

УДК 621.039.553.2

Использование выравнивающих решеток для уменьшения неравномерности потока в макете активной зоны ядерного реактора

Марков Павел Владимирович

markov.pv@bmstu.ru

Кислов Александр Сергеевич

kislovas@student.bmstu.ru

МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия

Аннотация. Исследовано влияние конструкции выравнивающей решетки на гидродинамику потока подводящего участка аэродинамического макета активной зоны ядерного реактора. Приведены результаты численного моделирования гидродинамики. Показано влияние выравнивающей решетки на величину скоростной неравномерности потока и проведен анализ течения в окрестности решетки. Выполнена валидация расчетной методики по справочным и экспериментальным данным.

Ключевые слова: выравнивающая решетка, аэродинамический эксперимент, вычислительная гидродинамика

Using equalizing grids to reduce flow unevenness in the layout of the active zone of a nuclear reactor

Markov Pavel Vladimirovich

markov.pv@bmstu.ru

Kislov Alexander Sergeevich

kas17ea225@student.bmstu.ru

BMSTU, Moscow, Russia

Abstract. The influence of the design of the equalizing grid on the hydrodynamics of the flow of the inlet section of the aerodynamic model of the active zone of a nuclear reactor is investigated. The results of numerical modeling of hydrodynamics are presented. The influence of the equalizing grid on the magnitude of the velocity non-uniformity of the flow is shown and an analysis of the flow in the vicinity of the grid is carried out. Validation of the calculation method is performed using reference and experimental data.

Keywords: equalizing grid, aerodynamic experiment, computational fluid dynamics

Введение. Физическое моделирование объектов использования атомной энергии применительно к получению экспериментальных данных о гидродинамике трактов течения теплоносителей и их гидравлическом сопротивлении связано с разработкой и эксплуатацией гидравлических и аэродинамических стендов [1, 2]. Макеты трактов конструируются из условий обеспечения геометрического подобия натурным объектам, при этом допускается их масштабирование или упрощение. Физическое подобие процессов в макетах и натуре реализуется в условиях равенства критериев подобия — безразмерных комплексов, составленных из определяющих процессы величин.

Помимо геометрического и физического подобия на гидродинамику потоков в макетах влияют условия подвода модельной среды. Тракты подвода среды к макетам могут создавать существенные скоростные, температурные неравномерности в потоке, индуцировать крупные вихри, влияющие на течение и тепло-массообмен в макетах [1, 3]. Одним из способов выравнивания скоростных неравномерностей, исключения переноса крупных вихрей в область моделирования является установка перфорированных решеток [1, 4]. Пористость решеток определяет их гидравлическое сопротивление, а размер отверстий — масштаб турбулентности за решетками. При малом гидравлическом сопротивлении уменьшение скоростной неравномерности в потоке при прохождении решетки мало, при большом — возможно «опрокидывание» профиля скорости, связанное с перестройкой потока и оттоком массы из областей с большими скоростями в области с малыми скоростями.

В работе рассматривается численное моделирование гидродинамики потока на входе в макет активной зоны ядерного реактора с выравнивающей решеткой, установленной в тракт подвода воздуха, показано ее влияние на уменьшение скоростной неравномерности, проведена валидация расчетной методики по данным физических экспериментов.

Объект исследования. Рассматривается макет канальной активной зоны ядерного реактора. Макет выполнен в виде цилиндрической обечайки внутренним диаметром $D = 623$ мм, уплотнением $H/D = 1$, на выходе из которой установлена перфорированная плита (рис. 1), которая создает струйное течение, аналогичное течению, формируемому каналами активной зоны. Плита содержит 241 цилиндрическое отверстие диаметром $d = 25$ мм, размещенное в узлах правильной треугольной упаковки с относительным шагом $x = s/d = 1,2$. Поток подается к макету через четыре подводящих патрубка с относительными диаметрами $D_0/D = 0,15$. На входе в макет установлена выравнивающая решетка для уменьшения неравномерности скорости, созданной патрубками подвода. Решетка имеет цилиндрические проливные отверстия диаметром $d_0 = 10$ мм, выполненные по квадратной упаковке с относительным шагом $x_0 = s_0/d_0 = 1,25$, что обеспечивает пористость в области перфорации 50 %. Выход потока из перфорированной плиты осуществляется в кольцевой зазор, имитирующий тракт течения в окрестностях биологической защиты.

