

$$\bar{k} - t_p \sigma / \sqrt{n}, \bar{k} + t_p \sigma / \sqrt{n},$$

где \bar{k} — средний поправочный множитель; t_p — величина, которая зависит от заданного уровня надежности, числа экспериментальных точек и определяется с помощью статистических таблиц (см., например, [7]); σ — среднеквадратичное отклонение параметра k ; n — число экспериментальных точек.

С учетом этого $\bar{k} = 0,874$, $n = 194$. При уровне надежности 0,95, $n = 194$, $t_p = 1,96$. Если сделать предположение о линейной зависимости между расчетным критическим тепловым потоком и параметром k , среднеквадратичное отклонение σ коэффициента k равно среднеквадратичному отклонению расчетного теплового потока от экспериментального. Среднеквадратичное отклонение расчетного теплового потока от экспериментального может быть вычислено по формуле

$$\sigma = \sqrt{\sum_{i=1}^n \delta_i - \Delta^2 / n},$$

где $\delta = (q_{\text{эксп}} - q_{\text{расч}}) / q_{\text{эксп}}$; $q_{\text{эксп}}$, $q_{\text{расч}}$ — экспериментальный и расчетный критический тепловой поток соответственно; $\Delta = \sum_{i=1}^n \delta_i / n$; n — число экспериментальных точек.

В результате $\sigma = 0,076$.

Доверительный интервал для поправочного множителя к расчетному критическому тепловому потоку с надежностью 0,95 равен 0,864—0,885. Этот интервал используется в качестве диапазона изменения для поправочного множителя к расчетному критическому тепловому потоку при статистическом анализе неопределенности параметров теплогидравлических расчетов [8, 9].

На основе анализа экспериментальных данных, полученных на стенде КС, сделан вывод о том, что для модели ТВС с треугольной упаковкой стержней код RELAP5/mod3.2 дает несмещенную оценку критического теплового потока, для моделей ТВС со смешанной упаковкой стержней, как в РБМК, — систематическое превышение расчетного критического теплового потока над экспериментальным.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Осмачкин В.С. Исследование теплогидравлических характеристик моделей топливных сборок реакторов в ИАЭ им. И.В. Курчатова. — В сб.: Исследования критических тепловых потоков в пучках стержней в стационарных и нестационарных режимах теплообмена, 1974, с. 57—66.
2. Groeneveld D., Cheng S., Doan T. AECL-UO critical heat flux lookup table. — Heat Transfer Engng, 1986, v. 7, № 1—2, p. 46—62.
3. Кириллов П.Л., Бобков В.П., Болтенко Э.А. и др. Скелетные таблицы по критическим тепловым потокам. — Атомная энергия, 1991, т. 71, вып. 1, с. 18—28.
4. Бобков В.П., Виноградов В.Н., Грневельд Д. и др. Скелетная таблица версии 1995 г. для расчета критического теплового потока в трубах. — Теплоэнергетика, 1997, № 10, с. 43—53.
5. Кириллов П.Л., Терентьева М.И. Скелетные таблицы по расчету критического теплового потока в трубах для воды. История и версия 2006 г. — Атомная техника за рубежом, 2008, № 10, с. 3—18.
6. Журавлева Ю.В., Мингалеева Г.С., Мокроусов К.А., Яшников Д.А. Библиотека электронных баз теплофизических данных. — Атомная энергия, 2007, т. 102, вып. 3, с. 158—163.
7. Варден Б. Математическая статистика. М.: Изд-во иностр. лит-ры, 1960.
8. Афремов Д.А., Журавлева Ю.В., Миронов Ю.В., Радкевич В.Е. Методика статистического анализа неопределенностей теплогидравлических расчетов. — Атомная энергия, 2002, т. 93, вып. 2, с. 101—109.
9. Афремов Д.А., Журавлева Ю.В., Миронов Ю.В. и др. Анализ неопределенности расчетов аварий с потерей теплоносителя для 1-го энергоблока Курской АЭС. — Там же, 2005, т. 98, с. 422—428.

