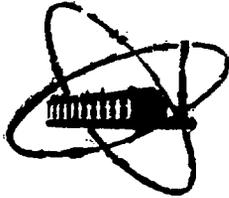


SU 2201629



ФЭИ-1161



ФИЗИКО-ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

А. И. ЗИНИН, В. Е. КОЛЕСОВ, А. И. ВОРОПАЕВ, А. А. ПРОШКИН

**МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ
БЫСТРОГО РЕАКТОРА**
(Часть II. Теплогидравлика, прочность)

Обнинск — 1981

УДК 621.039.051

А. И. Зивин, В. Е. Колесов, А. И. Воропаев, А. А. Прошкин.
Математическая модель быстрого реактора (Часть II. Теплогидравлика,
прочность).
ФЭИ-1161. Обнинск: ФЭИ, 1981. — 24 с.

Изложен подход к расчету теплогидравлических и прочностных характеристик активной зоны быстрого реактора. Записаны алгоритмы расчета температурного поля реактора, работающего в стационарном режиме циклических перегрузок. Обсуждаются критерии оценки работоспособности тепловыделяющих элементов и чехла пакета. Формулируется задача поиска оптимального распределения расхода теплоносителя по зонам дросселирования.

Рассмотренные алгоритмы положены в основу созданного пакета прикладных программ для расчета и оптимизации быстрого реактора.



I. В в е д е н и е

Одно из основных требований к конструкции активной зоны быстрого реактора заключается в том, что выбранная конструкция должна обеспечить работоспособность тепловыделяющих элементов и чехлов пакетов до заданных глубин выгорания при эксплуатации АЭС в различных режимах. Решение этой задачи тесно связано со знанием температурного поля в топливе и конструкционных материалах.

Современный подход к расчёту температурного поля основывается на совместном решении уравнений теплообмена в твердом (твэл) и жидком (теплоноситель) телах. Принимая одну из моделей турбулентного течения, задачу обычно сводят к решению системы уравнений переноса массы, момента количества движения и энергии. Строгая реализация этого подхода для расчёта температурного поля всего реактора (геометрия существенно трехмерна) сегодня вряд ли возможна.

Ввиду сложности задачи не удивительно, что большинство разработанных на сегодня "хороших" программ ориентировано на задачу интерпретации экспериментов, а не для решения инженерных вопросов [1].

В ближайшие годы положение, по-видимому, должно измениться. В качестве примера можно привести программу ТНЕСА (ФРГ), предназначенную для расчёта температурного поля в близкой к реальности трехмерной гексагональной геометрии [2]. Суть подхода заключается в следующем. Приняв "грубую" модель турбулентности и оперируя средними по некоторым элементарным объемам теплоносителя величинами, задача была сведена к относительно простым балансным уравнениям, которые содержат ряд свободных параметров. Эти параметры (коэффициенты перемешивания, обмена и т.д.) определяются путем "подгонки" расчёта под эксперимент.

Анализ внутрореакторных исследований работы ТВС с помощью термометрированных пакетов на исследовательских реакторах позволяет учесть в подобных расчётных методиках ряд важных для практики эффектов (межпакетные протечки теплоносителя, неоднородности в активной зоне из-за стержней СУЗ, неодинаковые мощности твэлов и т.д.).

Пространственно-временное температурное поле является основой для оценки работоспособности отдельных узлов и активной зоны реактора в целом. В общей постановке (см., например, [3]) задача сводится к записи уравнений, связывающих напряжения и деформации

(уравнения состояния). В этих уравнениях учитываются возникающие в рассматриваемых узлах пластические, упругие, вязкие деформации, изменение объема топлива и конструкционных материалов за счёт температурных расширений и радиационного распухания, а также изменение механических свойств материалов под действием облучения. Уравнение состояния, дополненное уравнениями равновесия и граничными условиями, позволяет вычислить возникающие напряжения и деформации. Следующий этап заключается в выборе критериев, определяющих нарушения условий надежной работы рассматриваемого узла. Последовательная реализация расчёта работоспособности наталкивается на большие трудности. Эти трудности связаны прежде всего с многообразием физических явлений, которые имеют место в реальных условиях работы реактора. Например, в японских программах *PIPER* и *ACTIVE*, предназначенных для детального расчёта окисных твэлов, учитывается 30 процессов проходящих в твэле (миграция пор, плутония и кислорода, перестройка структуры топлива, температурная и радиационная ползучесть материала оболочки, коррозия и т.д.) [4].

В инженерной практике сегодня используются более грубые модели. Суть подхода состоит в следующем.

1. Формулируются ограничения на конструкцию. Например; температура топлива всегда ниже точки плавления; назначаются предельная температура и величина деформации оболочки твэла.

2. Из рассмотрения исключаются процессы, слабо влияющие на принятые критерии. Например, из экспериментов по облучению окисного топлива следует, что накоплением газообразных продуктов деления в топливе (в стационарном режиме работы) можно пренебречь, приняв 100% выход газообразных продуктов деления.

3. Широко используются эмпирические зависимости для учёта ряда процессов. Например, влияние коррозии оболочки со стороны топлива учитывается путем уточнения толщины оболочки на заданную величину за время кампании.

Из сказанного для нас сейчас наиболее важно то, что современные методики расчёта на прочность носят во многом эмпирический характер и хорошо разработаны для наиболее исследованного окисного топлива.