Расчетная методика. Рассматривается 1/4 часть тракта течения, ограниченная взаимно перпендикулярными плоскостями симметрии (рис. 2). В расчетной области моделируется движение несжимаемого потока воздуха (локальные скорости потока не превышают 34 м/с, что соответствует значению числа Маха $M \approx 0,1$). Воздух подается через патрубок подвода по прямолинейному цилиндрическому каналу длиной $L/D_0 = 7,5$. На входе в участок задается постоянство профиля скорости; интенсивность и масштаб турбулентности приняты равными 0,01 и 0,01 м, соответственно. На выходе принимается постоянство статического давления, дополненное интегральным уравнением баланса массы. Все твердые поверхности моделируются гидравлически гладкими при реализации условия прилипания.

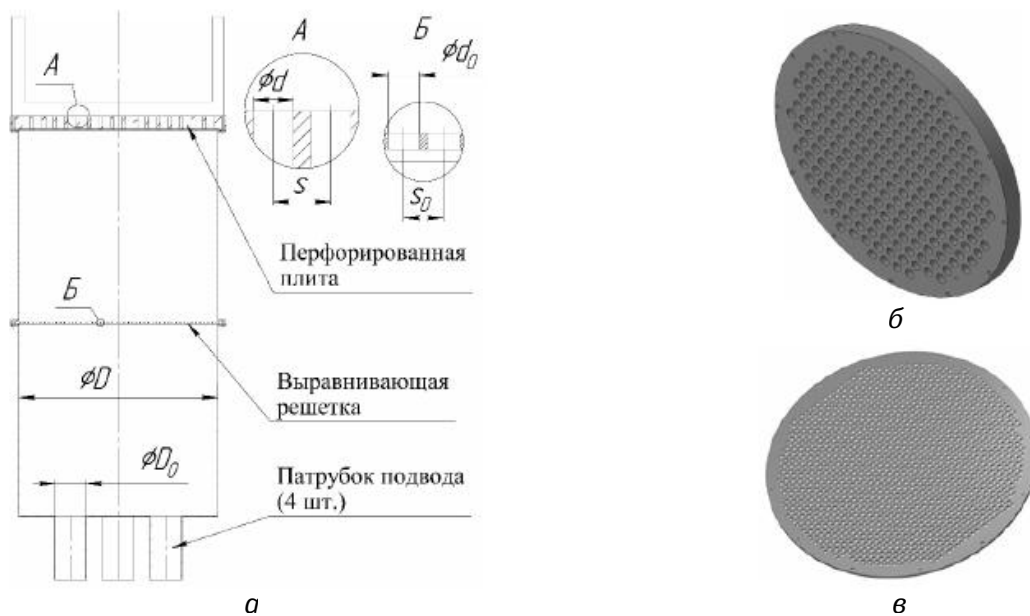


Рис. 1. Тракт макета канальной активной зоны:
а — схема; б — перфорированная плита; в — выравнивающая решетка

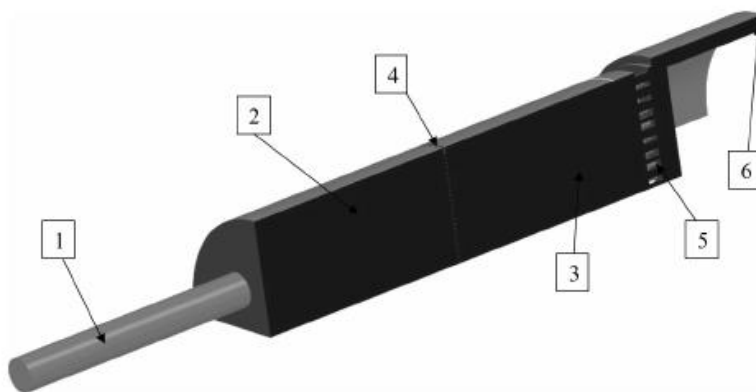


Рис. 2. Расчетная область:
1 — участок подвода; 2 — участок перед решеткой; 3 — участок за решеткой; 4 — перфорированная решетка; 5 — перфорированная плита; 6 — выходной участок