Поступила в Редакцию 17.03.11

УДК 621.039.524.2

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВОЙ ИНЕРЦИИ И ТЕРМИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ ТЕПЛОПЕРЕДАЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ В ЯДЕРНОМ РЕАКТОРЕ С ТВЕРДЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ

Дмитриев А.М., Кавун О.Ю., Мощенко М.Г., Синцов А.Е., Хренников Н.Н. (НТЦ ЯРБ, г. Москва),
Денискин В.П. (НИИ НПО «Луч», г. Подольск, Московская обл.)

В настоящей статье излагаются результаты расчетного изучения специфических особенностей использования в ядерных реакторах

твердого вещества в качестве теплоносителя. Внутренние напряжения в теплопередающих элементах теплоносителя при теплопереносе и

соответственно термоциклированию и тепловая инерция при распространении теплоты внутри элементов принципиально отличают твердый теплоноситель от жидкостей и газов. Для обеспечения теплопередачи от активной зоны вторичному теплообменнику были предложены различные конструкции теплопередающих элементов крупных размеров, движение которых предусматривалось по специальным направляющим под действием побудительных механизмов.

В последнее время предложена и обосновывается концепция использования теплоносущих частиц малых размеров, движущихся через активную зону и теплообменники без ориентирования и только под действием силы тяжести с непосредственным контактом с поверхностью твэлов. Для реализации этого варианта необходимо сочетание оптимальных ядерных и теплофизических свойств теплоносителя, а также придание теплопередающим частицам свойств, обеспечивающих способность двигаться через активную зону под действием силы тяжести с постоянной пористостью. В исследованиях [1] для производства теплоносущих частиц, схожих по форме и размерам с микротвэлами, предложено использовать технологию изготовления микротвэлов. Теплоносущие частицы не содержат ядерного топлива и состоят из графитового ядра и покрытия из пиролитического углерода. Эти частицы сочетают низкое сечение поглощения нейтронов, высокую теплоемкость и способность выдерживать высокую температуру с низким сопротивлением взаимному трению при движении в потоке, обеспечивая способность движения через активную зону и трубчатку парогенератора под действием собственного веса. Основные идеи конструкции реактора и оценка реально достижимых технологических параметров изложены в работах [2—4], экспериментальные результаты изучения теплофизических характеристик потока теплоносущих частиц — в [5]. Предложенный ядерный реактор обладает следующими особенностями:

в корпусе, заполненном гелием при атмосферном давлении, расположен верхний бункер для теплоносителя, ниже — активная зона, теплообменники и нижний бункер, теплоноситель из нижнего бункера перемещается в верхний с помощью подъемников;

потеря твердого теплоносителя активной зоной автоматически приводит к остановке реактора даже без срабатывания аварийной защиты, поскольку теплоноситель одновременно является основным замедлителем;

активная зона при потере теплоносителя охлаждается гелием, постоянно находящимся в корпусе реактора и проходящим через освободившуюся от твердого теплоносителя активную зону за счет естественной конвекции;

тепло от гелия отводится воздуху системой пассивного отвода тепла, смонтированной на верхней части корпуса реактора. Аварийное расхолаживание реактора не требует источника энергии и вмешательства оператора;

теплообменники обеспечивают выработку пара сверхкритических параметров для турбин с к.п.д. 47%, используемых ныне в теплоэнергетике.

Исследование переходного процесса обессточивания реактора с потерей теплоносителя показало отсутствие повышения температуры твэлов над рабочими значениями [6].

Экспериментальные результаты, составившие основу для развития этой концепции, получены в основном в НИИ НПО «Луч». Теплоносущие частицы диаметром 0,85—1,1 мм, расчетной тепловой постоянной 0,1—0,15 с для экспериментальных работ также были изготовлены в НИИ НПО «Луч». Результаты экспериментов использованы для расчетных оценок ядерных реакторов [2, 3], а также оценок износа теплоносущих частиц.

Термические напряжения в теплопередающих элементах сферической формы диаметром 1, 4, 10 мм и их тепловая инерция рассчитаны с помощью программного комплекса ANSYS (США). Сферическая форма обусловлена концепцией реактора, соответствует экспериментальным данным для диаметра 1 мм и наиболее проста для интерпретации результатов.

