

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ИНДИВИДУАЛЬНЫХ ДРОССЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ ДЛЯ ГИДРАВЛИЧЕСКОГО ПРОФИЛИРОВАНИЯ РАСХОДА ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ В МОДЕЛИ РЕАКТОРА

В.И. Солонин¹, А.А. Сатин¹, С.И. Гетья¹, П.В. Кобзев²

¹МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Российская Федерация
e-mail: satin86@inbox.ru

²ОАО “НИКИЭТ им. Н.А. Доллежала”, Москва, Российская Федерация

Приведены результаты исследования гидравлических характеристик потока теплоносителя в 55-стержневой модели активной зоны газоохлаждаемого реактора и трактах подвода теплоносителя, содержащих дроссельные устройства. Продемонстрировано соответствие экспериментальных распределений скорости и статического давления на входе в модель активной зоны, в трактах напорного коллектора и результатов численного моделирования, выполненного с использованием программного комплекса ANSYS CFX v14.0. Показано, что дросселирование потока теплоносителя за напорным коллектором с вихревым течением не обеспечивает выравнивания расхода на входе в модель активной зоны, но исключает пульсации расхода в трактах охлаждения твэлов при достаточно большом коэффициенте гидравлического сопротивления дросселя. Выравнивание расхода по сечению активной зоны достигается на расстоянии 10...15 гидравлических диаметров трактов охлаждения.

Ключевые слова: напорный коллектор, дросселирование, аэродинамический эксперимент, вычислительная гидродинамика.

USE OF INDIVIDUAL THROTTLE DEVICES FOR HYDRAULIC PROFILING OF THE COOLANT FLUX IN REACTOR MODEL

V.I. Solonin¹, A.A. Satin¹, S.I. Getya¹, P.V. Kobzev²

¹Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russian Federation
e-mail: satin86@inbox.ru

²JSC Dollezhal Research and Development Institute of Power Engineering, Moscow, Russian Federation

Results of research of hydraulic characteristics of the coolant flow in fifty-five rod model of a core of a gas-cooled reactor and inside paths of the heat-carrier supply which contain throttle devices are presented. Conformity of experimental distributions of velocity and static pressure on an input to the core model, inside paths of a discharge header with results of the numerical simulation executed with the use of program complex ANSYS CFX v14.0 is shown. It is shown, that redistribution of the coolant flow behind a pressure head collector with vortex flow does not ensure flow balance input of the core but excludes pulsations of the charge in parts of cooling fuel elements under the big sufficiently hydraulic resistance factor of the throttle. Flow balance within section of a core is reached on distance of 10–15 hydraulic diameters of cooling paths.

Keywords: discharge header, throttling, aerodynamic experiment, computational fluid dynamics.

В реакторах энергетических и специальных установок последних поколений используются бесчехловые активные зоны [1, 2], позволяющие повысить эффективность использования нейтронов, надежность

теплоотовода от тепловыделяющих элементов (ТВЭЛов), ядерную и радиационную безопасность.

Гидравлическое профилирование расхода теплоносителя через отдельные тепловыделяющие сборки (ТВС) [3], используемое для выравнивания подогрева теплоносителя в чехловых активных зонах, может оказаться неэффективным для бесчехловых активных зон вследствие отсутствия ограничений на поперечные перегородки теплоносителя в объеме пучков ТВЭЛов. Поэтому для бесчехловых активных зон стремятся уменьшить неравномерность энерговыделения в поперечном сечении, выровнять распределение плотности расхода теплоносителя в поперечном сечении активной зоны [1].

В большинстве реакторов эти решения реализуются для одинакового диаметра ТВЭЛов в активной зоне; для реактора БРЕСТ-300-ОД предложено использовать ТВЭЛы двух диаметров при одинаковом шаге их расположения [4].

Модель газоохлаждаемой установки и измерение скорости на входе в дроссельные устройства. Рассмотрим задачу влияния геометрии трактов подвода теплоносителя на распределение его расхода по сечению бесчехловой активной зоны на газодинамической модели (рис. 1).

Тракты подвода модели включают в себя подводящие патрубки 1, расположенные нормально к оси модели, кольцевой тракт 2, коллектор 3 раздаточный, образованный полусферическим днищем 4 и плоским входным торцом 5 имитатора активной зоны. Имитатор активной зоны выполнен в виде 55 гладких цилиндрических стержней

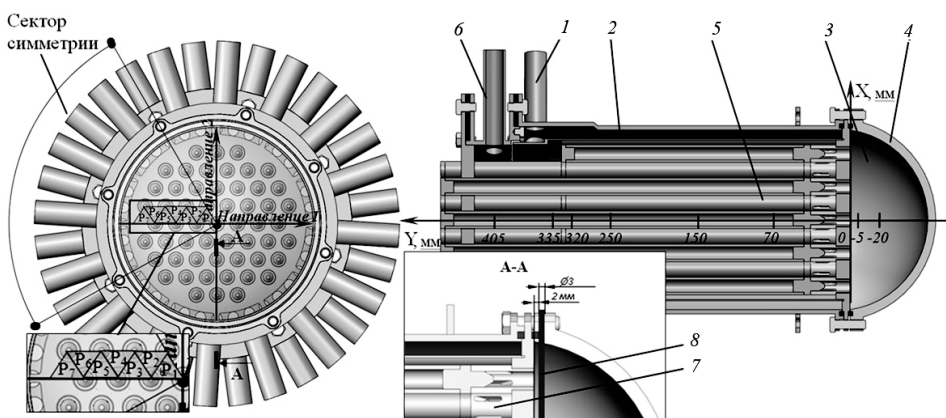


Рис. 1. Схема модели трактов теплоносителя и размещения измерительного зонда:

1 — подводящие патрубки; 2 — кольцевой тракт; 3 — раздаточный коллектор; 4 — полусферическое днище; 5 — стержневой имитатор активной зоны; 6 — выходные патрубки; 7 — хвостовики; 8 — измерительный зонд; направления 1 и 2 — направления движения измерительного зонда; P_1, \dots, P_7 — ячейки периодичности, содержащие каналы для потока теплоносителя

диаметром 20 мм, расположенных по правильной треугольной решетке с относительным шагом $s/d = 1,085$; 13 стержней (рис. 1) имеют бóльшую, чем остальные имитаторы, длину для моделирования влияния направляющих каналов системы управления и защиты на течение теплоносителя на участке от выхода из активной зоны до выходных патрубков модели (б). По периферии цилиндрических стержней размещено 18 сегментов, сопрягающих решетку имитаторов с внутренней обечайкой кольцевого тракта.

Траты подвода, ожидаемая гидродинамика течения в модели качественно подобны таковым в напорной камере реакторов с водой под давлением без эллиптического днища шахты [5]. Исследования [6] показали образование в объеме напорной камеры крупных торообразных вихрей, срыв которых приводил к пульсациям расхода в имитаторах ТВС чехловой активной зоны. Для устранения крупных вихрей в отечественных реакторах с водой под давлением с бесчехловой активной зоной используются перфорированные эллиптическое днище шахты и опорные трубы под ТВС. Подбором гидравлических характеристик перфорации днища, опорных труб, геометрии коллектора между днищем и корпусом удается получить близкое к равномерному распределение расхода по сечению активной зоны [5–8].

В настоящей работе для подавления пульсаций и профилирования расхода на входе в имитатор активной зоны используются дроссельные устройства в виде хвостовиков 7 (см. рис. 1), размещаемых на входе теплоносителя. Хвостовики имеют соосные имитатору твэла цилиндрические отверстия диаметром 11,2 мм и четыре плоских канала размером 20×4 мм, раздающих поток в четырех направлениях в тракты охлаждения каждого имитатора твэла.

Плотная упаковка имитаторов твэлов ($s/d = 1,085$) снижает достоверность результатов измерений в объеме активной зоны модели. Поэтому измерения распределения расхода по сечению имитатора активной зоны были выполнены на входе в дроссельные устройства в виде хвостовиков с использованием цилиндрического зонда 8 диаметром 3 мм (см. рис. 1) с одним радиально расположенным импульсным отверстием диаметром 0,4 мм. Зонд перемещался вдоль диаметра модели в двух взаимно перпендикулярных направлениях (направление 1 и направление 2) (см. рис. 1). Расстояние от оси зонда до плоскости входа в имитатор активной зоны составляло 3,5 мм.

Выполнена тарировка зонда с использованием аэродинамической трубы термоанемометра DISA [9], показавшая, что давление в импульсном отверстии, ориентированном навстречу потоку, равно динамическому напору потока с погрешностью 6 %, а разность давлений при ориентации импульсного отверстия навстречу и по потоку составляет приблизительно 1,29 динамического напора потока с погрешностью 16 %. Отличие результатов тарировки от других известных [7]

связано с турбулентностью тарировочного потока, в котором динамический напор, измеряемый зондом, превышает динамический напор потока со средней скоростью \bar{w} на $\left(1 + \frac{\bar{w}'^2}{\bar{w}^2}\right)$, где $\sqrt{\bar{w}'^2}$ – среднеквадратическое значение продольной скорости потока. Тарировка выполнена в диапазоне чисел Рейнольдса обтекания трубки зонда от 380 до 14000, что соответствует условиям измерений в модели.

Результаты экспериментов и численного анализа течения в модели. Результаты измерений цилиндрическим зондом приведены на рис. 2 и 3 в виде распределений средней скорости потока и статического давления на входе в дроссельные устройства.

