

УДК 621.039.553.2

## **Использование распределительных устройств для гидравлического профилирования расхода теплоносителя в активной зоне газоохлаждаемого реактора**

Сатин А. А.<sup>1,\*</sup>, Солонин В. И.<sup>1</sup>, Гетя С. И.<sup>1</sup>

\* [satin86@inbox.ru](mailto:satin86@inbox.ru)

<sup>1</sup>МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия

---

Исследуется влияние исполнения распределительных устройств (дефлекторов), устанавливаемых в полусферическом коллекторе подвода теплоносителя к тепловыделяющим элементам активной зоны газоохлаждаемого реактора, на структуру потока, расход в трактах охлаждения и гидравлическое сопротивление коллектора. Приводятся результаты экспериментов, выполненных на газодинамической модели трактов теплоносителя, дефлекторов и активной зоны, содержащей 55 стержневых имитаторов твэлов. Выполнено численное моделирование течения в модели с использованием двухпараметрической k-ε модели турбулентности и программного комплекса ANSYS CFX v14.0. Продемонстрировано соответствие экспериментальных и расчетных результатов. Показано, что использование дефлекторов, заполняющих объем коллектора, позволяет исключить торообразный вихрь, выровнять статическое давление перед активной зоной, более равномерно распределять поток теплоносителя по сечению активной зоны, но приводит к росту потерь давления в коллекторе подвода теплоносителя.

**Ключевые слова:** напорный коллектор, дефлектор, аэродинамический эксперимент, вычислительная гидродинамика

---

### **Введение**

Одной из важных научно-технических задач, решаемых в процессе создания реакторной установки для транспортно-энергетического модуля мегаваттного класса [1], является оптимизация трактов теплоносителя: обеспечение умеренного гидравлического сопротивления при жестких ограничениях на сечения трактов. Существенный вклад в гидравлические потери давления в трактах вносят коллекторы, в том числе коллектор подвода потока теплоносителя, движущегося вдоль цилиндрического корпуса реактора к тепловыделяющим элементам активной зоны.

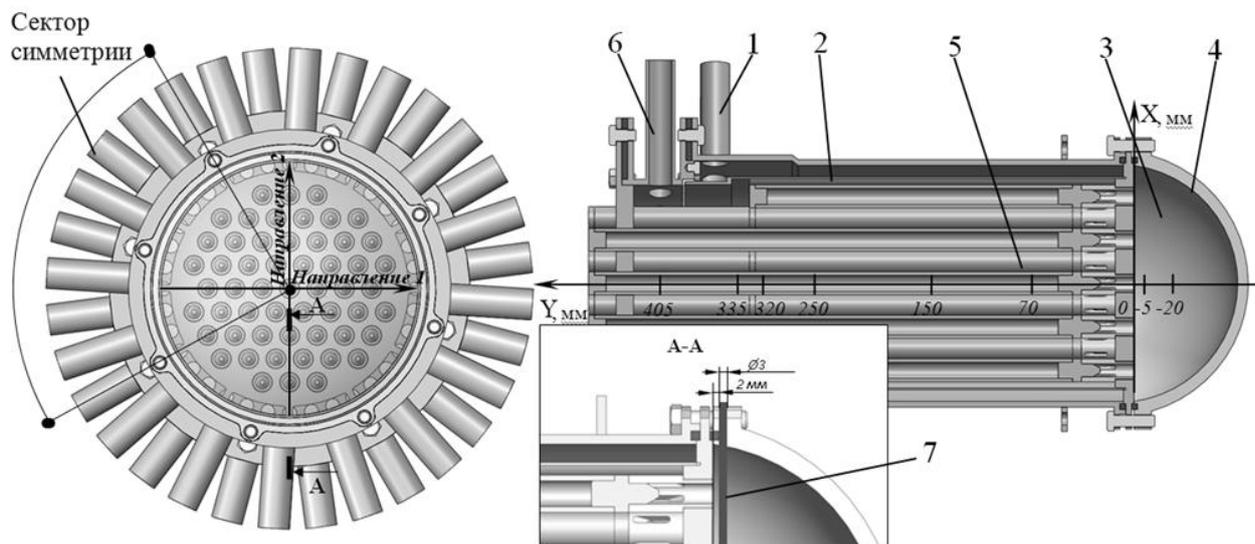
Полусферическая или полуэллиптическая форма подводящего коллектора, выбираемая для снижения его массы, приводит к образованию в подводящем коллекторе

торообразного вихря. При отработке конструкции коллектора подобной геометрии применительно к водоохлаждаемым реакторам [2] было показано, что вихревое течение является причиной пульсаций расхода и вибраций тепловыделяющих сборок. Распределение скорости в торообразном вихре, имеющей направление в сторону входа в активную зону в центральной области коллектора, приводит к неравномерности скорости теплоносителя в сечении активной зоны: меньшим значениям скорости на периферии.