Изменение температуры, скорости нагрева и охлаждения принято для параметров реактора [3] — температура на входе в активную зону 370, на выходе 760 °С, скорость движения частиц в активной зоне высотой 6 м 0,15—0,17 м/с, что предполагает средний темп нагрева 20 °С/с, максимальный 30 °С/с, темп снижения температуры в парогенераторе 5 °С/с. Высотное распределение мощности предполагается близким к

невыравненному с $K_z = 1,6$. В расчетах максимальная температура греющей среды в активной зоне принята равной $800\text{ }^\circ\text{C}$, на выходе из парогенератора — $400\text{ }^\circ\text{C}$. Коэффициент теплоотдачи выбран в активной зоне в диапазоне $600\text{—}1000\text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot^\circ\text{C})$, что соответствует экспериментальному коэффициенту теплоотдачи для скорости теплоносителя $0,1\text{—}0,22\text{ м}/\text{с}$ в среде гелия. Время прохождения теплоносителем активной зоны принято в диапазоне $20\text{—}40\text{ с}$, максимальное время соответствует высоте активной зоны 6 м при скорости $0,15\text{ м}/\text{с}$, минимальное — скорости $0,2\text{ м}/\text{с}$ при высоте 4 м . Условия охлаждения в парогенераторе приняты на основании анализа экспериментальных коэффициентов теплоотдачи при низкой скорости движения теплопередающих частиц и расчетных характеристик парогенератора [3]. Время прохождения теплопередающими частицами парогенератора принято для двух вариантов 100 и 50 с соответственно. Охлаждение соответствует противоточной схеме парогенератора на воде и паре при сверхкритических параметрах теплоносителя во втором контуре. Нагрев и охлаждение моделировали в двух приближениях:

теплообмен осуществляется равномерно по поверхности с постоянным заданным коэффициентом теплоотдачи. Такая феноменологическая схема соответствует усредненным характеристикам теплообмена;

теплообмен шаровой частицы со средой моделируется через конечное число точек контакта, что характерно для засыпки шаровых частиц при их контакте между собой, с поверхностями твэлов и трубок парогенераторов. Моделирование теплопередачи через конечное число контактов позволяет оценить влияние контактной теплопередачи на термические напряжения и тепловую инерцию. Среднее число контактов выбиралось по относительной плотности (пористости) засыпки, составляющей в неподвижном состоянии $60\text{—}61\%$, при движении — $59\text{—}60\%$ плотности материала. Относительная плотность $59\text{—}61\%$ соответствует в среднем $7\text{—}9$ контактам [7]. В расчетах эта величина принята равной 8 . В слое частиц возле теплопередающей поверхности число точек контакта будет меньше.

Температурное поле и вызванное им термическое напряженно-деформированное состояние

рассчитывали для случая равномерного подвода тепла в течение одного цикла теплопередачи при следующих условиях:

продолжительность цикла 140 с (40 с нагрев, 100 с охлаждение) и 70 с (20 с нагрев, 50 с охлаждение);

на границе шара равномерный теплообмен с фиктивной «внешней средой»;

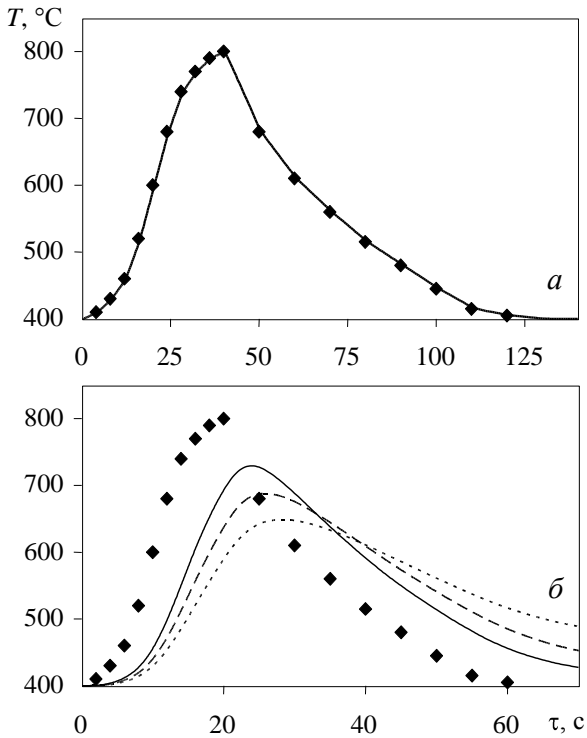
коэффициент теплоотдачи α в режимах нагрева и охлаждения постоянный, при смене режима α меняется скачкообразно. Выбраны коэффициенты теплоотдачи (нагрев—охлаждение) $1000\text{—}300, 600\text{—}200, 400\text{—}100\text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot^\circ\text{C})$;

