

дукцию силовой электроники, а также коэффициент сложности и защиты установки 2, получим, что стоимость установки частотно-регулируемых приводов индивидуально на четыре ГЦН по 5,2 МВт составит не менее 350 млн руб. со сроком окупаемости 3,5 года, при учете дополнительного эффекта от продажи газа за рубеж — до 2 лет.

Для внедрения частотно-регулируемого привода необходим дополнительный анализ теплотехнической и нейтронно-физической надежности и безопасности реактора и реакторной установки в целом. В обоснование допустимости и целесообразности предлагаемого способа регулирования парогенератора необходимы дополнительные теплогидравлические и нейтронно-физические расчеты активной зоны, вибрационные исследования внутрикорпусных элементов и устройств реакторной установки. Дополнительно следует изучить прочность крепления корпуса реактора, системы трубопроводов с ГЦН и парогенератора, проанализировать размещение частотно-регулирующего привода внутри обстройки защитной оболочки.

Статья подготовлена при поддержке РНФ, грант № 15-19-10027, 2015 г.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Иванов В.А.** Эксплуатация АЭС. СПб: Энергоатомиздат, 1994. 384 с.
2. **Аверьянова С.П., Дубов А.А., Косоуров К.Б., Филимонов П.Е.** Температурное регулирование и маневренность ВВЭР-1000. — Атомная энергия, 2010, т. 109, вып. 4, с. 198—202.
3. **Шутиков А.В., Хрусталева В.А.** Обоснование способов и эффективности повышения мощности энергоблоков АЭС с ВВЭР выше номинального уровня. — Вестник СГТУ, 2006, № 4(20), с. 32—39.
4. **Игнатов В.И., Шутиков А.В., Рыжков Ю.А. и др.** Повышение номинальной мощности энергоблоков российских АЭС с ВВЭР-1000. — Теплоэнергетика, 2009, № 11, с. 63—67.
5. **Игнатов В.И., Шутиков А.В., Рыжков Ю.А. и др.** Тепло- и нейтронно-физические характеристики энергоблоков АЭС с ВВЭР-1000 при эксплуатации на мощности выше номинальной. — Атомная энергия, 2009, т. 107, вып. 1, с. 9—15.
6. **Александров А.А.** Система уравнений IAPWS-IF97 для вычисления термодинамических свойств воды и водяного пара в промышленных расчетах. Дополнительные уравнения. — Теплоэнергетика, 1998, № 10, с. 64—72.
7. **Рассохин Н.Г.** Паротурбинные установки атомных электростанций. М.: Атомиздат, 1980. 358 с.
8. **Александров А.А.** Система уравнений IAPWS-IF97 для вычисления термодинамических свойств воды и водяного пара в промышленных расчетах. Основные уравнения. — Теплоэнергетика, 1998, № 9, с. 69—77.
9. **Андрющенко С.А., Афров А.М., Васильев Б.Ю. и др.** АЭС с реактором типа ВВЭР-1000. От физических основ эксплуатации до эволюции проекта. М.: Логос, 2010. 604 с.
10. **Лазарев Г.Б.** Частотно-регулируемый электропривод насосных и вентиляторных установок — эффективная технология энерго- и ресурсосбережения на тепловых электростанциях. — Силовая электроника, 2007, № 3, с. 41—48.

Поступила в Редакцию 22.04.15

УДК 621.039.5

ДВУМЕРНЫЙ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИЙ МОДУЛЬ ИНТЕГРАЛЬНОГО КОДА СОКРАТ-БН: МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ И РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Усов Э.В., Кузнецова М.Е., Прибатурин Н.А. (Новосибирский филиал ИБРАЭ РАН, г. Новосибирск), Чалый Р.В., Рыжов Н.И., Киселев А.Е. (ИБРАЭ РАН, г. Москва)

Для анализа режимов нормальной эксплуатации, нарушения нормальной эксплуатации, проектных и запроектных аварий с кипением натрия в быстрых реакторах был разработан интегральный код СОКРАТ-БН. Расчет теплогидравлических процессов в натриевом теплоносителе в первой версии кода основан на одномерной двухфазной гетерогенной двухскоростной модели течения теплоносителя с использованием эмпирических корреляций для расчета теплообмена и трения со стенками и на межфазной

границе с учетом режимов течения и теплообмена [1, 2].

