

УДК 621.039.52.034.3; 532.546.2

DOI: <https://doi.org/10.26583/npe.2025.4.13>

Оригинальная статья / Original paper

Сравнительный анализ модели $k-\omega$ SST и пористого приближения при расчете сегмента активной зоны HTGR

М.А. Чубаров, М.Ю. Захаров, Г.В. Тихомиров

НИЯУ МИФИ,

115409 Россия, г. Москва, Каширское ш., 31

Реферат. Представлен сравнительный анализ двух вариантов геометрического представления области течения в рамках RANS-моделирования сегмента активной зоны высокотемпературного газоохлаждаемого реактора (HTGR): реалистичного, основанного на явном моделировании топливных сфер, и пористого, использующего усреднение свойств среды. Расчеты выполнены в отечественном программном комплексе ЛОГОС с использованием модели турбулентности $k-\omega$ SST. Реалистичный подход позволяет воспроизвести локальные особенности течения и теплообмена гелия, включая зоны рециркуляции, ускорения и температурные пики. Максимальные значения скорости составили 2,69 м/с и температуры 1310 К. Пористое приближение, напротив, дает усредненную картину с существенно меньшими значениями – максимальная скорость не превышает 0,5 м/с, а температура 727 К; при этом средняя скорость гелия в шаровой засыпке ниже на 76,4%, средняя температура и перепад давления – на 9% при использовании заранее вычисленных коэффициентов сопротивления. Реалистичный подход целесообразен при анализе локальных характеристик, необходимых при моделировании переходных и аварийных режимов. Пористое приближение за счет своей скорости эффективно при предварительных расчетах и оценке интегральных параметров в расчетных областях большого объема, при условии предварительной параметризации модели.

Ключевые слова: CFD, ЛОГОС, HTGR, ВТГР, пористость, TRISO.

Для цитирования: Чубаров М.А., Захаров М.Ю., Тихомиров Г.В. Сравнительный анализ модели $k-\omega$ SST и пористого приближения при расчете сегмента активной зоны HTGR. *Известия вузов. Ядерная энергетика*. 2025;4:175–189. DOI: <https://doi.org/10.26583/npe.2025.4.13>

Введение

Высокотемпературные газоохлаждаемые реакторы (HTGR) входят в число перспективных систем четвертого поколения, сочетая эксплуатационную надежность,

внутренне присущую безопасность и высокую термическую эффективность. Температура гелия на выходе из активной зоны достигает 950°C , что делает HTGR привлекательными для промышленного использования – от когенерации и водородного производства до процессов в металлургии и химии [1, 2]. Особое место среди HTGR занимает конструкция с шаровой засыпкой твэлов (Pebble-Bed HTGR, PB-HTGR), в которой топливо инкапсулируется в сферические графитовые элементы, содержащие TRISO-частицы. Подобная архитектура обеспечивает высокую температуру в активной зоне, модульность и возможность непрерывной загрузки и выгрузки топлива. Реактор HTR-10, разработанный в Университете Цинхуа (КНР), служит международным эталоном для верификации численных моделей, в том числе в рамках бенчмарков МАГАТЭ. Он имеет тепловую мощность 10 МВт, активную зону диаметром 180 см и высотой 197 см, а температура гелия на выходе достигает 1000 К [3].

Теплогидравлический расчет активной зоны PB-HTGR осложняется сложной структурой потока в анизотропной среде с локальными неоднородностями, зонами рециркуляции и неравномерным теплообменом [4]. Для численного описания этих процессов в CFD-моделировании применяются два варианта геометрического представления среды: реалистичный, предполагающий явное воспроизведение топливных сфер, и пористый, в котором свойства среды усредняются по объему, а сопротивление движению описывается добавочными членами в уравнениях движения. Оба подхода реализованы в рамках модельного RANS-подхода к описанию турбулентных течений с использованием $k-\omega$ SST-модели. Последний значительно снижает вычислительные затраты и дает приемлемую точность по интегральным характеристикам – градиенту давления и полю температуры [5, 6], однако не позволяет воспроизвести локальные особенности течения – вихреобразование, срыв потока и направленность теплоотдачи [7]. Пористое приближение применялось при моделировании экспериментов SANA [8] и просачивания трития из зоны размножения в область теплоносителя [9]. На практике выбор метода зависит от задач моделирования и уровня требуемой детализации.

С ростом требований к обоснованию безопасности и эффективности систем нового поколения, а также растущей ролью CFD при проектировании и модернизации ОИЯЭ [10, 11] возрастает необходимость количественной оценки применимости каждого из подходов при моделировании теплогидравлических характеристик реакторов типа HTGR. Это особенно актуально при анализе нестационарных и аварийных режимов (LOCA), где точность прогноза локальных температур и скоростей может быть критически важна [12, 13].

В настоящем исследовании рассматривается реактор HTR-10 в качестве объекта для проведения сравнительного анализа реалистичного и пористого подходов в рамках RANS-моделирования стационарного течения гелия с использованием $k-\omega$ SST-модели турбулентности в программном комплексе ЛОГОС. Работа направлена на изучение влияния выбора подхода на характеристики потока, распределение температуры и давления, а также на формирование рекомендаций по применению методов в инженерной практике моделирования реакторов типа HTGR.

Материалы и методы

Как правило, принято не моделировать движение шаровых твэлов в явном виде, а вместо этого проводить предварительное моделирование упаковки твэлов для определения мест расположения, которые затем фиксируются в ходе теплогидравлических или нейтронно-физических расчетов [14].

Математическая модель

В программном комплексе ЛОГОС реализованы различные уровни описания турбулентности: RANS, LES, DES, DNS. В данном случае для реалистичного и пористого подхода решаются RANS-уравнения k - ω SST-модели турбулентности, предложенной Ментером [15]. RANS-модели зарекомендовали себя как относительно дешевый (с вычислительной точки зрения) способ проведения предварительного анализа течения теплоносителя.

