\begin{aligned} t_1(r) &= -\lambda_1 / \kappa_1 + \sqrt{9 \cdot \lambda_1^2 \cdot r^2 + 3 \cdot \kappa_1 \cdot (6 \cdot r \cdot C_1 - 6 \cdot r^2 \cdot C_1' - r^4 \cdot q_v)} / (3 \cdot \kappa_1 \cdot r), \\ t_i(r) &= -\lambda_i / \kappa_i + \Sigma_i(r) / (\kappa_i \cdot r), \quad \Sigma_i(r) = \sqrt{\lambda_i^2 \cdot r^2 + 2 \cdot \kappa_i \cdot (r^2 \cdot C_i' - r \cdot C_i)}, \end{aligned} \quad (3)$$

где C_i и C_i' – постоянные, определяемые из условий регулярности и непрерывности температурного поля $t(r)$ для разных типов краевых условий. Результат реализации модели ПНМ – аналитические решения I и III краевых задач, данные о температурах в характерных точках устройства (табл. 1) и визуализации температурного поля на рис. 2а. Заметим, что в ПНМ предполагается линейная зависимость коэффициентов теплопроводности от температуры. Для IV слоя используются численные значения из [9], а для нахождения κ_i и λ_i (в остальных оболочках) применен метод линейной регрессии в системе Mathcad для справочных данных из [14].

ПОЛНАЯ НЕЛИНЕЙНАЯ МОДЕЛЬ С УЧЕТОМ КОНТАКТНОГО ТЕРМИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ

Рассмотрим модель устройства, в которой помимо зависимости коэффициентов теплопроводности от температуры учитывается наличие контактного термического сопротивления (ПНК). Аналитическое решение получается по схеме, изложенной для модели ПНМ, с добавлением четырех дополнительных межоболочеч-

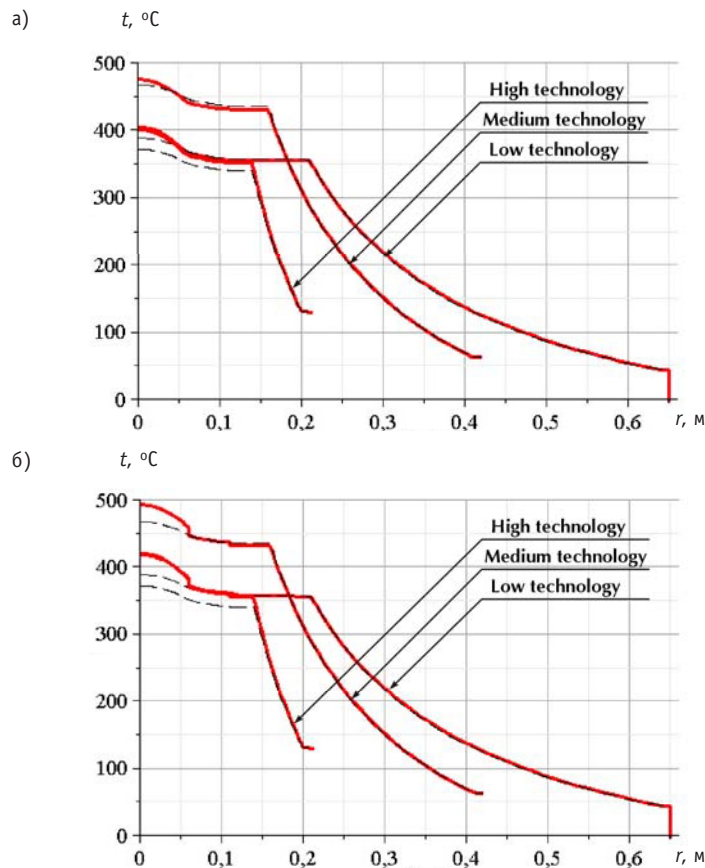


Рис. 2. Температурные распределения для моделей ПНМ (а) и ПНК (б). Здесь и далее пунктиром приведен график для модели БМ; исходные параметры соответствуют данным [2, 8]

ных слоев, как в модели МКС. При этом температурное распределение во всей конфигурации представляется кусочно-гладкой функцией, состоящей из девяти звеньев; ограничимся визуализацией полученных решений (рис. 2б). Как видно, температурные распределения для модели ПНК выше, чем для базовой модели. Значения температур в характерных точках для всех технологий приведены в табл. 1.

УЧЕТ ТЕПЛОВОГО ИЗЛУЧЕНИЯ

Рассмотрим в рамках линейной модели граничные условия для устройства, которые помимо конвективного теплообмена с внешней средой (температура которой равна T_{ext}) учитывают радиационный теплообмен между внешней поверхностью и стенками помещения (модель МИГ), температура которых равна t_{ext} .

В этом случае решения уравнений для температурного поля аналогичны решениям БМ, а граничное условие конвективного теплообмена должно быть заменено на выражение

$$\left. \frac{\partial t_5(r)}{\partial r} \right|_{r=r_5} = h \cdot (T_{ext} - t_5(r)) \Big|_{r=r_5} + H \cdot (t_{ext}^4 - t_5^4(r)) \Big|_{r=r_5}, \quad (4)$$

где $H = \varepsilon_A \cdot S \cdot \sigma$; ε_A – излучательная способность материала; S – площадь поверхности излучения; σ – постоянная Стефана-Больцмана.

Получаемая система уравнений для постоянных C_i с учетом условия (4) имеет четвертый порядок; средства пакетов позволяют получить аналитические реше-

ния этого уравнения и выбрать положительное действительное решение, соответствующее физическому смыслу задачи; тем самым для рассматриваемой краевой задачи получено аналитическое решение (это решение громоздко и здесь не приводится). Данные о температурах в характерных точках устройства в модели МИГ приведены в табл. 1.

Рассмотрим также модель устройства, в которой помимо контактного сопротивления учитывается наличие излучения на поверхности твэла (модель МИТ). Учет этого фактора является важным, поскольку поверхность устройства имеет самую высокую температуру. Тепловое излучение имеет место в тонкой прослойке между твэлом и второй оболочкой (заполненной аргонем). В этом случае условие непрерывности теплового потока в дополнительной оболочке между поверхностью твэла и второй оболочкой записывается как

$$\lambda^* \cdot \frac{\partial t_1^*(r)}{\partial r} \Big|_{r=r_1^*} = \lambda_2 \cdot \frac{\partial t_2(r)}{\partial r} \Big|_{r=r_1^*} + H \cdot (t_2^4(r) - t_1^{*4}(r)) \Big|_{r=r_1^*}, \quad (5)$$

где t^* определено в пространстве между твэлом и второй оболочкой. Ход решения задачи с учетом условия (5) в целом аналогичен предыдущему, поэтому ограничимся только численными результатами и их визуализациями (рис. 3а, табл. 1).

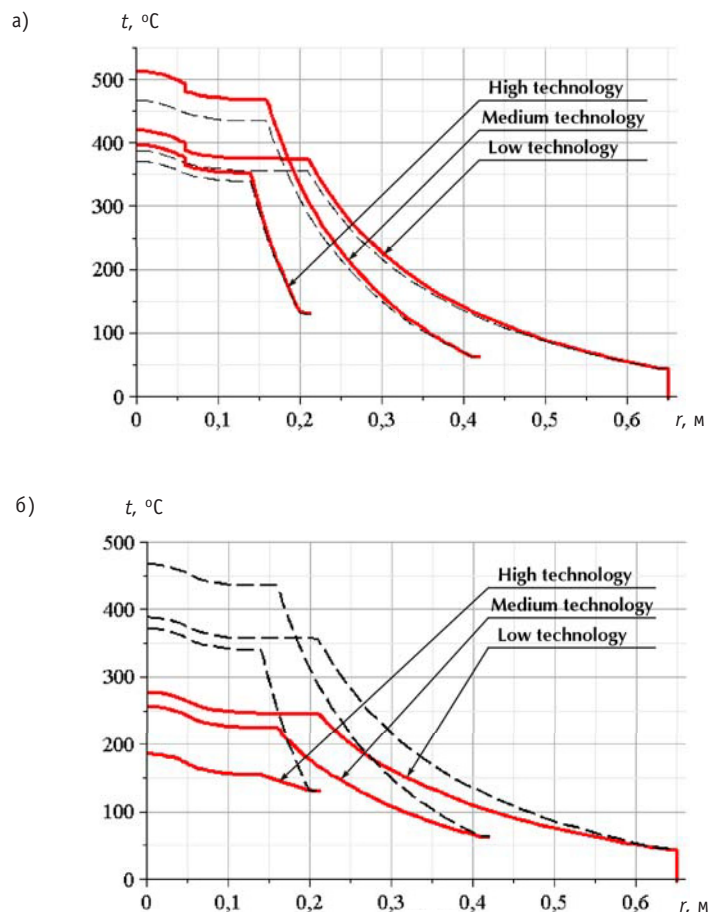


Рис. 3. Температурные распределения для моделей МИТ (а) и МВВ (б)

УЧЕТ ВНЕШНЕГО ВОЗДЕЙСТВИЯ НА УСТРОЙСТВО

Для обеспечения безопасного хранения подобных устройств помимо внутренних факторов, воздействующих на них, в работе [17] был предложен учет внешнего воздействия от алюминиевых стержней, вводимых в устройство. Такие стержни (диаметром $d = 1$ см) могут служить дополнительным фактором для отвода тепла. В работе [17] численный расчет такой модели проводился в программном комплексе на основании метода конечных элементов. При малом количестве стержней дополнительно отводимый поток тепла невелик; ожидаемый значительный эффект может быть достигнут при достаточно большом числе таких стержней. В этом случае (при однородном и симметричном расположении) влияние стержней можно смоделировать как некоторое увеличение коэффициента теплопроводности четвертой оболочки (теплопроводность ее мала, а остальные оболочки имеют большой коэффициент теплопроводности).

Для более детального учета рассматриваемого фактора оболочку IV можно, в свою очередь, разбить на несколько слоев и для каждого слоя провести учет влияния стержней (дело в том, что эффективное изменение коэффициента теплопроводности будет изменяться по радиусу, поскольку ввиду сферической симметрии устройства количество алюминия, влияющего на теплопроводность IV оболочки, будет уменьшаться с увеличением радиальной координаты).

Зададим эффективные коэффициенты теплопроводности для слоев IV оболочки следующим образом:

$$\lambda_{4,i} = \lambda_4 + \varepsilon_i \cdot \lambda_3, \quad (6)$$

i – номер слоя; $\varepsilon_i = n \cdot V_i / (V_{4,i} - n \cdot V_i)$ – коэффициент, зависящий от соотношения объема стержней и слоя, где $V_{4,i}$ – объем подоболочки; V_i – объем стержня, проходящего через эту подоболочку; n – число стержней.

Математически задача о расчете такой модели аналогична рассмотренной в базовой модели; отличие заключается в количестве рассматриваемых оболочек (что зависит от количества слоев IV оболочки) и учете эффективных коэффициенты теплопроводности (6) в слоях этой оболочки. Для иллюстрации эффекта приведем данные для $n = 20$ стержней с разбивкой IV оболочки на три слоя (табл. 1, рис. 3б). Как видно, введение в устройство алюминиевых стержней приводит к значительному снижению температурного поля в устройстве. Результаты (аналитические расчеты и характерные параметры устройства) в целом соответствуют результатам работы [22], однако они получены в рамках более простой аналитически решаемой модели.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ МОДЕЛЕЙ

Анализ результатов, полученных для разных моделей и технологий температурных распределений (табл. 1), и их сравнение с данными базовой модели показывают: для всех моделей (кроме MBV) температурные распределения выше, чем для базовой модели. Это означает, что при учете факторов (характеризующих конкретные модели) содержание денатурирующего элемента в твэлах может быть снижено на 4.1–7.4% в модели МКС (в зависимости от технологии) по сравнению с данными, предполагаемыми для базовой модели [2, 8, 9], на 4.5–5.7% в модели ОНМ, на 8.6–9.2% в модели ПНМ, на 12.7–19.2% в модели ПНК, на 9.3–17.4% в модели МИТ, на 4.5–5.7% в модели MBV; для модели MBV температурное распределение ниже, чем для базовой модели. Это означает, что при учете факторов (характеризующих модель MBV) содержание денатурирующего элемента может быть увеличено на 31.9–76.5%.

Полученные результаты для базовой модели соответствуют результатам [2, 8], для аналитической модели MBV – [19].

Таким образом, в работе в рамках аналитических методов построены модели устройства, учитывающие большой спектр разных факторов. Особенно сильное влияние имеют контактное сопротивление, зависимость коэффициентов теплопроводности от температуры и внешнее воздействие алюминиевых стержней. Такие реалистичные модели позволяют смоделировать широкий спектр условий хранения, при которых возможно как уменьшение температурного поля, так и его увеличение. Хотя температурное поле устройства оказывается чувствительным к различным факторам, возможно дать адекватную оценку для состава тепловыделяющего элемента в зависимости от конкретных условий хранения и технологии устройства.

Данная работа выполнена в рамках реализации ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009–2013 годы.

Литература

1. Kessler G. et al. Direct Disposal Versus Multiple Recycling of Plutonium/Proc. of the Int. Conf. and Technology Exposition on Future Nuclear Systems: Emerging Fuel Cycles and Waste Disposal Options: Global'93, Seattle, Washington, 1993. – P. 277 & 280.
2. Kessler G. Analysis for a Future Proliferation Resistant Plutonium//Atomwirtschaft. – 2006. – 51.
3. Kessler G. et al. Moderne Strategien zur Beseitigung von Plutonium//Atomwirtschaft. – 2001. – 46.
4. Kessler G. Requirements for Nuclear Energy in the 21st Century//Prog. Nuc. Energy. – 2002. – 40, 3-4. – P. 309.
5. Mark J. Explosive Properties of Reactor-Grade Plutonium//Science & Global Security. – 1993. – 4. – 111.
6. Mark J. C. Explosive properties of reactor-grade plutonium//Scien. and Glob. Security. – 1992. – V.3. – P. 1-13.
7. Kessler G. Analysis for a Future Proliferation Resistant Plutonium//Atomwirtschaft. – 2006. – 51.
8. Kessler G. Plutonium Denaturing by ^{238}Pu //Nuclear Science and Engineering. – 2007. – V. 155. – № 1. – P. 53-73.
9. Тихоненко А.В. Модельный анализ температурных полей в многослойном сферически-симметричном устройстве//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2007. – №2. – С. 110-118.
10. Тихоненко А.В. Реализация математических моделей теплопроводности и комплекс программ в Maple для расчета тепловых полей в многослойном устройстве с тепловыделяющим элементом//Электронный журнал «Исследовано в России». – 2008. – 25. – С. 290-300.
11. Тихоненко А.В. Реализация математических моделей теплопроводности и анализ тепловых полей в многослойном устройстве/Труды III Межд. конф. «Математические идеи П.Л. Чебышёва и их приложение к современным проблемам естествознания». Обнинск, 14-18 мая 2006 г. – Обнинск: ИАТЭ, 2008. – С. 157-166.
12. Лыков А.В. Теория теплопроводности. – М.: Высшая школа, 1967. – 593 с.
13. Шлыков Ю.П., Ганин Е.А., Царевский С.Н. Контактное термическое сопротивление. – М.: Энергия, 1977. – 328 с.
14. Бабичев А.П., Бабушкина Н.А., Братковский А.М. и др. Физические величины: Справочник/Под. ред. И.С. Григорьева, Е.З. Мейлихова. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 1232 с.
15. Кириллов П.Л., Богословская Г.П. Теплообмен в ядерных энергетических установках: Учебник для вузов. – М.: Энергоатомиздат, 2000. – 456 с.
16. Чарный И. А. О методах линеаризации нелинейных уравнений теплопроводности//Изв. АН СССР. ОТН. – 1951. – № 6. – С. 829-843.
17. Storm M.L. Heat conduction in simple metals//Jr. Appl. Phys. – 1951. – 22. – P. 940-951.
18. Wiedeburg O. Ober die Hydrodiffusion//Annalen der Physik Chemik. – 1879. – 39. – 675.
19. Artisyuk V., Nikitin K. On plutonium proliferation resistance criteria: effect of thermal bridges on NED cooling. NPP and Safety and personal training. X Int. Conf. Abs. Part 1. – Obninsk: INPE, 2007. – P. 94-95.

Поступила в редакцию 30.06.2009

ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ НАТРИЙ-ВОДА ПРИ ВЫРЕЗКЕ И ГЛУШЕНИИ ПАРОГЕНЕРИРУЮЩИХ ТРУБ

В.В. Худаско

*Обнинский государственный технический университет атомной энергетики,
г. Обнинск*



В работе представлен теплогидравлический расчет парогенераторов натрий-вода при глушении и вырезке парогенирующих каналов. Приведены сравнения результатов расчета с экспериментальными данными, получено хорошее согласие расчетных и экспериментальных данных.

ВВЕДЕНИЕ

По теплообмену в парогенераторах натрий-вода для АЭС с реакторами на быстрых нейтронах выполнено много исследований. Расчетно-теоретические исследования, в основном, проведены в одномерном или двумерном приближении. Однако на практике возникают задачи, когда одномерные или двумерные приближения являются недостаточными для их решения. Например, при глушении или вырезке дефектных парогенераторных труб возникает необходимость рассчитать степень увеличения нагрузки на соседних трубках рядом с заглушенными; распределение неравномерности температуры по периметру парогенирующих труб; локальные неравномерности температуры натрия. Такие расчеты возможно проводить, применяя лишь трехмерные методики. Существующие «поканальные» методики и метод «пористого тела» [1] недостаточно разработаны для такого класса задач и требуют дальнейшей доработки, т.к. замыкающие коэффициенты в уравнениях баланса импульса и энергии задаются постоянными для всего аппарата в модели пористого тела, а в поканальной методике берутся для стабилизированного течения [1].

Парогенераторы натрий-вода АЭС с реакторами БОР-60, БН-350, БН-600, строящиеся и проектируемые БН-800 и БН-1600 имеют, как правило, вертикальную компоновку. В вертикальном цилиндрическом корпусе испарителя содержится пучок парогенирующих трубок, расположенных в треугольной равносторонней упаковке. Вода и пароводяная смесь в испарителе поднимаются снизу вверх. Греющий теплоноситель натрий циркулирует в межтрубном пространстве.

РАСЧЕТ ТЕЧЕНИЯ НАТРИЯ В МЕЖТРУБНОМ ПРОСТРАНСТВЕ

Предлагаемый метод расчета базируется на следующих основных положениях:

- используются уравнения сохранения импульса в трактовке пористого тела, в котором учитывается изменение коэффициентов переноса и трения по высоте и

радиусу каналов, а значения этих коэффициентов берутся из решения задачи для течения в эквивалентной круглой трубе с использованием уравнений импульса, неразрывности и турбулентной энергии;

- уравнения для течения в эквивалентной круглой трубе записываются в достаточно общем виде, т.к. предполагаются нестабилизированные условия течения.

