

# АТОМНОЕ РЕАКТОРОСТРОЕНИЕ, МАШИНЫ, АГРЕГАТЫ И ТЕХНОЛОГИЯ МАТЕРИАЛОВ АТОМНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

УДК 621.039.517

## ГИДРАВЛИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПУЧКОВ СТЕРЖНЕЙ ТЕПЛОВЫДЕЛЯЮЩИХ СБОРОК РЕАКТОРНОЙ УСТАНОВКИ БРЕСТ-ОД-300

Д.В. Фомичев<sup>1</sup>, В.И. Солонин<sup>2</sup>

<sup>1</sup>ОАО “НИКИЭТ”, Москва, Российская Федерация  
e-mail: fomichev@nikiet.ru

<sup>2</sup>МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Российская Федерация  
e-mail: en7.power@bmstu.ru

*Приведены результаты численного моделирования течения в 37-стержневых макетах топливных элементов, дистанционированные двухзаходной трапециевидной навивкой, применительно к реакторной установке БРЕСТ-ОД-300. Получены данные о высотном распределении статического давления в объеме макетов, зависимости для определения коэффициентов гидравлического сопротивления пучков стержней. Даны рекомендации по применению замыкающих моделей турбулентности, доступных в CFD-пакете ANSYS Fluent. Проведен сравнительный анализ с имеющимися эмпирическими зависимостями по определению коэффициентов гидравлического сопротивления. Показано соответствие расчетных и экспериментальных данных. Представлены анализ экспериментальных данных и результаты численного моделирования гидродинамических характеристик пучков стержней тепловыделяющих сборок реакторной установки БРЕСТ-ОД-300.*

**Ключевые слова:** ядерная опытно-демонстрационная установка, тепловыделяющая сборка, вычислительная гидродинамика.

## PIN BUNDLES HYDRAULIC CHARACTERISTICS OF THE BREST-OD-300 WIRE-SPACED FUEL SUBASSEMBLIES

D.V. Fomichev<sup>1</sup>, V.I. Solonin<sup>2</sup>

<sup>1</sup>JRC “NIKIET”, Moscow, Russian Federation  
e-mail: fomichev@nikiet.ru

<sup>2</sup>Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russian Federation.  
e-mail: en7.power@bmstu.ru

*Findings from numerical simulation of the flow in 37-rod fuel assembly model spaced by a double-wire tapered wrapping as applied to the BREST-OD-300 reactor plant, are presented. Data on a static pressure heightwise distribution within the dummies, and dependencies for determining the fuel bundle flow friction factors are obtained. Recommendations are provided on using the closing turbulence models available in the ANSYS Fluent CFD package. A comparative analysis is performed against the existing empirical dependencies for determining the flow friction factors. The calcu-*

*lated and experimental data compliance is demonstrated. Analysis of the experimental data as well as the numerical simulation results for hydrodynamic performance of the BREST-OD-300 fuel rod assembly are presented.*

**Keywords:** experimental nuclear reactor, wire-spaced fuel subassembly, computational fluid dynamics.

В активной зоне опытно-демонстрационной реакторной установки (РУ) БРЕСТ-ОД-300 [1, 2] со свинцовым теплоносителем используется два типа рабочих тепловыделяющих сборок (ТВС) для центральной (ЦЗ) и периферийной (ПЗ) зон. Указанные ТВС конструктивно отличаются друг от друга лишь диаметрами тепловыделяющих элементов (ТВЭЛОВ), расположенных в правильной треугольной решетке и ограниченных чехлом шестигранного поперечного сечения.

Одним из вариантов дистанционирования ТВЭЛОВ является двухзаходная трапециевидная навивка (тип дистанционирования “ребро по ребру”).

Из значительного объема накопленных теоретических и экспериментальных данных по гидродинамическим характеристикам пучков стержней (гладких и с навивкой) [3–7] лишь ограниченное их число удовлетворяет требованию близости основных геометрических характеристик (по способу дистанционирования, относительному шагу расположения ТВЭЛОВ  $S/d$ , относительному шагу навивки  $T/d$ ), требуемых для ТВС РУ БРЕСТ-ОД-300.

Поэтому актуальным является получение новых экспериментальных данных и обобщение результатов анализа численного моделирования течения в пучках ТВЭЛОВ, дистанционированных двухзаходной трапециевидной навивкой, в целях уточнения их гидравлических характеристик.

В МГТУ им. Н.Э. Баумана были выполнены 37-стержневые макеты ТВС ЦЗ и ПЗ. Диаметры элементов макетов выполнены в масштабе  $\sim 2 : 1$ . Длина пучка стержней выбрана равной 1040 мм. Пучок стержней ограничивается чехлом шестигранного поперечного сечения с внутренним размером “под ключ”, равным 173 мм. Дистанционирование стержней обеспечено двухзаходной трапециевидной навивкой по типу “ребро по ребру”. Основные геометрические характеристики макетов ТВС ЦЗ и ПЗ приведены далее.

В экспериментах измерялись распределения статического давления  $p$  вдоль двух граней чехла на образующих, расположенных между двумя соседними периферийными стержнями, с использованием отборов давления и информационной измерительной системы (на кафедре “Ядерные реакторы и установки” МГТУ им. Н.Э. Баумана). При определенном расходе измерялось 19 значений давлений по высоте  $z$  макета.