Если описывать турбулентную модель Ментера в терминах кинетической энергии турбулентности и скорости ее диссипации, то получим

$$\begin{cases} \frac{D(\rho k)}{Dt} = \nabla[(\mu + \sigma_k \mu_T) \nabla k] + P_k - \beta^* \rho \omega k, \\ \frac{D(\rho \omega)}{Dt} = \nabla[(\mu + \sigma_\omega \mu_T) \nabla \omega] + \gamma \frac{\rho}{\mu_T} P_k - \beta^* \rho \omega^2 + (1 - F_1) D_{k\omega}. \end{cases} \quad (1)$$

Здесь k – кинетическая энергия турбулентности, $\text{м}^2/\text{с}^2$; ω – скорость диссипации кинетической энергии, с^{-1} ; ρ – плотность, $\text{кг}/\text{м}^3$; P_k – генерационный член; μ – динамическая вязкость, $\text{Па} \cdot \text{с}$; μ_T – турбулентная вязкость, $\text{Па} \cdot \text{с}$; F_1 – весовая функция; $D_{k\omega}$ – диссипативный член, $\text{Вт}/\text{м}^3$; σ_k , σ_ω , β^* , γ – эмпирические константы модели.

Пористое тело оказывает сопротивление потоку за счет диссипативных (вязкостных) и инерционных эффектов, усредненных по объему. Математически движение жидкости в пористой среде описывается уравнениями Бринкмана – Форхгеймера, которые являются модифицированными уравнениями Навье – Стокса с добавленными сопротивляющими членами [16]:

$$\begin{cases} \nabla \cdot (\varphi \mathbf{u}) = 0, \\ \nabla \cdot (\varphi \mathbf{u} \otimes \mathbf{u}) = -\varphi \nabla(p\mathbf{I}) + \nabla \cdot (\varphi) - \left(\frac{\varphi^2 \mu}{\mathbf{K}} + \varphi^3 F \mathbf{C} |\mathbf{u}| \right) \cdot \mathbf{u}, \end{cases} \quad (2)$$

где $\varphi = V_{\text{пор}}/V_{\text{полн}}$ – коэффициент пористости; $V_{\text{пор}}$ – объем пор, м^3 ; $V_{\text{полн}}$ – полный объем расчетного домена, м^3 ; \mathbf{u} – вектор скорости; p – статическое давление, Па ; \mathbf{I} – единичный тензор второго ранга; \mathbf{K} – тензор проницаемости; F – эмпирический коэффициент Форхгеймера; \mathbf{C} – тензор инерционного сопротивления.

С учетом системы уравнений (2) система (1) примет следующий вид:

$$\begin{cases} \frac{\partial(\varphi \rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\varphi \rho \mathbf{u} k) = \nabla \cdot [(\mu + \sigma_k \mu_T) \nabla k] + \varphi P_k - \varphi \beta^* \rho \omega k, \\ \frac{\partial(\varphi \rho \omega)}{\partial t} + \nabla \cdot (\varphi \rho \mathbf{u} \omega) = \nabla \cdot [\varphi (\mu + \sigma_\omega \mu_T) \nabla \omega] + \varphi \gamma \frac{\rho}{\mu_T} P_k - \varphi \beta^* \rho \omega^2 + (1 - F_1) D_{k\omega}. \end{cases} \quad (3)$$

Член сопротивления для пористой среды из (2) можно представить как

$$\left(\frac{\varphi^2 \mu}{K} + \varphi^3 F C |\mathbf{u}| \right) \cdot \mathbf{u} = (\beta + \alpha |\mathbf{u}|) \cdot \mathbf{u}, \quad (4)$$

где $\beta \cdot \mathbf{u}$ – дарсианский (линейный вязкий) член, пропорциональный вектору скорости, учитывающий сопротивление, обусловленное вязким взаимодействием жидкости с твердой матрицей (аналог закона Дарси); $\alpha |\mathbf{u}| \cdot \mathbf{u}$ – форхгеймеровский (нелинейный инерционный) член, учитывающий потери на инерционные эффекты при высоких скоростях течения, вызванные локальными ускорениями и рециркуляциями.

При этом для изотропной пористой среды линейный коэффициент сопротивления β может быть найден следующим образом согласно закону Дарси:

$$\beta = \frac{\mu}{K} = \frac{\Delta p}{u h}, \quad (5)$$

где Δp – перепад давления на пористом участке, Па; h – высота пористого участка, м.

Геометрическая модель

В данной работе исследуется центральная часть активной зоны реактора HTR-10. Высота расчетной области составляет 820 мм, а радиальное сечение – 87 x 87 мм. Расположение шаровых твэлов диаметром 60 мм принято в виде гранецентрированной кубической решетки (FCC). Пористость области с шарами в расчетной модели составляет 0,336. На рисунке 1 представлены геометрические модели, использующиеся для моделирования с применением реалистичного и пористого подходов. В связи с внутренней симметрией исследуемого участка модель пористой среды принимается изотропной.

Граничные условия и свойства материалов. Параметры граничных условий рассчитывались исходя из данных работы [3]. В обоих расчетных доменах на входе задается массовый расход 0,01176 кг/с и температура гелия – 523 К. На выходе – давление гелия 7 МПа. На боковых поверхностях устанавливается условие симметрии. В расчетах реалистичной геометрии тепловой поток задавался на поверхности каждого шара, принадлежащего соответствующей зоне (см. рис. 1), а для пористого

приближения – удельное энерговыделение в зоне согласно табл. 1. В пористой модели также задавался коэффициент линейного сопротивления β , который был вычислен по перепадам давления согласно уравнению (5) в зонах расчетной области в результате моделирования реалистичной геометрии из-за отсутствия экспериментальных данных.

Теплофизические свойства гелия в CFD-моделировании задавались по температурным корреляциям, приведенным в работе [3]. Для расчета чисел подобия и перепадов давления использовались усредненные значения свойств при давлении 7 МПа и температуре 650 К: плотность $\rho = 4,33 \text{ кг/м}^3$; динамическая вязкость $\mu = 3,85 \cdot 10^{-5} \text{ Па}\cdot\text{с}$; теплопроводность $\lambda = 0,31 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$ и удельная теплоемкость $C_p = 5195 \text{ Дж/(кг}\cdot\text{К)}$.