Измерения полного давления и разрежения за зондом выполнялись при двух перемещениях зонда автоматизированным механизмом, обеспечивающим одинаковость координат измерений давления в пределах 0,1 мм. При анализе результатов следует учитывать, что при измерениях зондом в области входных отверстий хвостовиков, где поток поступает в дроссельные устройства, условия обтекания зонда аналогичны условиям тарировки. В то же время при измерениях в промежутках между входными сечениями дроссельных устройств показания зонда недостоверны вследствие соизмеримости диаметра зонда и области перестройки потока: уменьшения осевой скорости потока, набегаю-

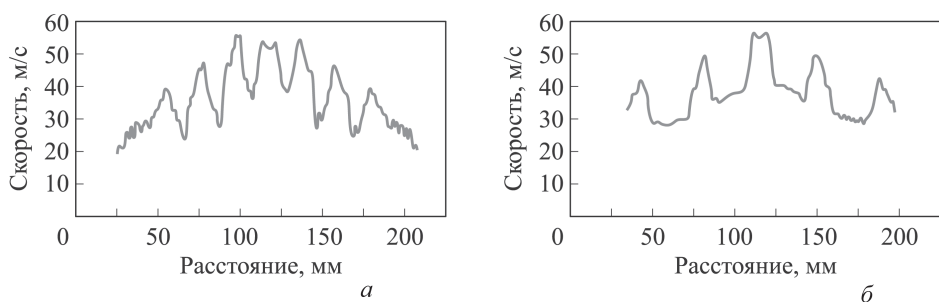


Рис. 2. Распределение скорости на входе в имитатор активной зоны: *a* – направление 1; *б* – направление 2

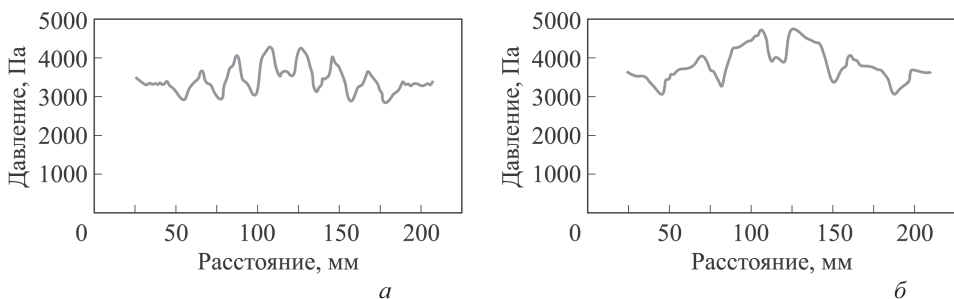


Рис. 3. Распределение статического давления на входе в имитатор активной зоны (*a*, *б* – см. рис. 2)

шего на плоское препятствие, увеличения статического давления в набегающем потоке [8].

С учетом отмеченных особенностей течения потока на входе в модель активной зоны следует ожидать, что измеренные между проходными отверстиями дроссельных устройств значения скорости (см. рис. 2) будут завышены, а статического давления (см. рис. 3) — занижены по сравнению с реальными.

Максимальные и средние значения скорости в области входных отверстий хвостовиков показывают, что гидравлическое сопротивление дроссельных устройств и имитаторов твэлов модели активной зоны обеспечивает распределение расхода теплоносителя по трактам охлаждения твэлов с неоднородностью от 0,5 до 1,5 от среднего по сечению входа в хвостовики значения скорости 36 м/с.

Для выявления особенностей течения на входе в имитатор активной зоны и в областях, не доступных для измерения, был выполнен численный анализ течения в модели. При численном моделировании использован конечно-элементный метод в программном комплексе ANSYS CFX v 14 [10], отличительной особенностью которого является возможность автоматического построения сеток, что важно ввиду сложной геометрии рассматриваемых моделей реакторной установки. Расчеты выполнены с применением стандартной линейной ($k-\varepsilon$)-модели турбулентности [11].

Использованы следующие балансные уравнения:

$$\rho \sum_j V_j \frac{\partial V_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \sum_j \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (1)$$

— уравнение движения жидкости;

$$\sum_j \frac{\partial V_j}{\partial x_j} = 0 \quad (2)$$

— уравнение неразрывности, где компоненты тензора напряжений и скоростей деформаций определяются как

$$\tau_{ij} = 2\mu S_{ij} - \rho \overline{V'_i V'_j}, \quad (3)$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V_i}{\partial x_j} + \frac{\partial V_j}{\partial x_i} \right). \quad (4)$$

Согласно гипотезе Буссенеска, напряжения Рейнольдса определяются как произведения турбулентной вязкости на соответствующие компоненты тензора скоростей деформаций осредненного движения:

$$-\rho \overline{V'_i V'_j} = T_{ij} = 2\mu_T S_{ij}. \quad (5)$$

Для замыкания осредненной системы уравнений (1), (2) используется модель турбулентной вязкости, выражаемой через кинетическую

энергию турбулентности k и скорость диссипации турбулентной энергии ε :

$$\mu_T = \frac{C_\mu \rho k^2}{\varepsilon}. \quad (6)$$

Уравнения для $(k-\varepsilon)$ -модели использованы в предположении о реализации полностью развитых турбулентных течений:

$$\rho \sum_j V_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = \sum_j \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \mu_T P - \rho \varepsilon, \quad (7)$$

$$\rho \sum_j V_j \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} = \sum_j \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \frac{\varepsilon}{k} (C_{\varepsilon 1} \mu_T \cdot P - C_{\varepsilon 2} \rho \varepsilon), \quad (8)$$

$$P = \frac{1}{\mu_T} \sum_i \sum_j T_{ij} \frac{\partial V_i}{\partial x_j}. \quad (9)$$

В уравнениях (1)–(9) — x_i — оси декартовой системы координат ($i = 1, 2, 3$); V_i — проекция вектора скорости V на ось x_i ; P — статическое давление; t — время; μ — динамическая вязкость, μ_T — турбулентная вязкость; ρ — плотность.