Для управления перераспределением расхода по активной зоне в соответствии с уровнем энерговыделения используются распределительные устройства – дефлекторы [3]. Влияние геометрии трактов дефлектора на осредненное и пульсационное течение в полусферическом коллекторе и активной зоне исследуется на модели трактов теплоносителя газоохлаждаемого реактора.

## 1. Модель трактов теплоносителя газоохлаждаемого реактора и измерение характеристик потока

Тракты модельного теплоносителя – воздуха газодинамической модели (рис. 1) включают подводящие патрубки (1), расположенные нормально к оси модели, кольцевой тракт переменного сечения (2), коллектор раздаточный (3), образованный полусферическим днищем (4) и плоским входным торцом имитатора активной зоны (5).



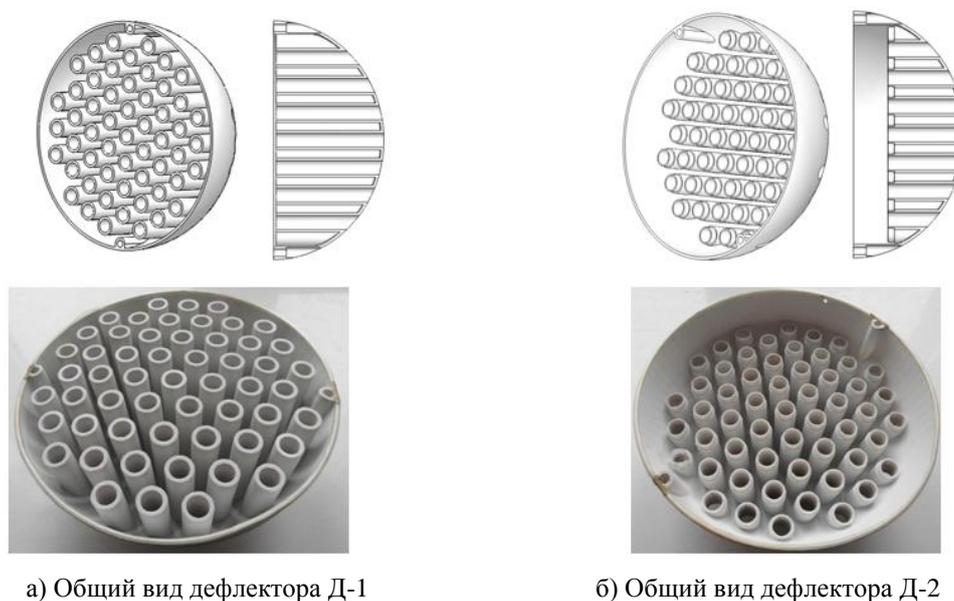
1 – подводящие патрубки; 2 – кольцевой тракт; 3 – коллектор раздаточный; 4 – днище полусферическое; 5 – стержневой имитатор активной зоны; 6 – выходные патрубки; 7 – измерительный зонд; Направления 1 и 2 – направления движения измерительного зонда

Рис. 1. – Схема модели трактов теплоносителя и размещения зонда измерения средней скорости потока

Имитатор активной зоны выполнен в виде пучка из 55 гладких цилиндрических стержней диаметром 20 мм, расположенных по правильной треугольной решетке с относительным шагом  $s/d=1,085$ . 13 стержней имеют большую, чем остальные имитаторы, длину,

проходят через плоское днище модели, что имитирует влияние направляющих каналов органов регулирования системы управления и защиты реактора на течение теплоносителя в области от выхода из активной зоны до выходных патрубков модели (6). По периферии цилиндрических стержней на границе с внутренней обечайкой кольцевого тракта (2) размещено 18 сегментов, препятствующих байпасному потоку воздуха через зазор между пучком стержней и цилиндрической обечайкой.

Для воздействия на течение в раздаточном коллекторе с целью выравнивания распределения расхода теплоносителя по сечению входа использованы распределительные устройства, заполняющие объем коллектора, принципиально подобные геометрии раздаточного коллектора ВВЭР-1000 [3]. Конструктивные схемы дефлекторов приведены на рисунке 2.



**Рис. 2.** Внешний вид распределительных устройств

Дефлекторы, выполненные с применением технологии прототипирования, содержат 55 подводящих цилиндрических трактов внутренним диаметром 11,2 мм, расположенных соосно имитаторам твэлов модели активной зоны. В дефлекторе Д1 цилиндрические тракты подводят воздух почти вплотную к входной решетке (на расстоянии 2 мм перед решеткой). В дефлекторе Д2 длина трактов равномерно уменьшена и поток воздуха выходит из дефлектора на расстоянии 25 мм от входной решетки активной зоны. Периферийный эллиптической формы обвод дефлектора спрофилирован таким образом, что между ним и внутренней поверхностью днища полусферического образуется сужающийся к оси модели коллектор. Геометрия этого распределительного коллектора дефлекторов подобна коллектору, используемому для распределения расхода по отверстиям эллиптического днища шахты внутрикорпусной реакторов ВВЭР-1000 (ВВЭР-1200) [3].