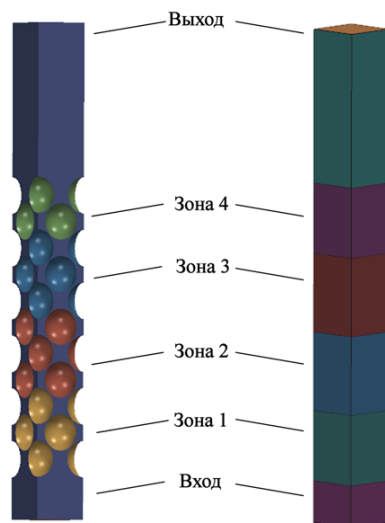


Рис 1. Геометрические модели для реалистичного (слева) и пористого (справа) подходов

Таблица 1

Параметры моделирования

Участок расчетной области	Длина зоны, м	Удельное энерговыделение, МВт/м ³	Тепловой поток с поверхности шара, кВт/м ²	β , кг/м ³ ·с	ϕ
Зона 1	0,1170	4,45	69,7	404	0,361
Зона 2	0,1305	5,08	73,9	362	0,313
Зона 3	0,1305	5,41	78,8	362	0,313
Зона 4	0,1170	5,14	80,5	214	0,361

При характерной скорости на входе в участок пористости $u = 0,358 \text{ м/с}$ и диаметре шарового твэла $d_p = 0,06 \text{ м}$ число Рейнольдса составило $Re = 2440$. Для учета влияния пористости среды были также рассчитаны модифицированные числа Рейнольдса: $Re_m = 3789$ для участка с пористостью $\phi = 0,361$ и $Re_m = 3524$ для участка с пористостью $\phi = 0,313$. Число Прандтля $Pr = 0,645$.

Оценка сеточной сходимости. Результаты моделирования с использованием RANS-подходов зависят от чувствительности сеточного разбиения и моделирования пристенных слоев. Для обеспечения независимости полученных результатов от выбора размеров ячеек в работе проведена сеточная сходимость для реалистичного и пористого приближений по значениям перепада давлений и максимальной скорости гелия. Из-за сложности моделирования и построения сетки вблизи контактной области шаровых твэлов применяется приближение «близкого пролета», в результате между шарами существует небольшой зазор (в работе он составляет 1,52 мм). Подобный подход широко применяется в CFD-исследованиях реакторов типа HTGR [3, 17, 18].

Сеточная сходимость реалистичного подхода. Поскольку величина перепада давлений и максимальной скорости для сетки 6,97 млн и 9,47 млн ячеек отличается

менее, чем на 0,5%, для приемлемой скорости расчета выбрана сетка 6,97 млн ячеек (рис. 2). Безразмерное расстояние до стенки $y^+ = 1,08$. Вид выбранной сетки представлен на рис. 3 (слева).

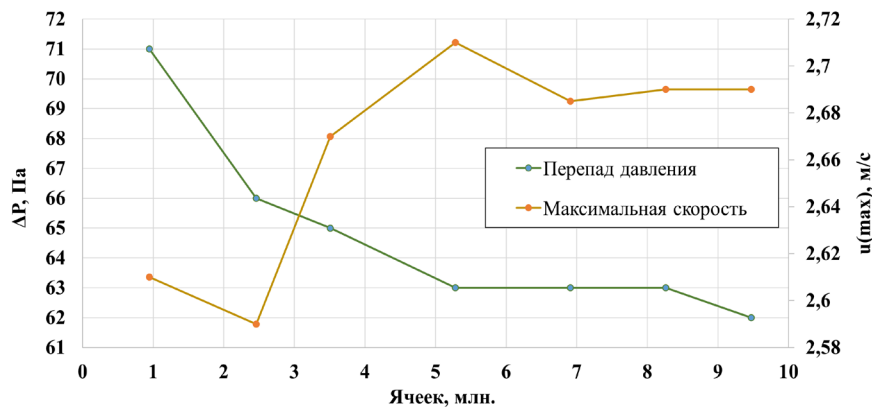


Рис. 2. Сеточная сходимость для реалистичного подхода

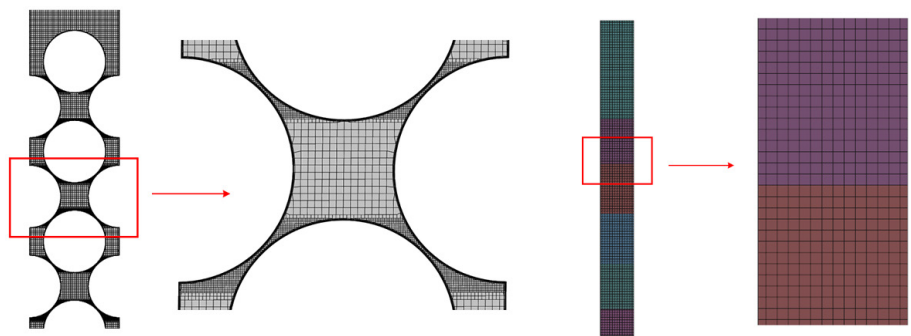


Рис. 3. Сетка для геометрии реалистичного подхода (слева, 6,97 млн ячеек) и пористого подхода (справа)

Сеточная сходимость пористого подхода. Перепад давлений и максимальная скорость гелия в моделируемом участке оказались инвариантными относительно сеточного разбиения для пористого приближения. Для более сглаженной интерполяции значений температуры по высоте в расчете используется сетка с 25 тыс. ячеек. Ее вид представлен на рис. 3 (справа).