Математическая модель базируется на стационарных осредненных уравнениях движения сплошной среды (RANS [5, 6]), замыкаемых двухпараметрической моделью турбулентной вязкости:

– уравнении неразрывности:

$$\sum_j \frac{\partial \bar{V}_j}{\partial x_j} = 0;$$

– уравнении сохранения количества движения:

$$\rho \cdot \sum_j \bar{V}_j \frac{\partial \bar{V}_i}{\partial x_j} = - \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \sum_j \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial \bar{V}_i}{\partial x_j} - \rho \overline{V_i' V_j'} \right),$$

где $\overline{V_i}$ — осредненная по времени проекция вектора скорости в нии x_i ; $\overline{P}$ — осредненное давление; ρ и μ — плотность и вязкость, соответственно.

Турбулентные напряжения формулируются как

$$-\rho \overline{V_i' V_j'} = \mu_T \left(\frac{\partial \overline{V_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{V_j}}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij},$$

где μ_T — коэффициент турбулентной динамической вязкости; k — кинетическая энергия турбулентности на единицу массы потока, равная полусумме осредненных квадратов пульсационных составляющих проекций вектора скорости: $k = (\overline{V_x'^2} + \overline{V_y'^2} + \overline{V_z'^2})/2$; δ_{ij} — оператор Кронекера (равный единице для диагональных компонентов тензора напряжений и равный нулю для недиагональных компонент).

Турбулентная вязкость определяется через кинетическую энергию турбулентности k и скорость ее диссипации ε (k – ε модель):

$$\mu_T = \frac{C_\mu \cdot \rho \cdot k^2}{\varepsilon}.$$

В стандартной k – ε модели, используемой в работе, уравнения сохранения k и ε имеют вид [7]:

$$\begin{aligned} \rho \sum_j \overline{V_j} \frac{\partial k}{\partial x_j} &= \sum_j \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \mu_T) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \mu_T \sum_i \sum_j \frac{\partial \overline{V_i}}{\partial x_j} \left(\frac{\partial \overline{V_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{V_j}}{\partial x_i} \right) - \rho \varepsilon; \\ \rho \sum_j \overline{V_j} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} &= \sum_j \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \\ &+ \frac{\varepsilon}{k} C_{\varepsilon 1} \mu_T \sum_i \sum_j \frac{\partial \overline{V_i}}{\partial x_j} \left(\frac{\partial \overline{V_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{V_j}}{\partial x_i} \right) - \rho C_{\varepsilon 2} \frac{\varepsilon^2}{k}. \end{aligned}$$

Эмпирические коэффициенты стандартной модели: $\sigma_\varepsilon = 1,3$; $C_{\varepsilon 1} = 1,44$; $C_{\varepsilon 2} = 1,92$; $C_\mu = 0,09$.

На основании предварительных расчетов по исследованию сеточной сходимости выбрана схема дискретизации расчетной области: расчетная область состоит из призматических контрольных объемов [8] с характерным размером 2,5 мм.

Результаты расчета. На рис. 3 приведены линии тока в расчетной области при циркуляции воздуха с массовым расходом 0,266 кг/с (через каждый патрубков). Резкое расширение проходного сечения при выходе потока из патрубков подвода приводит к отрыву потока, образованию крупных вихрей в окрестности цилиндрической обечайки. Профиль осевой скорости вдоль радиальной линии, проходящей через ось подводящего патрубка, перед

и за решеткой приведены на рис. 4. Наблюдается эффективное выравнивание решеткой поля скорости потока на входном участке: максимальное значение скорости, отнесенное к среднерасходной величине, уменьшается с 12,1 до 1,1.