В экспериментах измерялись расход воздуха через модель, распределение статического давления на поверхностях трактов в потоке, движущемся от входных до выходных патрубков, а также распределение средней скорости турбулентного потока на входе в имитатор активной зоны (плотная упаковка имитаторов твэлов ( $s/d=1.085$ ) делает невозможным радиальное зондирование объема активной зоны модели). Для измерения средней скорости использовался цилиндрический поперечно обтекаемый зонд давления диаметром 3 мм (7, рис. 1) с одним радиально расположенным импульсным отверстием диаметром 0,4 мм. Тарировка зонда с использованием аэродинамической трубы термоанемометра DISA [4], показала, 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 [5] связано с турбулентностью тарировочного потока, в котором динамический напор, измеряемый зондом, превышает динамический напор потока со средней скоростью  $\bar{w}$  на величину  $(1 + \bar{w}'^2 / \bar{w}^2)$ , где  $\sqrt{\bar{w}'^2}$  - среднеквадратичное значение продольной скорости потока. Тарировка выполнена в диапазоне чисел Рейнольдса обтекания трубки зонда от 380 до 14000, что соответствует условиям измерений в модели.

Измерения зондом давления в направлениях 1 и 2 выполнялись при двух перемещениях зонда в каждом направлении автоматизированным механизмом, обеспечивающим одинаковость координат измерений давления с погрешностью не более 0,1 мм. В первом перемещении импульсное отверстие зонда было ориентировано навстречу потоку (в сторону отрицательных значений координаты Y, рис. 1), во втором – по потоку. Результаты измерений обрабатывались программно с учетом тарировки. При анализе результатов измерений учитывали, что в области входных отверстий хвостовиков имитатора активной зоны (рис. 1), где близкий к осевому поток поступает в дроссельные устройства, условия обтекания зонда аналогичны условиям тарировки. В тоже время при измерениях в областях между входными отверстиями дроссельных устройств показания зонда будут недостоверны вследствие близости зонда к непроницаемой поверхности входной решетки. Здесь течение подобно исследованному в [6], поток перестраивается, уменьшается его осевая скорость, увеличивается статическое давление в набегающем потоке

## 2. Численное моделирование течения в модели трактов теплоносителя

Для выявления особенностей течения на входе в имитатор активной зоны и в областях, не доступных для экспериментальных измерений, был выполнен численный анализ течения в модели. При численном моделировании использован конечно-элементный метод в программном комплексе ANSYS CFX v 14 [7], отличительной особенностью которого является возможность автоматического построения сеток, что

важно ввиду сложной геометрии трактов рассматриваемых моделей реакторной установки. Расчеты выполнены с применением стандартной линейной  $k-\varepsilon$  модели турбулентности [8], хорошо зарекомендовавшей себя при анализах сложных неавтономных течений с изменяющимися характеристиками турбулентности.

Использованы следующие балансные уравнения несжимаемой жидкости:

- уравнение движения жидкости

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

- уравнение неразрывности

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

где компоненты тензора напряжений и скоростей деформаций определяются как

$$\tau_{ij} = 2 \cdot \mu \cdot S_{ij} - \rho \cdot \overline{V_i' \cdot V_j'}, \quad (3)$$

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

Напряжения Рейнольдса определяются согласно гипотезе Буссинеска как произведения турбулентной вязкости на соответствующие компоненты тензора скоростей деформаций осредненного движения:

$$-\rho \cdot \overline{V_i' \cdot V_j'} = T_{ij} = 2 \cdot \mu_T \cdot S_{ij}. \quad (5)$$

Турбулентная вязкость, выражается через кинетическую энергию турбулентности  $k$  и скорость диссипации турбулентной энергии  $\varepsilon$ :

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

Уравнения для  $k-\varepsilon$  модели использованы в форме, принятой для полностью развитых турбулентных течений:

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

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

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

В уравнениях (1)-(9)  $x_i$  – оси декартовой системы координат ( $i=1, 2, 3$ );  $V_i$  – проекция вектора скорости  $\vec{V}$  на ось  $x_i$ ;  $p$  – статическое давление;  $t$  – время;  $\mu$  – динамическая вязкость,  $\mu_T$  – турбулентная вязкость;  $\rho$  – плотность.

В расчетах использованы коэффициенты стандартной линейной  $k - \varepsilon$  модели, приведенные в таблице 1.