Коэффициенты стандартной линейной $(k-\varepsilon)$ -модели следующие: $C_\mu = 0,09$; $C_{\varepsilon 1} = 1,44$; $C_{\varepsilon 2} = 1,92$; $\sigma_k = 1,0$; $\sigma_\varepsilon = 1,3$.

В силу геометрической симметрии модели рассматривалось течение в секторе симметрии (см. рис. 1) — четвертой части модели. Граничными условиями при расчетах принималось равномерное распределение средней скорости в сечениях входных патрубков и постоянство статического давления, равного давлению окружающей среды, в выходных патрубках. Течение в приграничных слоях описывалось пристеночными функциями. Число конечных элементов в модели составляло порядка $10 \cdot 10^6$ элементов.

На рис. 4 и 5 приведено сравнение экспериментальных и расчетных значений скорости, статического давления на входе в имитатор активной зоны.

Сравнение экспериментальных и расчетных значений скоростей показывает, что в центральной области входа потока в модель (где расположено 60 % стержней-имитаторов твэлов) максимальные экспериментальные и расчетные значения скорости (см. рис. 4) совпадают в пределах погрешностей экспериментов (на площади проходных отверстий хвостовиков). Для периферийных стержней экспериментальные значения больше расчетных на $\sim 30\%$, что может быть объяснено нечувствительностью измерений полного давления к ориентации потока. Как и следовало ожидать, расчетные значения продольной скорости вблизи непроницаемой части торца существенно меньше измеренных

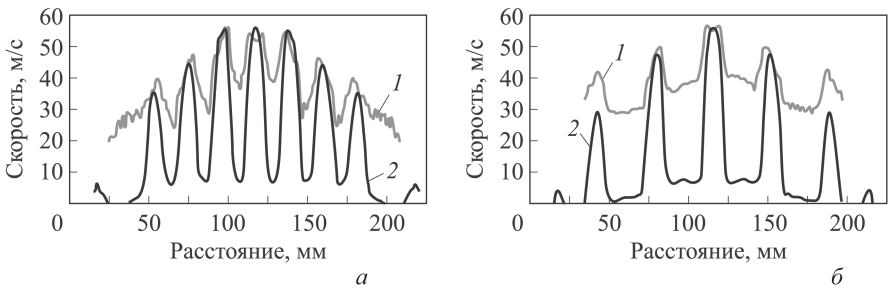


Рис. 4. Сравнение экспериментальных (1) и расчетных (2) значений скорости на входе в имитатор активной зоны (а, б – см. рис. 2)

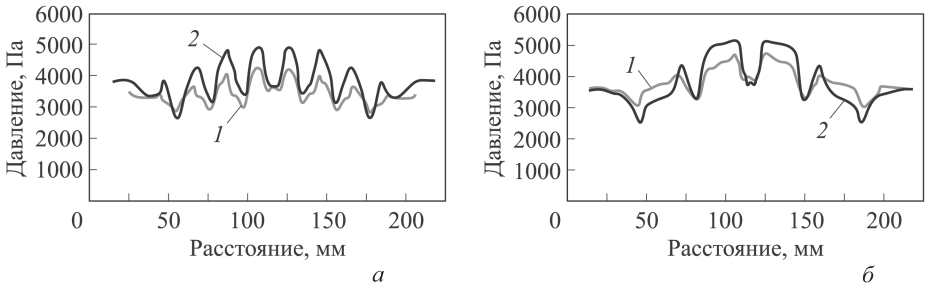


Рис. 5. Сравнение экспериментальных (1) и расчетных (2) значений статического давления на входе в имитатор активной зоны (а, б – см. рис. 2)

зондом. Причина такого расхождения обсуждена ранее, связана с отличием тарировочных характеристик зонда и условий обтекания зонда потоком вблизи непроницаемой поверхности входного торца модели.

На рис. 5 представлено сравнение экспериментальных и расчетных значений статического давления на входе в имитатор активной зоны.

Сравнение экспериментальных и расчетных распределений статического давления (см. рис. 5) показывает, что в пределах входных отверстий хвостовиков статические давления близки, а в областях у непроницаемой поверхности входного торца модели расчетное статическое давление превышает экспериментальное. Важно отметить непостоянство статического давления в сечении входа в модель, достигающее 1,1... 1,2 от максимального скоростного напора в хвостовиках и 2,6... 3,0 от среднего по сечению входа скоростного напора.

На рис. 6 приведено сравнение измерений статического давления в кольцевом тракте модели (см. рис. 1).