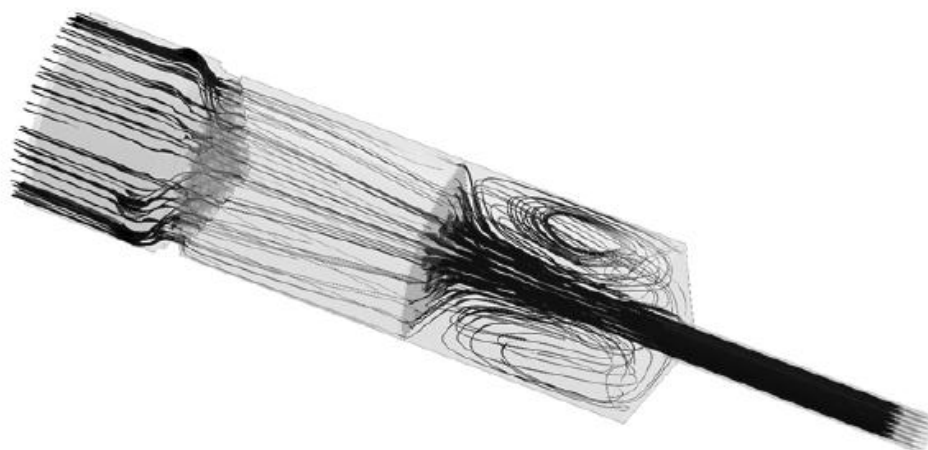


Рис. 3. Линии тока в расчетной области

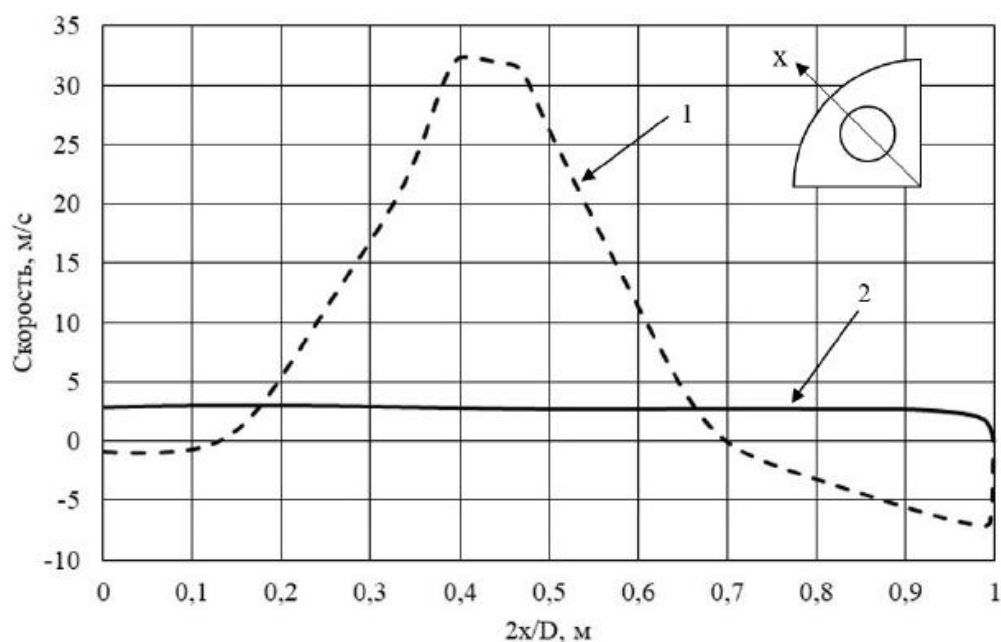


Рис. 4. Распределение осевой скорости вдоль оси x перед решеткой (1) и за решеткой (2)

Валидация результатов расчета. Валидация результатов расчета осуществлялась по справочным данным о коэффициенте гидравлического сопротивления (КГС) перфорированных решеток и мембран [7, 9], по экспериментальным данным о локальных значениях статического давления.