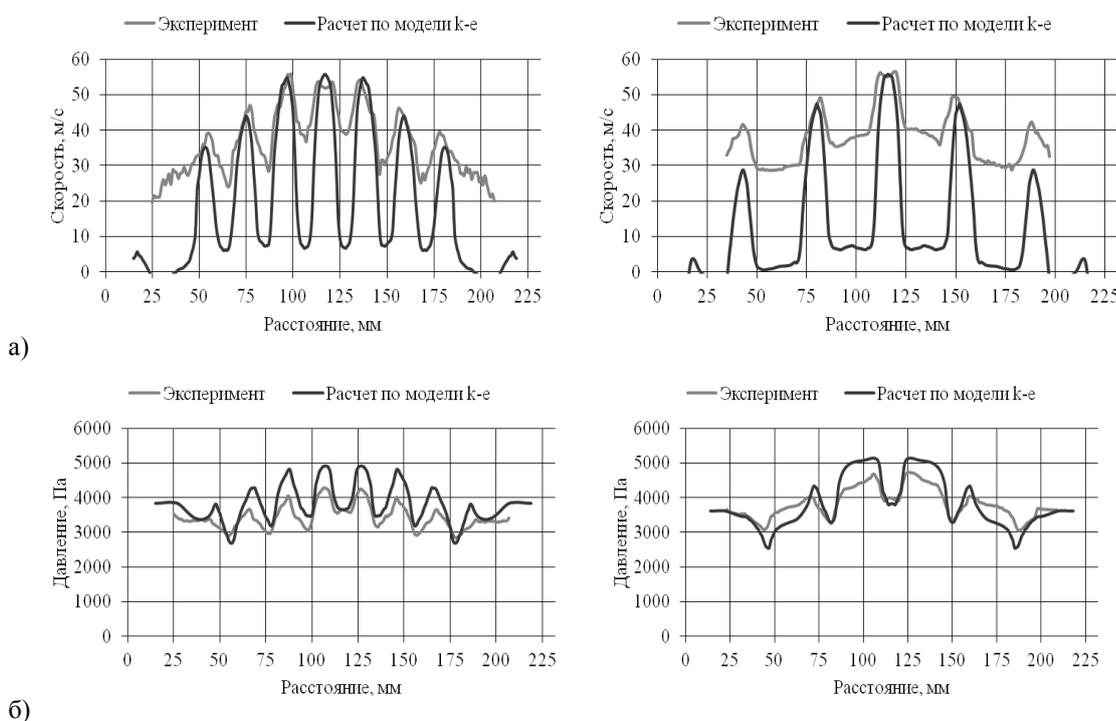
**Таблица 1** - Коэффициенты стандартной линейной  $k - \varepsilon$  модели

$C_\mu$	$C_{\varepsilon 1}$	$C_{\varepsilon 2}$	$\sigma_k$	$\sigma_\varepsilon$
0.09	1.44	1.92	1.0	1.3

В силу симметрии геометрии модели рассматривалось течение в секторе симметрии четвертой части модели (рис. 1). Граничными условиями при расчетах принималось равномерное распределение средней скорости в сечениях входных патрубков, соответствующей расходу воздуха через модель, и постоянство статического давления, равного давлению окружающей среды на срезе выходных патрубков. Течение у поверхностей тракта теплоносителя описывалось с использованием пристеночных функций. Число конечных элементов в модели составляло около  $10 \cdot 10^6$ .

### 3. Результаты экспериментов и численного моделирования

На рис. 3а представлены экспериментальные и расчетные распределения скоростей потока в свободном объеме раздаточного коллектора перед входом в стержневой имитатор активной зоны ( $Y = -3.5 \text{ мм}$ , рис. 1). Распределения соответствуют расходу воздуха на входе в модель  $0,295 \text{ м}^3/\text{с}$  (температура потока  $35,5 \text{ }^\circ\text{C}$ ).



**Рис. 3.** Распределения средней скорости (а) и статического давления (б) на входе в имитатор активной зоны (графики слева – направление 1, графики справа – направление 2)

Экспериментальные и расчетные значения скоростей близки для участков входа потока в отверстия дроссельных устройств модели активной зоны. Для первых трех рядов имитаторов твэл экспериментальные и расчетные значения скорости совпадают в пределах погрешностей экспериментов. Для периферийного четвертого ряда имитаторов твэл (рис. 3б) экспериментальные значения превышают расчетные на ~ 30 %, что может быть объяснено нечувствительностью измерений полного давления к ориентации потока (зонд фиксирует вектор скорости, а не ее осевую компоненту). В области между входными отверстиями дроссельных устройств активной зоны расчетные значения продольной скорости существенно меньше измеренных. Причина такого расхождения связана с отличием условий тарировок зонда от условий его обтекания потоком в этой области.

На рис. 3б представлены экспериментальные и расчетные распределения статического давления на входе в имитатор активной зоны ( $Y=-3.5\text{мм}$ , рис. 1). Их сравнение показывает, что в пределах входных отверстий хвостовиков статические давления близки, а в областях у непроцаемой поверхности входного торца модели расчетное статическое давление превышает экспериментальное.

Из результатов экспериментов и расчетов следует, что полусферический раздаточный коллектор создает на входе в тракты имитатора активной зоны неравномерное распределение осевой скорости потока: скорость в четвертом ряду имитаторов составляет 50 %, в третьем – 60 % от скорости в центральных трактах. Важно отметить непостоянство статического давления в сечении входа в модель, достигающее 1,1..1,2 от скоростного напора в отверстиях входа в имитатор активной зоны и 2,6..3,0 от среднего по сечению входа скоростного напора.