Во второй версии кода реализована модель, рассчитывающая теплогидравлические процессы в одно- и двухфазном потоке натрия в двумерной постановке, позволяющая учитывать пространственные эффекты. Это необходимо, например, для описания явлений, связанных с частичной блокировкой топливных сборок в быстрых реакторах, а также аварий, связанных с распространением фронта плавления в объеме

активной зоны. Такой тип аварий возможен при наложении исходных событий, связанных с прекращением подачи расхода теплоносителя через активную зону и несрабатыванием аварийной защиты при потере энергоснабжения для собственных нужд (по международной классификации ULOF) или с несанкционированным введением реактивности при неконтролируемом извлечении стержней аварийной защиты из активной зоны реактора (по международной классификации UTOP).

Пространственные эффекты при течении теплоносителя в ТВС для аварийных режимов моделируются на основе ячеечного подхода [3] и модели пористого тела [4]. Первый подход основан на решении уравнений сохранения массы, энергии и импульса для элементарных ячеек сборки с использованием эмпирических корреляций для учета интенсивности межканального обмена, второй — на решении усредненных уравнений Навье—Стокса, чаще всего замыкаемых уравнениями на кинетическую энергию турбулентности и скорость ее диссипации (k — ϵ -модель). С помощью первого метода могут быть с погрешностью, ограниченной погрешностью экспериментальных корреляций, рассчитаны теплогидравлические параметры в сборках в стационарных и переходных процессах. Второй метод позволяет проводить расчеты теплогидравлики как во всей активной зоне, так и в отдельной сборке с хорошей точностью, но с большими затратами машинного времени, что не всегда оправдано, например, при многовариантных расчетах аварийных режимов.

Оптимальным с точки зрения временных затрат и точности для расчета аварийных процессов с кипением теплоносителя в отдельной ТВС и во всей активной зоне с учетом пространственных эффектов является подход, основанный на решении двух- или трехмерных уравнений с использованием эмпирических корреляций для определения интенсивности турбулентного обмена массой, энергией и импульсом в радиальном направлении. Подобный подход широко использовался, например, в теплогидравлических кодах THERMIT-6S [5], SIMMER III [6], COREMELT [7] для моделирования процессов в ТВС быстрых реакторов, охлаждаемых жидким натрием. Данный подход реализован и в коде СОКРАТ-БН.

Расчет теплогидравлических процессов в r — z -геометрии в двумерном модуле кода СОКРАТ-БН основан на решении уравнений сохранения массы, энергии и импульса для жидкой и паровой фазы. Конечно-разностная аппроксимация строится на методе конечных объемов и противопоточной полунявной схемы для конвективных членов. Для определения интенсивности межфазного тепломассообмена и трения также используется неявная запись. Уравнения записаны по аналогии с представленными в работе [5].

Уравнение сохранения массы j -й фазы для контрольного объема в K -й точке по радиусу и M -й по высоте имеет вид

$$\begin{aligned} \frac{\partial \alpha_{K,M}^j \rho_{K,M}^j \omega_{K,M}}{\partial t} + \alpha_{K,M+1/2}^j \rho_{K,M+1/2}^j S_{K,M+1/2}^z V_{K,M+1/2}^{jz} - \\ - \alpha_{K,M-1/2}^j \rho_{K,M-1/2}^j S_{K,M-1/2}^z V_{K,M-1/2}^{jz} + \\ + \rho_{K+1/2,M}^j \alpha_{K+1/2,M}^j S_{K+1/2,M}^r V_{K+1/2,M}^{jr} - \\ - \rho_{K-1/2,M}^j \alpha_{K-1/2,M}^j S_{K-1/2,M}^r V_{K-1/2,M}^{jr} = \Gamma_r^j + \Gamma^j, \end{aligned}$$