При выборе модели гидродинамического и прочностного расчёта для рассматриваемого комплекса программ были приняты во внимание следующие соображения.

1. Одно из главных назначений комплекса программ — поисковые расчёты в широком классе реакторов. Прежде всего это реакторы с перспективными видами топлива (металлы, карбид), реакторы, имеющие сложную гетерогенную компоновку (чередование аксиальных и радиальных зон с топливом, сырьевым материалом, замедлителем). Поэтому неизбежен отказ от детализации многих явлений,

2. Принятая в физическом расчёте $R - Z$ модель реактора вносит неустранимый дефект в описание пространственного распределения тепловыделения, особенно вблизи стержней СУЗ. Поэтому расчёт температурного поля проводится на основе простой модели правильного не слишком тесного пучка труб. В расчётах не учитывается неравномерность температур по периметру твэлов, особенности теплосъёма угловых твэлов. Принято, что теплофизические свойства теплоносителя одинаковы по всему реактору.

3. Выбор критерия оптимизации в значительной степени определяет конструкцию активной зоны реактора и может приводить к параметрам установки, которые на сегодня слабо обоснованы на практике. В первую очередь это касается недостаточного знания свойств материалов в области высоких доз облучения, что является решающим для оценки работоспособности. Поэтому приняты относительно простые, но физически наглядные критерии работоспособности твэлов и чекла пакета.

II. МОДЕЛЬ ПАКЕТА

2.1. Размеры зон реактора.

Принимается, что каждая зона реактора набирается из правильных шестигранников (пакетов). Считаются заданными:

- $N_{i,k}^n$ - количество пакетов k -ого типа в i -ой зоне;
- a - размер пакета "под ключ";
- δ_3 - зазор между пакетами.

Пакеты разного типа отличаются друг от друга "внутренней начинкой" (пакеты с горючим, системы регулирования, аварийной защиты и т.д.). Величины a и δ_3 не зависят от индексов i и k . Шаг установки пакетов b и эквивалентная площадь, приходящаяся на один пакет S_n^3 , вычисляются по формулам

$$b = a + \delta_3 \quad (2.1)$$

$$S_n^3 = 2\sqrt{3} \cdot b^2 \quad (2.2)$$

Величины $N_{i,k}^n$ и S_n^3 используются для расчёта эквивалентных по площади размеров радиальных зон реактора в $R - Z$ геометрии. Размеры зон по высоте считаются заданными априори.

2.2. Расчёт объемных долей.

Для пакета каждого типа предполагается заданными:

- N_k - число твэлов (или палов) с наружным охлаждением, размещённых в узлах правильной треугольной решетки;
- d_i^k - внутренний диаметр оболочки твэла, совпадающий с наружным диаметром топливного сердечника;
- d_o^k - наружный диаметр оболочки твэла;
- d_0^k - диаметр отверстия в топливном брикете;
- δ_n^k - толщина чехла пакета.

Указанные величины, как и величины a и δ_3 , могут быть независимыми управляемыми в задаче оптимизации.

Зависимые соотношения, связывающие перечисленные управляемые с объемными долями материалов, от которых легко перейти к ядерным концентрациям.

Число твэлов в пакете связано с количеством рядов твэлов в пакете соотношением:

$$N = 1 + 3 \cdot (n+1) \cdot n. \quad (2.3)$$

Здесь и далее опустим индекс K , характеризующий тип пакета. Из формулы (2.3) определим число рядов твэлов в пакете

$$n = \frac{-1 + \sqrt{1 + 4 \cdot (N-1)/3}}{2}. \quad (2.4)$$

При расчёте шага t между твэлами предположим, что центр последнего ряда твэлов отстоит от обечайки пакета на полшага, тогда

$$t = \frac{\alpha - 2\delta n}{\sqrt{3}(n+1) + 1}. \quad (2.5)$$

Очевидно, что должно выполняться соотношение

$$x = \frac{t}{d_2} \geq 1. \quad (2.6)$$

Принимаем, что дистанционирование твэлов в пакете осуществляется проволоочной навивкой. Диаметр проволоки d_w находится из соотношения

$$t = d_2 + d_w + \Delta, \quad (2.7)$$

где $\Delta = 0,1 d_w$ - "сборочный" зазор.

Примем, что выравнивание расхода теплоносителя в поперечном сечении пакета осуществляется размещением вытеснителей в боковых ячейках (в угловых ячейках вытеснители отсутствуют). Диаметр вытеснителей d_s находится из условия равенства подогрева в боковой (Б) и центральной (Ц) ячейках. Приближенная связь между проходными сечениями (F) и смоченными периметрами (П) ячеек, обеспечивающая это условие, имеет вид [5]

$$\frac{P_B}{P_C} = \left(\frac{F_B}{F_C} \right)^{2,5}, \quad \text{где} \quad (2.8)$$

$$F_B = \frac{\sqrt{3}}{4} t^2 - \frac{\pi}{8} (d_2^2 + d_w^2)$$

$$F_C = \frac{t^2}{2} - \frac{\pi}{8} (d_2^2 + d_w^2 + 2d_s^2) \quad (2.9)$$

$$\Pi_4 = 3(t - d_2) - d_w + \frac{\pi}{2} (d_2 + d_w)$$

$$\Pi_5 = 3(t - d_2) + t - d_w + \frac{\pi}{2} (d_2 + d_w + 2d_B).$$

Очевидно, что должно выполняться условие

$$t - 2d_B - \Delta \geq 0. \quad (2.10)$$

Выразим через геометрические размеры объемные доли компонент, отнесенные к эквивалентной площади пакета.