При симметричных подводе и отводе греющего теплоносителя система уравнений движения натрия в межтрубном пространстве в цилиндрической системе координат r, z согласно [2] имеет вид

$$\begin{aligned} W_z \frac{\partial W_z}{\partial Z} + W_r \frac{\partial W_z}{\partial R} + \frac{\partial P}{\partial Z} + A_z |W|^{1-n} W_z - \frac{1}{\text{Re}} \left(\frac{1}{R} \frac{\partial}{\partial R} \Sigma_r \frac{\partial W_z}{\partial R} + \frac{\partial}{\partial Z} \Sigma_z \frac{\partial W_z}{\partial Z} \right) = \\ = \frac{1}{\text{Re}} \left(\frac{\partial}{\partial R} \frac{v_{r,\text{эф}}}{v} \frac{\partial W_z}{\partial Z} - \frac{\partial}{\partial Z} \frac{v_{z,\text{эф}}}{v} \frac{1}{R} \frac{\partial R W_r}{\partial R} \right) - \frac{\beta(T-T_0)}{\text{Fr}}; \\ W_z \frac{\partial W_r}{\partial Z} + W_r \frac{\partial W_r}{\partial R} + \frac{\partial P}{\partial R} + A_r |W|^{1-n} W_r - \frac{1}{\text{Re}} \left(\frac{1}{R} \frac{\partial}{\partial R} \Sigma_r \frac{\partial W_r}{\partial R} + \frac{\partial}{\partial Z} \Sigma_z \frac{\partial W_r}{\partial Z} \right) = \\ = \frac{1}{\text{Re}} \left[\frac{\partial}{\partial R} \frac{v_{r,\text{эф}}}{v} \frac{\partial W_r}{\partial R} + \frac{\partial}{\partial Z} \frac{v_{r,\text{эф}}}{v} \frac{\partial W_z}{\partial R} - \left(1 + \frac{v_{\text{эф}}}{v} \right) \frac{W_r}{R^2} \right]; \\ R \frac{\partial \epsilon W_z}{\partial Z} + \frac{\partial R \epsilon W_r}{\partial R} = 0, \end{aligned} \quad (1)$$

где $Z=z/r_0$, $R=r/r_0$ – безразмерные координаты; r_0 – радиус пучка; $W_r=w_r/w_{\text{ср}}$, $W_z=w_z/w_{\text{ср}}$, w_r и w_z – радиальная и продольная скорости; $w_{\text{ср}}$ – средняя продольная

скорость в пучке; $A_z = \xi \frac{d_0}{2d_r}$ и $A_r = A_z(24x + 0,016/(x-1)^2)$ – безразмерные про-

дольный и поперечный коэффициенты трения; ξ – коэффициент трения; d_r – гидравлический диаметр; x – безразмерное расстояние между парогенерирующими каналами; $P=p/(\rho w_{\text{ср}}^2)$; p – давление; ρ – плотность; $\Sigma_r = v_{m,\text{эф}}/v + v_{r,\text{эф}}/v$;

$\Sigma_z = v_{m,\text{эф}}/v + v_{z,\text{эф}}/v$; $v_{m,\text{эф}} = C_v v \frac{x-1}{x}$ – эффективная молекулярная вязкость [3]; v –

молекулярная вязкость; $v_{r,\text{эф}} = C_r \bar{v}_r \frac{x-1}{x}$ [3] и $v_{z,\text{эф}} = C_z \bar{v}_z \frac{x-1}{x}$ [2] – эффективные

поперечная и продольная турбулентные вязкости; \bar{v}_r и \bar{v}_z – средняя турбулентная вязкость в зазоре между ячейками сборки; $\text{Re}=w_{\text{ср}} r_0/v$ – число Рейнольдса; β – ко-

эффициент объемного расширения; $\text{Fr} = \frac{w_{\text{ср}}^2}{g r_0}$ – число Фруда; ϵ – пористость пучка.

Систему уравнений (1) необходимо дополнить граничными условиями, определение которых представляет определенную. В испарителе установки БН-350 граничные условия необходимо определить при $Z=0$, $Z=L$ и $R=0$, $R=1$:

$$\begin{aligned} W_z|_{Z=0} = F_1(R); \quad W_r|_{Z=0} = F_2(R); \quad \frac{\partial W_z}{\partial R}|_{R=0, R=1} = 0; \\ W_z|_{Z=L} = F_3(R); \quad W_r|_{Z=L} = F_4(R); \quad W_r|_{R=0, R=1} = 0, \end{aligned} \quad (2)$$

где $F_1(R)$, $F_2(R)$, $F_3(R)$, $F_4(R)$ – функции распределения скоростей греющего теплоносителя на входе и выходе парогенератора.

Замыкающие коэффициенты A_r , A_z в уравнениях (1) зависят от геометрии пучка и распределения скорости в ячейке, коэффициенты $v_{r,\text{эф}}$ и $v_{z,\text{эф}}$ зависят от геометрии пучка и турбулентной вязкости в ячейке. Рассчитав течение в элементарных

ячейках межтрубного пространства, можно определить профиль скорости в ячейке и коэффициенты турбулентной вязкости, тем самым рассчитать коэффициенты A_r , A_z , $v_{r,эф}$, $v_{z,эф}$.

В данной работе течение в элементарной ячейке (как первое приближение) рассматривалось как течение в эквивалентном круглом канале диаметром $d_r=2r_r$, равном гидравлическому диаметру треугольной ячейки. При этом уравнения движения, неразрывности, турбулентной энергии и граничные условия использовались в виде

$$\begin{aligned} u_z \frac{\partial u_z}{\partial z} + u_r \frac{\partial u_z}{\partial r} + \frac{dp}{dz} &= \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} r(v + v_r) \frac{\partial u_z}{\partial r}; \\ r \frac{\partial u_z}{\partial z} + \frac{\partial u_r}{\partial r} &= 0; \\ u_z \frac{\partial E}{\partial z} + u_r \frac{\partial E}{\partial r} + \frac{v_r}{v} \left(\frac{\partial u_z}{\partial r} \right)^2 &= \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} r(v + C_0 v_r) \frac{\partial E}{\partial r} + C_1 \frac{E^{3/2}}{L} + C_2 v \frac{E}{L^2}; \\ u_z \Big|_{z=0} &= u_{cp}; u_z \Big|_{r=r_r} = 0; \frac{\partial u_z}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0; u_r \Big|_{r=0} = 0; E \Big|_{z=0} = E_0; \frac{\partial E}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0; E \Big|_{r=r_r} = 0, \end{aligned} \quad (3)$$

где u_z , u_r и u_{cp} – продольная, радиальная и средняя скорости в ячейке; v и v_r – молекулярная и турбулентная вязкости; E – турбулентная энергия (E_0 – начальный уровень турбулентности); L – масштаб турбулентности; $C_0=0,9$, $C_1=0,316-0,216\tau/\tau_0$ (τ и τ_0 – касательное напряжение в потоке и на стенке), $C_2=0,1$.

Система уравнений (3) дополняется соотношением из [4]:

$$\frac{v_r}{v} = \begin{cases} 0,0452 Re_r^{1,5} & \text{при } Re_r \leq 14; \\ 0,475 Re_r - 4 & \text{при } Re_r > 14, \end{cases} \quad (4)$$

где $Re_r = \frac{L\sqrt{E}}{v}$ – число турбулентности Рейнольдса, L – масштаб турбулентности.

За масштаб турбулентности бралась длина пути перемешивания

$$L/r_r = 0,14 - 0,08(r/r_r)^2 - 0,06(r/r_r)^4. \quad (5)$$

Система уравнений (3) с замыкающими коэффициентами (4)–(5) аппроксимировалась неявными конечно-разностными уравнениями и решалась численно. Рассчитанные значения скорости, турбулентной энергии, касательного напряжения хорошо согласуются с экспериментальными данными [1, 5].

На рисунке 1 представлены экспериментальные и расчетные значения продольной скорости при блокаде центральной части решетки в модели трубного пучка. Рассчитанные значения продольной составляющей скорости по модели пористого тела [1] (постоянные значения коэффициентов A_r , A_z , $v_{r,эф}$, $v_{z,эф}$) при $z = 0,21$ м дают заниженные значения скорости по сравнению с экспериментальными данными. Рассчитанные значения скорости по уравнениям (1) (учитывались зависимости коэффициентов A_r и A_z от распределения скорости в гидродинамической ячейке и коэффициентов $v_{r,эф}$ и $v_{z,эф}$ от уровня турбулентности, определенных из решения системы уравнений (3)) при $z = 0,21$ м хорошо согласуются с экспериментальными данными [6].

Распределение скоростей греющего теплоносителя в испарителе установки БН-350 с трубками Фильда рассчитывалось из системы уравнений (1)–(5). В табл. 1 представлены значения продольной составляющей скорости теплоносителя в различных сечениях парогенератора. Из таблицы видно, что по мере увеличения длины парогенерирующего пучка неравномерность распределения скорости греющего теплоносителя уменьшается. Однако полного выравнивания скорости

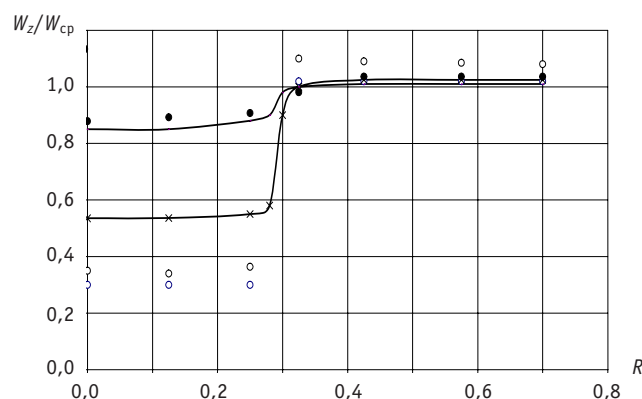


Рис. 1. Распределение продольной составляющей скорости в модели парогенератора при блокаде центральной части решетки: эксперимент [6] ○ – скорость при $z = 0$ и ● – скорость при $z = 0,21$ м; —×— – расчет при $z = 0,21$ м по [1]; — – расчет автора по уравнениям (1)

Таблица 1

**Распределение скорости теплоносителя
в межтрубном пространстве**

$z, \text{ м}$	r/r_0	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1	Примечание
0	W/W_{cp}	5	3,2	1,7	1	0,75	0,5	Расчет
0,2	W/W_{cp}	3,5 – 4,5	3	1,8	1	0,75	0,5	Эксперимент [6]
1	W/W_{cp}	3,4	2,6	1,4	0,9	0,71	0,7	Расчет
5	W/W_{cp}	1,5	1,4	1,1	0,9	0,715	0,71	Расчет

сти по длине греющего пучка не происходит. На длине пучка 5 м скорость натрия в центре испарителя превышает среднюю скорость приблизительно на 50%, а на периферии скорость теплоносителя приблизительно на 30% меньше средней скорости.

Анализ распределения поперечной составляющей скорости теплоносителя в различных сечениях парогенератора показывает, что вблизи входа в трубный пучок максимальная поперечная составляющая составляет около 5% от средней скорости. По мере увеличения длины парогенерирующего пучка продольные перетечки уменьшаются. Так на длине 0,4 м максимальная поперечная составляющая равна примерно 3,4%, а на длине 4,5 м – около 1,25%. При дальнейшем увеличении продольной координаты z начинает сказываться перелив теплоносителя в верхней зоне, и перетечки натрия увеличиваются. На длине 5 м максимальная скорость перетечек составляет около 3% от средней скорости натрия. Таким образом, перетечки теплоносителя в трубном пучке испарителя БН-350 не превышают 5%. Поэтому обтекание парогенерирующих каналов в первом приближении можно считать продольным.

Автором рассчитано влияние одной вырезанной трубки в центре сборки на распределение скорости. На рисунке 2 кривой 1 представлено увеличение скорости в центре парогенератора относительно номинального режима $(w_{\text{в}} - w_{\text{н}})/w_{\text{cp}}$, а кривой 2 – увеличение скорости в соседних каналах. Как видно из рис. 2, в месте вырезания продольная скорость возрастает на 32% (кривая 1), а в соседних ячейках с вырезанным каналом скорость возрастает на 5% (кривая 2).

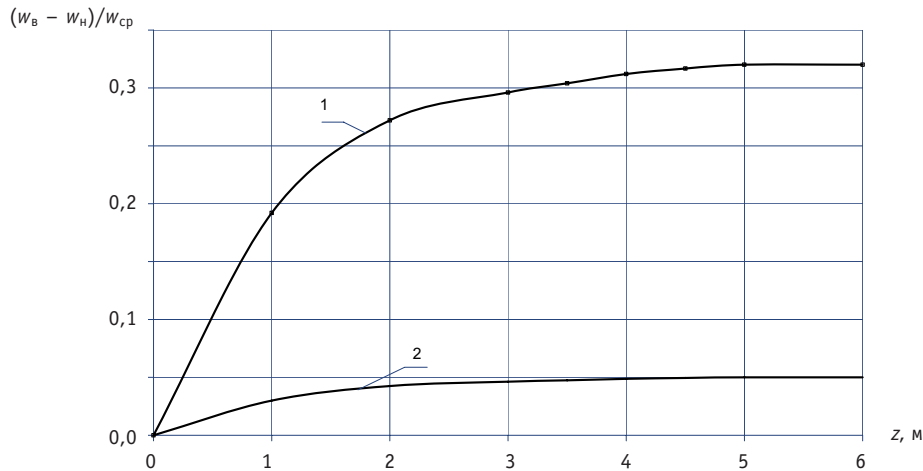


Рис. 2. Увеличение скорости натрия в парогенераторе при вырезке центрального канала: 1 – увеличение скорости в центре; 2 – увеличение скорости в соседних каналах

РАСЧЕТ ТЕПЛОГИДРАВЛИКИ ИСПАРИТЕЛЯ БН-350

При расчете температурных полей в натрии и на поверхности парогенерирующих трубок наиболее приемлемым подходом является поканальный метод, т.к. он позволяет учесть распределение температуры по периметру парогенерирующей трубки, окружающей соседние трубки, при введении коэффициентов межканального обмена в рассматриваемой системе.

Наличие неравномерной раздачи натрия по пучку парогенератора должно привести к неравномерностям по температуре греющего теплоносителя. Для расчета температуры натрия согласно [2, 3, 7, 8] парогенерирующий пучок с греющим теплоносителем разбивается на множество параллельных взаимодействующих каналов. Уравнение сохранения энергии при этом в i -ом гидродинамическом канале имеет вид

$$\frac{\partial}{\partial z}(\rho_i W_i \omega_i h_i) + \sum_{j=1}^3 \rho_i W_{ij} S_{ij} (h_i - h_j) = \sum_{k=1}^3 q_k p_{ki} + \sum_{j=1}^3 \mu_{MT}^T \rho_i W_i \omega_i (h_j - h_i), \quad (6)$$

где i и j – индексы, относящиеся к гидродинамическим каналам; W_i – продольная скорость; ω – поперечное сечение; h – энтальпия; W_{ij} – поперечная скорость; S_{ij} – расстояние между i -ым и j -ым каналами; q_k – тепловой поток от k -го парогенерирующего канала; p_k – периметр k -го парогенерирующего канала, взаимодействующего с i -ым гидродинамическим каналом; μ_{MT}^T – тепловой коэффициент перемешивания.

Число уравнений типа (6) для всей трубной системы равно числу всех гидродинамических каналов и может составлять несколько тысяч. Роль пристенных каналов при этом учитывается в приближении, что коэффициенты обмена для них такие же, как и для соседних каналов.

Коэффициент μ_{MT}^T является суммой трех составляющих:

$$\mu_{MT}^T = \mu_M^T + \mu_T^T + \mu_{ПГ}^T, \quad (7)$$

где μ_M^T – молекулярная составляющая; μ_T^T – турбулентная составляющая; $\mu_{ПГ}^T$ – составляющая за счет теплопроводности парогенерирующей трубки.

Составляющие μ_M^T и $\mu_{ПГ}^T$ определялись по соотношениям [1, 3]

$$\mu_M^T = 6,7 \frac{x-1}{\text{Re} x d_{ПГ}}; \mu_{ПГ}^T = 16 \frac{\epsilon_1}{3 \text{Pe} d_{ПГ} (1 + 2d_r \epsilon_1 / d_{ПГ} \text{Nu})}, \quad (8)$$

где Re – число Пекле, $d_{\text{пл}}$ – внешний диаметр парогенерирующего канала, Nu – число Нуссельта для треугольной решетки трубок, ε_1 – коэффициент эквивалентной теплопроводности.

Турбулентная составляющая μ_T пропорциональна турбулентной вязкости [1–3]. При числе турбулентности Рейнольдса $Re_T = \frac{L\sqrt{E}}{\nu} > 100$ (для ядра потока) тур-

булентная вязкость пропорциональна \sqrt{E} . Выражение для μ_T должно учитывать изменение турбулентной энергии и в пределе переходить в свое стабилизированное значение. Таким образом,

$$\mu_T = \frac{1}{150\sqrt{s-1}Re^{0.2}d_{\text{пл}}} \left(\frac{E_{\text{cp}}(z)}{E_{\text{cp}}(\infty)} \right)^{0.5}, \quad (9)$$

где $E_{\text{cp}}(z)$ – среднее значение турбулентной энергии в ячейке в сечении z ; $E_{\text{cp}}(\infty)$ – стабилизированное значение турбулентной энергии в ячейке.

Рассмотрим теплогидравлику пароводяного потока в трубке Фильда. Котловая вода поступает вниз по внутренним опускным трубам и затем попадает в кольцевой зазор, где происходит кипение воды, и пароводяной поток движется вверх. Температуры воды в опускной трубке T_T и в зазоре T_3 в экономайзере определяют-ся из уравнений

$$c_b G_b \frac{dT_T}{dz} = p_3 K_3 (T_3 - T_T), \quad (10)$$

$$c_b G_b \frac{dT_3}{dz} = \sum_{i=1}^6 p_{Ki} K_{Ki} (T_{ni} - T_3) + p_3 K_3 (T_T - T_3), \quad (11)$$

где p_3 – периметр зазора; K_3 и K_{Ki} – коэффициенты теплопередачи в зазоре и от натрия к пароводяному потоку; T_{ni} – температура натрия в i -ом гидродинамическом канале; T_3 и T_T – температура воды в зазоре и опускной трубке.

Уравнение энергии для пароводяной смеси в кольцевом канале на испарительном участке имеет вид

$$G_b \frac{dh_3}{dz} = \sum_{i=1}^6 p_{Ki} K_{Ki} (T_{ni} - T_s) - p_3 K_3 (T_T - T_s), \quad (12)$$

где h_3 – энтальпия пароводяной смеси в зазоре; T_s – температура насыщения.

При расчете коэффициентов теплоотдачи однофазных теплоносителей учитывалось влияние изменения теплового потока на локальные коэффициенты теплоотдачи по [9–12]. Расчет теплоотдачи при развитом кипении воды проводился по [1].

Для расчета расхода воды в опускных трубках рассматривалось уравнение движения воды и пароводяного потока в трубке Фильда:

$$g \int_0^l (\rho_{B.T.} - \rho_{D.K.}) dz = \frac{1}{2d_{\Gamma.T.}} \int_0^l \xi_T \rho_{B.T.} W_{B.T.}^2 dz + \frac{1}{2d_{\Gamma.K.}} \int_0^l \xi_{K.T} \rho_{D.K.} W_{D.K.}^2 dz + \\ + \frac{1}{2} \sum \zeta_M^T \rho_{B.T.} W_{B.T.}^2 + \frac{1}{2} \sum \zeta_M^K \rho_{D.K.} W_{D.K.}^2 + \frac{1}{2} \rho_{D.K.}^{BЫХ} (W_{D.K.}^{BЫХ})^2, \quad (13)$$

где $\rho_{B.T.}$, $W_{B.T.}$, x_T и ζ_M^T – плотность, скорость, сопротивление трения и местное сопротивление воды в опускной трубке; $\rho_{D.K.}$, $W_{D.K.}$, $x_{K.T.}$ и ζ_M^K – плотность, скорость, сопротивление трения и местное сопротивление двухфазного потока в кольцевом канале.

Система уравнений (1)–(13) аппроксимировалась неявными конечно-разностными уравнениями и решалась численно. На рисунке 3 представлены результа-

ты отличия температуры натрия при глушении от номинального режима без глушения ($T_3 - T_H$) для натурального модуля испарителя БН-350.

На натурном модуле испарителя БН-350 была произведена имитация ремонтной ситуации путем глушения и вырезки парогенераторных труб. Проводились измерения расхода воды и паросодержания, температуры пароводяного потока и натрия. Распределение температуры натрия в испарителе с заглушенными и вырезанными трубами представлено на рис. 4. Как видно из рисунка, расчетные поля температур натрия согласуются с экспериментальными данными [13, 14].