где $V_{K,M}^{jr}$, $V_{K,M}^{jz}$ — радиальная и аксиальная скорость j -й фазы в K -й точке по радиусу и M -й по высоте; $\rho_{K,M}^j$ — плотность j -й фазы; $S_{K,M}^r$, $S_{K,M}^z$ — площадь проходного сечения в радиальном и продольном направлении; $\alpha_{K,M}^j$ — объемное содержание j -й фазы; $\omega_{K,M}$ — объем расчетной ячейки; Γ_r^j , Γ^j — интенсивность радиального и межфазного обмена массой соответственно, кг/с. Разность в формуле соответствует конвективным членам, записанным для продольного и радиального направлений.

Уравнения для сохранения энергии и импульса в радиальном и продольном направлениях записываются аналогичным образом. Полная система включает в себя восемь уравнений — по одному на сохранение массы и энергии для каждой фазы и по два на сохранение импульса в радиальном и продольном направлениях.

Экспериментальные данные об интенсивности обмена массой, энергией и импульсом в радиальном направлении в пучках стержней в большинстве источников приводятся в виде коэффициентов межканального обмена для ячейечной модели. Для использования предлагаемых экспериментаторами корреляций был осуществ-

лен переход от ячеечной модели к цилиндрическим координатам и получены выражения для членов, отвечающих за радиальный обмен в уравнениях сохранения. Представленный подход не является строгим, но для плотной упаковки твэлов в сборке ошибка не должна превышать погрешности выражений для коэффициентов межканального обмена.

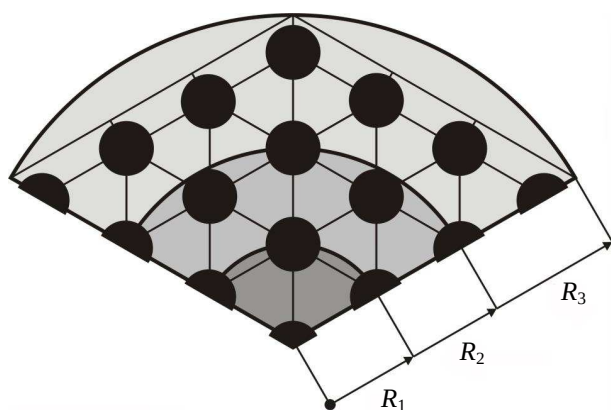
Интенсивность радиального обмена массой Γ_r^j , энергией Q_r^j и импульсом M_r^j может быть связана как с конвективным переносом крупномасштабных вихрей, образующихся из-за закрутки потока дистанционирующей проволокой, так и с мелкомасштабными турбулентными вихрями. Формулы для интенсивности радиального обмена могут быть получены путем суммирования выражений для межканального обмена массой, энергией и импульсом, представленных, например, в работах [8, 9] для выбранного радиального слоя. Суммирование проводится для всех треугольных ячеек, входящих во вписанный в радиальный слой радиуса R_{K+1} шестиугольник, за исключением ячеек, которые входят в шестиугольник, попадающий в радиальный слой радиуса R_K (рис. 1).

Для массы, таким образом, можно получить

$$\Gamma_r^j = \mu_{K,M}^p \alpha_{K,M}^j (\rho_{K+1,M}^j - \rho_{K,M}^j) V_K^* \omega_K^* - \mu_{K-1,M}^p \alpha_{K-1,M}^j (\rho_{K,M}^j - \rho_{K-1,M}^j) V_{K-1}^* \omega_{K-1}^*,$$

для энергии

$$Q_r^j = \mu_{K,M}^h \alpha_{K,M}^j \rho_{K,M}^j (h_{K+1,M}^j - h_{K,M}^j) V_K^* \omega_K^* - \mu_{K-1,M}^h \alpha_{K-1,M}^j \rho_{K-1,M}^j (h_{K,M}^j - h_{K-1,M}^j) V_{K-1}^* \omega_{K-1}^*,$$