свойства материала не зависят от температуры ($C = 1800\text{ Дж}/(\text{кг}\cdot^\circ\text{C})$, $\rho = 1600\text{ кг}/\text{м}^3$, $E = 47\text{ ГПа}$, $\mu = 0,25$, коэффициент линейного температурного расширения $2,8\cdot 10^{-5}\text{ }^\circ\text{C}^{-1}$);

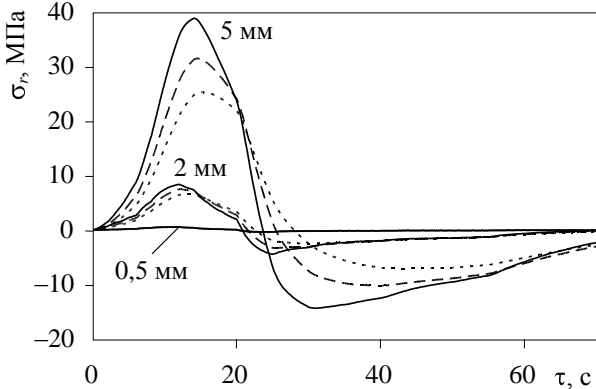
теплопроводность материала принята заниженной $\lambda = 6\text{ Вт}/(\text{м}\cdot^\circ\text{C})$ для учета влияния нейтронного облучения.

Расчет выполнен методом конечных элементов в осесимметричной постановке. В качестве конечных элементов выбраны четырехугольные двухмерные элементы. Из краевых условий следует, что распределение температуры и компонентов тензора напряжений будет функцией двух переменных — радиуса и времени. На рис. 1 видно, что для шара радиусом 5 мм при тепловом цикле 70 с недогрев составляет $\sim 120\text{ }^\circ\text{C}$, температурное запаздывание в момент окончания охлаждения также $\sim 120\text{ }^\circ\text{C}$. Для частиц радиусом $0,5\text{ мм}$ температурная инерция незначительна при любом времени теплового цикла и коэффициенте теплопередачи, однако быстро повышается с ростом размеров частиц и сокращением времени теплообмена. Описанные случаи являются крайними — тепловая инерция остальных расчетных комбинаций лежит в интервале $0\text{—}120\text{ }^\circ\text{C}$.

При равномерном подводе теплоты в центре шара реализуется всестороннее растяжение при нагреве и всестороннее сжатие при охлаждении (рис. 2). В любой момент времени зависимость абсолютного радиального компонента тензора напряжений от радиальной координаты в сферической системе координат с началом, совпадающим с центром шара, $|\sigma_r(r)|$ уменьшается с увеличением радиальной координаты r , обращаясь в нуль на поверхности шара. Угловые напряжения с увеличением радиуса постепенно



Р и с. 1. Зависимость температуры среды (♦) и центра шара радиусом 0,5 (а), 5 мм (б) от времени цикла 140 и 70 с соответственно при равномерном теплообмене с коэффициентом теплоотдачи при нагреве 1000, охлаждении 300 (—), 600, 200 (---), 400, 100 Вт/(м²·°C) (-·-·)



Р и с. 2. Зависимость радиальных напряжений в центре шара от времени при равномерном нагреве с циклом теплопередачи 70 с при коэффициенте теплоотдачи при нагреве 1000, охлаждении 300 (—), 600, 200 (---), 400, 100 Вт/(м²·°C) (-·-·)

изменяются и на поверхности шара приобретают противоположное значение относительно угловых напряжений в центре. Размах напряжений уменьшается с ростом времени цикла. Для шара радиусом 0,5 мм радиальный компонент в центре достигает 0,28 и 0,56 МПа при нагреве и $-0,17$, $-0,32$ МПа при охлаждении для цикла 140 и 70 с соответственно. Эти напряжения малы, однако при увеличении радиуса до 5 мм на-