Найти в зазоре между пакетами

$$\varepsilon_{NA} = \frac{b^2 - a^2}{\delta^2}. \quad (2.11)$$

Материал сердечника

$$\varepsilon_c = \frac{\pi N (d_1^2 - d_0^2)}{2\sqrt{3} \delta^2}. \quad (2.12)$$

Пустота в сердечнике

$$\varepsilon_0 = \frac{\pi d_0^2 N}{2\sqrt{3} \delta^2}. \quad (2.13)$$

Конструкционный материал чехла пакета

$$\varepsilon_k = \frac{a^2 - (a - 2\delta_n)^2}{\delta^2}. \quad (2.14)$$

Конструкционный материал оболочек твэлов

$$\varepsilon_x = \frac{\pi N (d_2^2 - d_1^2)}{2\sqrt{3} \delta^2}. \quad (2.15)$$

Материал дистанционирующей проволоки (принято, что $h \gg d_2$, $h \gg d_w$, где h - шаг навивки)

$$\varepsilon_w = \frac{\pi N d_w^2}{2\sqrt{3} \delta^2}. \quad (2.16)$$

Боковые вытеснители

$$\varepsilon_b = \frac{\sqrt{3} \pi \delta^2}{\delta^2}. \quad (2.17)$$

Натрий в пакете

$$\epsilon_{NA}^n = 1 - \epsilon_m^3 - \epsilon_c - \epsilon_o - \epsilon_k^n - \epsilon_k^{ns} - \epsilon_w - \epsilon_s. \quad (2.18)$$

Для теплогидравлического расчёта нам потребуется величина эквивалентного гидравлического диаметра, вычисленная для бесконечной решетки с учётом дистанционирующей провололочной навивки

$$d_r = \frac{4F_u}{\Pi_u} = \frac{2\sqrt{3}t^2 - \pi(d_2^2 + d_w^2)}{4d_w + \pi(d_2 + d_w)}. \quad (2.19)$$

Проходное сечение для центральной ячейки, в которой выбран "оборочный" зазор ("стеколенная" ячейка), вычисляется по формуле

$$F_u^{*n} = \frac{\sqrt{3}}{4}(t - \Delta)^2 - \frac{\pi}{8}(d_2^2 + d_w^2). \quad (2.20)$$

III. ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИЙ РАСЧЁТ АКТИВНОЙ ЗОНЫ

3.1. Температура теплоносителя на выходе из реактора.

Предполагается, что из физического расчёта известно пространственное распределение тепловыделения ($\text{вт}/\text{см}^3$) в начале и конце дуга между перегрузками реактора, работающего в режиме стационарных циклических перегрузок.

$$E(r, z, t), \quad z \in (0, H), \quad r \in (0, R), \quad t \in (0, \tau).$$

Напомним, что величина $E(r, z, t)$ находится в приближении осесимметричности. Например, для активной зоны это означает, что пакеты с равной глубиной выгорания и пакет системы СУЗ равномерно размещены по соответствующим зонам однотипных перегрузок.

Пусть также задано разбиение реактора на зоны дросселирования, границы которых имеют координаты $0 \leq r_1 < r_2 < \dots < r_i < \dots < r_n = R$. Причём, каждая из зон дросселирования целиком принадлежит одной из зон перегрузок (в одной зоне перегрузок может быть одна или несколько зон дросселирования).

Введем обозначения:

- T_{ex} - температура теплоносителя на входе в реактор, одинаковая для всех зон дросселирования;
- $\delta\tau$ - удельная плотность теплоносителя, одинаковая по всему объему реактора;
- C_p - удельная теплоемкость теплоносителя, одинаковая по всему объему реактора;
- $W_i(t)$ - тепловая мощность в i -ой зоне дросселирования, найденная интегрированием $E(r, z, t)$ по соответствующему объему;
- G_i - расход теплоносителя в i -ой зоне дросселирования.

Из условия теплового баланса, пренебрегая теплообменом между зонами дросселирования, имеем температуру на выходе из i -ой зоны дросселирования:

$$T_i(t) = T_{ex} + \frac{W_i(t) \cdot C_0}{\delta\tau \cdot C_p \cdot G_i}, \quad t \in (0, \tau), \quad i \in \overline{1, I}. \quad (3.1)$$

где C_0 - коэффициент для учёта размерностей величин, входящих в формулу (3.1),

Средняя на выходе из реактора температура теплоносителя рассчитывается по формуле:

$$T_p(t) = \frac{\sum_{i=1}^n T_i(t) G_i}{\sum_{i=1}^n G_i} \quad (3.2)$$

3.2. Скорость теплоносителя в зонах дросселирования.

Примем следующие допущения.