На рис. 5а представлены зависимости паросодержания в различных зонах испарителя от температуры натрия на входе в испаритель. Как видно из рисунка, наблюдается хорошее согласие экспериментальных данных с расчетными. Зависимости скорости воды в опускной трубке в зоне «0» от температуры натрия на входе в испаритель представлены на рис. 5б, наблюдается удовлетворительное согласие расчетных и экспериментальных значений.

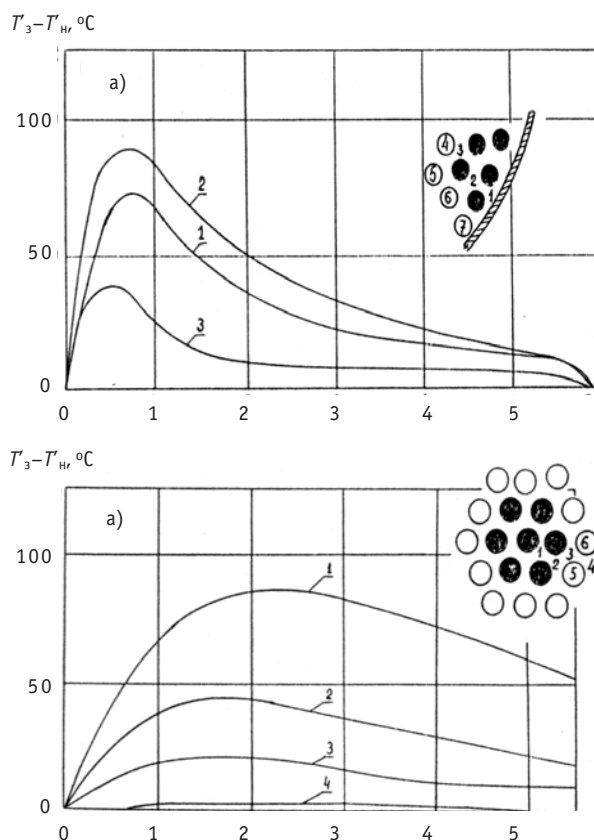


Рис. 3. Изменение температуры натрия по длине при глушении парогенерирующих труб

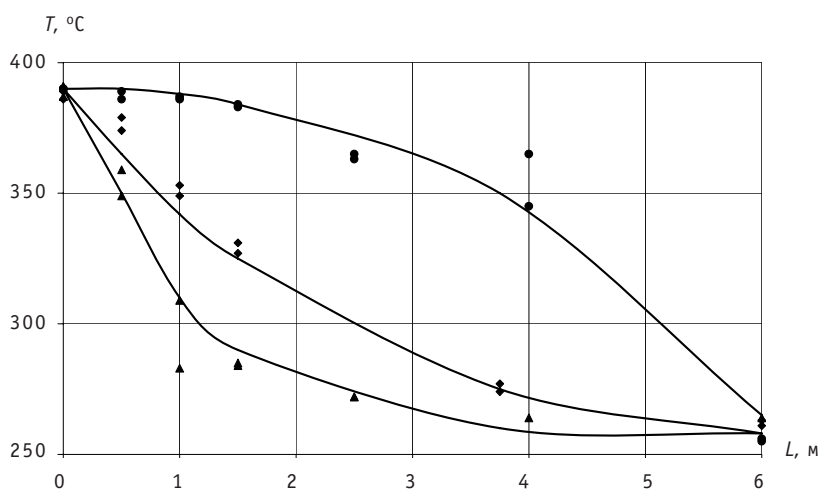


Рис. 4. Распределение температуры натрия по высоте испарителя: — — расчет автора; ◆, ▲, ● — эксперимент [13, 14]

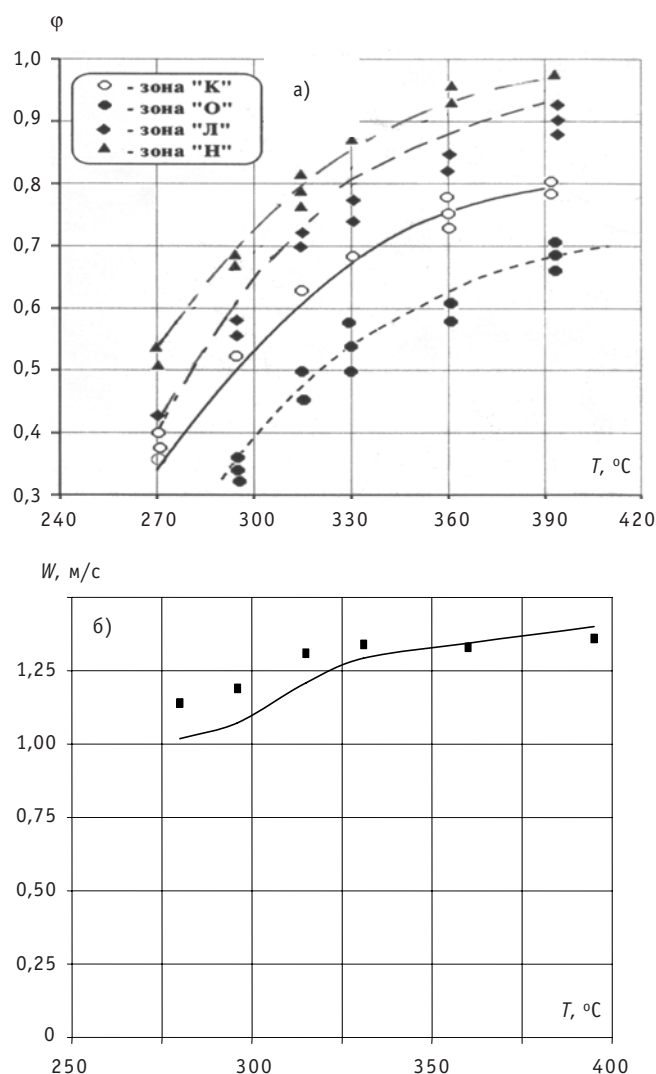


Рис. 5. Зависимости от температуры натрия на входе в испаритель а) паросодержания в различных зонах испарителя: — — расчет автора; $\blacklozenge, \blacktriangle, \bullet, \circ$ — эксперимент [13, 14]; б) скорости воды в опускной трубке в зоне «О»: — — расчет автора; \blacksquare — эксперимент [13, 14]

В случае 50-процентной нагрузки испарителя при глушении одной центральной парогенерирующей трубки в соседних трубках мощность испарительных каналов повышается на 11–13% по сравнению со случаем незаглушенных труб. Во втором ряду рядом с заглушенной трубкой мощность повышается на 1–3%. При глушении периферийных труб мощность в соседних каналах повышается до 20%.

Результаты расчетов при глушении семи центральных каналов показывают, что в данной ситуации имеет место значительное повышение мощности в соседних каналах (более, чем на 40%). При этом неравномерность температуры натрия по периметру парогенерирующих каналов может достигать 44 °C.

При вырезке одного парогенерирующего канала согласно расчету следует, что скорость натрия возрастает на 30–35%, а в соседней с вырезанной зоной скорость возрастает в среднем на 5%. Мощность каналов, примыкающих к вырезанному, увеличивается при этом на 20–24%.

МЕТОДИКА РАСЧЕТА ТЕПЛООБМЕНА В ПРЯМОТОЧНЫХ ПАРОГЕНЕРАТОРАХ УСТАНОВОК БОР-60, БН-600, БН-800, БН-1800

При расчете теплообмена в прямоточных парогенераторах и адиабатных трубопроводах рассматривались следующие зоны теплообмена: а) экономайзерная; б) неразвитого кипения (кипения недогретой жидкости); в) развитого кипения; г) кризиса теплоотдачи и области перехода от развитого кипения к закризисной; д) закризисная; е) доупаривания влаги в адиабатной области.

Расчет коэффициентов теплоотдачи к воде в экономайзерной зоне проводился с учетом переноса тепла вдоль оси за счет теплопроводности стенки, а также молекулярной и турбулентной теплопроводности воды и натрия по [9–12]. Теплоотдача при неразвитом кипении воды, не догретой до температуры насыщения, рассчитывалась по [1, 15], а теплоотдача при развитом кипении насыщенной воды определяется по соотношениям [1]. Критические тепловые потоки и граничные паросодержания рассчитывались по соотношениям [1, 16]. Теплообмен в области перехода от развитого кипения к закризисному теплообмену определяется по [17].

Теплообмен в закризисной области и на адиабатном участке рассматривался в многогрупповом приближении [17] при следующих приближениях:

- распределение капель по размерам δ в начале закризисной области описывается функцией вероятности $P(\delta)$ Нукиями-Танасавы:

$$P_* = 4d_*^2 e^{-2d_*}, \quad (14)$$

где $P_* = P(\delta)d_*$ – безразмерная плотность вероятности; $d_* = \delta/d'$ – безразмерный диаметр; d' – наиболее вероятный размер;

- температура и скорость пара в данном сечении равны своим средним значениям;
- температура пара и капель в начале закризисной области равна температуре насыщения;
- выпадение капель на стенку при $rw < 800$ кг/(м²с) и кризисе второго рода отсутствует.

Уравнение энергии, неразрывности и изменения диаметра капель для дисперсного потока имеет вид

$$G_w x \frac{dh''}{dz} + G_w (h'' - h'_s) \frac{dx}{dz} = \pi d q_{cm} - \sum_{i=1}^M \frac{\pi}{4} d^2 n_i S_i q_i; \quad (15)$$

$$r_q G_w \frac{dx}{dz} = \sum_{i=1}^M \frac{\pi}{4} d^2 n_i S_i q_i; \quad (16)$$

$$\frac{d\delta_i}{dz} = 2 \frac{q_i}{r_q u'' \rho'}. \quad (17)$$

Система уравнений, описывающая теплообмен пароводяного потока с уравнением теплопроводности для стенки и греющего натрия решалась численно.

Рассчитанные изменения температур по длине испарителя БН-600 в номинальном режиме представлены на рис. 6. В испарителе при $0 \leq z < 3$ м осуществляется теплообмен в экономайзерной зоне. Кипение недогретой жидкости происходит в области при $3 \leq z < 4,25$ м, а при $4,25 \leq z < 5,35$ м осуществляется развитое кипение, при $5,35 \leq z < 5,5$ м имеет место область перехода от кризиса теплообмена к закризисной зоне. Закризисный теплообмен осуществляется при $5 \leq z < 15,2$ м, и эта область составляет 64% от общей длины испарителя. Из рис. 6 видно, что расчетные значения температуры натрия согласуются с экспериментальными данными [1]. При условиях номинального режима работы испарителя БН-600 в перегретом на 24°C паре относительно температуры насыщения содержится $\approx 6\%$ влаги.

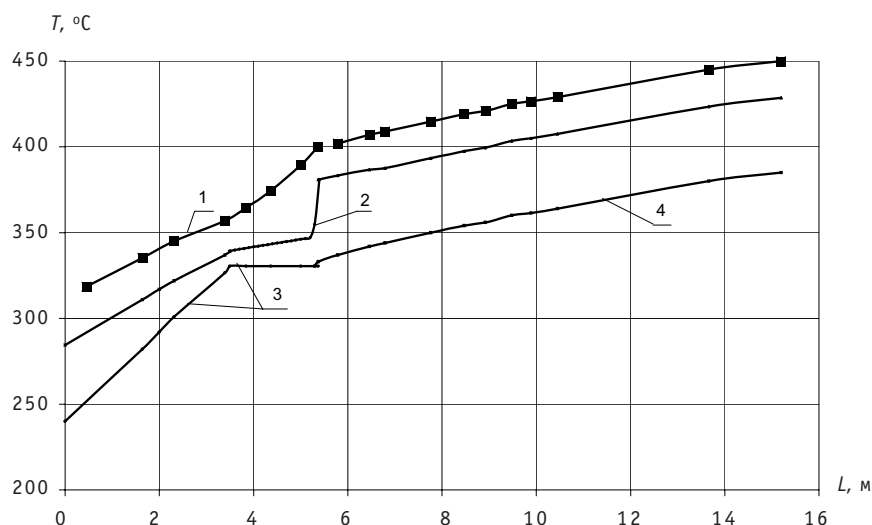


Рис. 6. Распределение температуры по высоте испарителя ПГН-200М: 1 — температура натрия; 2 — температура стенки; 3 — температура воды; 4 — температура пара; ■ — эксперимент [1]; — — — расчет автора

Автором проведен расчет испарителя установки БН-800 в номинальном режиме и при глушении семи центральных трубок. Модуль испарителя установки БН-800 конструктивно аналогичен модулю испарителя БН-600. Общая длина трубного пучка испарителя 15,7 м, обогреваемая длина — 15,25 м. Температура натрия на входе в пароперегреватель 505°C, а на выходе 463°C. Натрий входит в испаритель при температуре 463°C, а выходит при — 309°C. Температура питательной воды на входе в парогенератор 210°C, а на выходе из парогенератора температура перегретого пара 470°C при давлении 14,6 МПа. При глушении семи центральных труб в трубах первого ряда, прилегающих к заглушенной зоне, уменьшается длина экономайзерной зоны и зоны кипения приблизительно на 20% по сравнению с номиналом и увеличивается закризисная зона. Температура натрия на выходе на 20°C выше, чем в номинальном режиме, а температура пара на 5°C.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Предложенная методика позволяет рассчитывать неравномерности распределения параметров натрия и воды в парогенераторах натрий-вода ядерных энергетических установок с реакторами на быстрых нейтронах как в номинальных и частичных режимах, так и для случаев ремонтных ситуаций с вырезкой и глушением любого количества парогенерирующих труб.

Литература

1. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы). — М.: Энергоатомиздат, 1990. — 360 с.
2. Худаско В.В., Дорошенко В.А., Гинкин В.П., Зинина Г.А. Методика трехмерного теплогидравлического расчета парогенераторов АЭС// Теплообмен. ММФ. Секция 1. Часть 2. — Минск, 1988. — С. 125-127.
3. Жуков А.В. и др. Теплогидравлический расчет ТВС быстрых реакторов с жидкометаллическим охлаждением. — М.: Энергоиздат, 1985. — 160 с.
4. Худаско В.В., Грачев Н.С. Исследования по интенсификации теплообмена на моделях парогенераторов, обогреваемых жидкими металлами// Известия вузов. Ядерная энергетика. — 2007. — №2. — С. 119-126.

5. Волнистова Л.П. и др. Турбулентные характеристики потоков на входном участке круглой трубы/ Препринт ФЭИ-725. – Обнинск, 1976. – 17 с.
6. Левченко Ю.Д. Гидродинамика каналов теплообменного оборудования ядерных энергетических установок/ Автореферат дисс. докт. техн. наук. – Обнинск, 1991. – 60 с.
7. Худаско В.В., Сорокин А.П., Дорошенко В.А. Трехмерный расчет теплообмена в парогенераторе// Атомная энергия. – 1986. – Т. 61. – Вып. 6. – С. 55-57.
8. Жуков А.В., Сорокин А.П., Худаско В.В., Титов П.А., Дорошенко В.А. Трехмерный теплогидравлический анализ парогенераторов АЭС с реакторами на быстрых нейтронах/ В сб. научных трудов ИАТЭ «Моделирование теплогидравлических процессов для обоснования безопасной эксплуатации ЯЭУ». – Обнинск: – ИАТЭ 1989. – С. 68-75.
9. Худаско В.В., Зинина Г.А., Миронович Г.Я. Теплообмен в треугольной решетке с жидкометаллическим теплоносителем при переменном энерговыделении// Атомная энергия. – 1988. – Т. 64. – Вып. 2. – С. 90-93.
10. Грошев А.И., Кириллов П.Л., Худаско В.В., Кривенцев В.И. Влияние теплопроводности на процесс теплообмена при турбулентном течении газа в круглой трубе/ Препринт ФЭИ-1538. – Обнинск, 1984. – 19 с.
11. Гинкин В.П., Гориченко В.А., Худаско В.В. Методика расчета теплообмена в сборке стержней с учетом анизотропии коэффициента переноса тепла/ Тезисы доклада на Международном семинаре «Теплофизика-90». Теплофизические аспекты безопасности ВВЭР. – Обнинск, 1990. – С. 138.
12. Гинкин В.П., Гориченко В.А., Худаско В.В. Расчет максимальной мощности и теплообмена твэлов на начальном участке стабилизации/ Тезисы докладов II Международной конф. «Научно-технические проблемы безопасности АЭС и подготовки кадров» (8 – 11.10. 1991, г. Обнинск). – Обнинск: ИАТЭ, 1991. – С. 96.
13. Худаско В.В., Балдов А.Н., Джусов Ю.П. Исследования теплогидравлики парогенератора с трубками Фильда на установке БН-350/ Тезисы докладов III Международной конф. «Научно-технические проблемы безопасности АЭС и проблемы подготовки кадров для нужд ядерной энергетики». – Обнинск: ИАТЭ, 1993. – С. 83-84.
14. Балдов А.Н., Грачев Н.С., Джусов Ю.П., Худаско В.В. Расчетно-экспериментальное исследование эксплуатационных режимов работы испарителей установки БН-350/ Тезисы доклада на IV Международной конференции «Безопасность АЭС и подготовка кадров» (Обнинск, 2-6 октября 1995). – Обнинск: ИАТЭ, 1995. – С. 145-146.
15. Худаско В.В., Казанцев А.А., Левченко В.А., Сергеев В.В. Разработка математической модели неравновесного двухфазного потока для анализа безопасности АЭС// Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2001. – №4. – С. 41-53.
16. Кириллов П.Л., Титов В.Ф., Худаско В.В., Грачев Н.С., Смирнов М.В., Бажин В.Г. К расчету кризиса теплообмена в парогенераторах, обогреваемых натрием// Атомная энергия. – 1982. – Т. 52. – Вып. 1. – С. 21-24.
17. Бажин В.Г., Грачев Н.С., Худаско В.В., Кардаш Д.Ю. К расчету теплообмена в закризисной области парогенерирующих каналов с натриевым обогревом/ Препринт ФЭИ-1469. – Обнинск, 1983. – 16 с.

Поступила в редакцию 15.01.2008

О НЕОБХОДИМОЙ ТОЧНОСТИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ СВОЙСТВ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕЙ, ПРИМЕНЯЕМЫХ ПРИ РАСЧЕТЕ РЕАКТОРОВ ТИПА БН

Ю.С. Юрьев, И.Т. Афанасьева

ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт имени А.И. Лейпунского, г. Обнинск



Получены выражения для расчета отклонений температуры твэлов БН вследствие неопределенности свойств теплоносителя. С помощью дисперсионной методики проведена сравнительная оценка вклада разных составляющих отклонений. Сделан вывод о важности геометрических допусков твэлов, отклонений мощности реактора, теплоемкости и плотности теплоносителя.

ВВЕДЕНИЕ

На разной стадии проектов ЯЭУ с ЖМТ при теплогидравлических расчетах используются значения свойств ЖМ. Эти свойства определяются экспериментальным путем с применением расчетных методов химической термодинамики и физической химии. Они представляются в виде таблиц, графиков и формул и размещаются также в соответствующих блоках расчетных кодов [1, 2]. Вопрос о точности этих исходных данных часто не стоит, поскольку опыт расчетов и проектирования реакторов с ЖМТ показывает ее практическую достаточность.

Однако для объектов новой техники целесообразно представить расчетную оценку необходимой точности этих данных. Понятие необходимой точности связано с влиянием отклонений исходных данных на конечный проектный результат: максимальную температуру стенки твэла, запас до кризиса теплоотдачи и пр. Если выявляется сильное влияние «случайных» отклонений параметров на проектные характеристики, то определяются пределы (допуски) этих параметров и оценивается необходимая точность определения проектных параметров [3, 4]. За пределами необходимой точности конструктор реактора может получить расчетный перегрев твэлов, наступление кризиса теплоотдачи и прочие нежелательные события.

К теплофизическим параметрам ЖМТ относятся

- плотность ρ , кг/м³;
- теплопроводность λ , Вт/м К;
- теплоемкость C_p , Дж/кг К;
- вязкость ν , м²/с.

Ясно, что они действуют в поле других параметров:

- мощности реактора N , Вт;
- конструктивного гидравлического диаметра канала активной зоны d_r , м.