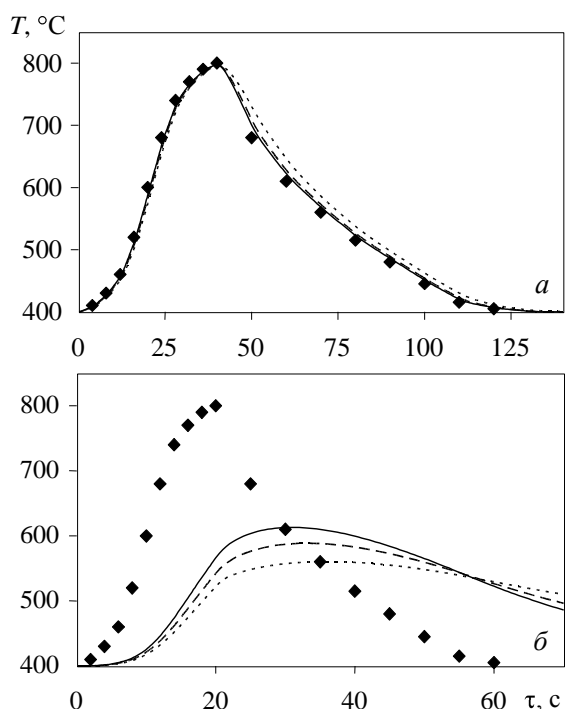
пряжения становятся существенными и сравнимы с пределами прочности на растяжение и сжатие.

Теплопередачу через конечное число точек контакта моделировали методом конечных элементов в трехмерной постановке. Аналогично случаю равномерной теплопередачи сначала рассчитывали поле температуры, затем эти данные использовали для расчета температурных напряжений в упругой области. В модели предполагали симметричное расположение восьми точек контакта по поверхности шара таким образом, что одна точка касания приходится на сектор шара $\varphi = [0; \pi/2]$, $\psi = [0; \pi/2]$. Сумма площадей точек контакта принята равной 10% площади шара. Расчетная модель содержит 58 765 конечных элементов и 118 674 расчетных узлов. Данное число конечных элементов обусловлено сходимостью решения.

Коэффициент теплоотдачи $\alpha = \alpha(\rho)$ задан на ограниченной площади точки теплообмена радиусом R_1 на поверхности шара $\alpha(\rho) = \alpha \exp[-b\rho^2]$. На остальной площади шара $\alpha = 0$. Коэффициент b подбирали таким образом, чтобы эффективная поверхность теплообмена составляла 10% площади поверхности шара. Коэффициент a подбирали из соображений эквивалентности интегрального теплового потока через всю поверхность шара при разнице температуры 1 °C с моделью равномерного нагрева. При граничных условиях точечного контакта температурное поле и тензор напряжений будут функцией не только времени и радиуса, но и полярного и азимутального углов.

На рис. 3 видно, что при точечном подводе тепла, как и при равномерном, с уменьшением времени цикла и увеличением радиуса шара полнота прогрева шара снижается. Это можно проиллюстрировать изменением температуры в центре шара для двух крайних случаев: центр шара радиусом 0,5 мм за время цикла 140 с к концу этапа нагрева успевает нагреться до максимальной температуры, затем к концу этапа охлаждения остыть до исходной. Центр шара радиусом 5 мм за время цикла 70 с при коэффициентах теплоотдачи 400—100 Вт/(м²·°C) успевает нагреться только до 560 °C и остыть до 510 °C.

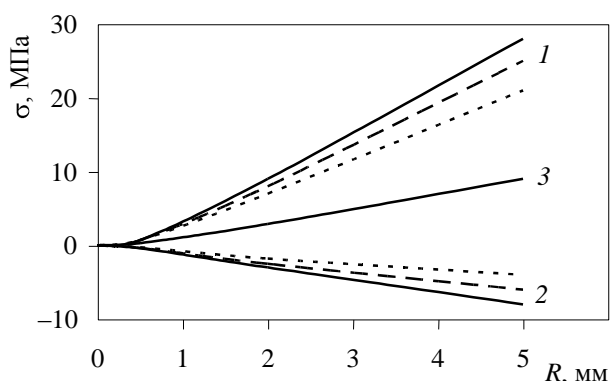
Из сравнения рис. 1 и 3 видно, что, несмотря на сохранение интегральных коэффициентов