- а) Расход теплоносителя в каждой зоне отличен от нуля только для пакетов одного типа. Например, в активной зоне натрия прокачивается только через пакеты с горючим, а расход через пакеты СУЗ равен нулю. Для каждой зоны дросселирования задана величина

$$M_i = \frac{N_{i,k}}{\sum_j N_{i,j}},$$

где $N_{i,k}$ - количество пакетов, через которые прокачивается натрий; k - номер типа пакета, через который прокачивается натрий в i -ой зоне дросселирования; $\sum_j N_{i,j}$ - полное количество пакетов в зоне дросселирования.

- б) Теплоноситель в межпакетных зазорах в теплосъёме не участвует.
в) В каждой зоне дросселирования по всей высоте реактора диаметр твэлов, толщина чехла пакета и шаг между твэлами одинаковы (активная зона и торцевой экран пакетов, через которые прокачивается натрий, собираются в единой трубке).

Скорость теплоносителя в i -ой зоне дросселирования связана с расходом G_i очевидной формулой

$$v_i = \frac{G_i}{S_i}, \quad (3.3)$$

где S_i - проходное сечение.

С учётом указанных допущений имеем:

$$S_i = \pi (r_i^2 - r_{i-1}^2) \varepsilon_{\text{м}}^n \cdot M_i. \quad (3.4)$$

3.3. Коэффициент теплоотдачи.

Расчёт коэффициента теплоотдачи производится исходя из полуэмпирической формулы [5]

$$\alpha^i = \frac{\lambda_f}{d_r^i} [1,103 x^2 - 1]^{0,55} \cdot Pe_i^{0,45}, \quad (3.5)$$

$$Pe_i = \frac{v_i d_r^i}{a},$$

- где λ_f - коэффициент теплопроводности теплоносителя, Вт/м°C;
 a - коэффициент теплопроводности теплоносителя, м²/сек.
Величины λ_f и a принимаются постоянными по всему объёму реактора;
 v_i - скорость теплоносителя в i -ой зоне дросселирования, м/сек;
 d_r^i - эквивалентный гидравлический диаметр (формула 2.19).

Согласно работе [5], формула (3.5) справедлива в пределах: $1,1 \leq x \leq 1,5$, $400 \leq Pe \leq 4000$ для стационарного стабилизированного турбулентного течения. Эти условия обычно выполняются для центральных ячеек твэлов активной зоны. Теплообмен угловых и боковых твэлов, а также в тесных решетках ($x \approx 1,05$) пакетов бокового экрана зависит от многих факторов (теплопроводность оболочки и топливного брикета, размер застойных зон и т.д.). Рекомендуемые для этих случаев аналитические формулы достаточно громоздки. Исходя из целевого назначения рассматриваемых программ, по-видимому, целесообразно использовать простую формулу (3.5) для расчёта коэффициента теплоотдачи во всех зонах дросселирования.

3.4. Температура внутренней оболочки твэлов и температура топлива.

Принимаются предположения (а + в), сформулированные в разделе 3.2. Считаем также, что в физическом расчёте для каждой зоны дросселирования и для каждого пакета, простоявшего в этой зоне разное время (пакеты с разной глубиной выгорания), найдено удельное энерговыделение (вт/см^3)

$$\tilde{E}_k(r, z, t), \quad t \in (0, \tau), \quad r \in (r_i, r_{i-1}), \quad z \in (0, H), \quad k \in \overline{1, K}, \quad (3.6)$$

где i - номер зоны дросселирования,
 H - высота реактора,
 τ - интервал между перегрузками,
 K - кратность перегрузок.

Для каждой зоны дросселирования из условия:

$$\tilde{E}^{\text{опас}} = \max_{r, z, k, t} \tilde{E}_k(r, z, t) \quad (3.7)$$

находятся значения $t^{\text{опас}}$, $K^{\text{опас}}$ и координаты $r^{\text{опас}}$ и $z^{\text{опас}}$, характеризующие опасный с точки зрения тепловыделения пакет.

Мощность, снимаемая с единицы длины твэла (вт/см) в опасной точке, выражается формулой

$$q_c^{\text{опас}} = \tilde{E}^{\text{опас}} \cdot \pi \frac{(d_2^2 - d_0^2)}{\varepsilon_c}, \quad (3.8)$$

где d_0 , - диаметр отверстия в топливном сердечнике,
 d_2 - наружный диаметр оболочки твэла,
 ε_c - объемная доля материала сердечника (см. раздел 2.2).

Величина $q_c^{\text{опас}}$ является одной из основных величин, характеризующих конструкцию активной зоны реактора. Часто в задаче оптимизации, особенно если поиск оптимальной конструкции ведётся вблизи промышленно освоенной базовой конструкции, считают, что работоспособность твэлов будет гарантирована, если на линейную мощность наложено ограничение вида: $q_c^{\text{опас}} \leq q_c^{\text{max}}$ [6].