В первом приближении желательно, чтобы отклонения (неопределенности) $\delta\rho$, $\delta\lambda$, δC_p , δv были таковы, чтобы их влияние не превышало влияния отклонений δN и δd_r , которые известны из опыта физического расчета и конструктивных проработок.

Конструкция твэлов, ТВС и реакторов с ЖМТ представлена в [3, 5].

Различия скоростей в разных каналах ТВС

Из условия параллельного включения каналов ТВС $\Delta p_1 = \Delta p_2$ следует, что

$$\xi_1 \frac{L}{d_{r1}} \rho \frac{w_1^2}{2} = \xi_2 \frac{L}{d_{r2}} \rho \frac{w_2^2}{2},$$

откуда

$$\frac{\delta w}{w} = \frac{1}{2} \left(-\frac{\delta \xi}{\xi} + \frac{\delta d_r}{d_r} - \frac{\delta \rho}{\rho} \right).$$

Принимая закон трения в форме [3]

$$\xi = 0,316 \left(\frac{v}{w d_r} \right)^n,$$

получим

$$\frac{\delta w}{w} = - \left(\frac{n}{2-n} \right) \frac{\delta v}{v} + \frac{(1+n)}{(2-n)} \frac{\delta d_r}{d_r} - \frac{1}{(2-n)} \frac{\delta \rho}{\rho}. \quad (1)$$

Таким образом, из решения гидравлической задачи следует, что отклонение скорости теплоносителя в каналах ТВС прямо пропорционально отклонению гидравлического диаметра и обратно пропорционально отклонениям вязкости и плотности теплоносителя.

Подогрев теплоносителя

Из уравнения баланса тепла $T_f - T_{f0} = N / GC_p$, где $G = w\rho F$ – расход, кг/с, следует

$$\frac{\delta(T_f - T_{f0})}{(T_f - T_{f0})} = \frac{\delta N}{N} - \frac{\delta \rho}{\rho} - \frac{\delta w}{w} - \frac{\delta F}{F} - \frac{\delta C_p}{C_p}. \quad (2)$$

Перепад температуры «стенка – жидкость»

$$\frac{\delta(T_w - T_f)}{(T_w - T_f)} = \frac{\delta N}{N} - \frac{\delta \alpha}{\alpha},$$

где α – коэффициент теплоотдачи, Вт/м²К, который определяется из критериального выражения $Nu = A Re^m$, где $Nu = \alpha d_r / \lambda$ – число Нуссельта, $Re = w d_r / \nu = w d_r \rho C_p / \lambda$ – число Пекле.

Выполняя стандартные преобразования, получим

$$\frac{\delta(T_w - T_f)}{(T_w - T_f)} = \frac{\delta N}{N} - (1-m) K_\phi \frac{\delta \lambda}{\lambda} + (1-m) \frac{\delta d_r}{d_r} - m \frac{\delta w}{w} - m \frac{\delta \rho}{\rho} - m \frac{\delta C_p}{C_p}, \quad (3)$$

где K_ϕ – коэффициент, учитывающий дополнительный перегрев стенки твэла за счет окружающей неравномерности температуры оболочки.

Исходная формула

Получается комбинацией формул (1), (2), (3) и выражает зависимость отклонений температуры стенки твэла от отклонений всех перечисленных выше параметров:

$$\frac{\delta(T_w - T_{f0})}{(T_w - T_{f0})} = \frac{\delta N}{N} - A_\lambda \left(\frac{\delta \lambda}{\lambda} \right) - A_c \left(\frac{\delta c_p}{c_p} \right) + A_v \left(\frac{\delta v}{v} \right) - A_p \left(\frac{\delta \rho}{\rho} \right) - A_{d\Gamma} \left(\frac{\delta d_\Gamma}{d_\Gamma} \right), \quad (4)$$

где функции влияния

$$\begin{aligned} A_\lambda &= (1-m)K_\phi (\Delta T_\alpha / \Delta T_w), \\ A_c &= m(\Delta T_\alpha / \Delta T_w) + (\Delta T_f / \Delta T_w), \\ A_v &= n / (2-n) (m\Delta T_\alpha / \Delta T_w + \Delta T_f / \Delta T_w), \\ A_p &= (1-n) / (2-n) (m\Delta T_\alpha / \Delta T_w + \Delta T_f / \Delta T_w), \\ A_{d\Gamma} &= [(1+n) / (2-n)] (m\Delta T_\alpha / \Delta T_w + \Delta T_f / \Delta T_w) + \Delta T_f / \Delta T_w - (1-m)\Delta T_\alpha / \Delta T_w, \end{aligned}$$

где ΔT_f – номинальное значение подогрева теплоносителя в ТВС, °С; ΔT_α – номинальный температурный напор «стенка-жидкость», °С (для реакторов БН – в выходном сечении ТВС); $\Delta T_w = (\Delta T_\alpha + \Delta T_f)$.

Функции влияния содержат отношения $(\Delta T_\alpha / \Delta T_w)$, $(\Delta T_f / \Delta T_w)$, которые характеризуют особенности ТВС и далее считаются постоянными.

Применение дисперсионной методики

Будем считать, что величины δN , $\delta \rho$, $\delta \lambda$, δc_p , δv , δd_Γ – независимые и случайные. Тогда по теореме суммы дисперсий получим

$$\sigma_{Tw}^2 = \sigma_N^2 + A_\lambda^2 \sigma_\lambda^2 + A_c^2 \sigma_c^2 + A_v^2 \sigma_v^2 + A_p^2 \sigma_p^2 + A_{d\Gamma}^2 \sigma_{d\Gamma}^2, \quad (5)$$

где σ_i – среднеквадратичное отклонение i -той величины.

Для дальнейшего анализа будем полагать, что вклад всех шести случайных величин в конечный результат равноценен:

$$\begin{aligned} \sigma_N^2 &= A_\lambda^2 \sigma_\lambda^2 = A_c^2 \sigma_c^2 = \dots \\ \sigma_N &= A_\lambda \sigma_\lambda = A_c \sigma_c = \dots \end{aligned}$$

Среднеквадратичное отклонение мощности ТВС будем считать известным и отнесем именно к нему все остальные:

$$\frac{\sigma_\lambda}{\sigma_N} = \frac{1}{A_\lambda}; \quad \frac{\sigma_c}{\sigma_N} = \frac{1}{A_c}; \quad \frac{\sigma_v}{\sigma_N} = \frac{1}{A_v}; \quad \frac{\sigma_p}{\sigma_N} = \frac{1}{A_p}; \quad \frac{\sigma_{d\Gamma}}{\sigma_N} = \frac{1}{A_{d\Gamma}}. \quad (6)$$

Если эти равенства выполняются, то вклад отклонений всех этих величин на результат (T_w) будет одинаков.

Сравнивая паспортные отклонения свойств с полученными, можно судить о достаточности точности исходных величин для теплогидравлических расчетов реакторов.

Пример

Положим (реактор типа БН): $m = 0,8$; $n = 0,25$; $\Delta T_\alpha = 25^\circ\text{C}$; $\Delta T_f = 250^\circ\text{C}$; $\Delta T_w = 275^\circ\text{C}$; $K_\phi = 1$.

Тогда $A_\lambda = 0,02$; $A_c = 0,98$; $A_v = 0,14$; $A_p = 0,42$; $A_{d\Gamma} = 1,39$.

Откуда получаем ряд:

$$\frac{\sigma_{d\Gamma}}{\sigma_N} = 0,72 \text{ I место по влиянию на температуру твэла: отклонения геометрии}$$

ТВС (d_Γ) должны быть меньше заданного отклонения мощности реактора;

$\frac{\sigma_c}{\sigma_N} \approx 1$ II место по влиянию на температуру твэла, поскольку теплоемкость теплоносителя определяет подогрев, а он в реакторах БН велик;

$\frac{\sigma_p}{\sigma_N} \approx 2,4$ III место по влиянию на температуру твэла (по этой же причине);

$\frac{\sigma_v}{\sigma_N} \approx 7,0$ IV место по влиянию на температуру твэла, поскольку рассматривался турбулентный режим течения ($m = 0,8$);

$\frac{\sigma_\lambda}{\sigma_N} \approx 50$ V место по влиянию на температуру твэла, т.к. величина $(\Delta T_\alpha / \Delta T_f)$ в реакторах БН мала.

Уточненные расчеты могут быть проведены с использованием материалов [5–7].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Применение дисперсионной методики к анализу влияния отклонений различных параметров на перегрев твэлов показало, что для реакторов типа БН особое внимание должно быть уделено контролю допусков на геометрические размеры твэлов и ТВС. Достаточно точными должны быть значения теплоемкости и плотности ЖМТ. Требования к точности коэффициентов вязкости и теплопроводности могут быть менее высокими.

Литература

1. Чиркин В.С. Теплофизические свойства материалов ядерной техники. Справочник. – М.: Атомиздат, 1968.
2. Кириллов П.Л., Терентьева М.И., Денискина Н.Б. Теплофизические свойства материалов ядерной техники: Учебное пособие. – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 2005.
3. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы). – М.: Энергоатомиздат, 1990.
4. Юрьев Ю.С. Перегрев твэлов вследствие случайных отклонений параметров: Учебное пособие. – Обнинск: ИАТЭ, 1989.
5. Жуков А.В., Сорокин А.П., Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С. и др. Методические указания и рекомендации по теплогидравлическому расчету активных зон быстрых реакторов. РТМ-1604.008-88. – Обнинск: ФЭИ, 1988.
6. Курбатов И.М., Тихомиров Б.Б. Расчет случайных отклонений температур в активной зоне реактора/Препринт ФЭИ-1090. – Обнинск, 1980.
7. Тихомиров Б.Б., Савицкая Л.В. Анализ закона распределения температуры оболочки твэлов быстрых реакторов/Препринт ФЭИ-3097. – Обнинск, 2007.

Поступила в редакцию 9.10.2008

МОДЕЛЬ СТУПЕНИ ТУРБИНЫ

А.А. Казанцев

ЭНИМЦ «Моделирующие системы», г. Обнинск



Для расчетов в реальном времени динамики турбинного отделения АЭС необходимо иметь модель ступени турбины. В связи с непрерывно повышающимися требованиями к точности моделей тренажеров АЭС возникла задача разработать модель с точностью порядка 1% для описания параметров ступени турбины. Представленная модель пригодна во всех режимах работы для моделирования в реальном времени. Результаты расчетов проверены на нескольких турбинах АЭС. Показано, что представленная модель турбины удовлетворяет требованиям по точности при наличии данных об установочных углах лопаток всех ступеней турбины.

Для расчета турбин АЭС различных типов в реальном времени необходима всережимная модель ступени турбины. Алгоритм расчета должен работать в диапазоне мощностей (от нулевой до номинальной) при любой частоте вращения ротора.

Модель ступени турбины решается совместно с моделью двухфазной сети. Основное назначение модели ступени – расчет для модели сети механической мощности, отводимой от потока. Общая мощность на валу получается суммированием по всем ступеням и передается модели генератора. Вторым расчетным параметром – гидравлическое сопротивление ступени турбины – также передается в модель двухфазной сети.

Исходными данными для расчета и проверки модели являются тепловые балансы, IS -диаграмма и геометрические размеры проточной части турбины. На рисунке 1 показан эскиз IS -диаграммы турбины К-1000-60/1500-2 Южно-Украинской АЭС, для которой выполнялись расчеты всех ступеней турбины с целью проверки точности предлагаемой модели при полностью известных исходных данных.

По давлению и энтальпии на входе и давлению на выходе в узлах сети на входе и на выходе отсека для процесса адиабатического расширения рассчитывается изменение энтальпии или H_0 – располагаемый теплореперпад ступени. КПД ступени находится при помощи расчета планов скоростей через лопаточный КПД, затем используются поправки для получения внутреннего относительного КПД из лопаточного. Мощность ступени рассчитывается как произведение трех сомножителей: массового расхода, располагаемого теплореперпада и внутреннего относительного КПД ступени. Крутящий момент на валу ротора находится по мощности и текущим оборотам турбины.

Величины отборов вдоль проточной части получают на основании расчета по сетевой модели.

МЕТОДИКА РАСЧЕТА СТУПЕНИ ТУРБИНЫ

Методика расчета разработана на основе [1,2] и опирается на формулы конструкторского расчета ступени турбины. Рассмотрим ступень турбины, планы ско-

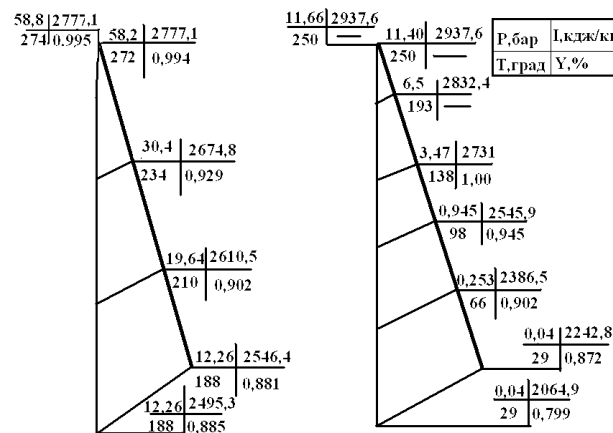


Рис. 1. Эскиз IS-диаграммы тихоходной турбины К-1000-60/1500-2 Южно-Украинской АЭС (показаны характерные точки с отборами)

ростей соплового аппарата и рабочего колеса которой представлены на рис. 2. На рисунке 2 индексами 1 и 2 обозначены входной треугольник соплового аппарата (СА) и выходной треугольник рабочего колеса (РК).

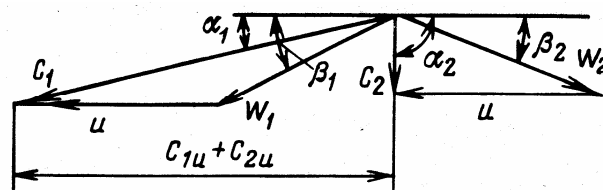


Рис. 2. План скоростей одной ступени турбины

Здесь $c_1 = \varphi \sqrt{(1-\rho) \cdot 2 \cdot H_0}$ – абсолютная скорость выхода потока из соплового аппарата (СА); α_1 – угол ее направления; u (или u_r) – окружная скорость на среднем диаметре; φ – коэффициент скорости СА; H_0 – располагаемый теплотеропад ступени; $c_{1u} = c_1 \cdot \cos(\alpha_1)$ – окружная составляющая скорости c_1 ; ω_1 – относительная скорость входа потока в рабочую решетку и β_1 – угол ее направления (в системе координат, связанной с ротором турбины) определяются из входного треугольника скоростей геометрически, по скоростям u , c_1 и углу α_1 ; $\omega_2 = \psi \sqrt{\omega_1^2 + \rho \cdot 2 \cdot H_0}$ – относительная скорость выхода потока из рабочей решетки; β_2 – угол ее направления (в системе координат, связанной с ротором турбины); ψ – коэффициент скорости рабочей решетки; c_2 – абсолютная скорость выхода потока из рабочей решетки (из рабочего колеса или ступени) и α_2 – угол ее направления определяются из выходного треугольника скоростей геометрически, по скоростям u , ω_1 и углу β_2 ; $c_{2u} = c_2 \cdot \cos(\alpha_2)$ – окружная составляющая выходной скорости,

При расчете плана скоростей считаем известной u_r – окружную скорость вращения на среднем диаметре \bar{d} для каждой ступени при заданном числе оборотов n :

$$u_r = \frac{\pi \cdot \bar{d} \cdot n}{60}. \quad (1)$$

При переменных режимах работы турбины эта скорость меняется при изменении параметра n – числа оборотов турбины в час, определяемом из решения уравнения динамики ротора, приведенного далее.

Мощность ступени P_u равна произведению окружного усилия R_u на окружную скорость u_r . Удельная мощность равна отношению полной мощности, деленной на массовый расход:

$$H_u = R_u \cdot u_r = \frac{P_u}{G} = u_r \cdot (c_1 \cdot \cos \alpha_1 + c_2 \cdot \cos \alpha_2) = u_r \cdot (\omega_1 \cdot \cos \beta_1 + \omega_2 \cdot \cos \beta_2). \quad (2)$$

Относительный лопаточный КПД ступени при известном располагаемом теплоперепаде H_0 (для любых состояний турбины) определяется по формуле

$$\eta_u = \frac{u_r \cdot (c_1 \cdot \cos \alpha_1 + c_2 \cdot \cos \alpha_2)}{H_0} = \frac{u_r \cdot (c_{1u} + c_{2u})}{H_0}. \quad (3)$$

Лопаточный КПД далее умножается на основные поправки от потерь, приведенные ниже, в результате определяется внутрилопаточный относительный КПД, на основании которого рассчитывается мощность ступени. В методике учитываются следующие потери.

Потери с выходной скоростью (для последних ступеней цилиндров)

$$\Delta h_{в.с.} = \frac{c_2^2}{2}. \quad (4)$$

Относительные потери утечек через бандажные уплотнения

$$\xi_y^6 = \frac{\pi \times d_n \times \delta_3}{F_1} \eta_{ол} \sqrt{\rho + 1,8 \frac{l_2}{d}}, \quad (5)$$

где d_n – диаметр по периферии; l_2 – длина соответствующей лопатки рабочего

колеса; $\delta_3 = \frac{1}{\sqrt{\frac{4}{\delta_o^2} + \frac{1,5Z_r}{\delta_z^2}}}$ – эквивалентный зазор, где $\delta_o = 1$ мм – осевой зазор лопаточного бандаж; $\delta_z = 1$ мм – радиальный зазор; $Z_r = 2$ – число гребней в надбандажном уплотнении.

Относительные потери на трение

$$\xi_{тр} = \frac{K_{тр} d^2}{F_1} \left(\frac{u}{c_\phi} \right)^3, \quad (6)$$

где $K_{тр} = (0,45-0,8) \cdot 10^{-3}$ зависит от режима течения. В данном случае $K_{тр} = 0,6 \cdot 10^{-3}$.

Относительные потери от влажности

Влажность $y = 1-x$, где x – степень сухости (отношение массы пара к массе пароводяной смеси)

$$\xi_{вл} = 2 \frac{u}{c_\phi} [0,85 - 0,5x_0 - 0,35x_1], \quad (7)$$

где x_0 – степень влажности перед ступенью; x_1 – степень влажности после ступени.

Все параметры в модели, включая скорости в планах скоростей, определяются динамически по приведенным выше формулам либо по геометрическим соотношениям, которые следуют из треугольников скоростей при любом режиме работы ступени. Модель написана на языке C++.

Всережимность является важным свойством моделей реального времени, при этом каждая из ступеней, в зависимости от установочных углов, располагаемого перепада и расхода будет иметь свой индивидуальный лопаточный КПД. Этот КПД учитывает автоматически потери в сопловом аппарате, рабочем колесе и потери с выходной скоростью для последних ступеней цилиндров. Алгоритм обеспечивает достаточно широкий диапазон применимости модели турбины.

По параметрам узлов на входе и на выходе отсека, геометрическим характеристикам отсека и по заданному приведенному коэффициенту сопротивления отсека рассчитывается теоретический расход через отсек. По найденному расходу восстанавливается гидравлическое сопротивление ветвей сети, представленных отсеком.

Модель тестировалась на турбине ВВЭР-1000, сравнивались заводские данные планов скоростей [3,4] и расчеты модели при номинальном режиме работы. Для поиска и задания параметров используется предварительный теплогидравлический расчет проточной части турбины. Необходимость в нем возникает из-за того, что в модели необходимы значения установочных углов соплового аппарата (СА) и рабочего колеса (РК).

Для поиска и задания этих параметров используется предварительный теплогидравлический расчет проточной части турбины, алгоритм которого описан в учебном пособии [7].

На рисунках 3–5 представлены результаты сравнения заводских расчетов планов скоростей турбины К-1000-60/1500 и расчетов по представленной модели.

В таблице 1 приведено сравнение относительной точности расчета мощности ступени с заводскими данными.