Результаты экспериментов обобщены следующими зависимостями для определения коэффициентов гидравлического сопротивления:

## Геометрические характеристики макетов ТВС ЦЗ и ПЗ

Параметры	Макет ТВС	
	ЦЗ	ПЗ
Наружный диаметр стержня-имитатора твэла, $d$ , мм .....	20,81	22,53
Основание трапецевидной навивки, мм:		
нижнее, $h_1$ .....	4,29	3,65
верхнее, $h_2$ .....	2,15	2,15
Высота трапецевидной навивки, $h_0$ , мм .....	3,38	2,52
Описанный диаметр стержня-имитатора твэла, $D$ , мм .....	27,47	27,47
Шаг расположения стержней-имитаторов твэлов, $S$ , мм .....	27,57	27,57
Шаг навивки дистанционирующей проволоки, $T$ .....	429	429
Наибольший зазор между двумя смежными навивками дистанционирующей проволоки, $\delta_1$ , мм .....	0,1	0,1
Наибольший зазор между чехлом и навивкой дистанционирующей проволоки, $\delta_2$ , мм .....	1,0	1,0
Длина стержня-имитатора твэла, $L$ , мм .....	1040	1040
Относительный шаг:		
расположения стержней-имитаторов твэлов, $S/d$ .....	1,33	1,23
трапецевидной навивки, $T/d$ .....	20,6	19,0
Гидравлический диаметр проходного сечения пучка стержней, мм:		
без учета чехла, $d_{\Gamma}$ .....	17,37	13,84
с учетом чехла, $d_{\Gamma M}$ .....	14,34	12,28

$$\lambda = 0,311 \text{Re}^{-0,244}, \quad \Delta = 6 \% \quad (1)$$

— макет ТВС ЦЗ;

$$\lambda = 0,154 \text{Re}^{-0,153}, \quad \Delta = 5 \% \quad (2)$$

— макет ТВС ПЗ.

Коэффициент гидравлического сопротивления  $\lambda$  получен, исходя из соотношения [8]

$$\frac{1}{\lambda} \frac{dp}{dz} = \frac{1}{d_{\Gamma M}} \frac{\rho w^2}{2},$$

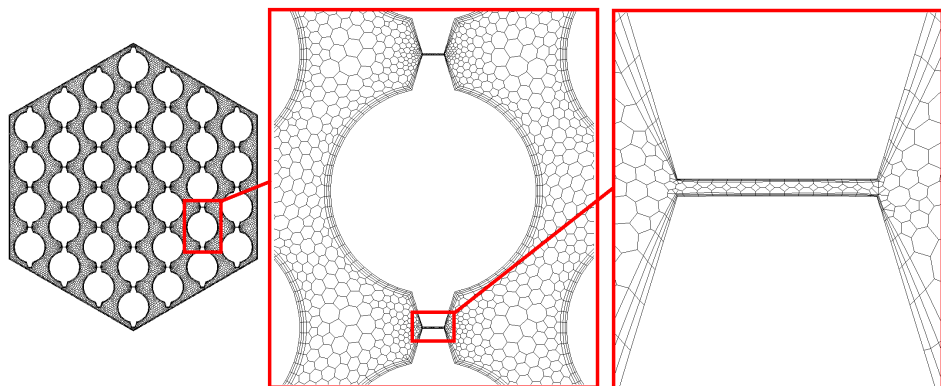
где  $w$  — среднемассовая скорость потока в проходном сечении пучка стержней;  $\rho$  — средняя плотность потока;  $d_{\Gamma M}$  — гидравлический диаметр модели.

Число Рейнольдса определяется по гидравлическому диаметру проходного сечения пучка стержней (без учета чехла модели) по следующей зависимости [8]:

$$\text{Re} = \frac{w d_{\Gamma}}{\nu},$$

где  $\nu$  — кинематическая вязкость.

Область применения полученных зависимостей лежит в диапазоне чисел Рейнольдса  $(3,5 \dots 6,5) \cdot 10^4$ . Погрешности  $\Delta$  учитывают отклонения параметров потока и геометрии макета.



**Рис. 1. Фрагменты расчетной сетки модели макета ТВС ЦЗ**

Для двух режимов течения в макетах ТВС ЦЗ и ПЗ, реализованных экспериментально, выполнено численное моделирование с использованием CFD-пакета ANSYS Fluent 14.5 [9].

Расчетная сетка моделей макетов ТВС ЦЗ и ПЗ построена в два этапа. На первом этапе с использованием пакета ANSYS Meshing [10] строилась тетраэдральная расчетная сетка. На втором этапе с использованием функций работы с расчетной сеткой ANSYS Fluent выполнены адаптация и конвертация тетраэдральной сетки в полиэдральную. Общее число элементов расчетной сетки составило  $\sim 10^8$ . Фрагменты расчетной сетки модели макета ТВС ЦЗ показаны на рис. 1.

В расчетной модели макета ТВС заданы следующие граничные условия: равномерное распределение расхода по входному сечению макета и постоянство статического давления потока в выходном сечении. Рабочим телом является воздух, свойства которого определены законом идеального газа.

При анализе течения в пучках стержней было рассмотрено 7 моделей турбулентности, доступных в пакете ANSYS Fluent [9]: стандартные  $(k-\varepsilon)$ - и  $(k-\omega)$ -модели, Realizable- $(k-\varepsilon)$ -, RNG- $(k-\varepsilon)$ - и SST- $(k-\omega)$ - (модель Ментора), SA- (модель Спаларта – Аллмараса) и RSM-модели (модель Рейнольдсовых напряжений). Выбор данных моделей обусловлен следующими соображениями.