Поскольку для реактора HTR-10 отсутствуют экспериментальные данные, достоверность численных результатов оценивалась на этапе верификации через анализ сеточной сходимости и дискретизационной неопределенности в соответствии с рекомендациями, изложенными в работе [19]. Для двух перекрывающихся триплетов

Таблица 2

Индексы GCI для двух триплетов сеток

Параметр	GCI (%)	
	Триплет сеток 4-5-6	Триплет сеток 5-6-7
Δp	0	0,5
u_{\max}	5,7	1,9

сеток № 4-5-6 и № 5-6-7 (см. рис. 2) рассчитаны индексы GCI (табл. 2) для перепада давления и максимальной скорости гелия; подробная методика их определения приведена в [20]. Полученные значения GCI для последнего набора сеток не превышают 5%, что соответствует критерию асимптотического режима сеточной независимости и указывает на низкий уровень дискретизационной неопределенности при достижении невязок уравнений менее 10^{-6} . Оценка модельных и параметрических неопределенностей (например, чувствительности к турбулентному числу Прандтля) не проводилась и может быть предметом отдельного исследования.

Результаты и обсуждение

Общие результаты моделирования

При моделировании реалистичной геометрии (6,97 млн ячеек) на 14-ти потоках процессора AMD Ryzen 7 5800H время расчета составило около 20000 с (5,5 ч) до достижения установленной границы сходимости невязок 10^{-6} . В случае пористого приближения (25 тыс. ячеек) расчет выполнялся за четыре секунды, демонстрируя ключевое преимущество этого подхода по вычислительной эффективности.

Анализ полей скорости, температуры и давления выявил качественные различия между двумя подходами (рис. 4–8).

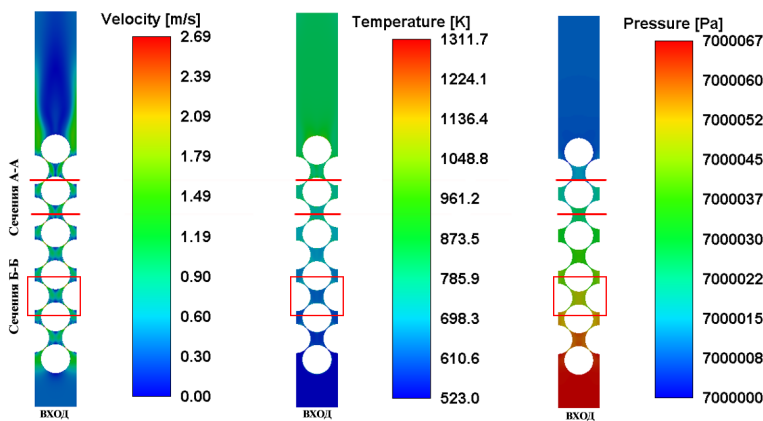


Рис. 4. Поля скорости, температуры и давления гелия в реалистичной геометрии

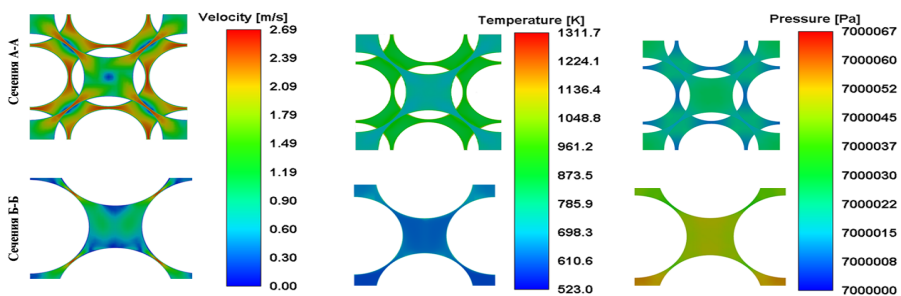


Рис. 5. Поля скорости, температуры и давления гелия в реалистичной геометрии в различных сечениях

Сравнение полей скорости

В реалистичном подходе оценка аксиальной скорости гелия осуществлялась двумя способами:

- пиковые значения скорости определялись по вертикальным сечениям моделируемого участка, фиксируя максимальные значения между слоями шаровой засыпки (рис. 6);
- осредненные значения скорости вычислялись по горизонтальным сечениям, проходящим через центры шаров каждого слоя (рис. 7).

Для пористого приближения распределение аксиальной скорости оценивалось в центральном сечении симметричной геометрии.

Результаты расчетов демонстрируют значительное расхождение между подходами. Максимальные (пиковые) скорости гелия, регистрируемые в реалистичной модели,

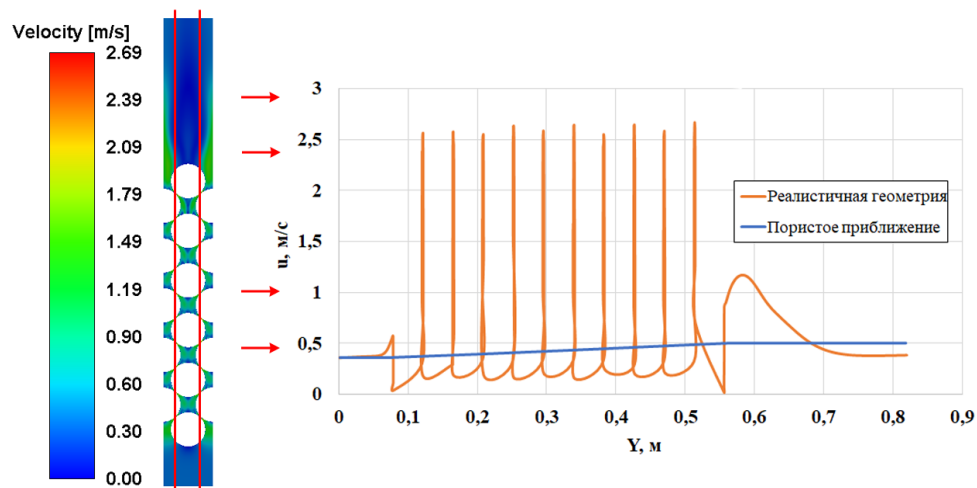


Рис. 6. Скорость гелия для реалистичного (в вертикальном сечении максимальной скорости) и пористого подхода