Выполнено экспериментальное и численное исследование распределений статического давления вдоль трактов модели при свободном объеме раздаточного коллектора и установке в раздаточном коллекторе дефлекторов Д1, Д2. Исследование выполнялось при расходе воздуха на входе в модель 0,295 м<sup>3</sup>/с и температуре 35,5 оС. При этом средняя скорость в патрубках подвода равнялась 45 м/с, в патрубках отвода 59,3 м/с, в кольцевом канале 48,7 м/с. Средняя скорость перед входной решеткой активной зоны 11,5 м/с, в имитаторе активной зоны - 46,8 м/с.

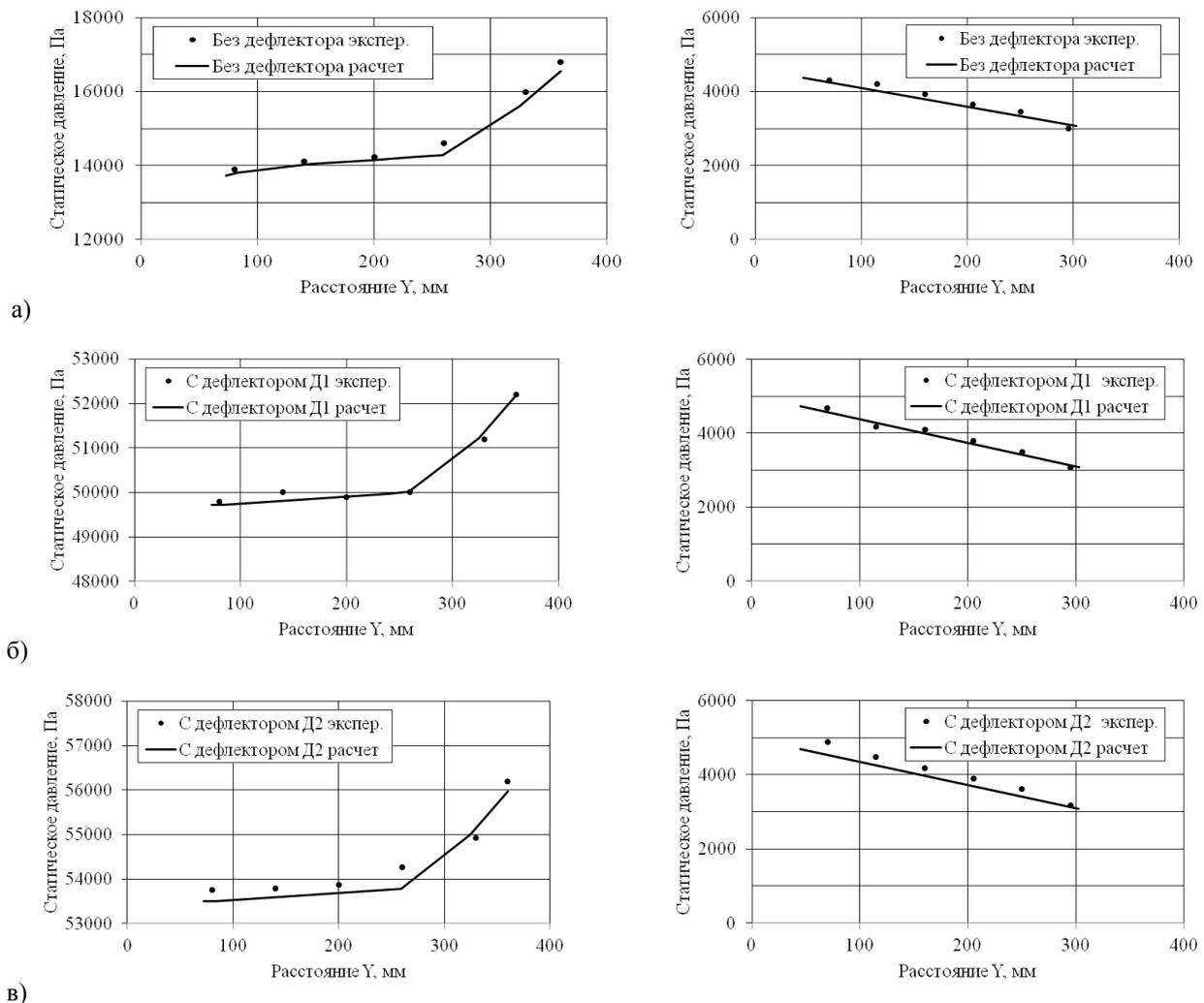
Сравнение величин статического давления, полученных в эксперименте и расчете, в кольцевом канале и в имитаторе активной зоны для вариантов моделей без дефлекторов и с дефлекторами Д1 и Д2 приведены на рисунке 4 (направление потока в кольцевом канале в сторону уменьшения координаты Y). Отметим удовлетворительное совпадение результатов, характеризующее интегральную погрешность экспериментов и расчетов, составляющую 5-10 %.

Изменение статического давления в кольцевом канале связано с формированием потока за подводными патрубками и изменением геометрии тракта. Установка

дефлекторов не изменяет распределения давления в кольцевом канале, но увеличивает уровень давления с 17 кПа до 52...56 кПа.