Стандартная  $(k-\varepsilon)$ -модель [9, 11] использует два дифференциальных уравнения переноса для кинетической энергии турбулентности  $k$  и скорости диссипации кинетической энергии турбулентности  $\varepsilon$ , которые получены из уравнений Навье – Стокса и Рейнольдса с использованием некоторого числа допущений и гипотез [11].

Уравнения переноса без учета влияния плавучести и дополнительных источников генерации и порождения диссипации турбулентности записываются в следующем виде:

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - \rho \varepsilon - Y_k;$$

$$\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} G_k - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k},$$

где  $G_k = \overline{\rho u'_i u'_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i}$  – генерация турбулентной кинетической энергии;

$Y_k = 2\rho \varepsilon M_t^2$  – фактор, учитывающий условия сжимаемости течения потока воздуха как идеального газа;  $M_t = \sqrt{\frac{k}{a^2}}$  – турбулентное число

Маха;  $a = \sqrt{\gamma RT}$  – скорость звука в потоке воздуха.

Турбулентная динамическая вязкость определяется по соотношению  $\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$ .

Для данной модели сформирован стандартный набор констант:  $C_{1\varepsilon} = 1,44$ ;  $C_{2\varepsilon} = 1,92$ ;  $C_\mu = 0,09$ ;  $\sigma_k = 1,0$ ;  $\sigma_\varepsilon = 1,3$ .

Стандартная  $(k-\varepsilon)$ -модель турбулентности позволяет рассчитывать многие прикладные течения с умеренными деформациями полей скорости.

Для течений со значительной кривизной линий тока рекомендуется модель RNG- $(k-\varepsilon)$ , в которой структура уравнений переноса для кинетической энергии турбулентности и скорости ее диссипации аналогичны стандартной модели, но для определения турбулентной вязкости [12] используется специальное дифференциальное уравнение.

Опыт применения данной модели показывает улучшенное (по сравнению со стандартной моделью) согласование расчетных и экспериментальных данных, в частности, для течений со значительной кривизной линий тока.

Модель Realizable- $(k-\varepsilon)$  [13] также рекомендуется для течений с большой кривизной линий тока и закруткой течения. Модель использует уравнение переноса средней завихренности и устраняет отрицательные значения для параметра  $\overline{w_j^2}$  при значительных деформациях распределений средней скорости. Параметр  $C_\mu$  модели зависит от характеристик потока.

Модель RSM [9, 14] не использует гипотезу турбулентной вязкости. Вместо этого решаются дифференциальные уравнения переноса для каждого компонента тензора рейнольдсовых напряжений и уравнение переноса для скорости диссипации кинетической энергии турбулентности  $\varepsilon$ . Это принципиально позволяет учитывать анизотропность турбулентных пульсаций, что существенно расширяет область применения модели, в том числе для течений с большой кривизной линий тока, закруткой потока. Недостатком модели является приближенное моделирование многочисленных корреляций, возникающих при выводе уравнений переноса.

Модель SA [15] содержит одно дифференциальное уравнение переноса для модифицированной кинетической турбулентной вязкости  $\tilde{\nu}$ ,

связанной с “истинной” турбулентной вязкостью  $\nu_t = \mu_t/\rho$  алгебраическими уравнениями, содержащими параметр  $\tilde{\nu}/\nu$ , где  $\nu$  – кинематическая вязкость, и ряд констант [9, 11].

В стандартной  $(k-\omega)$ -модели [14] вместо уравнения переноса для  $\varepsilon$  используется уравнение для завихренности  $\omega = \varepsilon/k$ , что в ряде задач приводит к лучшему согласованию с экспериментальными данными нежели стандартная  $(k-\varepsilon)$ -модель.

Модель SST- $(k-\omega)$  [16, 17] представляет собой комбинацию стандартных  $(k-\varepsilon)$ - и  $(k-\omega)$ -моделей. Объединение этих моделей выполняется посредством эмпирической функции  $F_1$ , которая обеспечивает близость суммарной модели к  $(k-\varepsilon)$ -модели вдали от твердых стенок и к  $(k-\omega)$ -модели в пристеночной части потока. Для определения турбулентной вязкости используется гипотеза Брэдшоу [14] о пропорциональности напряжения сдвига в пристеночной части пограничного слоя энергии турбулентной пульсации, что позволяет избежать характерного для  $(k-\varepsilon)$ -моделей затягивания отрыва.

При недостаточно подробной сетке в пристеночной расчетной области для каждой из представленных моделей использована стандартная пристеночная функция [9, 14]. Геометрическая и расчетная модели макетов ТВС, использованные в численных расчетах, приведены на рис. 2.