На следующем этапе модель ступени была проверена расчетом всех ступеней быстроходной турбины высоких параметров Белоярской АЭС (блок №4, турбина К-800-130/3000) [5].

Были собраны исходные данные для моделирования турбины К-800-130/3000. При выполнении расчета проточной части турбины БН-800 имелись чертежи проточной части, из которых получены высоты лопаток СА РК для всех ступеней, на основе тепловых балансов построена IS -диаграмма. На рисунке 6 показан эскиз IS -диаграммы процесса расширения турбины К-800-130/3000.

Точность расчета по модели зависит от точности исходных данных. Не хватало данных по двум входным параметрам α_1 и β_2 – установочным углам лопаток соплового аппарата и рабочего колеса соответственно. Для получения этих данных была решена обратная задача – при известных давлении и энтальпии на входе и выходе, при известной мощности ступени найдены недостающие исходные данные. По результатам расчетов подготовлены файлы, обеспечивающие требуемую точность расчета мощности ступени для всех ступеней (11 ЦВД и 5 ЦНД), с после-



Рис. 3. Сравнение планов скоростей первой ступени ЦВД (расчет по модели) турбины К-1000-60/1500-2 с данными заводского расчета



Рис. 4. Сравнение планов скоростей седьмой ступени ЦВД (данные модели) тихоходной турбины К-1000-60/1500-2 с данными заводского расчета

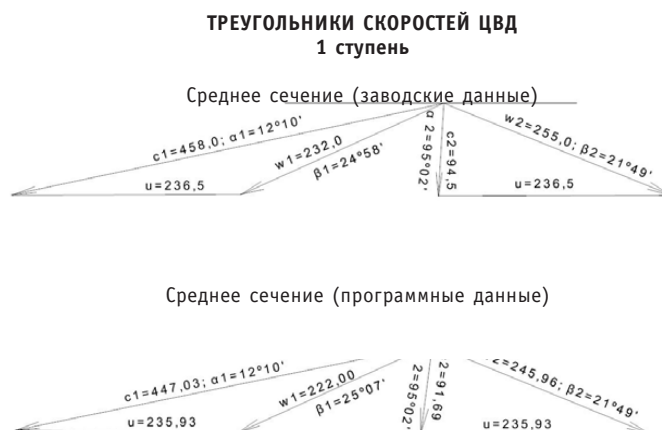


Рис. 5. Сравнение планов скоростей первой ступени ЦВД (данные модели) турбины К-1000-60/1500-2 в сравнении с данными заводского расчета

дующим использованием в тренажере. Результаты расчетов планов скоростей первой и последней ступеней ЦВД представлены на рис. 7. Результаты расчета мощностей всех ступеней турбины представлены в табл. 2.

В этом случае погрешность расчета мощности турбины в целом составила 11%, что определяется имеющейся погрешностью задания исходных данных.

Суммируя все мощности по ступеням ЦВД и ЦНД (суммарную мощность по ЦНД необходимо умножить на шесть, т.к. у нас три двухпоточных ЦНД), мы получили общую мощность на валу данной турбины 712 МВт. По проектным данным она должна составлять 800 МВт в нормальном конденсационном режиме. Следовательно, ошибка вследствие неопределенности в задании начальных данных составила 11%.

Таблица 1

**Сравнение расчета мощности ступени
с заводскими данными**

Мощность ступени, заводские данные, Вт	Мощность ступени, расчет по модели, Вт	Относительная ошибка, %
ЦВД		
$3,34 \cdot 10^7$	$3,336 \cdot 10^7$	0,2
$2,76 \cdot 10^7$	$2,922 \cdot 10^7$	2,8
$2,69 \cdot 10^7$	$2,701 \cdot 10^7$	0,4
$2,48 \cdot 10^7$	$2,567 \cdot 10^7$	2,5
$2,54 \cdot 10^7$	$2,573 \cdot 10^7$	1,3
$2,43 \cdot 10^7$	$2,467 \cdot 10^7$	1,5
$2,453 \cdot 10^7$	$2,321 \cdot 10^7$	2,3
ЦНД		
$2,12 \cdot 10^7$	$2,029 \cdot 10^7$	2,2
$1,96 \cdot 10^7$	$2,009 \cdot 10^7$	2,4
$1,74 \cdot 10^7$	$1,801 \cdot 10^7$	2,5
$1,58 \cdot 10^7$	$1,591 \cdot 10^7$	0,7
$1,32 \cdot 10^7$	$1,315 \cdot 10^7$	0,4
$1,36 \cdot 10^7$	$1,374 \cdot 10^7$	1,1
$2,29 \cdot 10^7$	$2,179 \cdot 10^7$	2,8

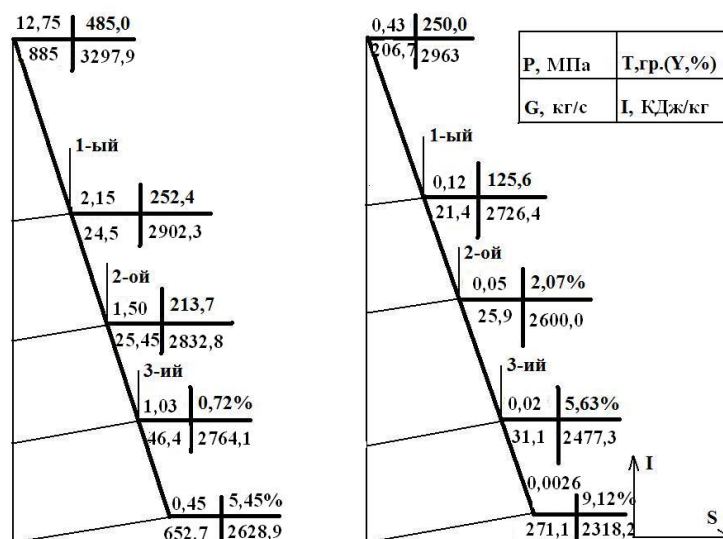
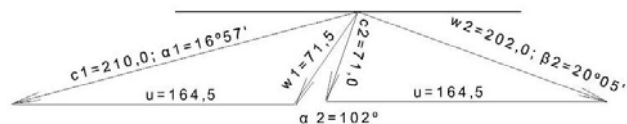


Рис. 6. Эскиз IS-диаграммы быстроходной турбины высоких параметров Белоярской АЭС (блок №4, турбина К-800-130/3000). Показаны характерные точки с отборами

**ТРЕУГОЛЬНИКИ СКОРОСТЕЙ ЦВД
1 ступень**

Среднее сечение (программные данные)



11 ступень

Среднее сечение (программные данные)

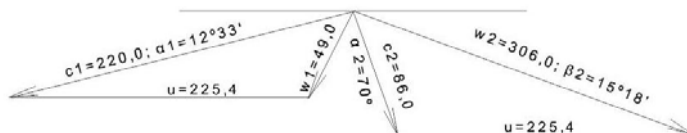


Рис. 7. Расчет планов скоростей 1-й и 11-й ступеней ЦВД быстроходной турбины высоких параметров Белоярской АЭС (блок №4, турбина К-800-130/3000)

Таблица 2

**Мощности ступеней турбины
К-800-130/3000 (расчет по модели)**

Цилиндр турбины	Номер ступени	Расчетная мощность ступени, Вт
ЦВД	1	$3.35 \cdot 10^7$
	2	$3.33 \cdot 10^7$
	3	$2.89 \cdot 10^7$
	4	$3.11 \cdot 10^7$
	5	$5.30 \cdot 10^7$
	6	$2.47 \cdot 10^7$
	7	$5.52 \cdot 10^7$
	8	$5.15 \cdot 10^7$
	9	$4.51 \cdot 10^7$
	10	$4.33 \cdot 10^7$
	11	$4.16 \cdot 10^7$
ЦНД	1	$9.51 \cdot 10^6$
	2	$1.06 \cdot 10^7$
	3	$8.98 \cdot 10^6$
	4	$6.25 \cdot 10^6$
	5	$4.53 \cdot 10^6$

ВЫВОДЫ

Для проверки модели ступени турбины выполнено детальное сравнение расчетов тихоходной конденсационной турбины К-1000-60/1500-2 Южно-Украинской АЭС с данными заводского расчета. Сравнивались все планы скоростей турбины от входа в ЦВД (7 ступеней) до выхлопа ЦНД (7 ступеней) в конденсатор. Результаты расчетов показали, что при расчете проточной части при использовании только относительного лопаточного КПД (3) точность расчетов лежит в диапазоне 7–8%. Использование поправок к КПД (4)–(7) и переход на внутренний относительный КПД повышает точность расчетов до величины 1–2,8%.

Суммарная мощность турбины на валу, получаемая суммированием мощностей по всем ступеням, с учетом шести потоков в ЦНД (3 двухпоточных цилиндра) равна 1116 МВт, при мощности турбины с учетом собственных нужд 1105 МВт, т.е. суммарная погрешность мощности турбины относительно заводских расчетов оказалась менее 1%.

На следующем этапе модель ступени была проверена расчетом всех ступеней быстроходной турбины высоких параметров К-800-130/3000 (строящийся блок №4 Белоярской АЭС). В данном расчете изучалась точность воспроизведения полной мощности турбины по предлагаемой методике расчета в отсутствие части исходных данных – установочных углов по двум входным параметрам α_1 и β_2 . Для их нахождения решена обратная задача. При этом относительная ошибка в полной мощности из-за неопределенности в задании начальных данных составила 11%. Эта систематическая погрешность, вызванная отсутствием части исходных данных или их неточностью, при моделировании устраняется введением нормирующего поправочного коэффициента, поскольку суммарное значение мощности известно.

Модель тестировалась также на турбине реактора ВВЭР-440. Выполненные расчеты позволяют сделать вывод, что представленная модель является всережимной и применима практически для любой турбины. При этом достигается требуемая точность расчета, при наличии необходимых для модели исходных данных.

Литература

1. Трояновский Б.М., Самойлович Г.С., Нитусов В.В., Занин А.И. Паровые и газовые турбины: Сборник задач: учеб. пособие для вузов/Под ред. Трояновского, Г.С. Самойловича. – 3-е изд., перераб. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 240 с.
2. Трояновский Б.М. Турбины для атомных электростанций, 2-е изд. – М.: Энергия, 1978.
3. Производственное объединение атомного турбостроения «Турбина паровая К-1000-60/1500-2». Расчеты. Ч. II. Тепловой расчет проточной части. – Харьков, 1981.
4. Технический отчет «Тепловые испытания турбоустановки К-1000-60/1500-2 ПОАТ ХТГЗ и энергоблока 1000 МВт ст. №1 Запорожской АЭС». Т. I, II. – Южтехэнерго, 1987.
5. Ленинградский металлический завод «Турбоустановка К-800-130/3000 для блока №4 Белоярской АЭС с реактором БН-800»/Технический проект. Разработка технологических схем турбоустановки. – СПб., 2007.
6. Александров А.А., Григорьев Б.А. Таблицы теплофизических свойств воды и водяного пара. – М.: Издательство МЭИ, 1999.
7. Гольба В.С., Казанцев А.А. Тепловой расчет тихоходной влажнопаровой турбины на ЭВМ: Учеб. пособие по курсу «Паровые и газовые турбины». – Обнинск: Обнинский филиал МИФИ, 1985 (в двух частях).

Поступила в редакцию 25.05.2009

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССОВ В ОТСЕЧЕННОМ НЕГЕРМЕТИЧНОМ ПАРОГЕНЕРАТОРЕ В СОСТАВЕ ДЕЙСТВУЮЩЕЙ СУДОВОЙ РЕАКТОРНОЙ УСТАНОВКИ

В.И. Королев

*Государственная морская академия (ГМА) им. адм. С.О. Макарова,
г. Санкт-Петербург*



Существенной проблемой при эксплуатации судовых реакторных установок (РУ) атомных ледоколов является разгерметизация трубной системы парогенераторов (ПГ). Обычно наработка до первого отказа составляет 40–70 тысяч часов. В дальнейшем поток отказов имеет систематический характер. Всего зафиксировано около 200 случаев отказов ПГ с образованием течей в трубной системе. При наличии негерметичной секции в ПГ на действующей РУ регламентом эксплуатации предусматривается процедура надежного отсечения данного ПГ по питательной воде и пару. Это необходимо для недопущения попадания загрязненного радиоактивными нуклидами теплоносителя в пароводяной цикл. Для локализации трубной системы негерметичного ПГ сначала дистанционно закрывается его отсечной клапан по питательной воде, затем остатки питательной воды выпариваются в стояночный конденсатор. После продувки трубной системы ПГ закрываются его паровые задвижки. В дальнейшем внутренняя полость трубной системы текущего ПГ постепенно заполняется теплоносителем. Заполнение происходит до тех пор, пока давления между первым и вторым контурами не сравняются. Далее маневрирование РУ недопустимо, поскольку может привести к разрыву трубной системы аварийного парогенератора из-за расширения воды в замкнутом объеме. В этой связи целесообразно заранее оценивать имеющийся интервал времени до введения ограничений на маневрирование РУ – критического времени $\tau_{кр}$.

Рассмотрим физические процессы, происходящие в отсеченном негерметичном парогенераторе. Пусть в момент времени $\tau = \tau_0^{(1)}$ трубная система негерметичного ПГ отсечена по второму контуру запорной арматурой и в ней установилось давление $p_{П,н}$. При этом давление теплоносителя в межтрубном пространстве составляет $p_T \approx \text{const}$. Под действием перепада давлений во внутреннюю полость трубок ПГ поступает теплоноситель с начальным расходом $G_{ПЧ,0}^{(1)}$.

На рисунке 1 показана схема процесса изотермического сжатия теплоносителя в трубной системе отсеченного негерметичного парогенератора в координа-

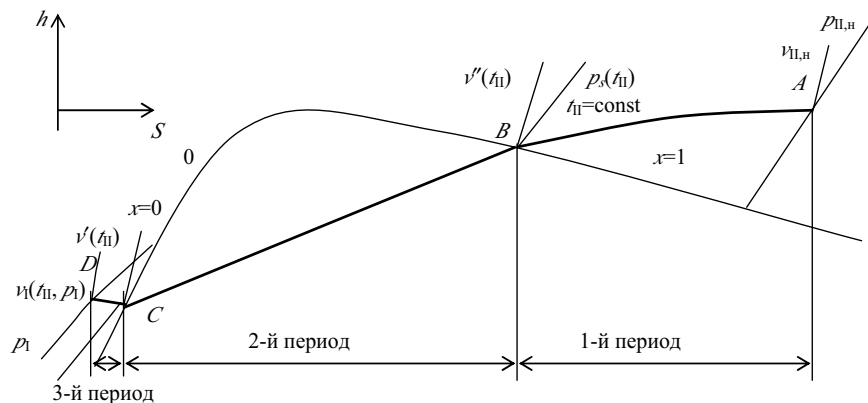


Рис. 1. Схема процесса изотермического сжатия теплоносителя в трубной системе отсеченного негерметичного парогенератора в координатах h,s -диаграммы

тах h, s -диаграммы. Процесс заполнения трубной системы теплоносителем можно разделить на три характерных периода.

Первый период. В начальный момент времени (на рис. 1 точка A) давление в трубной системе отсеченного парогенератора значительно меньше, чем в первом контуре $p_{II,n} \ll p_I$, и горячий теплоноситель, поступающий через неплотность в трубной системе, вскипает в полости трубок ПГ. Перегретый пар заполняет объем внутри трубной системы ПГ и имеет температуру примерно равную температуре теплоносителя на выходе из реактора $t_{II} \approx t_2$.

Пусть начальный удельный объем пара в трубной системе равен $v_{II,n}$. По мере увеличения массы пара в трубной системе его удельный объем уменьшается до $v''(t_{II})$ и растет давление в полости трубок ПГ вплоть до давления насыщения при температуре пара $p_s(t_{II})$. В результате в точке B (см. рис. 1) образуется сухой насыщенный пар. По опыту эксплуатации длительность первого периода протечки может составлять 50–200 часов.

Второй период. При достижении в трубной системе давления насыщения дальнейшее повышение давления прекращается, поскольку в паре начинается конденсация влаги и за счет этого удельный объем влажного пара снижается (плотность растет) при неизменном давлении. Данный период продолжается вплоть до полной конденсации пара в точке C (рис.1) и заполнения трубной системы кипящим конденсатом с удельным объемом $v'(t_{II})$. Давление на протяжении всего периода не изменяется и равно давлению насыщения при температуре конденсата

$$p_{II}^{(2)} = p_s(t_{II}) \approx \text{const}.$$

По опыту эксплуатации длительность второго периода протечки может достигать двух-трех месяцев. В течение второго периода протечки давление в трубной системе практически не растет, но контроль продолжается с почасовой записью в журнале оператора. Окончание второго периода оператор идентифицирует по началу роста давления при постоянной мощности РУ. С этого момента контроль за текущим ПГ усиливается и экспериментально определяется безопасная скорость подъема мощности.

Третий период. Трубная система отсеченного негерметичного ПГ полностью заполнена теплоносителем (водой). Удельный объем среды в ПГ уменьшается из-за продолжающегося поступления теплоносителя через неплотность в трубной системе. Давление в ПГ вновь повышается вплоть до давления в I контуре $p_{II}^{(3)} = p_I$. При этом в точке D (рис. 1) удельный объем теплоносителя будет $v_{II}^{(3)} = v(t_{II}, p_I)$.

Квазистационарный процесс изотермического сжатия среды в трубках отсеченного ПГ моделируется в координатах h, s -диаграммы кривой $ABCD$ (см. рис.1). При этом процесс AB – изотермическое сжатие перегретого пара в трубной системе – начинается от параметров при заданных начальных условиях с момента времени $\tau = \tau_0^{(1)}$ и продолжается до момента $\tau = \tau_{N_1}^{(1)}$. Процесс BC – конденсация пара в трубной системе (изобарный процесс) – начинается с момента времени $\tau = \tau_{N_1}^{(1)} = \tau_0^{(2)}$ и заканчивается к моменту времени $\tau = \tau_{N_2}^{(2)}$. Процесс CD – изотермическое сжатие теплоносителя (воды) в трубной системе ПГ – начинается с момента времени $\tau = \tau_{N_2}^{(2)} = \tau_0^{(3)}$ и заканчивается к моменту времени $\tau = \tau_{N_3}^{(3)}$.

Следует отметить, что время заполнения трубной системы парогенератора теплоносителем и подъем давления в трубках до давления в первом контуре в общем случае зависят от начальных условий ($p_{II,н}, t_{II}$), начальной интенсивности течи $G_{пч,0}^{(1)}$ и ее развития во времени, а также режимов эксплуатации РУ за данный период.

Протечки в трубной системе ПГ классифицируются по интенсивности, размерам и характеру изменения во времени (см. рис. 2). С точки зрения проницаемости течи (по размерам) различают *водяную течь (или макронеплотность)*, когда теплоноситель проникает в рабочее тело, и *газовую неплотность (или микротечь)*, когда в рабочее тело проникают только газообразные радиоактивные продукты из теплоносителя.

По характеру проявления течи (изменению во времени) могут быть *однократными*, т.е. проявляющимися однократно с последующим длительным перерывом. Математической моделью данного вида течи может быть неэлементарная функция сигнум:

$$f_3(\tau) = \text{sign}(f_{3,0}). \quad (1)$$

Функция принимает значение $f_{3,0}$ на некотором интервале времени $\Delta\tau_1$, затем она равна нулю (т.е. течь сворачивается и ее проходное сечение равно нулю) на интервале времени $\Delta\tau_2$ и вновь течь проявляется через интервал времени $\Delta\tau_1$.

У *пульсирующей течи* периодически изменяется интенсивность. Математическая модель пульсирующей (периодической) течи может быть представлена в виде

$$f_3(\tau) = 0,5 f_{3,0} \left[1 - \cos\left(\frac{2\pi}{T} \tau\right) \right]. \quad (2)$$

Постоянные течи длительный период остаются на одном уровне, т.е. эквивалентное проходное сечение течи $f_{3,0} \approx \text{const}$.