Изменение статического вдоль имитатора активной зоны во всех вариантах индентичны. Изменение статического давления в области раздаточного коллектора составляют около 10, 45 и 49 кПа для свободного объема коллектора и установки дефлекторов Д1 и Д2 соответственно.

Полученные данные показывают, что использованная стандартная  $k-\epsilon$  модель турбулентности позволяет количественно правильно (с погрешностью 5-10 %) описать особенности течения в трактах коллекторов модели. Отмеченное явилось основанием анализов структуры потока в трактах на основе результатов численного моделирования.



**Рис. 4.** Распределение статического давления в модели без дефлектора (а), с дефлектором Д1 (б) и Д2(в).

Графики слева – в кольцевом канале, графики справа – в имитаторе активной зоны

На рисунке 5 представлены расчетные распределения векторов средней скорости потока в напорном коллекторе и на входе в тракты пучка стержней модели.

Поток из кольцевого тракта создает в свободном пространстве коллектора торообразный вихрь, скорости в котором зависят от расположения отверстий входной

решетки. Вихревое течение на периферии коллектора приводит к снижению скорости потока в периферийных трактах модели активной зоны. При установке дефлекторов течение в тракте между корпусами напорного коллектора и дефлектора происходит с приблизительно постоянной скоростью. На входе в распределительные цилиндрические тракты дефлекторов скорости потока неравномерны в сечении всех трактов (рис. 5б и 5в) кроме центрального; неравномерность сохраняется в пределах длины трактов. За трактами уменьшенной длины (рис. 5в) струйные потоки инициируют вихревое течение в свободном от основного потока объеме напорного коллектора.