Первоначальное уменьшение давления ($Y = 225 \dots 100$) связано с потерями на трение в узком сечении тракта и восстановлением давления при уменьшении количества движения кольцевого потока за счет уменьшения тангенциальных неоднородностей в распределении скорости, связанных со вводом потока через дискретные подводящие патрубки (см. рис. 1). Дальнейшее восстановление давления ($Y < 75$ мм)

связано с влиянием дроссельной решетки на входе в раздаточный коллектор модели.

Экспериментальное и расчетное изменение давления вдоль тракта близки. Отличие в значениях давления составляет 5,5... 6,1 %, что является характеристикой общей погрешности численного моделирования течения в модели.

Анализ распределений статического давления в объеме имитатора активной зоны (рис. 7) показал, что существенная неравномерность давления сохраняется в пределах порядка 10 гидравлических диаметров тракта охлаждения модели активной зоны. Так, при $Y = 70$ мм ($11,7d_r$) неравномерность статического давления составляет порядка 12 % и уменьшается до 2 % при $Y = 150$ и 250 мм. Перед выходной решеткой ($Y = 320$ мм) неравномерность статического давления увеличивается до 5 % среднего значения.

Коэффициенты гидравлических потерь в раздаточном коллекторе и входных дросселях, определенные по разности средних значений полного давления, отнесенной к скоростному напору потока в модели активной зоны (определенному по средней скорости в пучке) составляют 3,36 и 2,04 соответственно.

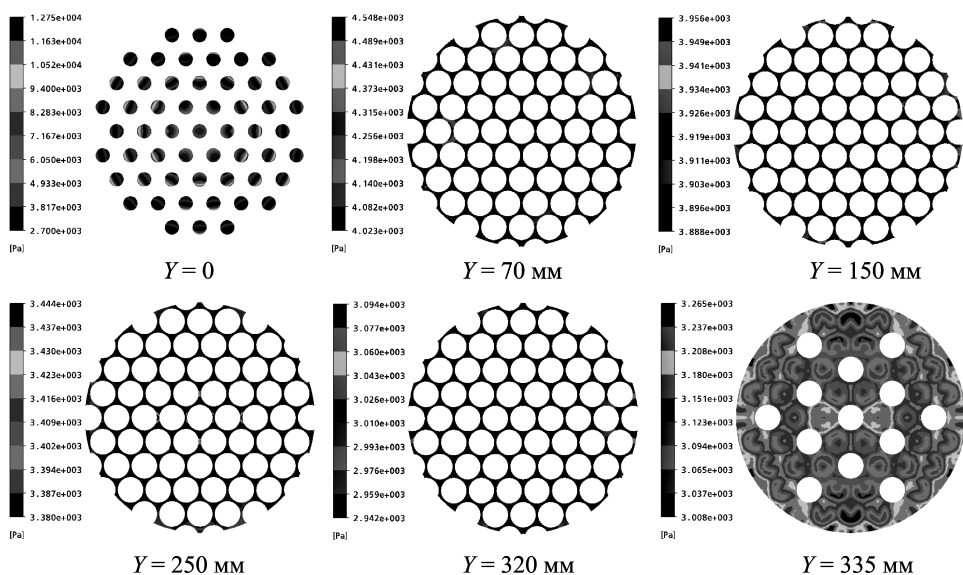


Рис. 7. Изменение статического давления в различных сечениях модели активной зоны

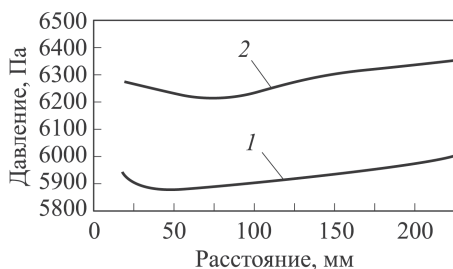


Рис. 6. Распределение статического давления в кольцевом канале (течение от $Y = 225$ мм в сторону $Y = 0$): 1 — эксперимент; 2 — расчет

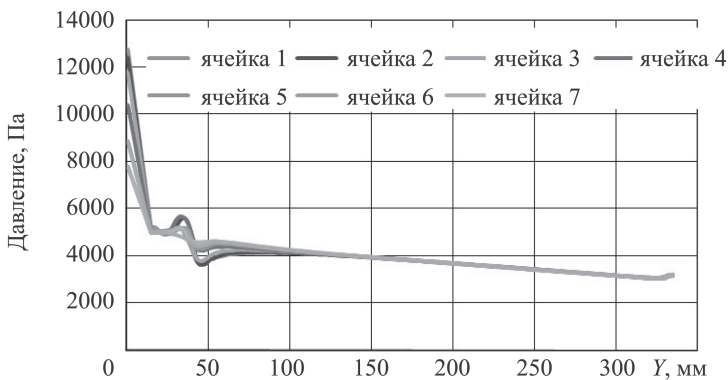


Рис. 8. Изменение статического давления вдоль ячеек имитатора активной зоны

Можно сделать вывод, что дросселирующие устройства, имеющие гидравлическое сопротивление, соизмеримое с таковым для раздаточного коллектора, не обеспечивают равномерного распределения расхода теплоносителя на входе в активную зону. Судя по изменению статического давления (см. рис. 7), равномерный расход в сечении устанавливается в пределах 10...15 гидравлических диаметров пучка. Отмеченное иллюстрируется изменением статического давления вдоль ячеек 1...7, расположенных по направлению 1 (см. рис. 1), представленное на рис. 8.