В более общей постановке (см., например, [7]) в математическую модель включают расчёт наиболее опасной по реактору температуры топлива и оболочки твэла, на эти температуры накладываются ограничения вида: $T_{\text{топ}}^{\text{опас}} \leq T_{\text{топ}}^{\text{max}}$, $T_{\text{об}}^{\text{опас}} \leq T_{\text{об}}^{\text{max}}$, исключаящие расплавление топлива и нарушение целостности оболочки. Для конкретной конструкции реактора при расчёте $T_{\text{топ}}^{\text{опас}}$ и $T_{\text{об}}^{\text{опас}}$ часто привлекается априорная информация, уменьшающая объем вычислений. Например, если коэффициент воспроизводства в активной зоне порядка 0,5 + 0,8, то тепловыделение в свежих пакетах будет выше, чем в выгоревших пакетах. В рассматриваемой модели активной зоны указанные величины для каждой зоны дросселирования находятся путем анализа многомерных массивов

$$T_{\text{об}}^{\text{опас}} = \max_{z, z, t, k} T_{\text{об}}^k(z, z, t), \quad (3.9)$$

$$T_{\text{топ}}^{\text{опас}} = \max_{z, z, t, k} T_{\text{топ}}^k(z, z, t),$$

$$z \in [z_i, z_{i-1}], \quad z \in [0, H], \quad t \in [0, \tau], \quad k \in \overline{1, K}.$$

Недостаток такого подхода очевиден – большой объем хранимой информации. Достоинство – упрощение логики программы при описании всего многообразия гетерогенных компоновок реактора и схем перегрузок, которые могут представлять интерес в поисковых расчётах.

При расчёте температурных полей в проектных расчётах расход теплоносителя часто вычисляется для ячейки, в которой выбран "оборочный" зазор (стесненная ячейка). Принимая, что расход пропорционален проходному сечению, найдем расход g_i^{cm} , приходящийся на один твэл в "стесненной" центральной ячейке

$$g_i^{\text{cm}} = \frac{2 F_4^{\text{cm}}}{(\epsilon_{\text{НА}}^n)_i} \cdot \frac{G_i}{\pi(z_i^2 - z_{i-1}^2) M_i}, \quad (3.10)$$

где i – номер зоны дросселирования,

F_4^{cm} – проходное сечение "стесненной" ячейки,

$(\epsilon_{\text{НА}}^n)_i$ – объемная доля натрия в пакетах, через которые расход теплоносителя отличен от нуля (см. раздел 2.2).

Распределение температур теплоносителя в "стесненной" ячейке находится в каждой зоне дросселирования по формуле

$$T_{\text{теп}}(r, z, t) = T_{\text{ок}} + \int_0^z q_c(r, z', t) dz' \cdot \frac{3,16 \cdot 10^6}{\gamma_r c_p g^{cm}}. \quad (3.11)$$

Здесь и далее у величин T и q_c опущен индекс k (пакеты с разным выгоранием), а у величины g^{cm} индекс i (номер зоны дросселирования).

Примечание. Если в физическом расчёте реактор принимался симметричным по высоте, $q_c(r, z, t)$ должно быть продолжено с учётом симметрии и определено для всех $z \in [0, H]$.

Температура внутренней стенки оболочки твэла в каждой зоне дросселирования для "стесненной" ячейки с учётом факторов перегрева вычисляется по формуле

$$T_{\text{ос}}(r, z, t) = (1+K) \cdot T_{\text{теп}}(r, z, t) + \Delta T^{(1)}(r, z, t) + \Delta T^{(2)}(r, z, t), \quad (3.12)$$

$\Delta T^{(1)}$ - температурный напор оболочка-теплоноситель;

$\Delta T^{(2)}$ - перепад температур на оболочке твэла;

K - заданные для каждой зоны дросселирования факторы перегрева.

Расчёт указанных величин производится по формулам

$$\Delta T^{(1)}(r, z, t) = \frac{10^{-2} \cdot q_c(r, z, t)}{\pi d_2 \cdot d}, \quad (3.13)$$

$$\Delta T^{(2)}(r, z, t) = \frac{10^{-2}}{2\pi} \frac{q_c(r, z, t)}{\lambda_{ос}} \ln \frac{d_2}{d_1}. \quad (3.14)$$

Здесь параметры d_1 , d_2 , d - постоянные величины для каждой зоны дросселирования (см. раздел 2.2 и 3.3), $\lambda_{ос}$ - коэффициент теплопроводности оболочки, постоянный для всех зон дросселирования.

Отметим также, что простая форма учёта факторов перегрева (формула 3.12), связана с желанием избежать жесткой "привязки" к определенной конструкции.

Температура топлива в каждой зоне дросселирования вычисляется из соотношения

$$T_{\text{топ}}(r, z, t) = T_{\text{доп}}(r, z, t) + \Delta T^{(3)}(r, z, t) + \Delta T^{(4)}(r, z, t), \quad (3.15)$$

$\Delta T^{(3)}$ - перепад температуры в контактном зазоре топливо-оболочка;
 $\Delta T^{(4)}$ - перепад температуры в топливе.

Расчёт этих величин производится по формулам

$$\Delta T^{(3)}(r, z, t) = \frac{q_c(r, z, t) \cdot 10^{-2}}{\pi \alpha_{\text{конт}}(r) \cdot d_2}, \quad (3.16)$$

$$\Delta T^{(4)}(r, z, t) = \frac{q_c(r, z, t) \cdot 10^{-2}}{4\pi \cdot \lambda_{\text{серд}}(r)} \cdot \left[1 - \frac{2d_0^2}{d_1^2 - d_0^2} \ln \frac{d_1}{d_0} \right], \quad (3.17)$$

$\alpha_{\text{конт}}(r)$ - коэффициент теплоотдачи контактного слоя;

$\lambda_{\text{серд}}(r)$ - коэффициент теплопроводности топлива.