Р и с. 1. Разбиение сборки на треугольные каналы и радиальные слои

для импульса в продольном направлении

$$M_r^j = \mu_{K,M}^m \alpha_{K,M}^j \rho_{K,M}^j (V_{K+1,M}^{jz} - V_{K,M}^{jz}) V_K^* \omega_K^* - \mu_{K-1,M}^m \alpha_{K-1,M}^j \rho_{K-1,M}^j (V_{K,M}^{jz} - V_{K-1,M}^{jz}) V_{K-1}^* \omega_{K-1}^*.$$

Здесь введены обозначения: $V_K^* \omega_K^* = 0,5(V_{K,M}^{jz} S_{K,M}^z + V_{K+1,M}^{jz} S_{K+1,M}^z) L$; L — длина расчетной ячейки по оси z ; V_K^* — усредненная скорость потока между радиальными узлами. Для учета двухфазности в выражения для интенсивности радиального обмена массой, энергией и импульсом введены множители $\alpha_{K,M}^j$, равные доле сечения, которую занимает фаза. Указанные множители позволяют получить выражения при предельном переходе к случаю однофазного пара и жидкости.

Коэффициенты межканального обмена массой, энергией и импульсом могут быть вычислены с помощью корреляций [3]. В частности, эффективный (суммарный) коэффициент межканального теплообмена включает в себя конвективный, турбулентный и молекулярный перенос энергии $\mu_{ij}^h = \mu_{ij}^{h,c} + \mu_{ij}^{h,t} + \mu_{ij}^{h,m}$.

Конвективная составляющая межканального теплообмена имеет вид

$$\mu_{ij}^{h,c} = \beta \mu_{ij}^p = \frac{1,047\beta}{\pi h} \Phi\left(\frac{L}{d}\right) \Psi(\text{Re}),$$

где β — коэффициент неэквивалентности переноса тепла и массы. В жидких металлах $\beta = 0,7$.

Турбулентная составляющая межканального обмена теплом вычисляется по выражению

$$\mu_{ij}^{h,t} = \frac{1}{150\sqrt{x-1}} \frac{1}{d \text{Re}^{0,2}},$$

где x — относительный шаг решетки твэлов; d — диаметр твэла.

Молекулярный теплообмен $\mu_{ij}^{h,m}$ между радиальными слоями учитывается посредством теплопроводности в радиальном направлении.

Для уравнения сохранения импульса потери на трение при продольном обтекании пучков стержней рассчитываются по соотношениям для одномерной версии теплогидравлического модуля, в радиальном направлении — по соотно-

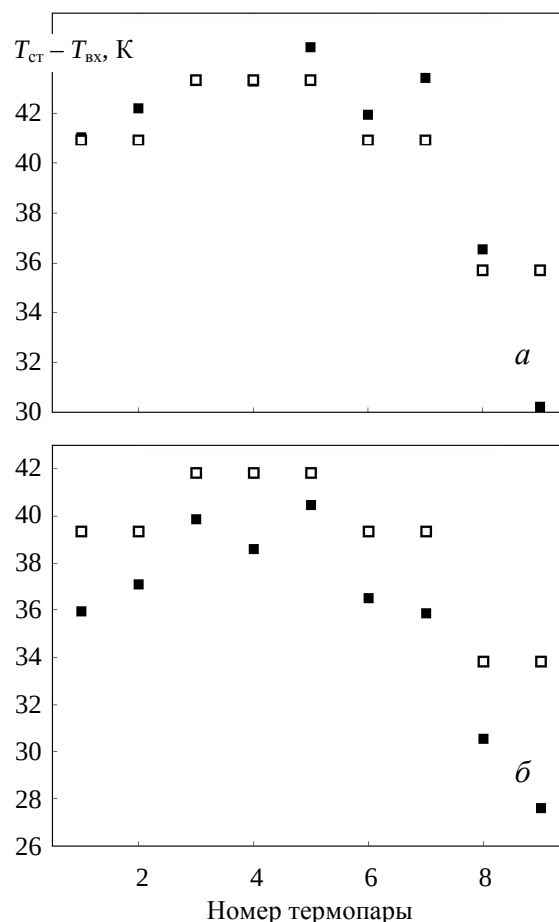
шениям для поперечного обтекания пучков стержней [10]

$$\xi = \begin{cases} \frac{3,59}{Re_i^{0,27}}, & x \geq 1,44d; \\ \frac{3,59 + 8,34(1,44 - x)}{Re_i^{0,27}}, & x < 1,44. \end{cases}$$