Анализ распределения кинетической энергии турбулентности в объеме модели (рис. 9) показывает, что в объеме раздаточного коллектора ($Y = -20$ мм, $Y = -5$ мм) кинетическая энергия турбулентности увеличивается в среднем от 82 до 105 м²/с².

На входе в хвостовики имитаторов твэлов кинетическая энергия турбулентности максимальна и достигает в среднем 226 м²/с². Плоские каналы хвостовиков формируют течение в пучке стержней с уровнем кинетической энергии турбулентности от (в среднем) 27 м²/с² ($Y = 70$ мм) до 6,7...6,4 м²/с² ($Y = 150...320$ мм). В области выхода из имитатора активной зоны кинетическая энергия турбулентности увеличивается до 19...24 м²/с². Если на входе в имитатор активной зоны турбулентные пульсации скорости $\sqrt{\bar{w}'^2}$, оцененные как $\sqrt{\frac{2k}{3}}$, составляют 7,4...8,4 м/с, а на входе в хвостовики — 12,3 м/с, то в трактах имитатора активной зоны турбулентные пульсации скорости уменьшаются до 4,2 м/с ($Y = 70$ мм) и ниже по течению сохраняют постоянное значение 2,1 м/с ($Y = 150...320$ мм). Последние значения турбулентных пульсаций скорости составляют 4,5 % среднерасходной скорости потока в трактах имитатора активной зоны, что соответствует развитому турбулентному течению в каналах [8].

Анализ результатов исследования течения в объеме модели. Таким образом, дроссельные устройства в форме хвостовиков твэлов

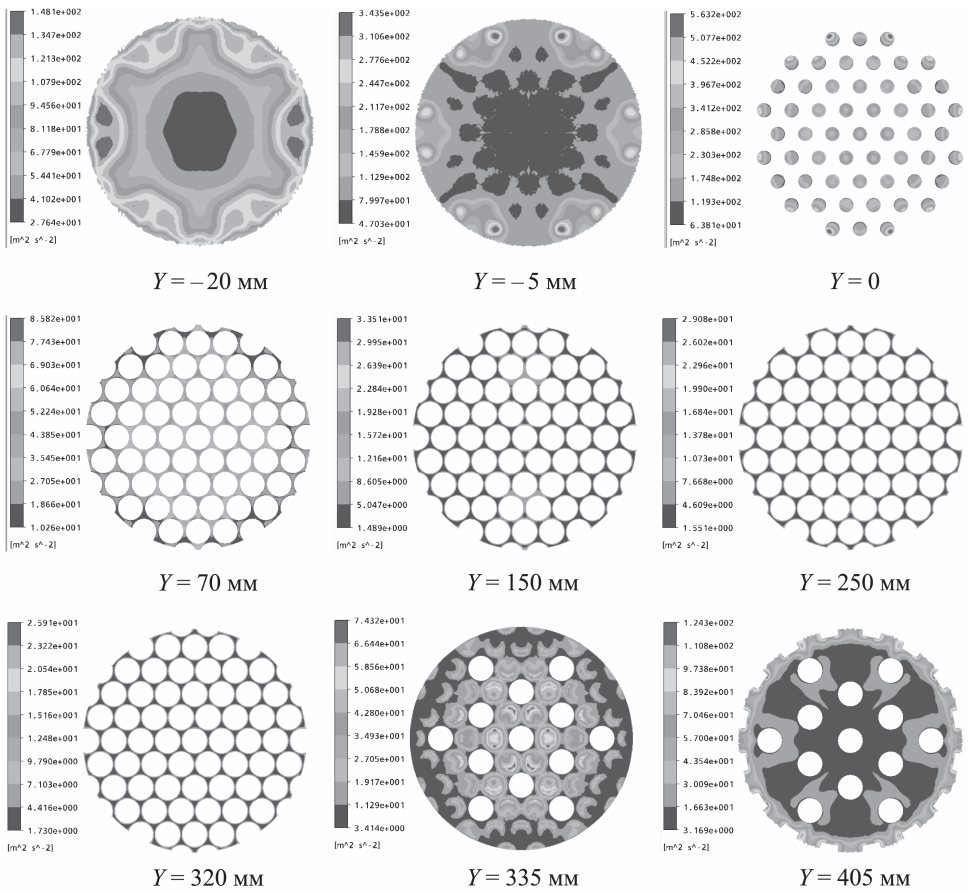


Рис. 9. Распределение кинетической энергии турбулентности в объеме модели

хотя и не обеспечивают равномерного распределения расхода по сечению активной зоны, позволяют исключить пульсации расхода в пучке имитаторов твэлов, что подтверждается уровнем кинетической энергии турбулентности в области стабилизированного течения в пучке стержней.