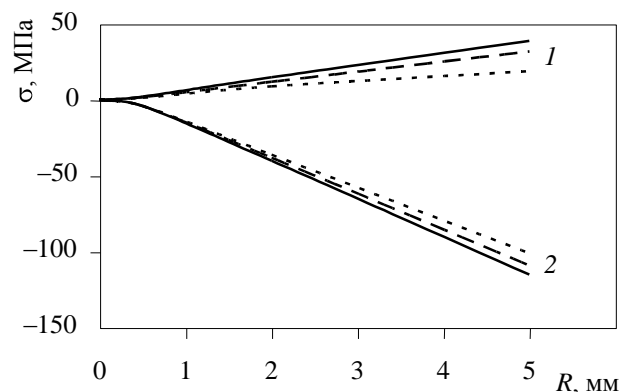
Р и с. 3. Зависимость температуры среды (♦) и центра шара радиусом 0,5 (а), 5 мм (б) от времени цикла 140 и 70 с соответственно при точечном теплообмене с коэффициентом теплоотдачи при нагреве 1000, охлаждении 300 (—), 600, 200 (---), 400, 100 Вт/(м²·°С) (· · ·)

теплоотдачи через всю поверхность, тепловая инерция в случае контактного подвода тепла в отличие от равномерного существенно выше.

Главные напряжения σ_1 и σ_3 в центре шара близки и при нагреве и охлаждении носят растягивающий и сжимающий характер соответственно, следовательно, интенсивность напряжений невелика, а напряженное состояние близко к всестороннему (рис. 4). На поверхности теп-



Р и с. 4. Зависимость главных максимальных напряжений при нагреве σ_1 (1) и минимальных при охлаждении σ_3 (2) в центре шара от радиуса элементов теплоносителя при точечном теплообмене с коэффициентом теплоотдачи при нагреве 1000, охлаждении 300 (—), 600, 200 (---), 400, 100 Вт/(м²·°С) (· · ·) и времени цикла теплопередачи 70 с: 3 — интенсивность напряжений при нагреве



Р и с. 5. Зависимость главных максимальных напряжений при охлаждении σ_1 (1) и минимальных при нагреве σ_3 (2) в центре точки теплопередачи на поверхности элементов теплоносителя при точечном теплообмене с коэффициентом теплоотдачи при нагреве 1000, охлаждении 300 (—), 600, 200 (---), 400, 100 Вт/(м²·°С) (· · ·) и времени цикла теплопередачи 70 с

лонесущего элемента максимальные напряжения возникают в центре пятна теплопередачи (рис. 5). Компоненты σ_1 и σ_3 становятся равными нулю при нагреве и охлаждении соответственно, интенсивность напряжений при этом равна абсолютному ненулевому компоненту.

Влияние радиуса элемента теплоносителя, длительности нагрева и охлаждения, а также коэффициентов теплоотдачи на тенденцию изменения напряжений остается схожим с моделью равномерного нагрева, хотя темп изменения запаздывания и роста напряжений при изменении указанных параметров существенно выше.

Размеры элемента теплоносителя оказывают наибольшее влияние на тепловую инерцию и температурные напряжения. Максимальные растягивающие и сжимающие напряжения, полученные при расчетах для шаров радиусом 5 мм, сопоставимы с пределами прочности изотропного пирографита на растяжение (35—50 МПа) и сжатие (190—350 МПа) [8].

Сочетание низких коэффициентов теплоотдачи с низкой скоростью движения, характерное для теплонесущих частиц твердого теплоносителя, определяет большую длительность циклов теплопередачи. В ВВЭР время полного цикла теплопередачи, в течение которого вода делает полный оборот, составляет всего около 15 с. Для тепловых процессов в описываемых условиях тепловая инерция является существенной, и только для минимального диаметра теплонесущих элементов она не создает трудностей для передачи тепла. Увеличение линейных размеров

теплопередающих элементов быстро снижает эффективность системы теплопередачи.