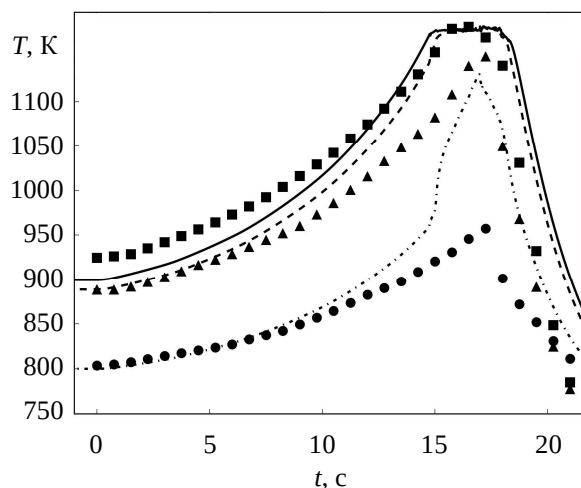
Для верификации моделей течения и теплообмена одно- и двухфазного потока натрия в двумерном теплогидравлическом модуле использовалась температура оболочек имитаторов твэлов и теплоносителя, измеренная вдоль радиального профиля экспериментальной сборки в стационарных условиях и при выбеге насоса, который моделировал аварию с прекращением расхода теплоносителя через активную зону реактора. Были рассчитаны эксперименты, проведенные на 19- и 37-стержневых сборках на стенде в Японии [11, 12] и 37-стержневой сборке на стенде KNS в Германии [13].

Рассчитанный при стационарном расходе теплоносителя радиальный профиль температуры оболочек имитаторов твэлов в 19-стержневой сборке в экспериментах 19Н-140-6 и 19Н-30-3 [11] качественно совпадает с измеренными (рис. 2). Максимальное отклонение наблюдается для периферийной 9-й термопары, которая расположена на стороне имитатора твэла, обращенной к чехлу сборки. Это отклонение объясняется тем, что коэффициенты межканального теплообмена получены для бесконечной треугольной решетки, от которой периферийные ячейки существенно отличаются. При моделировании линейного снижения расхода рассчитана нестационарная температура теплоносителя в сборке для термопар Т-101, Т-202 и Т-303 (рис. 3). Для термопар Т-101, Т-202 среднеквадратичное отклонение от измеренной составляет 35 К. Максимальное отклонение, как и для стационарного случая, наблюдается на периферии сечения сборки. В данном случае это объясняется модельным усреднением по числу радиальных разбиений в сборке. В расчете область размещения термопары Т-303 попадает в зону кипения, в эксперименте, вероятно, в этой области термopара омывается однофазной жидкостью.

Для 37-стержневой сборки на этом же стенде [12] была измерена температура теплоноси-