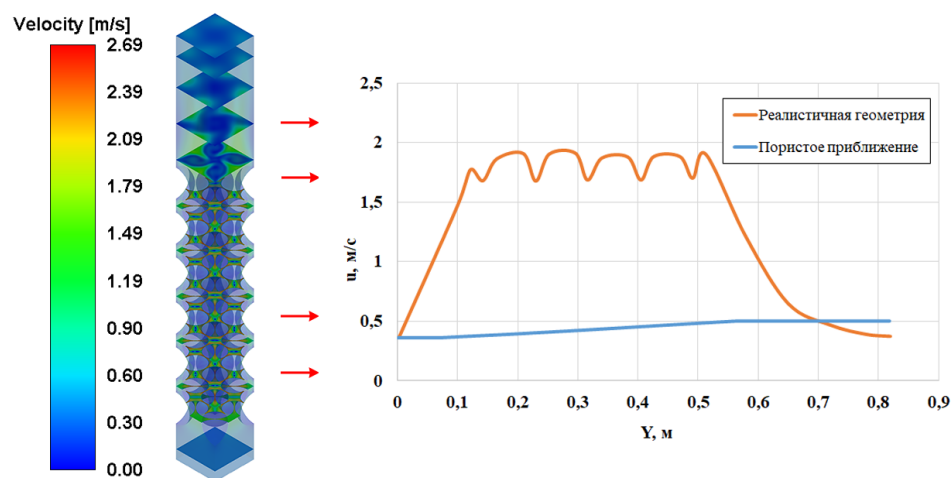


Рис. 7. Осредненные скорости гелия в горизонтальных сечениях для реалистичного подхода

составляют от 2,54 до 2,69 м/с и наблюдаются в узких межшаровых зазорах, где поток ускоряется за счет локального сужения проходного сечения. Такие эффекты не могут быть отражены при использовании пористого приближения, где максимальная скорость составляет лишь 0,5 м/с (см. рис. 6).

На выходе из расчетного участка средняя аксиальная скорость гелия при пористом подходе занижена относительно реалистичного на 43,6%. Осредненная скорость гелия в области шаровой засыпки составляет 1,82 м/с в реалистичном подходе и 0,43 м/с в пористом, с отклонением 76,4%. Такое расхождение объясняется тем, что в пористой модели отсутствует учет локальных ускорений и сужений канала, которые играют ключевую роль в формировании структуры потока в плотной засыпке (см. рис. 7).

Таким образом, реалистичный подход дает более полное представление о характере течения, включая зоны рециркуляции и сдвига, в то время как пористое приближение демонстрирует сглаженную усредненную картину с систематическим занижением ключевых гидродинамических параметров.

Сравнение температуры

Анализ осредненной температуры гелия по высоте (см. рис. 6) показывает, что реалистичный подход позволяет точно воспроизвести температурные градиенты и локальные максимумы. Максимальная температура отличается на 44,6% между подходами (1310 K против 730 K). Осредненная температура на выходе – 800 K в реалистичном случае и 727 K в пористом, что соответствует расхождению 9%.

Занижение температуры в пористом расчете связано с недооценкой локальных скоростей и, соответственно, конвективной составляющей теплообмена. Это может быть особенно важно при расчетах, связанных с обоснованием безопасности, когда определяются предельно-допустимые тепловые нагрузки и температура топлива.

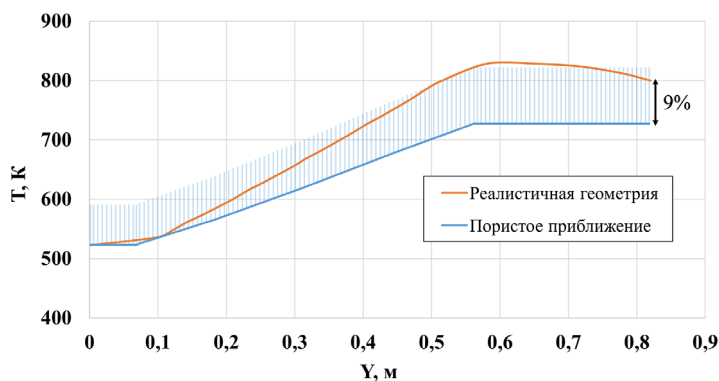


Рис. 8. Средняя температура гелия по высоте моделируемого участка

Сравнение перепада давлений

Сравнение перепада давления между подходами приведено в табл. 3. Несмотря на упрощенную геометрию пористый подход воспроизводит перепад с отклонением не более 9% от реалистичного (табл. 3). Прежде всего это связано с использованием коэффициентов линейного сопротивления, полученных по данным моделирования реалистичной геометрии (табл. 1). Точность пористого приближения во многом определяется параметризацией модели – применение вычисленных коэффициентов вне

контекста исходной геометрии или при изменении условий течения и теплообмена требует дополнительной валидации, что ограничивает его прогностическую надежность.

Для оценки физической корректности полученных результатов перепад давления, рассчитанный с использованием CFD-моделирования, сопоставлен со значениями, определенными по ряду эмпирических корреляций, применяемых для шаровых засыпок. Помимо классического уравнения Эргуна (6) [21], рассмотрены зависимости Лева (7), Хэндли и Хеггса (8), а также Талмеджа (9), приведенные в работе [22]. В таблице 3 приведены относительные отклонения перепада давления, рассчитанного по CFD в рамках реалистичного (67 Па) и пористого (73 Па) подходов, от значений, определенных по эмпирическим корреляциям.

$$\frac{\Delta p}{L} = \frac{150 \cdot \mu (1-\phi)^2}{\rho g \phi^3} \frac{\mu \cdot u}{d_p^2} + 1,75 \frac{(1-\phi)}{\phi^3} \frac{\rho u^2}{d_p}, \quad (6)$$

$$\frac{\Delta p}{L} = 200 \left(\frac{\mu u}{d_p^2} \right) \frac{(1-\phi)^2}{\phi^3} + 1,75 \frac{(1-\phi)}{\phi^3} \frac{\rho u^2}{d_p}, \quad (7)$$

$$\frac{\Delta p}{L} = 368 \left(\frac{\mu u}{d_p^2} \right) \frac{(1-\phi)^2}{\phi^3} + 1,24 \frac{(1-\phi)}{\phi^3} \frac{\rho u^2}{d_p}, \quad (8)$$

$$\frac{\Delta p}{L} = \left(\frac{\mu u}{d_p^2} \right) \frac{(1-\phi)^2}{\phi^3} (150 + 4,2 \text{Re}_m^{0,833}), \quad (9)$$

где L – длина участка пористости, м (табл. 1); d_p – диаметр шарового твэла, м; u – скорость на входе в участок пористости, м/с; Re_m – модифицированное число Рейнольдса.