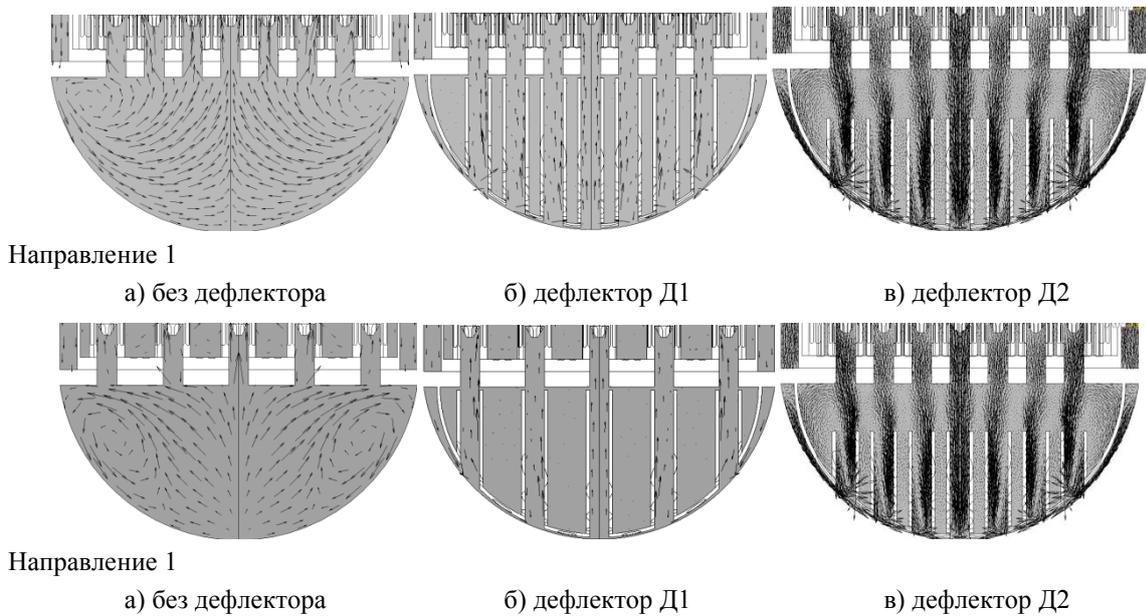


Рис. 5. Векторы скорости течения в напорных коллекторах

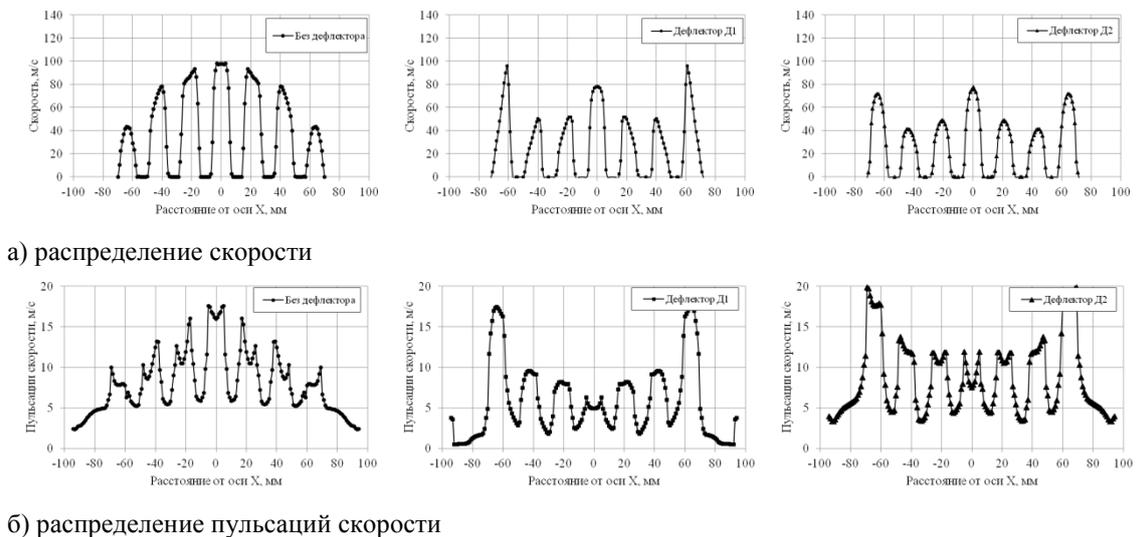


Рис.6. Значения средней скорости и турбулентных пульсаций скорости перед входной решеткой (направление 1)

Значения средней скорости потока и турбулентных пульсаций скорости на входе в решетку макета активной зоны (рисунок 6) показывают, что дефлекторы Д1 и Д2 изменяют распределение расхода потока по сечению имитатора активной зоны: скорости в периферийных трактах оказываются большими, чем в трактах первого и второго рядов имитаторов твэлов. Уровень пульсаций скорости, определенный как  $\sqrt{\frac{2k}{3}}$ , составляет от 7 до 30 % от средней скорости потока, что отражает особенности формирования течения в распределительных цилиндрических трактах дефлекторов.

Анализ структуры течения в напорном коллекторе при установке дефлекторов Д1 и Д2 позволяет заключить, что равномерное распределение расхода теплоносителя по сечению входа в активную зону можно получить за счет увеличения сечения тракта между корпусами напорного коллектора и дефлектора, изменения геометрии входа потока в цилиндрические тракты дефлекторов, обеспечивающей уменьшение местных потерь давления, применение трактов дефлекторов различного сечения. Однако перечисленные решения не могут привести к существенному снижению гидравлических потерь в раздаточном коллекторе с дефлекторами, размещенными в пространстве напорного коллектора.

Исследованные дефлекторы Д1 и Д2 имеют потери давления, эквивалентные значениям коэффициентов гидравлического сопротивления (КГС) порядка 30 и 33 соответственно при отнесении потерь давления к скоростному напору потока, определенному по среднерасходной скорости в пучке стержней имитатора активной зоны. Отметим, что для раздаточного коллектора без дефлектора КГС составляет порядка 3,0.

Исследованные дефлекторы Д1 и Д2 имеют потери давления, эквивалентные значениям коэффициентов гидравлического сопротивления (КГС) порядка 30 и 33 соответственно при отнесении потерь давления к скоростному напору потока, определенному по среднерасходной скорости в пучке стержней имитатора активной зоны. Отметим, что для раздаточного коллектора без дефлектора КГС составляет порядка 3,0.

Численное моделирование позволило определить протяженность участков трактов имитаторов твэл модели, в пределах которых статическое давление становится постоянным в сечении, что свидетельствует о стабилизации течения, завершении перераспределения расхода между трактами. Получено, что на расстоянии 12 гидравлических диаметров трактов имитаторов твэл модели ( $Y = 45$  мм) неравномерность статического давления составляет 36 и 31 % для дефлекторов Д1 и Д2 соответственно, а для раздаточного коллектора без дефлектора – 52 %. Выравнивание статического давления наблюдается на расстоянии 45-50 гидравлических диаметров трактов.

## **Заключение**

Полученные результаты позволяют утверждать, что использование распределительных устройств позволяет обеспечить выравнивание расхода теплоносителя непосредственно на входе в активную зону, что при равномерном в сечении

энерговыделении обеспечивает снижение уровня температур твэлов. Рассмотренные варианты конструктивного решения дефлекторов не позволяют решить задачу уменьшения гидравлических потерь в трактах теплоносителя, но снижают уровень пульсационных составляющих потока в активной зоне и протяженность начального участка стабилизации течения.

Использование программного комплекса ANSYS CFX v 14.0 и стандартной  $k-\epsilon$  модели позволяет получить гидравлические характеристики трактов теплоносителя, соответствующие экспериментальным результатам с погрешностью 5...10 %.