В справочной литературе [5, 6] предполагается зависимость КГС перфорированных решеток и мембран от их пористости f , т. е. отношения площади проходного сечения проливных отверстий решетки к площади проходного сечения канала, в котором она установлена. Данные, приведенные в справоч-

ной литературе, получены в условиях стабилизированного течения перед решетками, когда распределение скорости в ядре потока близко к равномерному для турбулентного режима течения. В работе [5] дана зависимость:

$$\zeta = \left[\left(1 + \frac{0,707}{\sqrt{1-f}} \right) \cdot \left(\frac{1}{f} - 1 \right) \right]^2. \quad (1)$$

В работе [6] приведена зависимость, которая без учета трения в отверстиях, вклад которого в местное сопротивление мал ввиду малой толщины решетки (δ) имеет вид

$$\zeta = [0,5 \cdot (1-f)^{0,75} + \tau \cdot (1-f)^{1,375} + (1-f)^2] / f^2; \quad (2)$$

$$\tau = (2,4 - \delta/d_0)^{-\phi(\delta/d_0)};$$

$$\phi(\delta/d_0) = 0,25 + 0,535 \cdot \frac{(\delta/d_0)^8}{(0,05 + \delta/d_0)}.$$

Расчетные значения КГС получены в условиях существенно неравномерного распределения скорости перед решеткой (рис. 4) для диапазона расхода через расчетную область от 0,081 до 0,266 кг/с, что соответствует значению числа Рейнольдса, рассчитанного по среднерасходной скорости перед решеткой и внутреннему диаметру цилиндрической обечайки (D), от $5,81 \cdot 10^5$ до $1,72 \cdot 10^5$. КГС определялся по формуле

$$\zeta = \frac{\overline{\Delta P_{\text{полн}}}}{\rho \cdot V^2 / 2},$$

где $\overline{\Delta P_{\text{полн}}}$ — разница осредненных по площади полных напоров, определяемых как сумма статического давления и скоростного напора, в сечениях, отстоящих от решетки на расстояниях 110 мм (до решетки) и 505 мм (после решетки); $(\rho \cdot V^2 / 2)$ — скоростной напор перед решеткой.

Результаты сравнения расчетных и справочных данных приведены в табл. 1.

Таблица 1

Сравнение расчетных значений КГС со справочными данными

№	Расход, кг/с	Число Re	Коэффициент гидравлического сопротивления		
			Расчет	Справочная формула (1)	Справочная формула (2)
1	0,266	$5,81 \cdot 10^5$	4,31	4,64	4,06
2	0,240	$5,08 \cdot 10^5$	4,38		
3	0,204	$4,29 \cdot 10^5$	4,41		
4	0,164	$3,47 \cdot 10^5$	4,43		
5	0,081	$1,72 \cdot 10^5$	4,39		

Табл. 1 иллюстрирует хорошее соответствие результатов численного моделирования справочным данным: расчетные значения КГС лежат в области неопределенности справочных формул и отличаются от них не более чем на 10 %. Следует отметить, что полученный результат демонстрирует слабое влияние распределения скорости перед выравнивающей решеткой на ее гидравлическое сопротивление.

Экспериментальные данные о локальных значениях статического давления на поверхности цилиндрической обечайки получены на аэродинамическом стенде АД-1 кафедры «Ядерные реакторы и установки» МГТУ им. Н.Э. Баумана [2, 10]. В эксперименте фиксировалось статическое давление на обечайке в двух точках: перед решеткой на удалении 110 мм, за решеткой на расстоянии 505 мм. Конструкция решетки определяет распределение статического давления на поверхности обечайки в окрестности выравнивающей решетки: в периферийных областях решетки, где отсутствует перфорация (рис. 5, области 1–4) происходит торможение потока и локальное возрастание статического давления по сравнению со статическим давлением в ядре потока в центральной части решетки; в периферийных областях с перфорацией (рис. 5, области 5, 6) подобного увеличения давления не происходит. Такое течение приводит к немонотонному изменению статического давления по периметру обечайки в сечениях перед решеткой. На рис. 6 показаны расчетные распределения статического давления, избыточного относительно среднего давления в сечении размещения отбора перед решеткой, отнесенные к скоростному напору. Видно, что области избыточного давления и разряжения коррелируют с местами прилегания перфорации к обечайке (рис. 5, 6). Таким образом, отборы статического давления, выполненные на обечайке в окрестности выравнивающей решетки, фиксируют значения статического давления, отличные от среднего по сечению, что характерно для нестабилизированных течений.