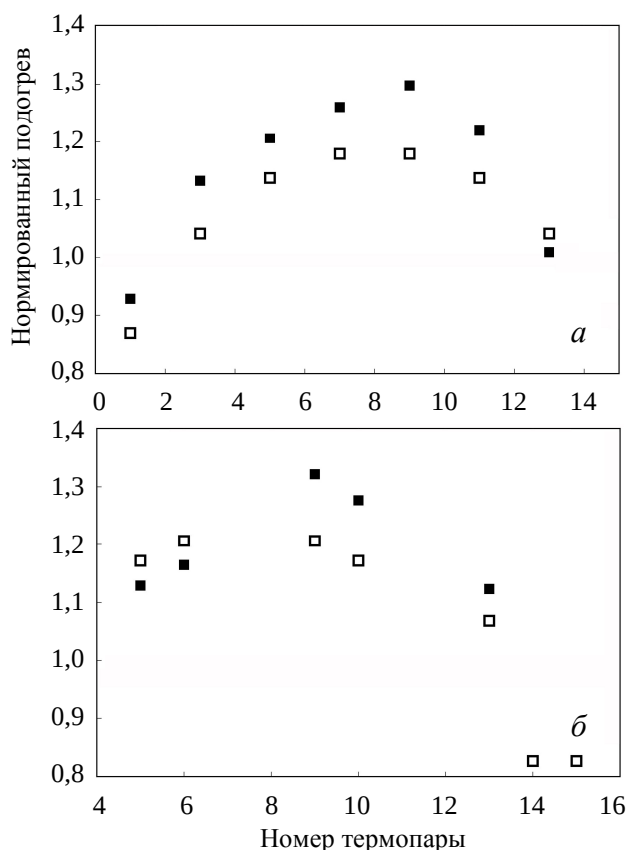


Р и с. 2. Измеренная (■) и расчетная температура (□) оболочки имитатора твэлов и теплоносителя на входе в сборку 19Н-140-6 (а), 19Н-30-3 (б) [11]



Р и с. 3. Измеренная термопарой Т-101 (■), Т-202 (▲), Т-303 (●) и расчетная температура (—, ---, - · -) теплоносителя в условиях выбега насоса

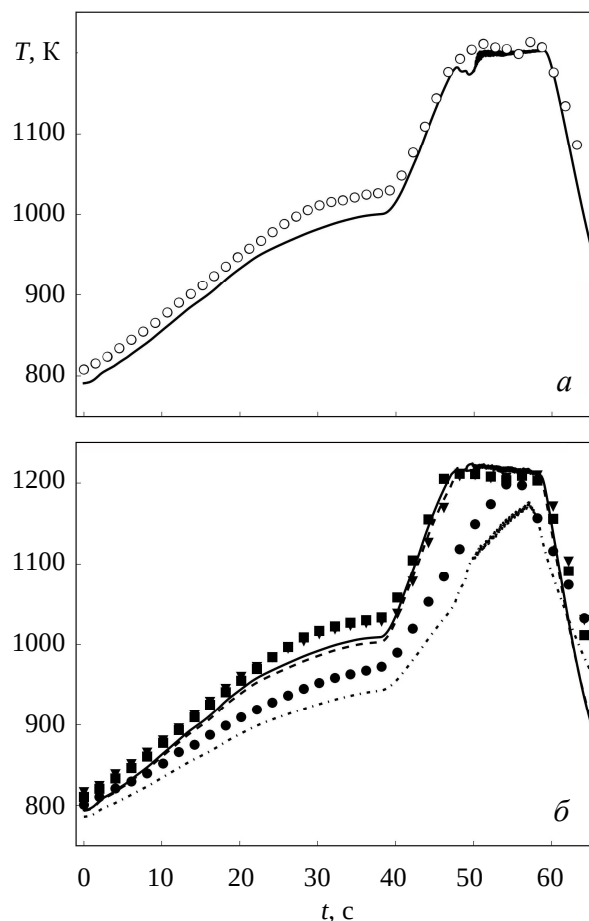
теля вдоль радиуса в различных по высоте сечениях в стационарных условиях (рис. 4). Сравнение рассчитанной и измеренной температуры теплоносителя выполнено для нормированного профиля. Среднеарифметическое отклонение



Р и с. 4. Измеренная (■) и расчетная температура (□) теплоносителя в эксперименте 37H-260-2 [12] в сечении G (а), C (б) для стационарных условий

расчета от эксперимента составило $\sim 10\%$. В нестационарных экспериментах с выбегом насосов измеряли температуру термопар, установленных на внешней стороне стенки оболочек имитаторов (рис. 5). Для данного расчета не наблюдается больших отклонений на периферии. Общее среднеквадратичное отклонение по всем термопарам лежит в интервале 31 К.