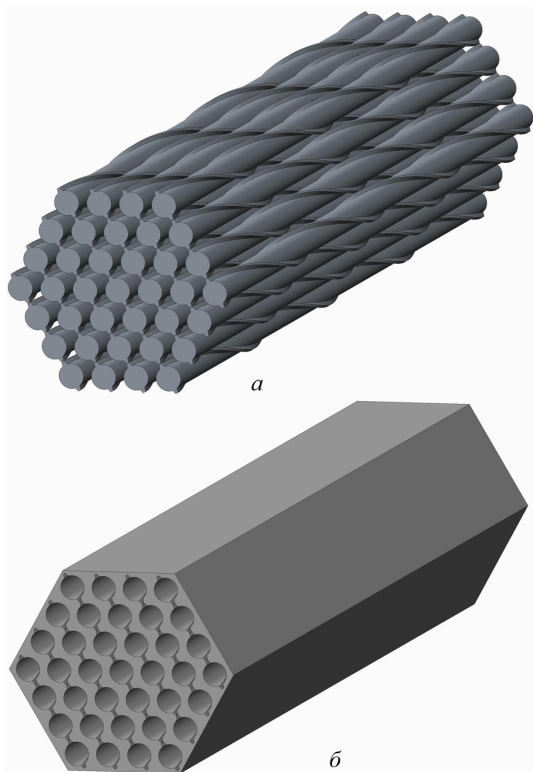
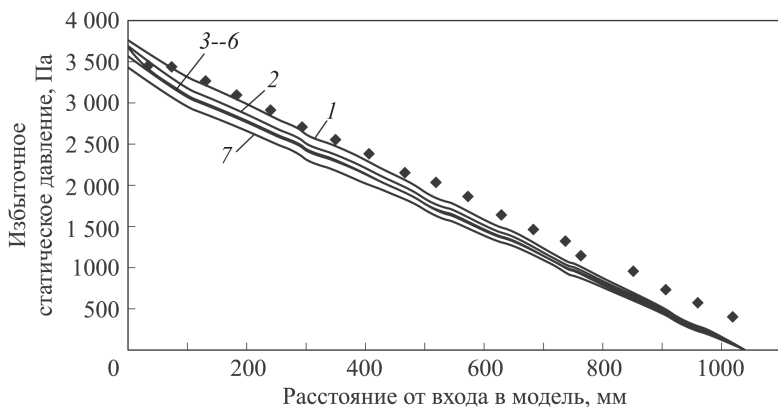


Рис. 2. Геометрическая (а) и расчетная (б) модели макета ТВС

Результаты экспериментального определения статического давления и расчетные значения статического давления, полученные по различным моделям турбулентности для течений в макетах ТВС ЦЗ и ПЗ, приведены на рис. 3 и 4.

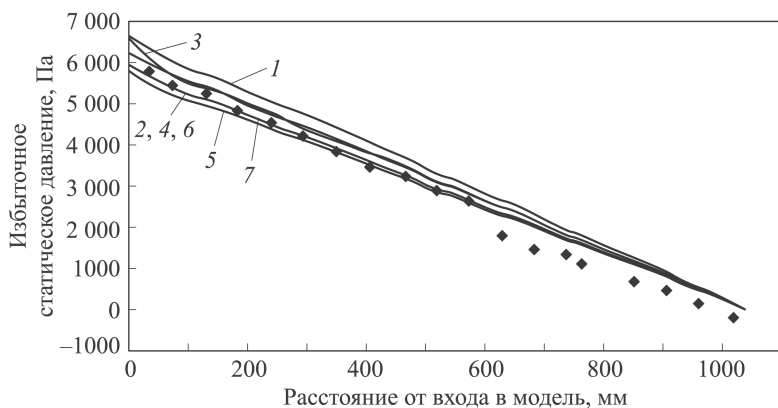
Сравнение результатов численного моделирования потока в макете ТВС ЦЗ с экспериментальными данными показывает, что на выходе из пучка статическое давление больше, чем принятое в расчетах, что связано с неучетом влияния выходной дистанционирующей решетки. Поэтому анализ соответствия расчетов и экспериментов выполнен по значениям градиентов статического давления (табл. 1).

Достаточно хорошее соответствие с экспериментальными данными показали все модели турбулентности, за исключением модели SA.



**Рис. 3. Распределения статического давления по высоте макета ТВС ЦЗ:**

◆ — эксперимент; 1 — модель Спаларта–Альмараса; 2 — стандартная  $(k-\omega)$ -модель; 3 — модель Рейнольдсовых напряжений; 4 — SST- $(k-\omega)$ -модель; 5 — Realizable- $(k-\varepsilon)$ -модель; 6 — стандартная  $(k-\varepsilon)$ -модель; 7 — RNG- $(k-\varepsilon)$ -модель



**Рис. 4. Распределения статического давления по высоте макета ТВС ПЗ:**

◆ — эксперимент; 1 — модель Спаларта–Альмараса; 2 — модель Рейнольдсовых напряжений; 3 — стандартная  $(k-\omega)$ -модель; 4 — SST- $(k-\omega)$ -модель; 5 — стандартная  $(k-\varepsilon)$ -модель; 6 — RNG- $(k-\varepsilon)$ -модель; 7 — Realizable- $(k-\varepsilon)$ -модель

## Средние значения градиентов статического давления для макета ТВС ЦЗ

Параметр	Эксперимент	Стандартная $(k-\varepsilon)$ -модель	RNG- $(k-\varepsilon)$ -модель	Realizable- $(k-\varepsilon)$ -модель	Стандартная $(k-\omega)$ -модель	SST- $(k-\omega)$ -модель	RSM-модель	SA-модель
$d\Delta P/dz$ , Па/мм	3,225	3,326	3,194	3,342	3,343	3,329	3,344	3,556
Коэффициент гидравлического сопротивления	0,02949	0,03041	0,02921	0,03056	0,03139	0,03044	0,03058	0,03252
Отклонение от эксперимента, $\Delta$ , %	—	3	1	3,5	6	3	3,5	9,5

Для моделей стандартной  $(k-\varepsilon)$ , RNG- $(k-\varepsilon)$  и SST- $(k-\omega)$  погрешность расчетов не превышает 3%. Погрешности 3,5% дали модели Realizable- $(k-\varepsilon)$  и RSM, стандартная  $(k-\omega)$ -модель — 6%. Наихудший вариант получен с использованием модели SA, предназначенной, в первую очередь, для задач внешнего обтекания.