Величины $\alpha_{\text{конт}}$, $\lambda_{\text{серд}}$ задаются априори для каждой зоны дросселирования. Кусочно-постоянная зависимость величин $\alpha_{\text{конт}}$ и $\lambda_{\text{серд}}$ обеспечивает возможность расчёта температур в тех случаях, когда в разных зонах реактора находится различное топливо, а также позволяет оценить температуру в конструкционных и поглощающих материалах, например, в стальном "подпоре" за боковым экраном.

3.5. Гидравлика первого контура

Будем считать, что все пакеты реактора замкнуты на единый раздатый и собирающий коллектор. Условие гидравлического профилирования, т.е. распределение расхода теплоносителя по зонам дросселирования, обеспечивающее выравнивание условий работы твэлов, запишем в виде

$$\Delta p_i = \Delta p_H^i + \Delta p_d^i = \Delta p_o, \quad (3.18)$$

где Δp_i - полная потеря напора в i -ой зоне дросселирования;
 Δp_H^i - линейная потеря напора (из-за трения);
 Δp_d^i - потеря напора на дроссельном устройстве.

Напор, обеспечиваемый насосом первого контура, обозначим через $\Delta p_{нас}$, а потери напора на местные сопротивления в первом контуре (дополнительные к Δp_i) обозначим через Δp_m .

Условие стационарности циркуляции в первом контуре имеет вид

$$\Delta p_{нас} = \Delta p_o + \Delta p_m. \quad (3.19)$$

Величины, входящие в уравнение (3.19), выразим через геометрические параметры пакета и расход теплоносителя

$$\Delta p_H^i = \xi_i^H \frac{H + k_i^{cn}}{d_r^i} \cdot \frac{v_i^2}{2g}, \quad (3.20)$$

v_i - скорость теплоносителя в i -ой зоне дросселирования, которая связана с расходом простой формулой (см. раздел 3.2);

d_r^i - гидравлический диаметр (см. раздел 2.1);

g - ускорение свободного падения;

H - высота реактора;

k_i^{cn} - длина газовой полости, задаваемая априори;

ξ_i^H - коэффициент гидравлического сопротивления, который оценивается по формуле.

$$\xi_i^H = \frac{0,316}{Re^{0,25}} [1,10 + 0,18(x-1)], \quad (3.21)$$

где $Re = \frac{v_i d_r^i}{\nu}$, ν - кинематическая вязкость теплоносителя, одинаковая по всему реактору.

Формула (3.21) справедлива для правильного треугольного пучка гладких стержней в диапазоне $10^4 Re \leq 2 \cdot 10^5$, $1 < x < 2$. Учёт дистанционирования твэлов проволочным оребрением при шаге навивки $h \gg d_s$ обычно слабо влияет на результаты расчёта.

Примем следующую зависимость напора, создаваемого насосом, от полного расхода теплоносителя через реактор

$$\Delta p_{нас} = b_0 + b_1 G + b_2 G^2, \quad (3.22)$$

где величины b_0, b_1, b_2 заданы.

Будем также считать, что потери напора на местные сопротивления в первом контуре и на дроссельных устройствах пропорциональны квадрату расхода

$$\Delta p_{л} = a_0 G^2, \quad (3.23)$$

где a_0 - заданная константа.

IV. ПРОЧНОСТЬ

Обоснование работоспособности теплоделяющих сборок, как уже указывалось, является сегодня одной из основных (и трудных) задач в проектировании реактора. Ясно, что рассматриваемый комплекс программ не должен претендовать на детальный расчёт напряженно-деформированного состояния и накопления повреждений отдельных узлов активной зоны. Поэтому при построении модели активной зоны мы помни по пути формулировки ограничений, которые должны выполняться в оптимизационных расчётах.

Рассмотрим простейший пример такого ограничения. Подробные количественные расчёты в работе [6] показали, что выполнению условия

$$\frac{2d_2}{d_2 - d_1} \leq 17, \quad (4.1)$$

где d_1, d_2 - внутренний и внешний диаметр твэла, гарантирует работоспособность окисного твэла, если глубина инкорпорации составляет ~10% т.ат. число смещений на атом (CuA) менее $100 + 110$, номинальная температура оболочки твэла с материалом из сталей аустенитного класса не превышает 650°C при соотношении $K^{Cu}/K_{H_2O, B+I}$. Ясно, что использование формулы (4.1) вместо сложного расчёта твэла на прочность резко упрощает модель. Недостаток такого подхода также очевиден - при интерпретации результатов оптимизационного расчёта необходимо всегда помнить о допустимой области выгорания, температуры и т.д., где соотношение (4.1) справедливо.

Для другого типа топлива вышеуказанное соотношение и область применения этого соотношения естественно будут другими. Выбор этого соотношения основывается как на экспериментальных, так и расчётных данных по работоспособности твэлов с новым видом топлива. Использование другого типа конструкционного материала также может изменить ограничения, накладываемые с точки зрения работоспособности твэлов.

Можно сформулировать также ряд ограничений, определяющих работоспособность чехла пакета [9].