За решеткой поток в областях без перфорации ускоряется за счет притока массы из расширяющихся струй, выходящих из проливных отверстий решетки. Области разряжения и избыточного давления смещаются относительно их расположения перед решеткой (рис. 7). При этом отличие локальных значений статического давления по периметру обечайки в области расположения отбора слабо отличается от среднего по сечению давления (по сравнению с областью расположения отбора перед решеткой).

В экспериментах было зафиксировано отрицательное значение перепада давления ΔP_{12} , измеренного как разница давлений в отборах перед (P_1) и за (P_2) решеткой. Этот результат объясняется следующими причинами:

– существенная скоростная неравномерность перед решеткой индуцирует существенную неравномерность распределения статического давления, которая характеризуется областью разряжения в струе; эта область вносит в существенный вклад в результат осреднения статического давления по площади таким образом, что среднее по сечению статическое давление перед решеткой оказывается меньше среднего по сечению статического давления за ре-

шеткой, где профиль скорости близок к равномерному, при сохранении положительного значения перепада полных давлений (см. табл. 2);

– отбор статического давления перед решеткой располагается в области, где статическое давление по периметру обечайки оказывается меньше среднего по сечению (рис. 6);

– сравнение расчетных и экспериментальных данных приведено в табл. 2, где показано соответствие расчетных и экспериментальных данных в пределах отклонений не более 7 %.

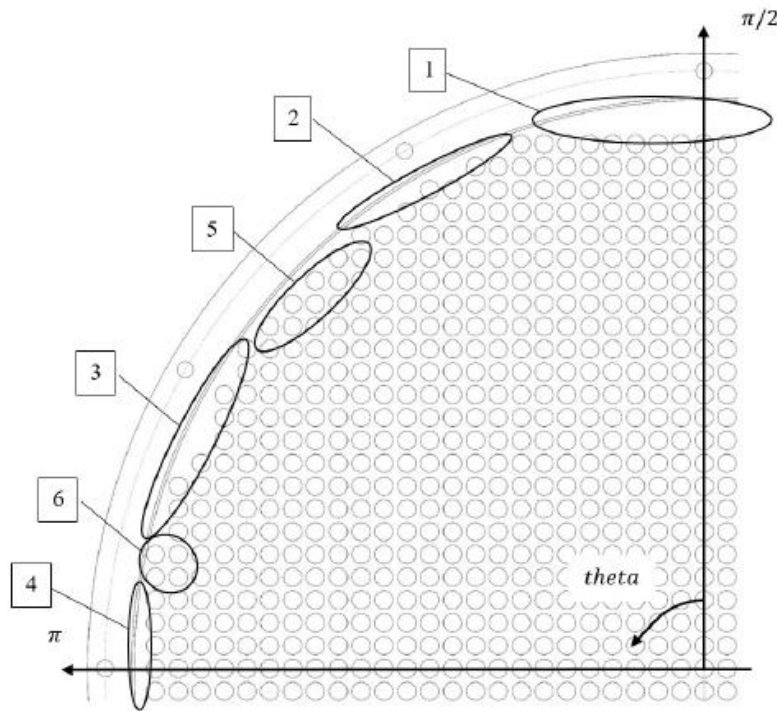


Рис. 5. Поперечное сечение стэнда в месте отбора P_1 :