Сравнение результатов численного моделирования потока в макете ТВС ЦЗ с экспериментальными данными (рис. 4) показывает, что статическое давление на выходе из пучка стержней немного больше экспериментального. Последнее обусловлено восстановлением давления в струйном течении за выходной дистанционирующей решеткой. Экспериментальные статические давления в области выхода из пучка стержней могут быть связаны с отклонением геометрии ребер от номинальной.

В табл. 2 приведено сравнение градиентов статического давления для макета ТВС ЦЗ. Экспериментальные значения градиентов определены по первым 11 экспериментальным точкам.

Наилучшие результаты дает SST- $(k-\omega)$ -модель. Погрешности результатов, полученных с использованием стандартной  $(k-\varepsilon)$ -, RNG- $(k-\varepsilon)$ -, Realizable- $(k-\varepsilon)$ - и RSM-моделей, не превышают 5%. Наибольшие отклонения от экспериментальных данных дают стандартная  $(k-\omega)$ - и SA-модели.

Таким образом, для расчетов гидравлических потерь в пучках твэлов ТВС ЦЗ и ЦЗ РУ БРЕСТ-ОД-300 можно рекомендовать стандартную  $(k-\varepsilon)$ -, RNG- $(k-\varepsilon)$ - или SST- $(k-\omega)$ -модели. Применение стандартной  $(k-\varepsilon)$ -модели дает погрешность расчетов в пределах 3% по сравнению с экспериментами, проведенными в МГТУ им. Н.Э. Баумана.



## Средние значения градиентов статического давления для макета ТВС ПЗ

Параметр	Эксперимент	Стандартная $(k-\varepsilon)$ -модель	RNG- $(k-\varepsilon)$ -модель	Realizable- $(k-\varepsilon)$ -модель	Стандартная $(k-\omega)$ -модель	SST- $(k-\omega)$ -модель	RSM-модель	SA-модель
$d\Delta P/dz$ , Па/мм	5,7822	5,873	5,601	5,392	5,848	5,842	5,873	6,246
Коэффициент гидравлического сопротивления	0,02767	0,0281	0,0268	0,0258	0,02798	0,02795	0,0281	0,02989
Отклонение от эксперимента $\Delta$ , %	–	1,5	5	3,8	7,8	0,1	0,5	6

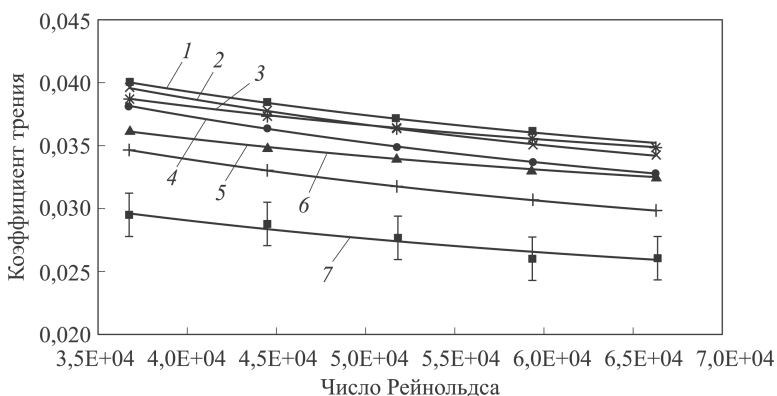
Выполнено сопоставление обобщений экспериментальных данных, полученных в МГТУ им. Н.Э. Баумана, с доступными данными по исследованию гидравлического сопротивления в пучках стержней, дистанционированных спиральным оребрением. Следует обратить внимание на то, что в работе [3] нет данных о геометрических характеристиках пучков. В экспериментах Энгеля [3] и Соболева [18] значения параметра  $S/d < 1,3$  и  $T/d \sim 8$ . В экспериментах Реме [3] дистанционирование стержней выполнено однозаходной навивкой по типу “ребро по оболочке”. В экспериментах Новендстерна [3] диапазон чисел стержней равен 19...217, параметры  $S/d$  и  $T/d$  лежат в необходимых диапазонах, но отсутствуют данные о форме и числе дистанционирующих ребер, равно как и о выборе определяющих геометрических параметрах для коэффициентов гидравлического сопротивления трения и числа Рейнольдса.

Сравнение с зависимостями [3, 18] приведено на рис. 5 и 6 для условий испытаний макетов ТВС ЦЗ и ПЗ.

Для макета ТВС ЦЗ приемлемое совпадение с экспериментами дают модели Маркли и Реме [3] – 14 и 19 % (учитывая, что погрешность эмпирических зависимостей лежит в пределах 30 %). Кроме того, необходимо учесть, что модель Соболева [18] дает завышенное значение коэффициента сопротивления примерно 28 %.