Рис. 2. Классификация течей в трубной системе парогенератора

Развивающиеся течи интенсивно нарастают по определенному закону (как правило, экспоненциальному). По опыту эксплуатации величина протечки может увеличиваться в 5–10 раз от минимально контролируемой 100 г/ч до 1 кг/ч. Моделью данного вида течи может быть соотношение вида

$$f_3(\tau) = f_{3,0} \cdot e^{a\tau}, \quad (3)$$

где $f_{3,0}$ – начальное эквивалентное проходное сечение течи в трубной системе, зафиксированное на начальной стадии натечки теплоносителя; a – коэффициент, учитывающий темп развития течи (увеличения сечения течи во времени), может быть равным 0,001–0,0015; T – период течи; τ – текущее время.

В соответствии с концепцией «течь перед разрушением» микротрещины развиваются в макротрещины и соответственно газовая неплотность – в малую течь. При этом максимальной разгерметизацией считается размер критического сквозного дефекта, соответствующего течи через круглое отверстие с эквивалентным диаметром 4 мм. Надежно контролируемая течь соответствует эквивалентному диаметру 0,36 мм. Размер минимально контролируемой течи принят из условия, что средства радиационного контроля атомного судна надежно регистрируют течь в размере не менее 0,5 кг/ч.

Допустим, в момент времени $\tau = \tau_0^{(1)}$ текущий парогенератор отсечен по питательной воде и пару, смежный ЦНПК переведен на МО и затем остановлен. При этом давление в отсеченном ПГ установилось $p_{II} = p_{II,n}$ при температуре $t_{II,n}$. Начальный удельный объем среды в трубной системе отсеченного ПГ определим из выражения

$$v_{II,n} = V_{II}^{II} / m_0, \text{ м}^3/\text{кг}, \quad (4)$$

где $m = m_0$ – начальная масса оставшейся в парогенераторе среды (вода, пар); V_{II}^{II} – объем трубной системы отсеченного ПГ (от задвижки по питательной воде до паровой).

Оценим величину начальной течи в трубной системе из следующих соображений. Допустим за времена $\Delta\tau_1^{(1)}$ давление в отсеченном ПГ увеличилось на $\Delta p_{II,1}^{(1)}$. При этом необходимо, чтобы температура теплоносителя на выходе активной зоны не менялась в течение рассматриваемого времени, т.е. $t_{II} = \text{const}$. Изменение давления среды в ПГ через время $\Delta\tau_1^{(1)}$ определим из соотношения

$$\Delta p_{II,1}^{(1)} = - \left(\frac{\partial p_{II}}{\partial v} \right)_{t=\text{const}} \left(\frac{V_{II}^{II}}{m_0 + \bar{G}_{II,0}^{(1)} \cdot \Delta\tau_1^{(1)}} - \frac{V_{II}^{II}}{m_0} \right). \quad (5)$$

Из выражения (5) найдем величину начальной течи в трубной системе:

$$\bar{G}_{II,0}^{(1)} = - \frac{\Delta p_{II,1}^{(1)} \cdot m_0^2}{\left[- \left(\frac{\partial p_{II}}{\partial v} \right)_{t=\text{const}} V_{II}^{II} + \Delta p_{II,1}^{(1)} m_0 \right] \Delta\tau_1^{(1)}}, \quad (6)$$

где $-\left(\frac{\partial p_{II}}{\partial v}\right)_{t=\text{const}}$ – частная производная изменения давления в трубной системе по изменению удельного объема при постоянной температуре.

При начальном давлении в отсеченном негерметичном ПГ $p_{II} = p_{II,n}$ и температуре среды $t_{II,n}$ начальную массу среды в трубной системе можно найти из соотношения

$$m_0 = \frac{V_{\text{ПГ},0}^{\text{II}}}{v(p_{\text{II},\text{H}}, t_{\text{II},\text{H}})}, \text{ кг.} \quad (7)$$

С учетом (7) выражение (6) можно привести к виду

$$\bar{G}_{\text{ПЧ},0}^{(1)} = - \frac{\Delta p_{\text{II},1}^{(1)} \cdot V_{\text{ПГ},0}^{\text{II}}}{\left[\frac{\Delta p_{\text{II},1}^{(1)}}{v(p_{\text{II},\text{H}}, t_{\text{II},\text{H}})} - \left(\frac{\partial p_{\text{II}}^{(1)}}{\partial v} \right)_{t=\text{const}} \right] \cdot [v(p_{\text{II},\text{H}}, t_{\text{II},\text{H}})]^2 \Delta \tau_1^{(1)}}. \quad (8)$$

Изменение давления в отсеченном ПГ на i -ом интервале времени для j -го периода $\Delta \tau_i^{(j)}$ можно представить в виде полного дифференциала:

$$\Delta p_{\text{II},i}^{(j)} = \left(\frac{\partial p_{\text{II}}^{(j)}}{\partial v} \right)_{t=\text{const}} \Delta v_{\text{II},i}^{(j)} + \left(\frac{\partial p_{\text{II}}^{(j)}}{\partial t} \right)_{v=\text{const}} \Delta t_{\text{II},i}^{(j)}, \quad (9)$$

где $\left(\frac{\partial p_{\text{II}}^{(j)}}{\partial v} \right)_{t=\text{const}}$, $\left(\frac{\partial p_{\text{II}}^{(j)}}{\partial t} \right)_{v=\text{const}}$ – частные производные изменения давления в трубной системе соответственно по изменению удельного объема среды в ней при постоянной температуре и по изменению температуры среды при постоянном удельном объеме.

Расход теплоносителя через неплотность в трубной системе зависит от перепада давлений между первым p_{I} и вторым p_{II} контурами в текущем парогенераторе. При этом дефект может иметь большую протяженность по отношению к ее ширине и глубине. В работе [1] показано, что в коротких каналах падение давления у выходной кромки тем больше, чем короче канал. При этом течение становится метастабильным, а из-за возрастания перепада давления в канале увеличивается массовый расход течи. По всей длине канала образуется метастабильный поток перегретой жидкости, сопровождаемый резким падением давления и температуры. Чем больший перепад давлений устанавливается при истечении, тем больше будет расход истекающей жидкости во внутренний объем трубной системы. При консервативном подходе можно принять, что давление за каналом скачкообразно изменяется до противодавления. В этой связи можно принять модель истечения через дефект, при которой давление с внешней стороны дефекта к внутренней меняется скачкообразно. Примем для оценок расчетную зависимость вида

$$G_{\text{ПЧ}}(p_{\text{II}}) = \mu \cdot f_3 \sqrt{\frac{2(p_{\text{I}} - p_{\text{II}})}{\bar{v}}} = f_3^* \sqrt{\frac{2(p_{\text{I}} - p_{\text{II}})}{\bar{v}}} = f_3^* \sqrt{\frac{2}{\bar{v}}} \sqrt{p_{\text{I}} - p_{\text{II}}}, \quad (10)$$

где f_3 – эквивалентное сечение неплотности; μ – коэффициент расхода для течи; \bar{v} – средний удельный объем истекающего в пространство трубной системы теплоносителя.

Для начального момента времени $\tau = \tau_0^{(1)}$ расход теплоносителя через неплотность в трубной системе определяется из выражения

$$G_{\text{ПЧ},0}^{(1)} = \mu \cdot f_3 \sqrt{\frac{2(p_{\text{I}} - p_{\text{II},\text{H}})}{\bar{v}}} = f_3^* \sqrt{\frac{2}{\bar{v}}} \sqrt{p_{\text{I}} - p_{\text{II},\text{H}}}. \quad (11)$$

Найдем отношение расходов для двух режимов при условии, что сечение течи не изменяется $f_{3,0} \approx \text{const}$:

$$\frac{G_{\text{ПЧ},1}^{(1)}}{G_{\text{ПЧ},0}^{(1)}} \approx \sqrt{\frac{p_{\text{I}} - p_{\text{II},1}}{p_{\text{I}} - p_{\text{II},\text{H}}}} = \sqrt{1 - \frac{\Delta p_{\text{II},1}}{p_{\text{I}} - p_{\text{II},\text{H}}}}, \text{ откуда } G_{\text{ПЧ},1}^{(1)} = G_{\text{ПЧ},0}^{(1)} \sqrt{1 - \frac{\Delta p_{\text{II},1}}{p_{\text{I}} - p_{\text{II},\text{H}}}}, \quad (12)$$

где $\Delta p_{\Pi,1} = p_{\Pi,1} - p_{\Pi,n}$ – изменение давления в трубной системе в процессе натечки теплоносителя при $\tau_1^{(1)} = \tau_0^{(1)} + \Delta\tau_1^{(1)}$.

Пусть величина начальной протечки для первого периода за время $\Delta\tau_1^{(1)}$ составляет $G_{пч,0}^{(1)}$, кг/ч. В дальнейшем *течь имеет постоянный характер*. Для любого момента времени по аналогии с выражением (12) величина протечки в i -ый момент времени для первого периода составит

$$G_{пч,i}^{(1)} = k_G G_{пч,(i-1)}^{(1)} \sqrt{1 - \frac{\Delta p_{\Pi,i}^{(1)}}{p_I - p_{\Pi,(i-1)}^{(1)}}} = k_G G_{пч,0}^{(1)} \sqrt{\frac{p_I - p_{\Pi,i}^{(1)}}{p_I - p_{\Pi,n}}} = k_G G_{пч,0}^{(1)} \sqrt{1 - \frac{\sum_{i=1}^{N_1} \Delta p_{\Pi,i}^{(1)}}{p_I - p_{\Pi,n}}}. \quad (13)$$

Величина протечки в конце первого периода равна величине протечки в начале второго и третьего периодов (при условии неизменности проходного сечения течи):

$$G_{пч,N_1}^{(1)} = G_{пч,N_2}^{(2)} = k_G G_{пч,0}^{(1)} \sqrt{\frac{p_I - p_s(t_{\Pi})}{p_I - p_{\Pi,n}}}. \quad (14)$$

В любой i -ый момент времени величина протечки для третьего периода оценивается из соотношения

$$G_{пч,i}^{(3)} = k_G G_{пч,(i-1)}^{(3)} \sqrt{1 - \frac{\Delta p_{\Pi,i}^{(3)}}{p_I - p_{\Pi,(i-1)}^{(3)}}} = k_G G_{пч,0}^{(3)} \sqrt{\frac{p_I - p_{\Pi,i}^{(3)}}{p_I - p_s(t_{\Pi})}} = k_G G_{пч,0}^{(3)} \sqrt{1 - \frac{\sum_{i=1}^n \Delta p_{\Pi,i}^{(3)}}{p_I - p_s(t_{\Pi})}}. \quad (15)$$

Величина протечки в конце третьего периода $G_{пч,N_3}^{(3)} = 0$.

Здесь $i=1, 2, 3, \dots, N_1$ – количество интервалов времени для первого периода натечки; $i=1, 2, 3, \dots, N_3$ – количество интервалов времени для третьего периода натечки; k_G – поправка на расход теплоносителя, получаемая при контроле роста давления в реальном времени (учитывает отклонение температуры среды в трубной системе от среднестатистической и адекватность используемой математической модели реальному процессу).

Представим выражение $\left[1 - \frac{\Delta p_{\Pi}}{p_I - p_{\Pi,n}}\right]^{0,5}$ в виде первых двух членом бинома Ньютона:

$$\left[1 + \left(-\frac{\Delta p_{\Pi}}{p_I - p_{\Pi,n}}\right)\right]^{0,5} \approx 1 - 0,5 \left(\frac{1}{p_I - p_{\Pi,n}} \Delta p_{\Pi}\right) - 0,125 \left(\frac{1}{p_I - p_{\Pi,n}} \Delta p_{\Pi}\right)^2 + \dots \quad (16)$$

Средний расход течи на интервале времени $\Delta\tau_i^{(j)}$ для j -го периода, где $j=1,3$, с учетом выражения (16)

$$\begin{aligned} \bar{G}_{пч,i}^{(j)} &= 0,5 G_{пч,(i-1)}^{(j)} \left(1 + \sqrt{1 - \frac{\Delta p_{\Pi,i}^{(j)}}{p_I - p_{\Pi,(i-1)}^{(j)}}}\right) \approx \\ &\approx 0,5 G_{пч,(i-1)}^{(j)} \left[2 - 0,5 \left(\frac{1}{p_I - p_{\Pi,(i-1)}^{(j)}} \Delta p_{\Pi,i}^{(j)}\right) - 0,125 \left(\frac{1}{p_I - p_{\Pi,(i-1)}^{(j)}} \Delta p_{\Pi,i}^{(j)}\right)^2 + \dots\right] \approx \\ &\approx G_{пч,(i-1)}^{(j)} \left[1 - 0,25 \left(\frac{1}{p_I - p_{\Pi,(i-1)}^{(j)}} \Delta p_{\Pi,i}^{(j)}\right) + \dots\right]. \end{aligned} \quad (17)$$

Для первого и третьего периодов на интервале времени $\Delta\tau_i^{(j)}$ изменение давления в трубной системе можно определить по формуле (9):

$$\Delta p_{\Pi,i}^{(j)} = - \left(\frac{\partial p_{\Pi}^{(j)}}{\partial v} \right)_{t=\text{const}} \left(v_{\Pi,i}^{(j)} - v_{\Pi,i-1}^{(j)} \right) + \left(\frac{\partial p_{\Pi}^{(j)}}{\partial t} \right)_{v=\text{const}} \left(t_{\Pi,i}^{(j)} - t_{\Pi,i-1}^{(j)} \right). \quad (18)$$

При этом из-за непрерывной натечки теплоносителя удельный объем среды в трубной системе регулярно изменяется. Температура среды изменяется вместе с температурой теплоносителя, омывающего трубки (например, из-за изменения мощности, циркуляции теплоносителя, регулирования средней температуры и т.д.), и носит случайный характер.

Подставив в выражение (18) значение удельного объема через интервал времени $\Delta\tau_i^{(j)}$, получим

$$\Delta p_{\Pi,i}^{(j)} = - \left(\frac{\partial p_{\Pi}^{(j)}}{\partial v} \right)_{t=\text{const}} v_{\Pi,i-1}^{(j)} \left[\frac{V_{\Pi\Gamma,0}^{\Pi}}{V_{\Pi\Gamma,0}^{\Pi} + 0,5G_{\Pi\Gamma,i-1}^{(j)} v_{\Pi,i-1}^{(j)} \Delta\tau_i^{(j)} \left(1 + \sqrt{1 - \frac{\Delta p_{\Pi,i}^{(j)}}{p_1 - p_{\Pi,i-1}^{(j)}}} \right)} - 1 \right] + \left(\frac{\partial p_{\Pi}^{(j)}}{\partial t} \right)_{v=\text{const}} \left(t_{\Pi,i}^{(j)} - t_{\Pi,i-1}^{(j)} \right). \quad (19)$$

С учетом (17) выражение (19) можно переписать в следующем виде:

$$\Delta p_{\Pi,i}^{(j)} = - \left(\frac{\partial p_{\Pi}^{(j)}}{\partial v} \right)_{t=\text{const}} v_{\Pi,i-1}^{(j)} \left[\frac{V_{\Pi\Gamma,0}^{\Pi}}{V_{\Pi\Gamma,0}^{\Pi} + G_{\Pi\Gamma,i-1}^{(j)} v_{\Pi,i-1}^{(j)} \Delta\tau_i^{(j)} \left(1 - 0,25 \frac{\Delta p_{\Pi,i}^{(j)}}{p_1 - p_{\Pi,i-1}^{(j)}} \right)} - 1 \right] + \left(\frac{\partial p_{\Pi}^{(j)}}{\partial t} \right)_{v=\text{const}} \left(t_{\Pi,i}^{(j)} - t_{\Pi,i-1}^{(j)} \right). \quad (20)$$

Для любого i -го интервала времени по аналогии с выражением (20) можно записать:

- первый период

$$\Delta p_{\Pi,i}^{(1)} = - \left(\frac{\partial p_{\Pi}^{(1)}}{\partial v} \right)_{t=\text{const}} v_{\Pi,i-1}^{(1)} \left[\frac{V_{\Pi\Gamma,0}^{\Pi}}{V_{\Pi\Gamma,0}^{\Pi} + G_{\Pi\Gamma,i-1}^{(1)} v_{\Pi,i-1}^{(1)} \Delta\tau_i^{(1)} \left(1 - 0,25 \frac{\Delta p_{\Pi,i}^{(1)}}{p_1 - p_{\Pi,i-1}^{(1)}} \right)} - 1 \right] + \left(\frac{\partial p_{\Pi}^{(1)}}{\partial t} \right)_{v=\text{const}} \left(t_{\Pi,i}^{(1)} - t_{\Pi,i-1}^{(1)} \right); \quad (21)$$

- второй период

$$\Delta p_{\Pi,i}^{(2)} = \left(\frac{\partial p_{\Pi}^{(2)}}{\partial t} \right)_{v=\text{const}} \left(t_{\Pi,i}^{(2)} - t_{\Pi,i-1}^{(2)} \right); \quad (22)$$

• третий период

$$\Delta p_{\Pi,i}^{(3)} = - \left(\frac{\partial p_{\Pi}^{(3)}}{\partial v} \right)_{t=\text{const}} v_{\Pi,(i-1)}^{(3)} \left[\frac{V_{\Pi,0}^{\Pi}}{V_{\Pi,0}^{\Pi} + G_{\Pi,0}^{(3)} v_{\Pi,(i-1)}^{(3)} \Delta \tau_i^{(3)} \left(1 - 0,25 \frac{\Delta p_{\Pi,1}^{(3)}}{p_1 - p_{\Pi,(i-1)}^{(3)}} \right)} - 1 \right] + \left(\frac{\partial p_{\Pi}^{(3)}}{\partial t} \right)_{v=\text{const}} (t_{\Pi,i}^{(3)} - t_{\Pi,(i-1)}^{(3)}). \quad (23)$$

Выражения (21) и (23) для j -го периода ($j = 1, 3$) можно привести к квадратному уравнению следующего вида:

$$\Delta p_{\Pi,i}^{(j)} = 0,5 A_{\tau,(i-1)}^{(j)} - \sqrt{0,25 (A_{\tau,(i-1)}^{(j)})^2 - 4 (B_{\tau,(i-1)}^{(j)} + D_{(i-1)}^{(j)})}, \quad (24)$$

$$\text{где } A_{\tau,(i-1)}^{(j)} = 4 (p_1 - p_{\Pi,(i-1)}^{(j)}) \left(\frac{V_{\Pi,0}^{\Pi}}{G_{\Pi,0}^{(j)} v_{\Pi,(i-1)}^{(j)} \Delta \tau_i^{(j)} + 1} \right) + \alpha_{1,j} v_{\Pi,(i-1)}^{(j)} + \alpha_{2,j} (t_{\Pi,i}^{(j)} - t_{\Pi,(i-1)}^{(j)});$$

$$B_{\tau,(i-1)}^{(j)} = \alpha_{2,j} \frac{V_{\Pi,0}^{\Pi}}{G_{\Pi,0}^{(j)} v_{\Pi,(i-1)}^{(j)} \Delta \tau_i^{(j)}} (t_{\Pi,i}^{(j)} - t_{\Pi,(i-1)}^{(j)}) (p_1 - p_{\Pi,(i-1)}^{(j)});$$

$$D_{(i-1)}^{(j)} = (p_1 - p_{\Pi,(i-1)}^{(j)}) [\alpha_{1,j} v_{\Pi,(i-1)}^{(j)} + \alpha_{2,j} (t_{\Pi,i}^{(j)} - t_{\Pi,(i-1)}^{(j)})]; \alpha_{1,j} = - \left(\frac{\partial p_{\Pi}^{(j)}}{\partial v} \right)_{t=\text{const}};$$

$$\alpha_{2,j} = \left(\frac{\partial p_{\Pi}^{(j)}}{\partial t} \right)_{v=\text{const}}.$$

При помощи уравнения (24) можно определить увеличение давления в процессе натечки для первого и третьего периодов. При этом признаком окончания первого периода является достижение в трубной системе давления, равного давлению насыщению при температуре среды в трубной системе отсеченного негерметичного парогенератора. Текущее время отсчитывается по счетчику $\tau_i^{(1)} = \tau_0^{(1)} + \sum_{i=1} \Delta \tau_i^{(1)}$, где $i = 1, 2, 3, \dots, N_1$. Окончание первого периода соответствует моменту времени $\tau_{N_1}^{(1)} = \tau_0^{(1)} + \sum_{i=1}^{N_1} \Delta \tau_i^{(1)}$.