Внутренние напряжения, определяющие старение теплонесущих частиц и вероятность их разрушения, также сильно зависят от их размеров. Данных о влиянии большого числа термических циклов на прочностные свойства обычного и пиролитического графита нами не найдено. Если использовать аналогию с металлами, то запас на снижение прочностных свойств при числе тепловых циклов 10^7 должен быть около 10. Оценки износа теплонесущих частиц позволяют прогнозировать время жизни теплонесущей частицы 4—5 лет. За это время частица должна испытать около $5 \cdot 10^6$ термических циклов. Для частиц малых размеров условия для разрушения не должны наступать, однако увеличение размеров в 10 раз и более может сделать их уязвимыми с точки зрения усталости термоциклирования.

Рассмотренная в расчете ситуация с передачей теплоты через конечное число неподвижных точек никогда не достигается по двум причинам — из-за наличия газа, обеспечивающего дополнительную теплоотдачу равномерно по поверхности, и прокручивания частиц при взаимных контактах и контактах с поверхностями во время движения, т.е. миграции точек теплопередачи по поверхности.

Влияние газа можно оценить по сравнению коэффициентов теплоотдачи в среде гелия и в вакууме. Это соотношение известно из эксперимента и составляет около 40%. Влияние прокручивания частиц может быть еще больше, однако простых способов его оценки не найдено. На основании расчетов и схемы экспериментальной установки можно сделать вывод, что экспериментально определенные коэффициенты теплоотдачи для частиц диаметром около 1 мм не содержат погрешности, связанной с тепловой инерцией, и в расчетных оценках энергетического реактора [3] влияние тепловой инерции пренебрежимо мало. Однако тепловая инерция и внутренние напряжения в теплонесущих элементах очень быстро нарастают при увеличении их размеров. Оптимизация размера в каждом случае требует отдельного рассмотрения с учетом материала, технологии изготовления и скорости износа частиц.

Тепловая инерция характерна для теплоносителей всех агрегатных состояний, однако для

газов и жидкостей она обычно пренебрежимо мала. Для твердого теплоносителя она мала при малом размере теплопередающих частиц и соответствующей организации турбулизации, что увеличивает степень схожести такого теплоносителя с жидкостью.

Стремление обосновать использование ядерных реакторов в целях производства тепла для технологических нужд при температуре выше 900°C повышает привлекательность твердого теплоносителя, так как при очень высокой температуре и высоком давлении утечка гелия и коррозионное влияние примесей в гелии существенно возрастают. Наоборот, коэффициенты теплоотдачи к твердому теплоносителю резко повышаются за счет передачи теплоты излучением, в то время как для газов этот механизм почти не действует. Изучение высокотемпературных материалов показывает, что графит является не единственным материалом, который может быть использован в ядерных реакторах для передачи теплоты твердым теплоносителем.

Оксид бериллия для тепловых реакторов, оксиды магния и алюминия для реакторов с высокоэнергетическим спектром имеют удовлетворительное сочетание ядерных и теплофизических свойств. Партия сферических частиц оксида алюминия диаметром 0,35—0,4 мм была изготовлена и использовалась для экспериментов по измерению углов естественного откоса и массовой скорости теплоносителя в узких зазорах под действием силы тяжести. Экспериментальные данные позволили оценить теплофизические и нейтронно-физические характеристики реактора с высокоэнергетическим спектром нейтронов.

Результаты расчетного анализа термических напряжений в теплонесущих элементах твердого теплоносителя и оценка тепловой инерции потока теплоносителя подтверждают вывод о возможности применения твердого теплоносителя в ядерных высокотемпературных установках при соответствующих ограничениях на размер теплонесущих элементов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дмитриев А.М., Денискин В.П., Наливаев В.И. и др. Ядерный энергетический реактор. — Бюл. «Изобретения. Полезные модели», 2001, № 13, с. 209—215.
2. Денискин В.П., Дмитриев А.М., Гаврилов П.М. и др. Концепция и особенности компоновки высокотемпера-

турного ядерного реактора с твердым теплоносителем. — Атомная энергия, 2007, т. 103, вып. 3, с. 156—161.

3. Дмитриев А.М., Кавун О.Ю., Хренников Н.Н., Пискунова Н.А. Оценка технологических параметров высокотемпературного реактора с твердым теплоносителем в режиме выработки электроэнергии. — Там же, 2008, т. 104, вып. 4, с. 203—207.