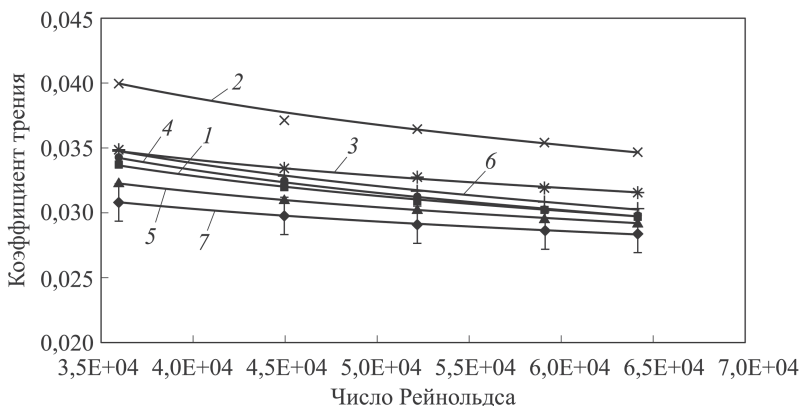
Для макета ТВС ПЗ наблюдается достаточно хорошее соответствие (в пределах 11 %) для всех рассмотренных зависимостей, за исключением модели Бишопа [3].

**Заключение.** Экспериментально полученные зависимости коэффициентов гидравлического сопротивления (1) и (2) в 37-стержневых моделях ТВС ЦЗ и ПЗ активной зоны РУ БРЕСТ-ОД-300 для условий геометрии центральной зоны близки к условиям течения в гладкой трубе (формуле Блазиуса [8]  $\lambda = 0,3164 \cdot \text{Re}^{-0,25}$ ), а для условий



**Рис. 5. Значения коэффициентов гидравлического сопротивления для условий испытаний макета ТВС ЦЗ:**

1 — модель Новендстерна; 2 — модель Бишопа; 3 — модель Чена; 4 — модель Соболева; 5 — модель Реме; 6 — модель Маркли; 7 — эксперимент



**Рис. 6. Значения коэффициента гидравлического сопротивления для условий испытания макета ТВС ПЗ:**

1 — модель Соболева; 2 — модель Бишопа; 3 — модель Чена; 4 — модель Маркли; 5 — модель Реме; 6 — модель Новендстерна; 7 — эксперимент

геометрии периферийной зоны — близки зависимостям Чена и Тодреса [23] ( $\lambda = C_f Re^{-0,18}$ ). Можно сделать вывод, что при увеличении высоты ребер их турбулизирующее влияние на гидравлические потери в пучках стержней уменьшается, поток развивается как в эквивалентной круглой гладкой трубе. Напротив, при уменьшении высоты ребер возрастает роль их турбулизирующего влияния типа автомоделных местных потерь, при этом ослабевает зависимость от числа Рейнольдса.

Результаты численного моделирования, находящиеся в хорошем соответствии с полученными экспериментальными данными, показывают, что имеют место периодические составляющие в изменении статического давления на участке квазистационарного течения, обусловленные закруткой потока дистанционирующими ребрами.

Для численного моделирования течения в пучках стержней с геометрией, рассматриваемой для ТВС активной зоны реакторной установки БРЕСТ-ОД-300, можно рекомендовать стандартную  $(k-\varepsilon)$ -, RNG- $(k-\varepsilon)$ - или SST- $(k-\omega)$ -модели.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Белая книга ядерной энергетики / В.В. Орлов, М.М. Селиверстов, В.А. Тищенко, В.В. Ужанова, В.С. Смирнов, И.Х. Ганев, А.В. Лопаткин, С.В. Брюнин, А.Н. Кархов, С.В. Европин, Г.Е. Шаталов, В.Е. Сытников, П.И. Долгошеев, В.Б. Козлов, В.П. Фотин; под ред. Е.О. Адамова. М.: Изд-во ГУП НИКИЭТ, 1998. 356 с.
2. Драгунов Ю.Г. Технические решения и этапы разработки реакторной установки БРЕСТ-ОД-300 / Ю.Г. Драгунов, В.В. Лемехов, В.С. Смирнов, Н.Г. Чернецов // Атомная энергия. 2012. Т. 113. № 1. С. 58–64.
3. Шейнина А.В. Гидравлическое сопротивление пучков стержней в осевом потоке жидкости // Жидкие металлы: сб. ст. М.: Атомиздат, 1967. С. 210–223.
4. Анализ гидравлического сопротивления пучков ТВЭЛов быстрых реакторов / А.В. Жуков, А.П. Сорокин, П.А. Титов, П.А. Ушаков // Атомная энергия. 1986. Т. 60. № 5. С. 317–321.
5. Bubelis E., Schikorr M. Review and proposal for best-fit of wire-wrapped fuel bundle friction factor and pressure drop predictions using various existing correlations / Forschungszentrum Karlsruhe GmbH. Karlsruhe, 2008. 61 p.
6. Турбулентное течение и теплообмен в каналах энергетических установок / Б.В. Дзюбенко, А. Сакалаускас, Л. Ашмантас, М.Д. Сегаль. Вильнюс: Pradai, 1995. 300 с.
7. Справочник по теплогидравлическим расчетам в ядерной энергетике. Теплогидравлические процессы в ЯЭУ / П.Л. Кириллов, В.П. Бобков, А.В. Жуков, Ю.С. Юрьев; под общ. ред. П.Л. Кириллова. М.: ИздАт, 2010. 776 с.
8. ANSYS FLUENT, Theory Guide, Rel. 14.5. ANSYS Inc., 2012.
9. ANSYS Meshing User's Guide, Rel. 14.5. ANSYS Inc., 2012.
10. Launder B.E. Lectures in Mathematical Models of Turbulence / B.E. Launder, D.B. Spalding. London, England: Academic Press, 1972.
11. Снегирев А.Ю. Высокопроизводительные вычисления в технической физике. Численное моделирование турбулентных течений. СПб.: Изд-во Политех. ун-та, 2009. 143 с.
12. Renormalization Group Modeling and Turbulence Simulations / S.A. Orszag, V. Yakhot, W.S. Flannery, F. Boysan, D. Choudhury, J. Maruzewski, B. Patel // International Conference on Near-Wall Turbulent Flows / Tempe, Arizona, 1993.
13. A New Eddy-Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows – Model Development and Validation / T.-H. Shih, W.W. Liou, A. Shabbir, Z. Yang and J. Zhu // Computers Fluids. 1995. № 24 (3). P. 227–238.
14. Gibson M.M., Launder B.E. Ground Effects on Pressure Fluctuations in the Atmospheric Boundary Layer // J. Fluid Mech. 1978. № 86. P. 491–511.
15. Progress in the Development of a Reynolds-Stress Turbulence Closure / E. Launder, G.J. Reece, W. Rodi // J. Fluid Mech. 1975. No. 68 (3). P. 537–566.
16. Spalart P., Allmaras S. A one-equation turbulence model for aerodynamic flows // American Institute of Aeronautics and Astronautics. Technical Report AIAA-92-0439. 1992.
17. Wilcox D.C. Turbulence Modeling for CFD // DCW Industries, Inc. La Canada, California, 1998. 460 p.