### Список литературы

1. Драгунов Ю.Г. Разработка реакторной установки для транспортно-энергетического модуля мегаваттного класса // Атомная энергия. 2012. Т. 113, № 1. С. 4-6.
2. Драгунов Ю.Г., Логинов С.А., Безруков Ю.А. Экспериментальное обоснование теплогидравлической надежности реакторов с ВВЭР. М.: ИКЦ «Академкнига», 2004. 255 с.
3. Резепов В.К., Денисов В.П., Кирилюк Н.А., Драгунов Ю.Г., Рыжов С.Б. Реакторы ВВЭР-1000 для атомных электростанций. М.: ИКЦ «Академкнига», 2004. 333 с.
4. Service Manual DISA Elektronik a/s DK-2740 Scovlunde. DISA Information Department, 1975. 66 p.
5. Жукаускас А.А. Конвективный перенос в теплообменниках. М.: Наука, 1982. 472 с.
6. Ханжонков В.И. Аэродинамические характеристики кольцевых струй, натекающих на экран // Промышленная аэродинамика: сб. статей ЦАГИ им. проф. Н.Е. Жуковского. Вып. 27. Струйные течения. М.: Машиностроение, 1966. С. 145-179.
7. ANSYS, Inc. ANSYS CFX-Solver Theory Guide. Release 14, 2012.
8. Versteeg Н.К., Malalasekera W. An introduction to computational fluid Dynamics. The Finite Volume Method. England: Longman & Technical, 1995. 267 p.

## **Use of Distribution Devices for Hydraulic Profiling of Coolant Flow in Core Gas-cooled Reactors**

A.A. Satin<sup>1,\*</sup>, V.I. Solonin<sup>1</sup>, S.I. Getya<sup>1</sup>

\* [satin86@inbox.ru](mailto:satin86@inbox.ru)

<sup>1</sup>Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russia

---

**Keywords:** computational hydrodynamics, pressure collector, deflector, aerodynamic experiment

---

In setting up a reactor plant for the transportation-power module of the megawatt class an important task is to optimize the path of flow, i.e. providing moderate hydraulic resistance, uniform distribution of the coolant. Significant contribution to the hydraulic losses makes one selected design of the coolant supplies. It is, in particular, hemispherical or semi-elliptical shape of the supply reservoir, which is selected to reduce its mass, resulting in the formation of torus-shaped vortex in the inlet manifold, that leads to uneven coolant velocity at the inlet into the core, the flow pulsations, hydraulic losses.

To control the flow redistribution in the core according to the level of energy are used the switchgear - deflectors installed in a hemispherical reservoir supplying coolant to the fuel elements (FE) of the core of gas-cooled reactor. This design solution has an effect on the structure of the flow, rate in the cooling duct, and the flow resistance of the collector.

In this paper we present the results of experiments carried out on the gas dynamic model of coolant paths, deflectors, and core, comprising 55 fuel rod simulators. Numerical simulation of flow in two-parameter model, using the k- $\epsilon$  turbulence model, and the software package ANSYS CFX v14.0 is performed. The paper demonstrates that experimental results are in compliance with calculated ones.

The results obtained suggest that the use of switchgear ensures a coolant flow balance directly at the core inlet, thereby providing temperature reduction of fuel rods with a uniform power release in the cross-section. Considered options to find constructive solutions for deflectors give an idea to solve the problem of reducing hydraulic losses in the coolant paths, to decrease pulsation components of flow in the core and length of initial section of flow stabilization.

## References

1. Dragunov Iu.G. Reactor unit for megawatt propulsion-power module. *Atomnaia energiya*, 2012, vol. 113, no. 1, pp. 4-6. (English translation: *Atomic Energy*, 2012, vol. 113, iss. 1, pp. 1-3. DOI: [10.1007/s10512-012-9586-6](https://doi.org/10.1007/s10512-012-9586-6) ).
2. Dragunov Iu.G., Loginov S.A., Bezrukov Iu.A. *Ekspperimental'noe obosnovanie teplogidravlicheskoj nadezhnosti reaktorov s VVER* [Experimental substantiation of thermal-hydraulic reliability of WVER reactors]. Moscow, IKTs "Akademkniga" Publ., 2004. 255 p. (in Russian).
3. Rezepov V.K., Denisov V.P., Kiriliuk N.A., Dragunov Iu.G., Ryzhov S.B. *Reaktory VVER-1000 dlia atomnykh elektrostantsii* [WVER-1000 for nuclear power plants]. Moscow, IKTs "Akademkniga" Publ., 2004. 333 p. (in Russian).
4. Service Manual DISA Elektronik a/s DK-2740 Scovlunde. DISA Information Department, 1975. 66 p.
5. Zhukauskas A.A. *Konvektivnyi perenos v teploobmennikakh* [Convective transfer in heat exchangers]. Moscow, Nauka Publ., 1982. 472 p. (in Russian).
6. Khanzhonkov V.I. Aerodynamic characteristics of impinging on the screen annular jet. *Promyshlennaia aerodinamika: sb. statei TsAGI im. prof. N.E. Zhukovskogo. Vyp. 27. Struinye techeniia* [Industrial aerodynamics: proc. of the Central Aerohydrodynamic Institute named after N.E. Zhukovsky (TsAGI). Vol. 27. Jet streams]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1966, pp. 145-179. (in Russian).
7. ANSYS, Inc. ANSYS CFX-Solver Theory Guide. Release 14, 2012.
8. Versteeg H.K., Malalasekera W. *An Introduction to Computational Fluid Dynamics. The Finite Volume Method*. England, Longman and Technical, 1995. 267 p.