Рост давления в течение первого периода определяется из соотношения

$$p_{\Pi,i}^{(1)} = p_{\Pi,n} + \sum_i \Delta p_{\Pi,i}^{(1)}. \text{ В конце первого периода давление равно } p_{\Pi,N_1}^{(1)} = p_{\Pi,n} + \sum_i \Delta p_{\Pi,i}^{(1)}.$$

Длительность второго периода натечки определяется исходя из условия, что натечка идет при постоянном расходе:

$$\Delta \tau_{N_2}^{(2)} = \frac{V_{\Pi,0}^{\Pi}}{k_G G_{\Pi,0}^{(1)} \sqrt{\frac{p_1 - p_s(t_{\Pi,N_2}^{(2)})}{p_1 - p_{\Pi,n}}}} \frac{v''(t_{\Pi,N_2}^{(2)}) - v'(t_{\Pi,N_2}^{(2)})}{v''(t_{\Pi,N_2}^{(2)}) \cdot v'(t_{\Pi,N_2}^{(2)})}, \quad (25)$$

где $(t_{\Pi,N_2}^{(2)})$ – средняя температура среды во втором контуре, принятая по результатам статистических наблюдений; v', v'' – удельные объемы соответственно кипящей воды и насыщенного пара, определенные при средней статистической темпе-

ратуре; p_s – давление насыщения при среднестатистической температуре.

Если измеряемое давление в трубной системе устойчиво превышает давление насыщения при температуре во втором контуре и становится больше, чем соответствующее изменение давления из-за роста температуры среды в трубной системе, то это свидетельствует о начале третьего периода роста давления.

Для идентификации момента окончания второго периода натечки теплоносителя при наблюдении за давлением в реальном времени можно использовать соотношение

$$\left[p_{\Pi, \text{изм}}^{(2)} - p_s(t_{\Pi, i}^{(2)}) \right] \geq \left(\frac{\partial p_{\Pi}}{\partial t} \right)_{v=\text{const}} (t_{\Pi, i}^{(2)} - t_{\Pi, (i-1)}^{(2)}), \quad (26)$$

где $p_{\Pi, \text{изм}}^{(2)}$ – измеренное давление в трубной системе в i -ый момент времени.

Признаком окончания третьего периода является выравнивание давления между первым и вторым контурами в отсеченном парогенераторе. Текущее время от-

считывается по счетчику $\tau_i^{(3)} = \tau_0^{(1)} + \sum_{i=1}^{N_1} \Delta \tau_i^{(1)} + \Delta \tau_{N_2}^{(2)} + \sum_{i=1} \Delta \tau_i^{(3)} = \tau_0^{(3)} + \sum_{i=1} \Delta \tau_i^{(3)}$, где $i = 1, 2, 3, \dots, N_3$. Окончание третьего периода соответствует моменту времени

$$\tau_{N_3}^{(3)} = \tau_0^{(1)} + \sum_{i=1}^{N_1} \Delta \tau_i^{(1)} + \Delta \tau_{N_2}^{(2)} + \sum_{i=1}^{N_3} \Delta \tau_i^{(3)}.$$

Рост давления в трубной системе в течение третьего периода натечки определяется из соотношения $p_{\Pi, i}^{(3)} = p_{\Pi, \text{н}} + \sum_i \Delta p_{\Pi, i}^{(1)} + \sum_i \Delta p_{\Pi, i}^{(3)}$. В конце третьего периода давление в трубной системе отсеченного негерметичного парогенератора

$$p_{\Pi, N_3}^{(3)} = p_{\Pi, \text{н}} + \sum_i \Delta p_{\Pi, i}^{(1)} + \sum_i \Delta p_{\Pi, i}^{(3)} = p_1.$$

Приведенная в работе математическая модель процессов в отсеченном негерметичном парогенераторе может быть использована на атомных судах как моделирующая реальный процесс заполнения трубной системы отсеченного негерметичного ПГ теплоносителем. Она может быть реализована на персональном компьютере и при необходимости корректироваться по развитию реального процесса роста давления. Это важно, поскольку эксплуатируемые в настоящее время парогенераторы атомных судов имеют наработку, превышающую 70 тысяч часов, а следовательно, поток отказов ПГ будет неизменно расти. Кроме того математическая модель может быть использована в функционально-аналитических тренажерах, которые разрабатываются для подготовки персонала по эксплуатации атомных судов и других плавучих объектов с ядерной энергетической установкой.

Литература

1. Калайда Ю.А., Арсентьев В.В., Фисенко В.В., Цизин Б.М. Истечение теплоносителя при потере герметичности реакторного контура. – М.: Атомиздат, 1977. – 128 с.

Поступила в редакцию 8.12.2008

ABSTRACTS OF THE PAPERS

УДК 621.039.58

Operational Reliability Statistical Analysis of Reactors VVER-1000 Electropump Units CN 60-180 by Kernel Estimation Methods \ A.V. Antonov, V.A. Chepurko, N.G. Zulyaeva, A.Y. Belousov, V.V. Taratunin; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 10 pages, 1 table, 7 illustrations. – References, 15 titles.

The paper considers questions of processing of the statistical information on pump aggregates CN 60-180 failures during operation. Pump units CN 60-180 are part of the regular equipment of reactors VVR-1000. The information for the analysis is obtained from branch database VNIIAES. The object operation observation period is 01.01.1990–31.12.2007. To processing the statistical information the nonparametric estimation method named kernel estimation was applied. Such pump units reliability characteristic estimates, as operating time to failure probability density and distribution function, probability of non-failure operation and hazard rate are obtained. The work results are used for acceptance of managing influences.

УДК 621.039.586

Support System of Emergency Actions Management for the NPP with a BN-Type Reactor \ Y.M. Volkov, A.I. Voropaev, S.T. Leskin; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 7 pages, 2 illustrations. – References, 16 titles.

In article described the status of development and the content of a software-technical complex for emergency actions support for BN-type reactors. It represents a system of interconnected mathematical models, techniques, technical and software means. The considered complex is developed at the Institute of Physics and Power Engineering (IPPE) and represents a system for support of emergency actions management for reactors of BN-type.

УДК 543.272.2: 543.25

Elektrokonduktometricheskaya Analizatory Gidrogena: Dlinno-Srochnyye Operatsionnyye Opyty \ E.A. Kochetkova, V.V. Leshkov, V.P. Kornilov, S.G. Kalyakin, A.V. Drobishev, S.N. Skomorokhova, S.V. Bogdanov; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 7 pages, 4 tables, 5 illustrations. – References, 9 titles.

The article presents the results of the development and long-term operating experience of electrokonduktometricheskaya gas-analyzers of hydrogen. Technical characteristics and employment examples for several variants of devices, type AV and SOV, are resulted. Gas-analyzers of hydrogen destined for continuous automatic measurement of a volume fraction of hydrogen in gas environments: He, Ar, N₂, protective atmospheres of research and industrial installations, as well for air environments with reference to hydrogen safety on the atomic power station. The presented variants of gas-analyzers of hydrogen are united uniform by an elektrokonduktometricheskaya action principle.

УДК 621.039.53: 620.179.152

Automated Result Analysis in Radiographic Testing of NPPs' Welded Joints \ A.O. Skomorokhov, A.V. Nakhabov, P.A. Belousov; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 8 pages, 8 illustrations. – References, 10 titles.

The paper describes development of algorithms for automated radiographic image interpretation, which based on modern data analysis methods. Only images for welded joints are considered yet. The paper covers automatic image segmentation, object recognition and defect detection issues. Testing results for actual radiographic images with wide parameter variation are presented as well.

УДК 621.039.58

The Residual Lifetime Estimation for the RBMK-1000 PCS of the Smolensk NPP's First Power Unit \ S.V. Sokolov; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 7 pages, 1 table, 4 illustrations. – References, 3 titles.

In the paper the method of residual lifetime estimation for nuclear power plants' (NPP) electrical equipment are considered. The mathematical model of the reliability characteristics calculation for the protection control system is given. The results of the residual lifetime calculations for the PCS's subsystem are represented in the paper. As a basis for calculation the statistical data about failures of the RBMK-1000 protection control system

equipment of the Smolensk NPP's first power unit were used.

УДК 621.791.16: 621.791.05

Ultrasonic Method of Removal of Residual Pressure in Welded Connections of Circulating Pipelines and the Atomic Power Station Equipment \ A.I. Trofimov, S.I. Minin, V.N. Dementev, M.A. Trofimov, A.I. Osipov; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 6 pages, 1 table, 4 illustrations. – References, 5 titles.

The analysis of a condition of works on decrease in residual pressure in welded connections of the equipment of the atomic power station is carried out. Results theoretical and experimental researches of an ultrasonic method of removal of residual pressure in welded connections in the course of welding of circulating pipelines of the atomic power station are resulted.

УДК 504.5: 621.039

Use of Allium-test for Toxicity Assessment of Water and Soil Sampled from Radioactively Contaminated Sites \ S.V. Pyatkova, S.A. Geraskin, A.N. Vasileva, G.V. Kozmin, N.N. Lyannoy; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. 8 pages, 2 tables, 3 illustrations. – References, 20 titles.

The presented results of the estimation to toxicity sample water and soil from Semipalatinsk Experimental Test Site with use Allium-test. The factors of cyto- and genotoxicity natural sample from area STE, contrasting on level and spectrum radioactive contamination were compared. It is shown need of the modification of the biotesting for account of the external gamma-irradiations in region of the selection of the tests sample.

УДК 628.31

The Sorption Properties of the Thermal Resistant Amorphous Alum Silicate Adsorbent \ A.S. Shilina, V.K. Milunchuk; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 8 pages, 2 tables, 4 illustrations. – References, 8 titles.

The structure formula of new type alum silicate adsorbent was determined. The sorption properties of the thermal modified amorphous alum silicate adsorbent are present. After heating at 600°C the static sorption capacity adsorbent (mg/g) is increasing at 1.5 time and is equal for the nickel cations 220 and for the lead cations 660. Alum silicate adsorbent effective removes these cations from the boiling water solutions. It is testify about the perspective of the adsorbent for the water cleaning at high temperature.

УДК 621.039.51

Information Interactive System for Preparation and Verification Nuclear Data in the High-Energy Range \ A.A. Angrianov, Yu.A. Korovin, I.S. Kuptsov, A.Yu. Konobeev, A.Yu. Stankovskiy; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 11 pages, 1 table, 6 illustrations. – References, 11 titles.

The article concerns the developing of information interactive system code for the preparation, verification and validation nuclear data in the high range. This complex enables users without special skills, produce activation nuclear-physical data, statistically assess them on existing experiments, verify the high energy reactions models using a flexible parameters selection system and visualize the results.

УДК 621.039.512

On Use of Perturbation Theory for Analysis of Periodic Pulsed Solutions in Problems of Reactor Dynamics \ A.V. Gulevich, O.F. Kukharchuk; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 11 pages, 2 illustrations. – References, 10 titles.

Principal relationships for estimation of linear functionals due to the changes in parameters of the initial boundary-value problem on the period have been formulated based on the traditional approach of perturbation theory and the adjoint function apparatus. The emphasis has been upon the case when the problem perturbation is the change of the period itself. Numerical and analytical examples of the use of perturbation theory relationships in the simplest problems of neutronic kinetics and non-stationary heat exchange in fuel element of periodic pulsed reactor have been considered.

УДК 621.039

Calculation Study of Neutron-Physics Material Characteristics for Therapy Beams Forming \ A.V. Korobeynikov, V.P. Ginkin; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 9 pages, 1 table, 7 illustrations. – References, 14 titles.

Neutron therapy for cancer treating are formed the specific requests to neutron beam parameters. At present time, multipurpose testing nuclear reactors which adjusted for medical purpose are used for neutron therapy. Favorable for neutron capture therapy energy interval depends on depth of tumor position and locates from 0,5eV to 20–40KeV. The materials which can be used as a moderator or filter under forming the need spectral structure of neutron beams for BNCT are given in present paper.

УДК 621.039.51

High Energy Proton Activation Data Library (HEPAD-2008) \ Yu.A. Korovin, A.A. Natalenko, G.B. Pilnov, A.Yu. Konobeyev, A.Yu. Stankovskiy, A.V. Tikhonenko; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetica» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 9 pages, 4 tables, 3 illustrations. – References, 25 titles.

A proton activation data library for 682 nuclides from 1H to 210Po in the power range from 150 MeV up to 1 GeV was developed at the INPE «PUSK» research laboratory. To calculate proton activation data the MCNPX 2.6c and CASCADE/INPE codes were chosen. The different intranuclear cascade, preequilibrium and equilibrium nuclear reaction models and they combinations are being used. The choice of the optimum models of calculation was carried out on the basis of statistical correlation for calculated and experimental proton data taken from the EXFOR international library of experimental nuclear data. All the data are presented in the ENDF-6 format files. The library was called HEPAD-2008 (High-Energy Proton Activation Data).

УДК 621.039.54

Generalizing Operational-Constructive Criterion for Water-Water Reactors \ V.I. Korolev; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetica» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 7 pages, 1 illustration. – References, 1 title.

The operational-constructive dimensionless criterion which allows connecting a number of the important characteristics for operation with the basic constructive sizes ТВЭЛ is developed. The given criterion can be used at designing of new active zones of the various sizes and characteristics with similar properties.

УДК 621.039.51

Choice of the Fuel Composition for the Special Medical Reactor \ A.V. Levchenko, V.A. Barshevtsev, Y.A. Kazansky; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetica» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 7 pages, 2 tables, 4 illustrations. – References, 14 titles.

Calculation substantiation of the fuel composition choice for the special medical reactor was considered. Two kinds of fuel – based upon americium and uranium (as more common one) were compared both in zirconium hydride matrix and as uranium dioxide. The general characteristics were contrasted and it was concluded that uranium dioxide fuel has an advantage.

УДК 621.039.543.4

Possibility Research of Profiling of Energy-Release by Radial Transposition of Fuel in the CANDU Type Reactors \ Min Min Soe, V.I. Naumov; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetica» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 7 pages, 2 tables, 4 illustrations. – References, 5 titles.

Possibility research of profiling of energy-release by radial transposition of fuel by the scheme of «out-in-out» in the boundary of active zone of CANDU type reactors when utilizing slightly enriched uranium as a fuel was carried out. Quantitative estimations of effectiveness of transposition at the example model of CANDU type reactor with the parameters, similar to the PHWR-750 project in the range of initial enrichment of fuel is from 0.71 to 3% were outlined.

УДК 621.039.517

Analysis of Decay Heat at BN-600 Assemblies \ S.V. Zabrodsкая, A.L. Kochetkov, A.V. Moiseev, M.Yu. Semenov, Yu.S. Khomyakov, E.F. Seleznev, V.P. Zabegaev, A.I. Karpenko, E.L. Rozenbaum, V.F. Rosliakov; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetica» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 12 pages, 2 tables, 8 illustrations. – References, 11 titles.

The method of decay heat calculation used by CARE_03 code and module OST of complex GEFEST is described. The verification of method is carried out in comparison with ORIGEN code calculations of decay heat. The calculations validation on decay heat measurements is fulfilled on calorimetric equipment of Beloyrskaya Power Plant pool. The coincidence of calculation data of both codes CARE and ORIGEN are shown (< 5%). The discrepancy of decay heat calculation data with measurement data is indicated for spent subassemblies under the long cooling times with the low decay heat – 100-150 Wt. The calculate and

measurement data accordance was less than 10% under the short cooling times (< 100 days).

УДК 621.534.23

Modeling of Three-Dimensional Thermo-Hydraulic Processes in VVER-1000 Reactor's Core with Program Complex TRETON \N.N. Davidenko, A.S. Korsun, Y.A. Maslov, I.G. Merinov, V.S. Kharitonov, B.E. Shumsky; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 13 pages, 8 illustrations. – References, 8 titles.

The improvement of porous body model for the description of heat-hydraulic processes in VVER-1000 reactors core with non-cover fuel assemblies has been done. Program complex TRETON for 3D-modelling non-stationary thermal and hydrodynamic processes has been created. Heat-hydraulic module TRETON has been tested by comparison of calculation results to the analytical decision of model heat transfer problem. Comparison of calculation results coolant temperature and speed for a nominal operating mode VVER-1000 reactors core with independent calculations under certified program NOSTRA has been spent.

УДК 621.039.517.5

Superposition Method in Modeling of Temperature Field in Heat Exchange Devices by Means of Tracer Concentration Field \V.N. Delnov, Y.D. Levchenko, S.F. Shepelev; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 9 pages, 6 illustrations. – References, 7 titles.

The tracer is locally injected in turn into each characteristic area at the inlet of the flow part of the test section, while at the outlet the responses – tracer concentrations – are measured in the flow of working fluid. The local flow rate of tracer is proportional to the flux of thermal energy through the characteristic area. The sum of measured concentrations from each local tracer injection is proportional to local temperature at the outlet from the flow part of the test section. The application of response superposition method enables one to increase the accuracy in modeling the temperature field and simplify the design of test section for studying mixing processes in a heat exchange device.

УДК 621.039.564

Correlation Flowmeter for Measuring Low Coolant Velocities \B.V. Kebabze, A.N. Opanasenko, V.A. Shurupov, M.S. Timchenko; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 10 pages, 3 tables, 9 illustrations. – References, 2 titles.

When modeling the heat emergency removing system of fast reactor on water test rig, the natural circulation velocity is evaluated by the thermocorrelation method. The calibration of the measuring channel for internal and external gap of model subassembly is carried out on a small test facility with forced circulation. The frequency range of signal processing is defined and correction factors for true flowrate calculation are obtained. The design improvement of model subassembly is proposed, in order to eliminate the swirl effect.

УДК 621.039.52.034.3: 532.546

Hydrodynamics and Heat Exchange Features of the Pebble Bed in Radial Coolant Flow \V.A. Klimova, V.M. Pahaluyev, S.Ye. Sheklein; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 5 pages, 4 illustrations. – References, 5 titles.

Regarded are the peculiarities of the radial flow in the pebble bed. The investigation shows that the spherical elements heat emission intensity is defined by the surface vortex generation as well as by gas flux laminarization connected with its accelerated flow. A rather simple formula for Nu number as a function of Re number in a range of $5 \cdot 10^2 - 10^4$ for the spherical elements diameter 7, 15 and 22 mm considering the geometrical parameter influence on the heat exchange is received.

УДК 681.51:621.039.534.6

Automatic Control System of Oxygen Thermodynamic Activity for Lead Bismuth Eutectic Coolant \P.N. Martynov, R.Sh. Askhadyllin, A.A. Simakov, V.S. Lanskix, M.E. Chernov, R.P. Sadovnichiy; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 8 pages, 6 illustrations. – References, 6 titles.

This article is devoted to develop of the oxygen thermodynamic activity automatic control system for circulating facilities with lead and lead-bismuth coolant. The basic preconditions for creation of the automatic control system and problem state of studying the oxygen rules with reference to the «SVBR-75/100» Reactor Installation are analyzed. For the first time, with reference to conditions of the «SVBR-75/100» Reactor Installation the opportunity of use of the oxygen thermodynamic activity automatic control system by a solid-

phase method in a contour with heavy lead-bismuth coolant is experimentally shown.

Techniques of definition of dynamic parameters of the automatic control system are developed and tested, tests for justification of system serviceability in steady-state conditions of nonisothermal circulating circuit, and also in conditions of a various types of the «provocations» deducing a circuit of the facility from an equilibrium condition on oxidizing potential of the coolant are carried out.