18. Menter F.R. Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications // AIAA Journal. 1994. No. 32 (8). P. 1598–1605.
19. Ten Years of Experience with the SST Turbulence Model / F.R. Menter, M. Kuntz, R. Langtry // Turbulence, Heat and Mass Transfer. 2003. No. 4. P. 625–632.
20. Calculation of boundary layer development using the turbulent energy equation / Bradshaw P., Ferriss D.H., Atwell N.P. // J. Fluid Mech. 1967. No. 28. P. 593–616.
21. Launder B.E., Spalding D.B. The Numerical Computation of Turbulent Flows // Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. 1974. No. 3. P. 269–289.
22. Bishop A., Todreas N. Hydraulic characteristics of wire-wrapped rod bundles // Nuclear Engineering and Design. 1980. No. 62 (1–3). P. 271–293.
23. Cheng S.K., Todreas N.E. Hydrodynamic models and correlations for bare and wire-wrapped hexagonal rod bundles- bundle friction factors, sub-channel friction factors and mixing parameters // Nuclear engineering and design. 1986. No. 92. P. 227–251.
24. Sobolev V. Fuel Rod and Assembly Proposal for XT-ADS Pre-design // Coordination meeting of WP1&WP2 of DM1 IP EUROTRANS / Bologna, 8–9 February, 2006.
25. Рекомендации, правила, методики расчета гидродинамических и тепловых характеристик элементов и оборудования энергетических установок. Руководящий технический материал: в 3 т. Обнинск, 1991. Т. 1. 435 с.
26. Engel F.C. Laminar, transition and turbulent parallel flow pressure drop across wire-wrap-spaced rod bundles // Nuclear science and engineering. 1979. No. 69. P. 290–296.
27. Rehme K. Pressure drop correlations for fuel element spacers // Nuclear technology. 1973. No. 17. P. 15–23.
28. Novendstern E.H. Turbulent flow pressure drop model for fuel rod assemblies utilizing a helical wire-wrap spacer system // Nuclear Engineering and Design. 1972. No. 22. P. 19–27.

## REFERENCES

- [1] Orlov V.V., Seliverstov M.M., Tishchenko V.A., Zhanova V.U., Smirnov V.S., Ganev I.H., Lopatkin A.V., Bryunin S.V., Karhu A.N., Evropin S.V., Shatalov G.E., Sitnikov V.E., Dolgosheev P.I. Kozlov V.B., Photinus V.P., ed. Adamov E.O. The White Book of Nuclear Energy. Moscow, GUPNIKIET Publ., 1998. 356 p.
- [2] Dragunov Yu.G., Lemekhov V.V., Smirnov V.S., Chernetsov N.G. The Technical Solutions and Development Phases of the Reactor Plant BREST-OD-300. *Atomic Energy J.*, 2012, vol. 113, no. 1, pp. 58–64 (in Russ.).
- [3] Sheinina A.V. Hydraulic resistance of rod bundles in an axial fluid flow. *Liquid Metals*, 1967, pp. 210–223 (in Russ.).
- [4] Zhukov A.V., Sorokin A.P., Titov P.A., Ushakov P.A. Analysis of the hydraulic resistance of the fast reactor fuel bundles. *Atomic Energy J.*, 1986, vol. 60, no. 5, pp. 317–321 (in Russ.).
- [5] Bubelis E., Schikorr M. Review and proposal for best-fit of wire-wrapped fuel bundle friction factor and pressure drop predictions using various existing correlations. Forschungszentrum Karlsruhe GmbH., Karlsruhe, 2008. 61 p.
- [6] Dziubienko B.V., Sakalauskas A., Ashmantas L., Siehal M.D. Turbulent flow and heat transfer in channels of power plants. Vilnius, Pradai Publ., 1995. 300 p.
- [7] Kirillov P.L., Bobkov V.P., Zhukov A.V., Yur'yev Yu.S., ed. Kirillov P.L. The Reference Thermohydraulic Calculations in Nuclear Power. Thermohydraulic Processes in the NPP. Moscow, AtPubl., 2010. 776 p.
- [8] ANSYS FLUENT, Theory Guide, Rel. 14.5. ANSYS Inc., 2012.
- [9] ANSYS Meshing User's Guide, Rel. 14.5. ANSYS Inc., 2012.
- [10] Launder B.E., Spalding D.B. Lectures in Mathematical Models of Turbulence. London, England, Academic Press, 1972.