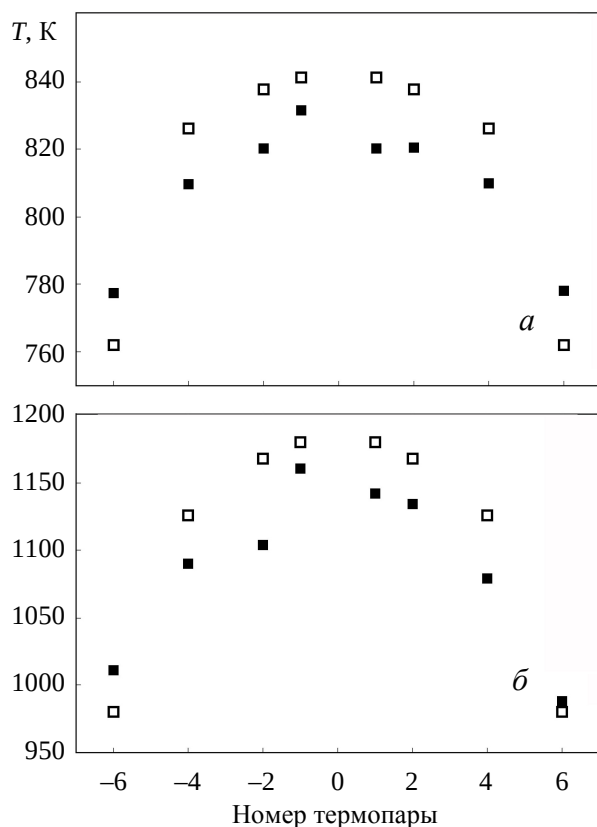
В экспериментах, выполненных на стенде KNS для 37-стержневой сборки в условиях снижения расхода теплоносителя при выбеге насоса [13], была измерена температура теплоносителя по радиусу в стационарном режиме и в момент закипания (рис. 6) и оболочек имитаторов в различных точках по высоте сборки (рис. 7). Из расчетов видно, что двумерная модель сборки достаточно точно описывает профиль температуры по радиусу сборки. В абсолютных значениях среднеквадратичное отклонение расчетной температуры от измеренной составляет 18 К для стационарного и 32 К для нестационарного режима.



Р и с. 5. Измеренная в эксперименте 37FC-21 [12] в сечении H (а) и G (б) термопарой T-011 (○), T-101 (■), T-205 (▲), T-408 (●) и расчетная температура (—, ---, - · -) теплоносителя в условиях выбега насоса

Радиальное распределение температуры определяется тепловыделением в радиальном канале, расходом и интенсивностью межканального перемешивания. Наибольшая температура соответствует центральной области, наименьшая — периферии вследствие необратимых потерь теплоты с чехла сборки и лучшего охлаждения периферийных имитаторов теплоносителем. Учет радиального теплообмена позволяет учитывать данные эффекты и точнее предсказывать максимальную температуру оболочек твэлов ТВС, что является важным с точки зрения безопасности.

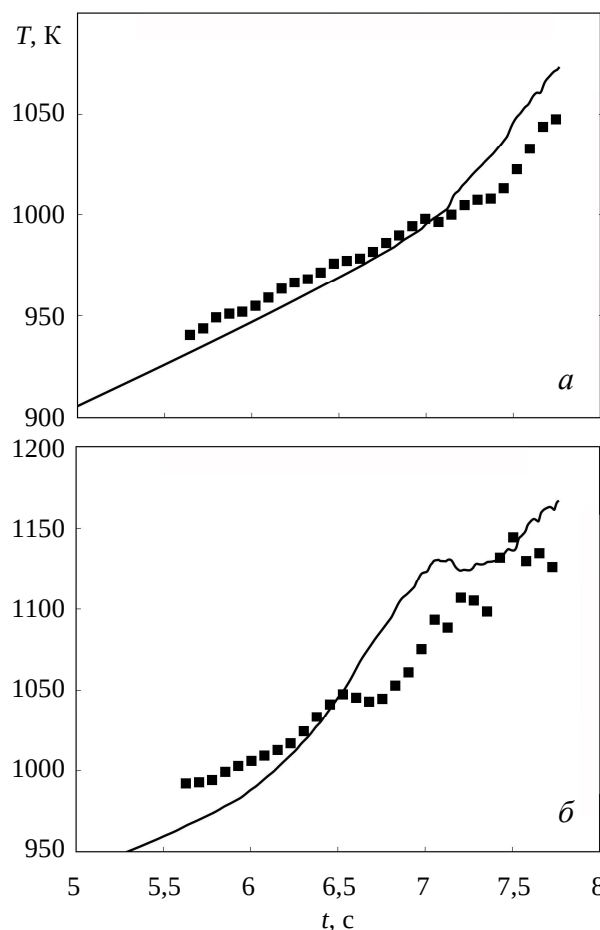
Расчеты свидетельствуют о корректности применяемых в двумерном теплогидравлическом модуле соотношений для определения как стационарных, так и нестационарных теплогидравлических процессов в сборках, которые охлаждаются жидким натрием, с учетом пространственных эффектов.