4.1. Работоспособность чехла пакета в нижнем сечении

Толщина стенки чехла пакета δ_n^k в каждой зоне дросселирования должна быть достаточной, чтобы выдержать напряжения, создаваемые давлением теплоносителя на входе в пакет

$$\delta_n^{k,i} \geq a_i \sqrt{\frac{\Delta P_n^i}{k_p \cdot \delta_{ov}}} \quad (4.2)$$

- где i - номер зоны дросселирования;
 k - тип пакета;
 a_i - размер пакета под ключ (величина a_i не зависит от индексов i, k , см. раздел 2.1);
 ΔP_n^i - полная потеря давления на трение в пакете (см. раздел 3.5);
 k_p - постоянный коэффициент.

Будем предполагать, что материал чехла одинаков для всех пакетов, (толщина чехла может быть разной для пакетов разного типа).

δ_{ov} - предел текучести материала чехла. Пренебрегая зависимостью δ_{ov} от температуры, примем для сталей аустенитного класса $\delta_{ov} \approx 2700 \text{ кг/см}^2$ ($t \approx 350^\circ\text{C}$).

4.2. Оценка толщины чехла на участке максимальной нейтронной дозы.

Принимаются предположения:

- Термическая ползучесть отсутствует. На практике это соответствует температуре чехла $\leq 550^\circ\text{C}$.
- Радиационная ползучесть не зависит от температуры, тогда толщина чехла на участке максимальной дозы определяется из условия.

$$\delta_n^{k,i} \geq a \sqrt{\frac{B(\text{снА})_i \cdot P_i}{k_i [\epsilon]}} \quad (4.3)$$

- B - коэффициент ползучести. Пренебрегая зависимостью B от вида материала, температуры и нейтронной дозы, примем $B = 1 \cdot 10^{-7}$.

- $(CNA)_i$ - максимальное число смещений на атом в i -ой зоне дросселирования;
- $[\epsilon]$ - допустимая величина неупругой механической деформации. В первом приближении её можно считать независимой от нейтронной дозы и для сталей аустенитного класса в данной зоне $CNA = 50 + 100$, $[\epsilon] \approx 0,003$.
- K_2 - постоянный коэффициент;
- P_i - давление теплоносителя на участке максимальной дозы.

Число смещений в каждой зоне дросселирования оценивается по формуле:

$$(CNA)_i = \psi_i \cdot K_2, \quad (4.4)$$

- ψ_i - максимальный интегральный поток нейтронов (флюенс) с энергий более 100 КэВ;
- K_2 - коэффициент для пересчёта флюенса в число смещений. Пренебрегая зависимостью его от формы спектра, примем $K_2 = 4,5 \cdot 10^{-22}$, что соответствует спектру нейтронов в реакторе БН-600.

При расчёте флюенса возможны два случая.

- а) В зонах с равномерно-частичной перегрузкой кратностью K_i величина ψ_i оценивается по формуле

$$\psi_i(z) = K_i \int_0^T dt \sum_{j=1}^{j_p} \max_{z \in [z_{i-1}, z_i]} \varphi^j(z, z, t), \quad (4.5)$$

где j_p - индекс энергетической группы, соответствующей энергии 100 КэВ.

Из условия:

$$\psi_i^M = \max_{z \in [0, M]} \psi_i(z) \quad (4.6)$$

находится координата z , где флюенс максимален. Расчёт давления P_i для этой координаты проводится по формуле (3.20).

- б) В случае каскада перегрузок флюенс в конечных зонах каскадов оценивается по формуле (4.5), где величина K_i заменена на величину $\frac{1}{d_i}$; d_i - доля пакетов, выгружаемых из реактора. К полученному флюенсу добавляется флюенс, накопленный на первом

в предыдущих зонах. Причём, берется максимальное по высоте значение ψ в каждой предыдущей зоне. Это приводит к оценке с некоторым запасом, если максимум потока нейтронов "плавает" по высоте в разных зонах каскада перегрузок.

4.3. Отсутствие механического взаимодействия пакетов.

Будем исходить из соображения, что формоизменение чехла на участке максимальной нейтронной дозы не должно превышать расстояния между пакетами.

Будем также считать, что распухание изотропно для каждой зоны дросселирования и не зависит от температуры. Последнее предположение достаточно хорошо выполняется в случае использования стали типа ЗИ6 с холодной деформацией. С учётом сказанного имеем:

$$\Delta S_{расп} = \alpha \epsilon_{расп} , \quad (4.8)$$

$$\epsilon_{расп} = \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{СНА}{90} \right)^{1.5} \cdot K_3 , \quad (4.9)$$

где K_3 - относительное изменение объема чехла при $СНА = 90$ (фактно $\sim 2 \cdot 10^{-23}$). Для аустенитных сталей можно принять $K_3 = 0.1$.

$$\Delta S_{полз} = B (СНА) \cdot \rho \cdot \frac{a^4}{\delta_n^3} , \quad (4.10)$$

где δ_n - толщина чехла, величины B и ρ определены в разделе 4.2.

У. ФОРМУЛИРОВКА ЧАСТНОЙ ОПТИМИЗАЦИОННОЙ ЗАДАЧИ

Исходными данными для теплогидравлического и прочностного расчёта являются геометрические характеристики реактора, величины, характеризующие теплофизические и прочностные свойства материалов, а также детальное распределение энерговыделения по пространственным и временной координатам и радиационные повреждения, накопленные кассетами разных типов за время пребывания в реакторе. К исходным данным можно отнести также зависимость напора, создаваемого насосом, от полного расхода теплоносителя.