- [11] Snegiryov A.Yu. High-Performance Computing in Technical Physics. Numerical Simulation of Turbulent Flows. S. Petersburg, Polytechnic University Publ., 2009. 143 p.
- [12] Orszag S.A., Yakhot V., Flannery W.S., Boysan F., Choudhury D., Maruzewski J., Patel B. Renormalization Group Modeling and Turbulence Simulations. *International Conference on Near-Wall Turbulent Flows*. Tempe, Arizona, 1993.
- [13] Shih, T.-H., Liou W.W., Shabbir A., Yang Z., Zhu J. A New Eddy-Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows – Model Development and Validation. *Computers Fluids*, 1995, no. 24 (3), pp. 227–238.
- [14] Gibson M.M., Launder B.E. Ground Effects on Pressure Fluctuations in the Atmospheric Boundary Layer. *J. Fluid Mech.*, 1978, no. 86, pp. 491–511.
- [15] Launder E., Reece G.J., Rodi W. Progress in the Development of a Reynolds-Stress Turbulence Closure. *J. Fluid Mech.*, 1975, no. 68 (3), pp. 537–566.
- [16] Spalart P., Allmaras S. A one-equation turbulence model for aerodynamic flows. *American Institute of Aeronautics and Astronautics. Technical Report AIAA-92-0439*. 1992.
- [17] Wilcox D.C. Turbulence Modeling for CFD. *DCW Industries, Inc.* La Canada, California, 1998. 460 p.
- [18] Menter F.R. Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications *AIAA Journal.*, 1994, no. 32 (8), pp. 1598–1605.
- [19] Menter F.R., Kuntz M., Langtry R. Ten Years of Experience with the SST Turbulence Model. *Turbulence, Heat and Mass Transfer*, 2003, no. 4, pp. 625–632.
- [20] Bradshaw P., Ferriss D.H., Atwell N.P. Calculation of boundary layer development using the turbulent energy equation. *J. Fluid Mech.*, 1967, no. 28, pp. 593–616.
- [21] Launder B.E., Spalding D.B. The Numerical Computation of Turbulent Flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 1974, no. 3, pp. 269–289.
- [22] Bishop A., Todreas N. Hydraulic characteristics of wire-wrapped rod bundles. *Nuclear Engineering and Design*, 1980, no. 62 (1–3), pp. 271–293.
- [23] Cheng S.K., Todreas N. Hydrodynamic models and correlations for bare and wire-wrapped hexagonal rod bundles—bundle friction factors, sub-channel friction factors and mixing parameters. *Nuclear engineering and design*, 1986, no. 92, pp. 227–251.
- [24] Sobolev V. Fuel Rod and Assembly Proposal for XT-ADS Pre-design. *Coordination meeting of WP1&WP2 of DM1 IP EUROTRANS*. Bologna, 8–9 February, 2006.
- [25] Guidelines, rules, methods of calculation of hydrodynamic and thermal characteristics of the components and equipment of power plants. Steering Technical material: in 3 vol. Obninsk, 1991, vol. 1. 435 p.
- [26] Engel F.C., et al. Laminar, transition and turbulent parallel flow pressure drop across wire-wrap-spaced rod bundles. *Nuclear science and engineering*, 1979, no. 69, pp. 290–296.
- [27] Rehme K. Pressure drop correlations for fuel element spacers. *Nuclear technology*, 1973, no. 17, pp. 15–23.
- [28] Novendstern E.H. Turbulent flow pressure drop model for fuel rod assemblies utilizing a helical wire-wrap spacer system. *Nuclear Engineering and Design*, 1972, no. 22, pp. 19–27.

Статья поступила в редакцию 10.06.2014

Фомичев Дмитрий Вадимович — аспирант кафедры “Ядерные реакторы и установки” МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сотрудник отдела “Теплофизика” ОАО “НИКИЭТ”. Автор трех научных работ в области ядерной энергетики.

ОАО “НИКИЭТ”, Российская Федерация, 107140, Москва, ул. Малая Красносельская, д. 2/8.

Fomichev D.V. — post-graduate of Nuclear Reactors and Plants department of the Bauman Moscow State Technical University. Employee of Thermal Physics department of the JRC “NIKIET”. Author of 3 publications in the field of nuclear technologies.  
JRC “NIKIET”, Malaya Krasnosel’skaya ul. 2/8, Moscow. 107140 Russian Federation.

Солонин Владимир Иванович — д-р техн. наук, профессор кафедры “Ядерные реакторы и установки” МГТУ им. Н.Э. Баумана. Автор более 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, 2-ya Baumanskaya ul. 5, Moscow, 105005 Russian Federation.