4. Денискин В.П., Дмитриев А.М., Наливаев В.И., Федик И.И. Ядерный энергетический реактор на тепловых нейтронах с твердым теплоносителем. — Бюл. «Изобретения. Полезные модели», 2008, № 3, с. 1121—1122.

5. Денискин В.П., Дмитриев А.М., Наливаев В.И. и др. Некоторые результаты исследования и перспективы развития высокотемпературного энергетического реак-

тора с твердым теплоносителем. — Атомная энергия, 2005, т. 99, вып. 5, с. 358—365.

6. Дмитриев А.М., Кавун О.Ю., Хренников Н.Н. Исследование переходного процесса полного обесточивания высокотемпературного реактора с твердым теплоносителем. — Ядерная и радиационная безопасность, 2008, № 4(50), с. 24—33.

7. Маершин А.А. Тепловыделяющие элементы с виброуплотненным оксидным топливом. Димитровград, ГНЦ РФ НИИАР, 2007. 327 с.

8. Черников А.С., Михайличенко Л.И., Орлов Г.В., Курбаков С.Д. Микротрещины ВТГР. Свойства материалов покрытий и результаты предреакторных испытаний. — Атомная энергия, 1990, т. 68, вып. 3, с. 181—186.

Поступила в Редакцию 30.12.10

УДК 66.074.43;661.487

ХИМИЧЕСКИЙ ПОГЛОТИТЕЛЬ ДЛЯ УЛАВЛИВАНИЯ ГАЛОГЕНСОДЕРЖАЩИХ ГАЗОВ РАЗДЕЛИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА

Громов О.Б., Медведев М.В., Никонов В.И., Середенко В.А. (ОАО «ВНИИХТ», г. Москва), Боровков В.С., Зернаев П.В., Крутых В.Н., Кураев В.В., Мазин В.И. (ОАО «СХК» им. М.В. Ломоносова, г. Северск), Михеев П.И. (МГТУ им. Н.Э. Баумана, г. Москва)

Необходимость испытаний модернизированной мерсеризованной древесины в условиях эксплуатации газопылеулавливающей установки как последней санитарной стадии обезвреживания газовых смесей обусловлена недостаточной степенью очистки от галогенсодержащих веществ, имеющих небольшую химическую активность при взаимодействии с мраморной крошкой. Технический нормируемый выброс Завода разделения изотопов ОАО «Сибирский химический комбинат» составляет 3 мг HF/м³. В древесных поглотителях основной поглотительный реагент NaOH является химически более активным веществом по отношению к кислым газам, чем Ca(OH)₂, составляющий основу известкового поглотителя (ХПИ), и тем более кристаллический CaCO₃ — основа мраморной крошки. Кроме того, в известковом поглотителе нет восстанавливающей добавки, а в модернизированной мерсеризованной древесине ею является Na₂SO₃, с помощью которой сравнительно инертное соединение Cl₂ восстанавливается до HCl и более активно взаимодействует с натриевой щелочью [1, 2]. Немаловажным фактором является близость поставщика химических поглотителей — опытное производство ООО «НТЦ Запсибпромтехнология» (г. Томск) мощностью до 20 т/год [3].

Термодинамическими расчетами подтверждено, что гидроксиды щелочных металлов в сравнении с активными соединениями других поглотителей являются наиболее химически активными по отношению к веществам кислотного характера (табл. 1). Изменение энергии Гиббса рассчитывали по реакциям активного компонента поглотителя с HF.

Таблица 1. Изменение стандартной энергии Гиббса

Поглотитель	Активный компонент	$-\Delta G_{298}^0$, ккал/г-моль	$-\Delta G_{298}^0$, ккал/г-экв
Модernизированная мерсеризованная древесина	NaOH	224,2	224,2
Известковый поглотитель	Ca(OH) ₂	203,5	101,8
Активный оксид алюминия	Al ₂ O ₃	153,0	76,5
Магнийевый поглотитель	Mg(OH) ₂	152,1	76,1
Содовый поглотитель	Na ₂ CO ₃	103,6	51,8
Мраморная крошка	CaCO ₃	78,4	39,2

Галогенсодержащие газы перед выбросом в атмосферу очищают на газопылеулавливающей установке. Для накопления и подачи смесей на ней смонтированы система сбора газов в реси-