Могут быть сформулированы два возможных варианта теплогидравлического и прочностного расчёта:

а) при заданных расходах G_i через зоны дросселирования определить среднюю по циклу между перегрузками выходную температуру теплоносителя:

$$\bar{T} = \frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} \frac{\sum_i G_i T_i^{out}(t) dt}{\sum_i G_i}, \quad (5.1)$$

максимальные температуры топлива, оболочек твэлов в каждой зоне дросселирования и параметра формоизменения пакетов вследствие давления теплоносителя и распухания материалов под облучением.

б) при заданных ограничениях на максимальные температуры топлива и на величины формоизменения пакетов выяснить, можно ли выбрать такие расходы теплоносителя, чтобы все ограничения выполнялись. Если возможно выполнение всех ограничений, нужно подобрать расходы теплоносителя G_i по зонам дросселирования таким образом, чтобы средняя выходная температура \bar{T} достигала максимума. Далее, для этого оптимального распределения расходов теплоносителя нужно выполнить расчёт физических величин, перечисленных в пункте а).

Вторая форма управления теплогидравлическим и прочностным расчётом наиболее подходит для использования в программе комплексного расчёта и оптимизации быстрых реакторов, так как она позволяет исключить расходы теплоносителя G_i из набора управляющих параметров внешней оптимизационной задачи. В этом случае теплогидравлический и прочностный расчёт формулируется как задача нелинейного программирования следующей структуры: максимизировать \bar{T} при

$$\begin{aligned}T_{об}^i &\leq T_{об}^{зон}, \\T_{тон}^i &\leq T_{тон}^{зон}, \\v_i &\leq v^{max}, \\\delta_n^i &\geq \delta_n^{max}(G_i, \epsilon, \rho), \\\delta_3^i &\geq \Delta S_{расп} + \Delta S_{полз}, \\\Delta p_g^i &\leq \Delta p_g^{max}, \\\Delta p_{нос} &= \sum_x a_{k-1} G^{k-1}, \\G &= \sum_i G_i, \quad G_i \geq 0.\end{aligned}\tag{5.2}$$

Анализ вышеизложенной модели теплогидравлических и прочностных характеристик активной зоны показывает, что задача (5.2) может быть решена без привлечения общих методов нелинейного программирования. В частности, все ограничения на $T_{об}^i$, $T_{тон}^i$, v^i , δ_n^i , Δp_g^i могут быть сведены к параллелепипедным ограничениям на G_i ещё до решения задачи нелинейного программирования, поскольку все эти величины являются монотонными функциями расходов теплоносителя по зонам дросселирования. Необходимо подчеркнуть, что задача (5.2) решается при фиксированных геометрических параметрах пакетов и при фиксированных значениях флюенса и энерговыделения. Управление геометрическими параметрами следует вынести на уровень внешней оптимизационной задачи, так как они влияют на нейтронно-физические характеристики реактора. Кроме того, включение любого геометрического параметра в качестве управляющего в задачу (5.2) сильно усложнило бы эту задачу.

ЛИТЕРАТУРА

1. Thermodynamics of FBR fuel subassemblies under nominal and non-nominal operating conditions. Vienna, IAEA, 1979.
2. Hoffmann H., Hofmann F., Rehme K. Status of the LMFBR thermo - and fluid-dynamic activities at KFK. Vienna, IAEA, 1979, p.82.
3. Лихачев Ю.И., Пупко В.Я. Прочность тепловыделяющих элементов ядерных реакторов. М., Атомиздат, 1975.
4. Katsuragawa M., Kaneko H., Kawata T. e.a. Basic models of fuel pin behaviour. In: Theoretical modelling of LMFBR fuel pin behaviour. Vienna, IAEA, 1979.
5. Субботин В.И., Ибрагимов М.Х., Ушаков П.А. и др. Гидродинамика и теплообмен в атомных энергетических установках. М., Атомиздат, 1975.
6. Barthold W.P. Constrained nuclear design. In: Proc. Advanced Reactors: Physics, Design and Economics. Pergamon Press, 1975, p.731.
7. Хромов В.В., Кузьмин А.М., Орлов В.В. Метод последовательной линеализации в задачах быстрых реакторов. М., Атомиздат, 1978.
8. Прошкин А.А., Ляхачев Ю.И., Тузов А.Н., Забудько Л.М. Статистическая оценка работоспособности твэл быстрых реакторов. Препринт ФЭИ -593, Обнинск, 1975.
9. Прошкин А.А., Забудько Л.М. Некоторые вопросы работоспособности нестыгранных чехлов ТВС быстрых реакторов. Препринт ФЭИ-701, Обнинск, 1976.

ФЭИ-1161



Технический редактор Н.П.Герасимова

Подписано в печать 30.01.1981 г. Т-01039 Формат 60x90 1/16
Офсетная печать Усл.п.л.1,5. Уч.-изд.л.1. Тираж 96 экз.
Заказ 592 Цена 10 коп. Индекс 3624 ФЭИ-1161

Отпечатано на ротационте ФЭИ, г.Обнинск

10 коп.

Индекс 3624

Математическая модель быстрого реактора (Часть II. Тепло-гидравлика, прочность). ФЭИ-1161. 1981, 1-24.