Таблица 3

Перепад давлений для реалистичного и пористого подходов

Подход	Δp , Па	Отклонение, % (реалистичный / пористый)
Реалистичный	67	+9
Пористое приближение	73	
Уравнение Эргуна	150	–55,3 / –51,3
Уравнение Лева	53	+26,4 / +37,7
Уравнение Хэндли и Хеггса	79	–15,2 / –7,6
Уравнение Талмеджа	74	–9,5 / –1,4

Расчет по формуле Эргуна дал перепад давления порядка 150 Па, тогда как в CFD-моделировании получено 67 Па (реалистичный подход) и 73 Па (пористое приближение). Более близкие значения (53 – 79 Па) дают корреляции Лева, Хэндли – Хеггса

и Талмеджа, выведенные для широкого диапазона пористостей и режимов течения. Диапазоны их применения подробно изложены в работе [22], в общем случае они подходят для условий $Re < 20000$, диаметра шаровых твэлов в диапазоне от 31,7 до 95,2 мм и коэффициентах пористости 0,30 – 0,42 и позволяют вычислить перепады давления с аппроксимационной погрешностью 10 – 15%. Как отмечается в работах [22, 23], классическое уравнение Эргуна переоценивает потери давления при $Re > 1000$, так как коэффициенты в его эмпирических членах зависят от структуры засыпки и не являются универсальными для регулярных укладок (FCC). Таким образом, расхождения между различными корреляциями и результатами CFD-моделирования объясняются как структурными особенностями укладки шаровых твэлов, так и различиями в коэффициентах пористости. В рамках работы наилучшее согласие с результатами CFD-моделирования показала корреляция Талмеджа (табл. 3), отклонение от которой составило 9,5% для реалистичного и 1,4% для пористого подхода, что укладывается в ее аппроксимационную погрешность 10%.

Заключение

В работе выполнено сравнение двух подходов CFD-моделирования теплогидравлических характеристик участка активной зоны реактора HTR-10 – реалистичного и пористого. В качестве расчетного инструмента использовался отечественный программный комплекс ЛОГОС с применением $k-\omega$ SST-модели турбулентности.

Полученные результаты показывают, что реалистичный подход позволяет воспроизвести ключевые особенности течения гелиевого теплоносителя в межшаровой области, включая локальные ускорения, рециркуляционные зоны и неравномерное распределение температуры.

Полученные максимальные значения скорости и температуры в реалистичном расчете (2,69 м/с и 1310 К соответственно) значительно превышают аналогичные параметры пористого приближения (0,5 м/с и 730 К). При этом средняя скорость гелия в шаровой засыпке при реалистичном подходе превышает результат пористого расчета на 76,4%, а средняя температура гелия на выходе отличается на 9%. Расчеты перепада давления оказались сопоставимыми в обоих подходах с расхождением около 9%. Однако такое согласование достигнуто путем предварительной настройки коэффициентов сопротивления в пористой модели по результатам реалистичных расчетов, что ограничивает ее применимость в других конфигурациях.

Таким образом, реалистичный подход обеспечивает более высокую физическую достоверность моделирования и рекомендуется в задачах, где критична точность прогноза локальных теплогидравлических параметров, в частности, при моделировании переходных и аварийных режимов. С другой стороны, расчет с пористым приближением в 5000 раз эффективнее с вычислительной точки зрения. Поэтому применение пористого приближения возможно на ранних этапах проектирования, при параметрических исследованиях и особенно при анализе интегральных характеристик в расчетных областях большой протяженности. Однако применение этого подхода требует обязательной валидации и настройки модельных коэффициентов для конкретной геометрии и условий течения. При моделировании полной активной зоны следует также учитывать возможную анизотропию засыпки.

Литература

1. Sato H. et al. Safety design consideration for HTGR coupling with hydrogen production plant. *Prog. Nucl. Energy*. 2015; 82:46–52. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2014.07.032>
2. Fütterer M.A. et al. Status of the very high temperature reactor system. *Prog. Nucl. Energy*. 2014;77:266–281. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2014.01.013>
3. Ahmed F. et al. CFD validation with optimized mesh using benchmarking data of pebble-bed high-temperature reactor. *Prog. Nucl. Energy*. 2021;134:103653. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2021.103653>
4. Almusafir R.S., Jasim A.A., Al-Dahhan M.H. Review of the Fluid Dynamics and Heat Transport Phenomena in Packed Pebble Bed Nuclear Reactors. *Nucl. Sci. Eng.* 2023;197(6):1001–1037. DOI: <https://doi.org/10.1080/00295639.2022.2146993>
5. Wu C.Y. et al. Investigating the advantages and disadvantages of realistic approach and porous approach for closely packed pebbles in CFD simulation. *Nucl. Eng. Des.* 2010;240(5):1151–1159. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2010.01.015>
6. Avramenko A.A. et al. Heat transfer and fluid flow of helium coolant in a model of the core zone of a pebble-bed nuclear reactor. *Nucl. Eng. Des.* 2021;377:111148. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2021.111148>
7. Becker S., Laurien E. Three-dimensional numerical simulation of flow and heat transport in high-temperature nuclear reactors. *Nucl. Eng. Des.* 2003;222(2–3):189–201. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0029-5493\(03\)00011-6](https://doi.org/10.1016/S0029-5493(03)00011-6)
8. Guo W. et al. Influence of 2D and 3D convection–diffusion flow on tritium permeation in helium cooled solid breeder blanket units. *Fusion Eng. Des.* 2006;81(8–14):1465–1470. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2005.08.059>
9. Huning A.J., Chandrasekaran S., Garimella S. A review of recent advances in HTGR CFD and thermal fluid analysis. *Nucl. Eng. Des.* 2021;373:111013. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2005.08.059>
10. Orlov A.I., Gabaraev B.A. Heavy liquid metal cooled fast reactors: peculiarities and development status of the major projects. *Nucl. Energy Technol.* 2023;9(1):1–18. DOI: <https://doi.org/10.3897/nucet.9.90993>
11. Bolshov L.A., Strizhov V.F., Mosunova N.A. Codes of new generation for safety justification of power units with a closed nuclear fuel cycle developed for the “PRORYV” project. *Nucl. Energy Technol.* 2020;6(3):203–214. DOI: <https://doi.org/10.3897/nucet.6.54710>
12. Guo J. et al. Challenges and progress of uncertainty analysis for the pebble-bed high-temperature gas-cooled reactor. *Prog. Nucl. Energy*. 2021;138:103827. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2021.103827>
13. Berens A., Bostelmann F., Brown N.R. Temperature sensitivity of the equilibrium neutronics and accident analysis of the HTR-10. *Prog. Nucl. Energy*. 2025;181:1056433. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2025.105643>
14. Blandford E. et al. Kairos power thermal hydraulics research and development. *Nucl. Eng. Des.* 2020;364:110636. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2020.110636>
15. Menter F.R., Kuntz M., Langtry R. Ten Years of Industrial Experience with the SST Turbulence Model Turbulence heat and mass transfer. *Turbulence, heat and mass transfer*. 2003;4(1):625–632.
16. Kozelkov A.S. et al. An implicit algorithm of solving Navier–Stokes equations to simulate flows in anisotropic porous media. *Comput. Fluids*. 2018;160:164–174. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compfluid.2017.10.029>