1, 2, 3, 4 — рассматриваемые зоны

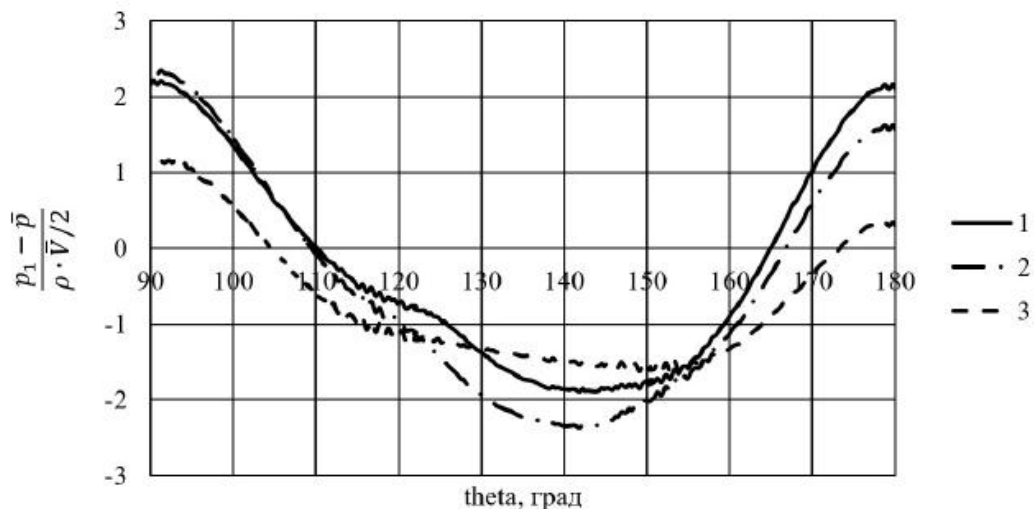


Рис. 6. Относительное избыточное давление по периметру обечайки в сечении, размещения отбора статического давления перед решеткой для различных режимов течения:

1 — $Re = 5,81 \cdot 10^5$; 2 — $Re = 5,08 \cdot 10^5$; 3 — $Re = 4,29 \cdot 10^5$

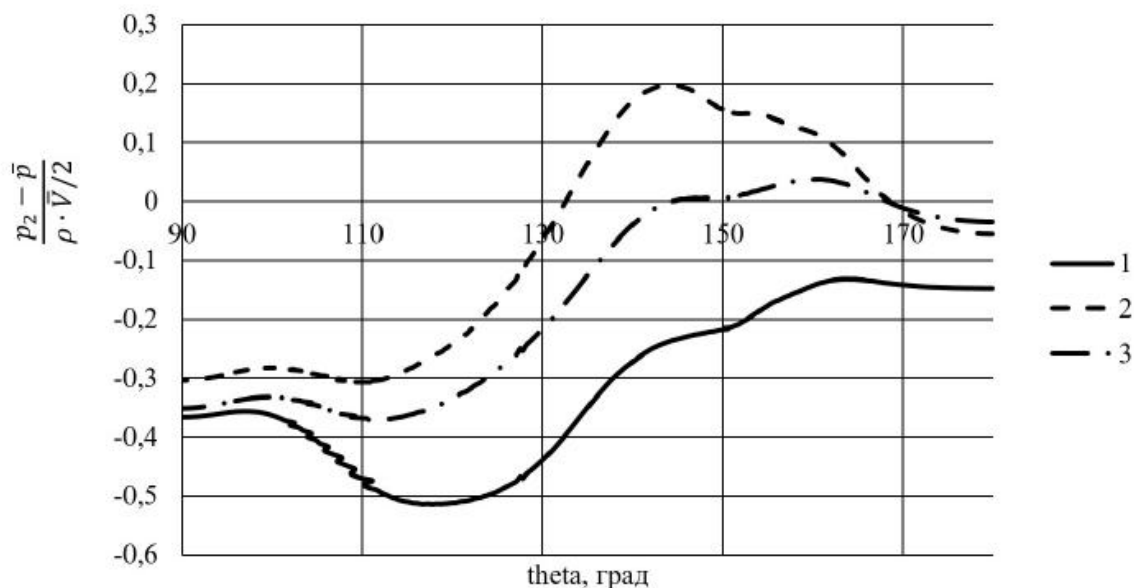


Рис. 7. Относительное избыточное давление по периметру обечайки в сечении, размещения отбора статического давления после решетки для различных режимов течения:

1 — $Re = 5,81 \cdot 10^5$; 2 — $Re = 5,08 \cdot 10^5$; 3 — $Re = 4,29 \cdot 10^5$

Таблица 2

Расчетные и экспериментальные значения перепада статического давления

№	Расход, кг/с	Число Re	ΔP_{12} , Па	
			Расчет	Эксперимент
1	0,266	$5,81 \cdot 10^5$	–60	–64
2	0,240	$5,08 \cdot 10^5$	–48	–47
3	0,204	$4,29 \cdot 10^5$	–36	–38

Заключение. На основе проведенного моделирования и полученных экспериментальных данных можно сделать следующие выводы:

- выполнено численное моделирование течения в макете активной зоны ядерного реактора. Показано влияние выравнивающей решетки на величину скоростной неравномерности потока, сформированного трактом подвода;
- продемонстрирована высокая эффективность решетки с пористостью 50 %, которая обеспечивает снижение скоростной неравномерности, сформированной трактом подвода, в 11 раз;
- выполнена валидация расчетной методики по справочным и экспериментальным данным. Отклонение расчетных значений КГС решетки от справочных данных составляет не более 10 %;
- показано, что на величину КГС решетки, определяемого как разница полных напоров, отнесенная к скоростному напору, слабо влияет распределение скорости перед решеткой. При этом существенная скоростная нерав-

номерность может заметно влиять на величину среднего по сечению статического давления;

– проанализированы локальные эффекты, индуцирующие неравномерность распределения статического давления в периферийной области в окрестности решетки, связанные с конструкцией решетки. Величина этой неравномерности зависит от распределения скорости потока в сечении и конструкции решетки;

– проведено сравнение расчетных и экспериментальных данных о перепаде статического давления в точках измерения на обечайке макета, проведенных на аэродинамическом стенде кафедры «Ядерные реакторы и установки» МГТУ им. Н.Э. Баумана. Отличие данных не превышает 7 %.

Список источников

- [1] Логвинов С.А., Безруков Ю.А., Драгунов Ю.Г. *Экспериментальное обоснование теплогидравлической надежности реакторов ВВЭР*. Москва, ИКЦ «Академкнига», 2004, 255 с.
- [2] *Теплофизическая стендовая база атомной энергетики России и Казахстана*. Саров, ФГУП «РФЯЦ-ВНИИЭФ», 2016, 160 с.
- [3] Getya S.I., Krapivtsev V.G., Markov P.V., Solonin V.I., Tsirin S.I. Modeling temperature nonuniformities in a fuel-element bundle of a VVER-1000 fuel-assembly. *Atomic Energy*, 2013, vol. 114, no. 1, pp. 69–72.
- [4] Повх И.Л. *Аэродинамический эксперимент в машиностроении*. Ленинград. Машиностроение», 1974, 480 с.
- [5] Шлихтинг Г. *Теория пограничного слоя*. Москва, Наука, 1974, 712 с.
- [6] Белов И.А., Исаев С.А. *Моделирование турбулентных течений*. Санкт-Петербург, Балт. гос. техн. ун-т, 2001, 108 с.
- [7] Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. *Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы)*. Москва, Энергоатомиздат, 1990, 360 с.
- [8] Патанкар С. *Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкости*. Москва, Энергоатомиздат, 1984, 124 с.
- [9] Идельчик И.Е. *Справочник по гидравлическим сопротивлениям*. Москва, Машиностроение, 1992, 672 с.
- [10] Драгунов Ю.Г., Лемехов В.В., Солонин В.И. и др. Моделирование распределения расхода теплоносителя по элементам активной зоны реакторной установки БРЕСТ-ОД-300. *Атомная энергия*, 2022, т. 133, № 1, с. 21–29.