Проведенное исследование показало, что в раздаточном коллекторе теплоносителя, образованном полусферическим днищем и плоским торцом входной решетки имитатора активной зоны, возникает высокотурбулентное вихревое течение, уровень пульсационных скоростей в котором достигает 8,4 м/с (~23 % средней скорости на входе в дроссели), а потери полного давления составляют почти 3,5 скоростного напора потока в пучке стержней активной зоны.

При установке на входе в имитатор активной зоны модели индивидуальных для каждого имитатора твэлов дроссельных устройств, имеющих коэффициенты гидравлического сопротивления порядка 2,0 скоростного потока в пучке стержней активной зоны, неравномерность распределения расхода по имитаторам твэлов составляет 0,5... 1,5 от среднего значения.

В пределах начального участка течения в пучке из 55 гладких стержней, расположенных с относительным шагом правильной треугольной решетки 1,085, составляющего 10...15 гидравлических диаметров пучка, происходит выравнивание значений статического давления и кинетической энергии турбулентности по сечению пучка. Уровень кинетической энергии турбулентности за пределами начального участка соответствует развитому турбулентному течению в каналах.

Таким образом, дросселирование потока на входе в активную зону, выполняемое входными устройствами, конструктивно совмещенными с концевыми элементами (“заглушками”) твэлов, позволяет достигнуть равномерного распределения скорости потока в сечении бесчехловой активной зоны на расстоянии 10...15 гидравлических диаметров пучка при числе стержней модели 55. Увеличение числа стержней в активной зоне потребует больших расстояний для достижения равномерного распределения расхода в сечении активной зоны. Оценки показывают, что для зафиксированной в модели начальной неравномерности скорости протяженность участка выравнивания распределения скорости в пучке пропорциональна квадрату числа рядов стержней пучка активной зоны и слабо зависит от числа Рейнольдса течения.

Заключение. Использование индивидуальных дроссельных устройств, устанавливаемых на каждом твэле, позволяет получить равномерное распределение расхода и стабилизированное течение в трактах охлаждения активной зоны за пределами начального участка течения в пучке. Протяженность начального участка для исходной неоднородности расхода от 0,5 до 1,5 можно оценить как $\sim 15 \dots 135$ гидравлических диаметров пучка при числе стержней в активной зоне $\sim 50 \dots 450$.

Особенностью течения в исследованной модели является большой коэффициент гидравлического сопротивления раздаточного коллектора и дроссельных устройств, достигающий в сумме 5,5 скоростного напора потока в активной зоне. Если такие потери могут оказаться приемлемыми для реакторов, охлаждаемых капельными жидкостями, то для газоохлаждаемых реакторов необходимо рассмотрение иных вариантов профилирования расхода теплоносителя на входе в активную зону.

Использование программного комплекса ANSYS CFX v 14.0 и стандартной ($k-\varepsilon$)-модели позволяет получить гидравлические характеристики трактов теплоносителя, соответствующие экспериментальным результатам с погрешностью 5...6%.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Активные зоны ВВЭР для атомных электростанций* / Ю.Г. Драгунов, В.Д. Шмелев, В.П. Денисов, И.Н. Васильченко. М.: Академкнига, 2004. 220 с.

2. Драгунов Ю.Г. Разработка реакторной установки для модуля мегаваттного класса // Атомная энергия. 2012. Т. 113. № 1. С. 4–6.
3. Емельянов И.Я., Михан В.И., Солонин В.И. Конструирование ядерных реакторов / под общ. ред. акад. Н.А. Доллежала. М.: Энергоиздат, 1982. 402 с.
4. Драгунов Ю.Г., Лемехов В.В., Смирнов В.С., Чернецов Н.Г. Технические решения и этапы разработки реакторной установки БРЕСТ-ОД-300 // Атомная энергия. 2012. Т. 113. № 1. С. 70–77.
5. Резепов В.К., Денисов В.П., Кирилук Н.А., Драгунов Ю.Г., Рыжов С.Б. Реакторы ВВЭР-1000 для атомных электростанций. М.: Академкнига, 2004. 333 с.
6. Драгунов Ю.Г., Логинов С.А., Безруков Ю.А. Экспериментальное обоснование теплогидравлической надежности реакторов с ВВЭР. М.: Академкнига, 2004. 255 с.
7. Жукаускас А.А. Конвективный перенос в теплообменниках. М.: Наука, 1982. 472 с.
8. Ханжонков В.И. Аэродинамические характеристики кольцевых струй, натекающих на экран // Промышленная аэродинамика. 1966. Вып. 27. С. 145–179.
9. Service Manual DISA Elektronik a/s DK-2740 Scovlunde. DISA Information Department, 1975. 66 p.
10. ANSYS, Inc. ANSYS CFX-Solver Theory Guide, Release 14, 2012.
11. Versteeg H.K., Malalasekera W. An introduction to computational fluid Dynamics. The Finite Volume Method. England: Longman & Technical, 1995. 267 p.