17. Ferng Y.M., Lin K.Y. CFD investigation of thermal-hydraulic characteristics in a PBR core using different contact treatments between pebbles. *Ann. Nucl. Energy*. 2014;72:156–165. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.anucene.2014.05.021>
18. Li H. et al. Thermal hydraulic investigations with different fuel diameters of pebble bed water cooled reactor in CFD simulation. *Ann. Nucl. Energy*. 2012;42:135–147. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.anucene.2011.11.010>
19. Lu X. et al. Uncertainty in CFD simulation of reactors and approaches to improve the confidence of simulation results. *Nucl. Eng. Des.* 2025;436:113974. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2025.113974>
20. Hassan M. et al. Uncertainty quantification (UQ) for CFD simulation of OECD-NEA cold leg mixing benchmark. *Nucl. Eng. Des.* 2022;393:111799. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2022.111799>
21. Akgiray Ö., Saatçı A.M. A new look at filter backwash hydraulics. *Water Supply*. 2001;1(2):65–72. DOI: <https://doi.org/10.2166/ws.2001.0022>
22. Hassan Y. A., Kang C. Pressure drop in a pebble bed reactor under high Reynolds number. *Nuclear technology*. 2012;180(2):159–173. DOI: <https://doi.org/10.13182/NT12-A14631>
23. Li Y., Ji W. Effects of fluid–pebble interactions on mechanics in large-scale pebble-bed reactor cores. *International Journal of Multiphase Flow*. 2015;73:118–129. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijmultiphaseflow.2015.03.004>

Поступила в редакцию 27.05.2025

После доработки 11.11.2025

Принята к опубликованию 27.11.2025

Авторы

Чубаров Максим Алексеевич, аспирант,

E-mail: machubarov@mephi.ru

Захаров Михаил Юрьевич, аспирант,

E-mail: myzakharov@mephi.ru

Тихомиров Георгий Валентинович, зам. директора ИЯФит, профессор, д.ф.-м.н.,

E-mail: gvtikhomirov@mephi.ru

UDC 621.039.52.034.3; 532.546.2

Comparative Analysis of $k-\omega$ SST Model and Porous Approach for HTGR Core Section Calculation

Chubarov M.A., Zakharov M.Yu., Tikhomirov G.V.

MEPhI,

31 Kashirskoe Sh., 115409 Moscow, Russia

Abstract

This study presents a comparative analysis of two geometric representations of the flow domain within RANS modeling for a segment of the high-temperature gas-cooled reactor (HTGR) core: a realistic representation with explicit modeling of fuel spheres and a porous one based on averaging the medium's properties. The simulations were carried out using the LOGOS software package with the $k-\omega$ SST turbulence model. The realistic representation captures local flow and heat-transfer effects, including recirculation zones, accelerations within inter-particle gaps, and temperature peaks reaching up to 1310 K. In contrast, the porous approximation provides a smoothed, averaged picture

with significantly lower values: the maximum velocity does not exceed 0.5 m/s, and the maximum temperature is 727 K. The average helium velocity in the pebble bed is 76.4% lower, and both the outlet temperature and the pressure drop differ by about 9%, accounting for the pre-computed linear resistance coefficients. The realistic approach is recommended for the analysis of local thermal-hydraulic characteristics, which are critical for transient and accident simulations, whereas the porous approximation, due to its computational efficiency, is suitable for preliminary studies and integral assessments, provided that the model is properly parameterized.

Keywords: CFD, LOGOS, HTGR, VHTR, porosity, TRISO.

For citation: Chubarov M.A., Zakharov M.Yu., Tikhomirov G.V. Comparative Analysis of k - ω SST Model and Porous Approach for HTGR Core Section Calculation. *Izvestiya vuzov. Yadernaya Energetika*. 2025;4:175–189. DOI: <https://doi.org/10.26583/npe.2025.4.13> (in Russian).