УДК 621.534: 519.7

Realization of the multiple-factor models of thermal conductivity in the multi-layer spherically symmetrical device with fuel element \ A.V. Saenko, A.V. Tikhonenko; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 9 pages, 1 table, 3 illustrations. – References, 19 titles.

Mathematical models of the thermal stationary conductivity in the multi-layer spherically symmetrical device with fuel element are realized for different physical and technological conditions. Boundary-value problems on the thermal field calculation are solved with program system and recommendations on composition of fuel element are formulated.

УДК 536.24: 621.039.534

Thermo-Hydraulic Calculation of the Sodium-Water Steam-Generator for the Case of Steam-Generating Tube Removal and Plugging \ V.V. Hudasko; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 11 pages, 1 table, 6 illustrations. – References, 17 titles.

A procedure for the thermo-hydraulic calculation of the sodium-water steam-generator is presented for the case of stem-generator tube removal and plugging. A comparison is given of the calculated data with the experimental ones. Good agreement has been obtained between the calculated and experimental data

УДК 621.039.534.6: 536.24

About Required Determination Accuracy of the Liquid-Metal Coolant Properties in the Fast Reactors \ Y.S. Yuriev, I.T. Afanasieva; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 4 pages. – References, 7 titles.

The formulas to calculate temperature deviation of the fuel elements as a result of coolant property uncertainty have been obtained. The dispersive method was used to estimate comparatively the contribution of different deviation components. The conclusion about significance of geometric fuel element tolerances, a reactor power deviation, a heat capacity and a coolant density has been drawn.

УДК 621.311.25: 621.039

Model of the Turbine Stage \ A.A. Kazantsev; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 8 pages, 2 tables, 7 illustrations. – References, 7 titles.

For calculations in real time the dynamics of NPP turbine department it is necessary to have model of the turbine stage. Due to permanent growth of the requirements to improve the accuracy of NPP simulator the problem arises to create model with accuracy 1% for the description of parameters of turbine stage. The present model is valid for all mode of operation for real time simulation. Results of calculations were compared with known data for some NPP turbines. It proves that the presented model of the turbine meets the requirements on the accuracy if there are data available about the turbine blade's angle for all turbine stages.

УДК 621.039.534

Mathematical Model of Processes in the Cut not Tight Steam Generator as a Part of the Operating Ship Reactor's Installation \ V.I. Korolev; Editorial board of journal «Izvestia visshikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2009. – 9 pages, 2 illustrations. – References, 1 title.

While in service reactor's installation of a nuclear vessel regular depressurization of trumpet system of direct-flow steam generators is observed. For a non-admission of hit of the active heat-carrier in a steam-and-water cycle, a current steam and gas generator it is reliably cut on the second contour. Further the heat-carrier arrives in trumpet system of the cut steam and gas generator and at a given time completely fills its internal volume. After that moment restrictions on maneuvering are entered into avoidance неопределенности a steam and gas generator because of water expansion in the closed space. It is necessary to define the beginning of this moment. In article the mathematical model of process of growth of pressure in trumpet system of the cut not tight steam generator is developed at work reactor's installation at power levels of capacity.

НАШИ АВТОРЫ

Асхадуллин Р.Ш. – к.т.н., вед. н.с. лаборатории технологии тяжелых теплоносителей и новых материалов Государственного научного центра Российской Федерации-Физико-энергетического института им. академика А.И. Лейпунского (ГНЦ РФ-ФЭИ). Область научных интересов – физическая химия и технология тяжелых жидкометаллических теплоносителей, нанотехнологии, разработка методов и средств очистки жидкостей и газов.

Афанасьева И.Т. – инженер-программист ГНЦ РФ-ФЭИ.

Белоусов П.А. – к.т.н., доцент кафедры «Автоматика, контроль и диагностика» ОИАТЭ. Закончил ИАТЭ в 2002 г.

Богданов С.В. – с.н.с. ГНЦ РФ-ФЭИ. Тел.: (48439) 9-48-42.

Васильева А.Н. – к.т.н., научный сотрудник ГНЦ РФ-ФЭИ. Тел.: (48439) 9-56-40

Волков Ю.М. – инженер кафедры «Оборудование и эксплуатация ЯЭУ (ОиЭ ЯЭУ) Обнинского государственного технического университета (ИАТЭ). Тел.: (48439) 7-70-23.

Воропаев А.И. – к.ф.-м.н., вед.н.с. центра технической поддержки ГНЦ РФ-ФЭИ. Тел.: (48439) 9-83-56.

Гераскин С.А. – д.б.н., профессор, заведующий лабораторией экотоксикологии Всероссийского научно-исследовательского института сельскохозяйственной радиологии и агроэкологии. Тел.: (48439) 96964; stgeraskin@gmail.com

Гинкин В.П. – д.ф.-м.н., начальник математического отдела ГНЦ РФ-ФЭИ.

Гулевич А.В. – д.ф.-м.н., заместитель генерального директора ГНЦ РФ-ФЭИ. Закончил Московский физико-технологический институт в 1983 г. Область научных интересов – методы теории возмущений, инженерно-физические методы анализа сложных взаимосвязанных процессов в реакторных и лазерных системах.

Дементьев В.Н. – директор департамента ТО и ремонта ОАО «Концерн Энергоатом»

Дробышев А.В. – к.т.н., начальник лаборатории ГНЦ РФ-ФЭИ. Тел.: (48439) 9-89-54.

Казанцев А.А. – к.т.н., доцент, заведующий лабораторией моделирования в ЭНИМЦ «Моделирующие системы». В 1981 г. окончил Обнинский филиал Московского инженерно-физического института. Область научных интересов – разработка моделей основного технологического оборудования и моделирование двухфазных потоков для тренажеров АЭС.

Калякин С.Г. – д.т.н., начальник отдела ГНЦ РФ-ФЭИ. Тел.: (48439) 9-80-48.

Кебадзе Б.В. – д.т.н. начальник лаборатории методов и средств измерения теплогидравлических параметров ЯЭУ ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов – диагностика, измерение реакторных параметров. Тел.: (48439) 9-87-91, e-mail general@ipre.ru.

Климова В.А. – аспирант кафедры «Атомная энергетика», Уральский государственный технический университет – УПИ. Тел.: (343) 374-80-95.

Козьмин Г.В. – к.б.н., зав. кафедрой экологии ИАТЭ. Тел.(48439) 3-72-12; kozmin@iate.obninsk.ru;

Корнилов В.П. – к.т.н., вед.н.с. ГНЦ РФ-ФЭИ. Тел.: (48439) 9-89-05.

Коробейников А.В. – аспирант ГНЦ РФ-ФЭИ.

Королев В.И. – к.т.н., доцент кафедры судовых ядерных энергетических установок Государственной морской академии им. адмирала С.О. Макарова. Окончил Брянский институт транспортного машиностроения в 1972 г. Область научных интересов – реакторная физика, теплотехника.

Кочеткова Е.А. – с.н.с. ГНЦ РФ-ФЭИ. Тел.: (48439) 9-89-93.

Кухарчук О.Ф. – д.ф.-м.н., директор Отделения ядерно-лазерных и термоядерных исследований ГНЦ РФ-ФЭИ. Закончил ИАТЭ в 1988 г. Область научных интересов – ядерная и нейтронная физика, лазеры с ядерной накачкой, математическое моделирование быстропотекающих процессов.

Ланских В.С. – с.н.с. лаборатории методов и средств измерения теплогидравлических параметров ЯЭУ ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов – разработка автоматических систем управления технологическими процессами.

Легких А.Ю. – научный сотрудник лаборатории технологии тяжелых теплоносителей и новых материалов ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов – физическая химия и технология тяжелых жидкометаллических теплоносителей.

Лескин С.Т. – д.т.н., заведующий кафедрой ОиЭ ЯЭУ ИАТЭ. Тел.: (48439) 7-70-23.

Лешков В.В. – начальник лаборатории ГНЦ РФ-ФЭИ. Тел.: (48439) 9-87-22.

Лянной Н.Н. – заведующий лабораторией дозиметрии Медицинского радиологического научного центра (МРНЦ РАМН). Тел.: (48439) 9-69-13.

Мартынов П.Н. – д.т.н., начальник отдела технологии теплоносителей и новых материалов ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов – физическая химия и технология тяжелых жидкометаллических теплоносителей, нанотехнологии, разработка методов и средств очистки жидкостей и газов. Тел.: (48439) 9-85-88.

Милинчук В.К. – д.х.н., профессор, почетный доктор наук ИАТЭ, зав. кафедрой общей и специальной химии ИАТЭ. Окончил МГУ им. М.В. Ломоносова. Область научных интересов – радиационная, фото-радиационная химия, водородная энергетика.

Минин С.И. – к.т.н., зав. лабораторией каф. «Автоматика, контроль и диагностика»

Нахабов А.В. – ст. преподаватель кафедры «Автоматика, контроль и диагностика» ИАТЭ. Закончил ИАТЭ в 2002 г.

Опанасенко А.Н. – к.т.н., вед.н.с. лаборатории исследований теплогидравлических характеристик активных зон и крупномасштабного моделирования

теплогидравлики ЯЭУ ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов – исследования теплогидравлических процессов. Тел.: (48439) 9-89-30, e-mail pometko@ippe.ru.

Осипов А.И. – инженер 1 категории ФГУП ОНПП «Технология»

Пахалуев В.М. – д.т.н., профессор кафедры «Атомная энергетика», Уральский государственный технический университет – УПИ. Тел.: (343) 246-38-58.

Пяткова С.В. – научный сотрудник кафедры экологии ИАТЭ. Тел.: (48439) 7-84-10, e-mail pyatkova@iate.obninsk.ru;

Садовничий Р.П. – инженер лаборатории технологии тяжелых теплоносителей и новых материалов ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов – разработка, изготовление, испытание сенсоров кислорода в жидкометаллических расплавах и газовых средах.

Саенко А.В. – магистрант кафедры общей и специальной физики ИАТЭ.

Симаков А.А. – с.н.с. лаборатории технологии тяжелых теплоносителей и новых материалов. ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов – физическая химия и технология тяжелых жидкометаллических теплоносителей.

Скоморохов А.О. – к.т.н., доцент кафедры «Автоматика, контроль и диагностика» ИАТЭ.

Скоморохова С.Н. – к.т.н., с.н.с. ГНЦ РФ-ФЭИ Тел.: (48439)9-59-34.

Соколов С.В. – ассистент кафедры автоматизированных систем управления ИАТЭ.

Тимченко М.С. – инженер лаборатории методов и средств измерения теплогидравлических параметров ЯЭУ ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов

– датчики теплогидравлических параметров. Тел.: (48439) 9-42-66, e-mail abogoslov@ippe.ru.

Тихоненко А.В. – к.ф.-м.н., доцент кафедры общей и специальной физики ИАТЭ.

Трофимов А.И. – д.т.н., профессор, зав. кафедрой «Автоматика, контроль и диагностика».

Трофимов М.А. – д.т.н., доцент каф. «Автоматика, контроль и диагностика».

Худаско В.В. – к.т.н., с.н.с. ИАТЭ. Закончил Московский инженерно-физический институт в 1970 г. Область научных интересов – теплообмен в ЯЭУ; физика металлов; механика деформации и разрушения.

Чернов М.Е. – к.т.н., с.н.с. лаборатории технологии тяжелых теплоносителей и новых материалов. ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов – разработка, изготовление, испытание сенсоров кислорода в жидкометаллических расплавах и газовых средах. Тел.: (48439) 9-42-77.

Шилина А.С. – старший преподаватель кафедры общей и специальной химии ИАТЭ. Окончила химический факультет Санкт-Петербургского государственного университета.

Шурупов В.А. – научный сотрудник лаборатории методов и средств измерения теплогидравлических параметров ЯЭУ ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов – диагностика, измерение реакторных параметров. Тел.: (48439) 9-87-91, e-mail general@ippe.ru.

Щеклеин С.Е. – д.т.н., профессор кафедры «Атомная энергетика», Уральский государственный технический университет-УПИ. Тел.: (343) 375-95-08.

Юрьев Ю.С. – д.т.н., главный научный сотрудник ГНЦ РФ-ФЭИ.

OUR AUTHORS

Afanasieva I.T. – programming engineer of the State Scientific Center of the Russian Federation – The Institute for Physics and Power Engineering named after A.I. Leipunsky (SSC RF-IPPE).

Askhadullin R.Sh. – Cand. Sci. (Engineering), Leading researcher of laboratory for liquid metal coolants and new materials of the SSC RF-IPPE. Scientific interests – physical chemistry and heavy liquid metal technology, nanotechnology and development of methods for treatment of liquid and gaseous mediums.

Belousov P.A. – Cand. Sci. (Engineering), Assistant professor of the automation, control and diagnostics department of the OINPE.

Bogdanov S.V. – Senior researcher of the SSC RF-IPPE.

Chernov M.E. – Cand. Sci. (Engineering), Senior researcher of laboratory for liquid metal coolants and new materials of the SSC RF-IPPE. Scientific interests – development, manufacturing and test of oxygen sensors in liquid metal and gaseous mediums.

Dementev V.N. – Director of department of maintenance service and repair «Energoatom Concern OJSC»

Drobishev A.V. – Cand. Sci. (Engineering), head of

laboratory of the SSC RF-IPPE.

Geraskin S.A. – Dr. Sci. (Biology), Head of laboratory of plants ecotoxicology of the Institute Agricultural Radiology.

Ginkin V.P. – Dr. Sci. (Phys.-Math.), Head of mathematical department of the SSC RF-IPPE.

Gulevich A.V. – Dr. Sci. (Phys.-Math.), Deputy General Director of the SSC RF-IPPE. Graduated from the Moscow Institute of Physics and Technology in 1983. Scientific interests – perturbation theory, reactor physics, nuclear-pumped lasers.

Hudasco V.V. – Cand. Sci. (Engineering), Senior researcher of the INPE. Graduated from the Moscow Physics and Power Engineering Institute in 1970. Scientific interests – heat exchange in nuclear power installations and solid state physics.

Kalyakin S.G. – Dr. Sci. (Engineering), Head of department of the SSC RF-IPPE.

Kazantsev A.A. – Cand. Sci. (Engineering), Associated Professor, Head of Simulation Laboratory of the «Simulation System Ltd.». Graduated from the Obninsk branch of Moscow Engineering Physics Institute in 1981. Scientific interests – modeling of main engi-

neering equipment and simulation of two phase flows.
Kebadze B.V. – Dr. Sci. (Engineering), Head of laboratory of methods and tools for NPP thermohydraulic parameter measurement of the SSC RF-IPPE. Scientific interests – diagnostic, reactor parameters measurement.

Klimova V.A. – post-graduate student of the Nuclear Energy department, Urals State Technical University – UPI. Tel.: (343) 374-80-95.

Kochetkova E.A. – Senior researcher of the SSC RF-IPPE.

Kornilov V.P. – Cand. Sci. (Engineering), Leading researcher of the SSC RF-IPPE.

Korobeynikov A.V. – post-graduated student of the SSC RF-IPPE.

Korolev V.I. – Cand. Sci. (Engineering), Associate professor of the Department of Ship Nuclear Energetic Installation of the Saint Petersburg State Mariner Academy named after admiral S.O. Makarov. Graduated from the Bryansk mashine building institute in 1972. Scientific Interests – reactor physics, heat-and-power engineering.

Kozmin G.V. – Cand. Sci. (Biology), Senior researcher, Head of the ecology department of the INPE, member of the Russian Academy of Natural Science.

Kukharchuk O.F. – Dr. Sci. (Phys.-Math.), Head of Fission, Fusion and Laser Studies Department of the SSC RF-IPPE. Graduated from the INPE in 1988. Scientific interests – nuclear and neutron physics, nuclear pumped lasers, mathematical modeling of fast processes.

Lanskikh V.S. – Senior researcher of laboratory of methods and means of measuring of NPP heat-hydraulic parameters of the SSC RF-IPPE. Scientific interests – development of automatic control systems by technological processes.

Legkhih A.Yu. – Researcher of laboratory for liquid metal coolants and new materials of the SSC RF-IPPE. Scientific interests – physical chemistry and heavy liquid metal technology.

Leshkov V.V. – Head of laboratory of the SSC RF-IPPE.

Leskin S.T. – Dr. Sci. (Engineering), Head of the NPP Equipment and Operation department, INPE.

Lyannoy N.N. – Head of dozimetry laboratory Medical Radiology Institute.

Martynov P.N. – Dr. Sci. (Engineering), Professor, Head of department for liquid metal coolants and new materials of the SSC RF-IPPE. Scientific interests – physical chemistry and heavy liquid metal technology, nanotechnology and development of methods for treatment of liquid and gaseous mediums.

Milinchuk V.K. – Dr. Sci. (Chemistry), Professor, Head of the department of the common and special chemistry of the INPE. Graduated from Moscow State University. Scientific interest – radiation chemistry, photoradiation chemistry, hydrogen energy.

Minin S.I. – Cand. Sci. (Engineering), chief of laboratory of the automatics, control and diagnostics department.

Nakhabov A.V. – Lecturer of the automation, control and diagnostics department of the INPE.

Opanasenko A.N. – Cand. Sci. (Engineering), Leading researcher of laboratory of core thermohydraulic characteristics investigation and large scale NPP thermohydraulic simulations of the SSC RF-IPPE.

Osipov A.I. – the engineer of 1 category of FGUP ОНПП «Technology»

Pahaluev V.M. – Dr. Sci. (Engineering), Professor of the Nuclear Energy department, Urals State Technical University – UPI. Tel.: (343) 246-38-58.

Pyatkova S.V. – researcher of the ecology department of the INPE.

Sadovnichiy R.P. – Engineer of laboratory for liquid metal coolants and new materials of the SSC RF-IPPE. Scientific interests – development, manufacturing and test of oxygen sensors in liquid metal and gaseous mediums.

Saenko A.V. – magistrant of the general and special physics department of the INPE. Scientific interests – thermohydraulic processes investigation.

Sheklein S.Ye. – Dr. Sci. (Engineering), Professor of the Nuclear Energy department, Urals State Technical University – UPI. Tel.: (343) 375-95-08.

Shilina A.S. – Competitor of the common and special chemistry of the INPE.

Shurupov V.A. – Researcher of the laboratory of methods and tools for NPP thermohydraulic parameter measurement of the SSC RF-IPPE. Scientific interests – diagnostic, reactor parameters measurement.

Simakov A.A. – Senior researcher of laboratory for liquid metal coolants and new materials of the SSC RF-IPPE. Scientific interests – physical chemistry and heavy liquid metal technology.

Skomorochova S.N. – Cand. Sci. (Engineering), senior researcher of the SSC RF-IPPE.

Skomorokhov A.O. – Cand. Sci. (Engineering), Assistant professor of the automation, control and diagnostics department of the INPE.

Sokolov S.V. – Lecturer of the automated control systems department in the INPE.

Tikhonenko A.V. – Cand. Sci. (Phys.-Math.), Associate professor of the general and special physics department of the INPE.

Timchenko M.S. – Engineer of laboratory of methods and tools for NPP thermohydraulic parameter measurement of the SSC RF-IPPE. Scientific interests – sensors of thermohydraulic parameters.

Trofimov A.I. – Dr. Sci. (Engineering), Professor, Head of the Automatics, control and diagnostics department of the INPE.

Trofimov M.A. – Dr. Sci. (Engineering), Associate professor of the automatics, control and diagnostics
Vasileva A.N. – Cand. Sci. (Engineering), Senior researcher of the SSC RF-IPPE.

Volkov Y.M. – engineer of NPP Equipment and Operation department, Obninsk State Technical University of the Nuclear Power Engineering (INPE).

Voropaev A.I. – Cand. Sci. (Phys.-Math.), Leading researcher of the Technical Support Center in the SSC RF-IPPE.

Yuriev Yu.S. – Dr. Sci. (Engineering), Professor, Chief researcher of the SSC RF-IPPE.