Р и с. 6. Измеренная (■) и расчетная температура (□) в 37-стержневой сборке в эксперименте [13] при стационарном расходе (а) и в момент закипания (б)

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кудашов И.Г., Семенов В.Н., Фокин А.Л. и др. Моделирование процессов кипения натрия в одномерном двухжидкостном приближении с помощью кода СОКРАТ-БН. — Атомная энергия, 2011, т. 111, вып. 3, с. 137—139.
2. Кудашов И.Г., Усов Э.В., Бутов А.А. и др. Модели теплообмена кода СОКРАТ-БН для расчета кипения натрия в каналах разной геометрии. — Там же, 2014, т. 117, вып. 5, с. 261—265.
3. Жуков А.В., Кириллов П.Л., Матюхин Н.М. и др. Теплогидравлический расчет ТВС быстрых реакторов с жидкометаллическим охлаждением. М.: Энергоатомиздат, 1986. 160 с.
4. Pedras M., de Lemos M. Computation of turbulent flow in porous media using a Low—Reynolds model and an infinite array of transversally displaced elliptic rods. — Numerical Heat Transfer, A, 2003, v. 43, p. 585—602.
5. No H., Kazimi M. An investigation of the physical foundations of two-fluid representation of sodium boiling in the liquid-metal fast breeder reactor. — Nucl. Sci. Engng, 1987, v. 97, p. 327—343.
6. Yamano H., Fujita S., Tobita Y. e.a. SIMMER-III: a Computer Program for LMFR Core Disruptive Accident Analysis. Vers. 3. A Model Summary and Program Description. JNC TN 9400 2003-071, August 2003.
7. Ашурко Ю.М., Волков А.В., Раскач К.Ф. Разработка программных модулей для расчета запроектных аварий



Р и с. 7. Измеренная (■) и расчетная температура (—) оболочки имитатора твэла на периферии сборки на высоте 570 (а), 779 мм (б) в условиях выбега насоса

8. Жуков А.В., Сорокин А.П., Матюхин Н.М. Межканальный обмен в ТВС быстрых реакторов. Теоретические основы и физика процесса. М.: Энергоатомиздат, 1989. 130 с.
9. Жуков А.В., Сорокин А.П., Матюхин Н.М. Межканальный обмен в ТВС быстрых реакторов. Расчетные программы и практическое приложение. М.: Энергоатомиздат, 1991. 226 с.
10. Кириллов П.Л., Бобков В.П., Жуков А.В., Юрьев Ю.С. Справочник по теплогидравлическим расчетам в ядерной энергетике. М.: ИздАт, 2010.
11. Kikuchi Y., Haga K. Sodium boiling experiments in a 19-pin bundle under loss-of-flow conditions. — Nucl. Engng Design, 1981, v. 66, p. 357—366.
12. Haga K. Loss-of-flow experiment in a 37-pin bundle LMFBR fuel assembly simulator. — Ibid., 1984, v. 82, p. 305—318.
13. Huber F., Kaiser A., Mattes K., Peppler W. Steady state and transient sodium boiling experiments in a 37-pin bundle. — Ibid., 1987, v. 100, p. 377—386.