References

1. Sato H., Ohashi H., Nakagawa S., Tachibana Y., Kunitomi K. Safety design consideration for HTGR coupling with hydrogen production plant. *Prog. Nucl. Energy*. 2015; 82:46–52. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2014.07.032>
2. Fütterer M.A., Fu L., Sink C., Groot S., Pouchon M., Kim Y.W., Carré F., Tachibana Y. Status of the very high temperature reactor system. *Prog. Nucl. Energy*. 2014;77:266–281. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2014.01.013>
3. Ahmed F., Ara N., Deshpande V., Mollah A.S., Bhowmik P.K. CFD validation with optimized mesh using benchmarking data of pebble-bed high-temperature reactor. *Prog. Nucl. Energy*. 2021;134:103653. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2021.103653>
4. Almusafir R.S., Jasim A.A., Al-Dahhan M.H. Review of the Fluid Dynamics and Heat Transport Phenomena in Packed Pebble Bed Nuclear Reactors. *Nucl. Sci. Eng.* 2023;197(6):1001–1037. DOI: <https://doi.org/10.1080/00295639.2022.2146993>
5. Wu C.Y., Feng Y.M., Chieng C.C., Liu C.C. Investigating the advantages and disadvantages of realistic approach and porous approach for closely packed pebbles in CFD simulation. *Nucl. Eng. Des.* 2010;240(5):1151–1159. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2010.01.015>
6. Avramenko A.A., Dmitrenko N.P., Shevchuk I.V., Tyrinov A.I., Kovetskaya M.M. Heat transfer and fluid flow of helium coolant in a model of the core zone of a pebble-bed nuclear reactor. *Nucl. Eng. Des.* 2021;377:111148. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2021.111148>
7. Becker S., Laurien E. Three-dimensional numerical simulation of flow and heat transport in high-temperature nuclear reactors. *Nucl. Eng. Des.* 2003;222(2–3):189–201. DOI: [https://doi.org/10.1016/S0029-5493\(03\)00011-6](https://doi.org/10.1016/S0029-5493(03)00011-6)
8. Guo W., Ying A., Ni M.-J., Abdou M.A. Influence of 2D and 3D convection–diffusion flow on tritium permeation in helium cooled solid breeder blanket units. *Fusion Eng. Des.* 2006;81(8–14):1465–1470. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2005.08.059>
9. Huning A.J., Chandrasekaran S., Garimella S. A review of recent advances in HTGR CFD and thermal fluid analysis. *Nucl. Eng. Des.* 2021;373:111013. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2005.08.059>
10. Orlov A.I., Gabaraev B.A. Heavy liquid metal cooled fast reactors: peculiarities and development status of the major projects. *Nucl. Energy Technol.* 2023;9(1):1–18. DOI: <https://doi.org/10.3897/nucet.9.90993>
11. Bolshov L.A., Strizhov V.F., Mosunova N.A. Codes of new generation for safety justification of power units with a closed nuclear fuel cycle developed for the “PRORYV” project. *Nucl. Energy Technol.* 2020;6(3):203–214. DOI: <https://doi.org/10.3897/nucet.6.54710>

12. Guo J., Wang Y., Zhang H., Cui M., Li F. Challenges and progress of uncertainty analysis for the pebble-bed high-temperature gas-cooled reactor. *Prog. Nucl. Energy*. 2021;138:103827. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2021.103827>
13. Berens A., Bostelmann F., Brown N.R. Temperature sensitivity of the equilibrium neutronics and accident analysis of the HTR-10. *Prog. Nucl. Energy*. 2025;181:105643. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2025.105643>
14. Blandford E., Brumback K., Fick L., Gerardi C., Haugh B., Hillstorm E., Johnson K., Peterson P.F., Rubio F., Sarikurt F.S., Sen, S., Zhao H., Zweibaum N. Kairos power thermal hydraulics research and development. *Nucl. Eng. Des.* 2020;364:110636. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2020.110636>
15. Menter F.R., Kuntz M., Langtry R. Ten Years of Industrial Experience with the SST Turbulence Model Turbulence heat and mass transfer. *Turbulence, heat and mass transfer*. 2003;4(1):625–632.
16. Kozelkov A.S., Lashkin S.V., Efremov V.R., Volkov K.N., Tsibereva Yu.A., Tarasova N.V. An implicit algorithm of solving Navier–Stokes equations to simulate flows in anisotropic porous media. *Comput. Fluids*. 2018;160:164–174. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.compfluid.2017.10.029>
17. Ferng Y.M., Lin K.Y. CFD investigation of thermal-hydraulic characteristics in a PBR core using different contact treatments between pebbles. *Ann. Nucl. Energy*. 2014;72:156–165. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.anucene.2014.05.021>
18. Li H., Qiu S.m Zhang. Y., Su G., Tian W. Thermal hydraulic investigations with different fuel diameters of pebble bed water cooled reactor in CFD simulation. *Ann. Nucl. Energy*. 2012;42:135–147. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.anucene.2011.11.010>
19. Lu X., Jia W., Dong L., Li Y., Chen D., Chu G. Uncertainty in CFD simulation of reactors and approaches to improve the confidence of simulation results. *Nucl. Eng. Des.* 2025;436:113974. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2025.113974>
20. Hassan M., Xiong J., Cheng X., Liu D. Uncertainty quantification (UQ) for CFD simulation of OECD-NEA cold leg mixing benchmark. *Nucl. Eng. Des.* 2022;393:111799. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2022.111799>
21. Akgiray Ö., Saatçı A.M. A new look at filter backwash hydraulics. *Water Supply*. 2001;1(2):65–72. DOI: <https://doi.org/10.2166/ws.2001.0022>
22. Hassan Y. A., Kang C. Pressure drop in a pebble bed reactor under high Reynolds number. *Nuclear technology*. 2012;180(2):159–173. DOI: <https://doi.org/10.13182/NT12-A14631>
23. Li Y., Ji W. Effects of fluid–pebble interactions on mechanics in large-scale pebble-bed reactor cores. *International Journal of Multiphase Flow*. 2015;73:118–129. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijmultiphaseflow.2015.03.004>

Authors

Maksim A. Chubarov, PhD Student,

E-mail: machubarov@mephi.ru

Mikhail Yu. Zakharov, PhD Student,

E-mail: myzakharov@mephi.ru

Georgy V. Tikhomirov, Professor, Dr. Sci. (Phys.-Math.),

E-mail: gvtikhomirov@mephi.ru