REFERENCES

- [1] Dragunov Yu.G., Shmelev V.D., Denisov V.P., Vasilchenko I.N. Aktivnye zony VVER dlya atomnykh elektrostantsiy [Core of Water-Water Energetic Reactor for nuclear plants]. Moscow, Akademkniga Publ., 2004. 220 p.
- [2] Dragunov Yu.G. Reactor unit for megawatt propulsion-power module. *At. Energiya* [At. Energy, pp. 1–3], 2012, vol. 113, no. 1, pp. 4–6 (in Russ.). DOI: 10.1007/s10512-012-9586-6
- [3] Emel'yanov I. Ya., Mihan V.I., Solonin V.I., Dollezhal N.A., eds. Konstruirovaniye yadernykh reaktorov. Uchebnoe posobie dlya VUZov [Design of nuclear reactors. The manual for higher educational institutions] Moscow, Energoizdat Publ., 1982. 402 p.
- [4] Dragunov Yu.G., Lemekhov V.V., Smirnov V.S., Chernetsov N.G. Technical solutions and development stages for the BREST-OD-300 reactor unit. *At. Energiya* [At. Energy, pp. 70–77], 2012, vol. 113, no. 1, pp. 58–64 (in Russ.). DOI: 10.1007/s10512-012-9597-3
- [5] Rezepov V.K., Denisov V.P., Kiriluk N.A., Dragunov Yu. G., Rizhov S.B. Reaktory VVER-1000 dlya atomnykh elektrostantsiy [Reactors Water-Water Energetic Reactor-1000 for nuclear energy plants]. Moscow, Akademkniga Publ., 2004. 333 p.
- [6] Dragunov Yu.G., Loginov S.A., Bezrukov Yu.A. Eksperimental'noe obosnovanie teplogidravlicheskoj nadezhnosti reaktorov s VVER [The experimental substantiation is thermal-hydraulic reliability of WWER reactors]. Moscow, Akademkniga Publ., 2004. 255 p.
- [7] Zhukauskas A.A. Konvektivnyy perenos v teploobmennikakh [Convective mass transfer in heat exchangers]. Moscow, Nauka Publ., 1982. 472 p.
- [8] Khanzhonkov V.I. Aerodinamicheskaya kharakteristiki kol'tsevykh struy, natekayushchikh na ekran [Aerodynamic characteristics of the ring jets accumulating on the screen]. *Promyshlennaya aerodinamika. Struynye techeniya* [Industrial aerodynamics. Jet streams], 1966, iss. 27, pp. 145–179 (in Russ.).
- [9] Service Manual DISA Elektronik a/s DK-2740 Scovlunde. DISA Information Department, 1975. 66 p.
- [10] ANSYS, Inc. ANSYS CFX-Solver Theory Guide, Release 14, 2012.

[11] Versteeg H.K., Malalasekera W. An introduction to computational Fluid Dynamics. The Finite Volume Method. England, Longman Scientific & Technical, 1995. 267 p.

Статья поступила в редакцию 29.04.2014

Солонин Владимир Иванович — д-р техн. наук, профессор кафедры “Ядерные реакторы и установки” МГТУ им. Н.Э. Баумана. Автор 100 научных работ в области ядерных технологий.

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Российская Федерация, 105005, Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5.

Solonin V.I. — Dr. Sci. (Eng.), professor of “Nuclear Reactors and Plants” department of the Bauman Moscow State Technical University. Author of more than 100 publications in the field of nuclear technologies.

Bauman Moscow State Technical University, Vtoraya Baumanskaya ul. 5, Moscow, 105005 Russian Federation.

Сатин Александр Анатольевич — ассистент кафедры “Ядерные реакторы и установки” МГТУ им. Н.Э. Баумана. Автор пяти научных работ в области ядерных технологий.

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Российская Федерация, 105005, Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5.

Satin A.A. — Assistant lecturer of “Nuclear Reactors and Plants” department of the Bauman Moscow State Technical University. Author of 5 publications in the field of nuclear engineering.

Bauman Moscow State Technical University, Vtoraya Baumanskaya ul. 5, Moscow, 105005 Russian Federation.

Гетья Сергей Иванович — ведущий специалист кафедры “Ядерные реакторы и установки” МГТУ им. Н.Э. Баумана. Автор 50 научных работ в области ядерных технологий.

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Российская Федерация, 105005, Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5.

Getya S.I. — Leading researcher of “Nuclear Reactors and Plants” department of the Bauman Moscow State Technical University. Author of more than 50 publications in the field of nuclear engineering.

Bauman Moscow State Technical University, Vtoraya Baumanskaya ul. 5, Moscow, 105005 Russian Federation.

Кобзев Павел Вячеславович — начальник бюро ОАО “НИКИЭТ им. Н.А. Доллежала”. Автор 30 научных работ в области ядерных технологий.

ОАО “НИКИЭТ им. Н.А. Доллежала”, Российская Федерация, 101000, Москва, а/я 788.

Kobzev P.V. — Chief of ОАО “Dollezhal NIKIET” [JSC Dollezhal Research and Development Institute of Power Engineering (Dollezhal Inst. RDIPE)]. Author of 30 publications in the field of nuclear engineering.

ОАО “Dollezhal NIKIET”, а/я 788, Moscow, 101000 Russian Federation.