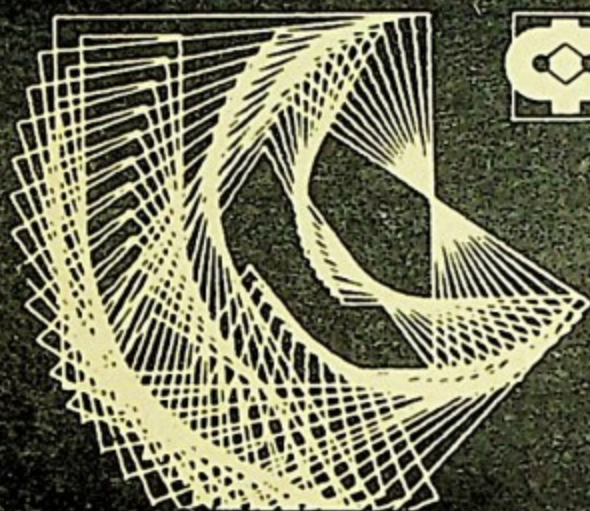


Б. А. Вахненко В. С. Дедюков Н. П. Киселев
А. В. Филиппов



ФАКУЛЬТЕТ
ТЕХНИЧЕСКОЙ
ФИЗИКИ

Стационарный тепловой режим ТВЭЛОВ ЯЭУ

Москва 1989

ГОСУДАРСТВЕННЫЙ КОМИТЕТ СССР
ПО НАРОДНОМУ ОБРАЗОВАНИЮ

621.039
С78

МОСКОВСКИЙ ОРДЕНА ТРУДОВОГО КРАСНОГО ЗНАМЕНИ
ИНЖЕНЕРНО-ФИЗИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

Б.А. Вахненко В.С. Дедюков Н.П. Киселев А.В. Филиппов

**СТАЦИОНАРНЫЙ
ТЕПЛОВОЙ РЕЖИМ ТВЭЛОВ ЯЭУ**

Под ред. Б.А. Вахненко

Утверждено
предсоветом института
в качестве учебного пособия

Москва 1989

Вахненко Б.А., Дедюков В.С., Киселев Н.П., Филиппов А.В. Стационарный тепловой режим работы твэлов ЯЭУ: Учебное пособие/Под ред. Б.А. Вахненко. М.: МИФИ, 1989. — 36 с.

Представлены две программы расчета полей температуры в стержневых твэлах энергетических реакторов. Описаны алгоритмы расчета и необходимые сведения для использования программ студентами при проведении расчетов на СМ ЭВМ в диалоговом режиме.

Содержание пособия определяется требованиями, предъявляемыми к самостоятельным работам и курсовым проектам, выполняемым студентами 4-го и 5-го курсов факультета технической физики МИФИ.

© Московский инженерно-физический институт, 1989 г.

Редактор *Е.Г. Станкевич*
Техн. редактор *З.И. Хазова*
Корректор *Н.П. Молодинова*

Библиотечный фонд
НИЯУ МИФИ
г. Москва

Тем. план 1989 г., поз. 35

Л.-21580 Подписано в печать 4. 11. 89г. Формат 60x84 1/16
Объем 2,25 п.л. Уч.-издл. 2,0 Тираж 160 экз. Изд. № 086-1
Цена 15 коп. Заказ 1649

Московский инженерно-физический институт. Типография МИФИ.
115409, Москва, Каширское шоссе, 31

ВВЕДЕНИЕ

Поле температуры в стержневых твэлах современных ядерных реакторов определяет интенсивность практически всех протекающих в них сложных теплофизических процессов [1, 2, 5]. К таким процессам относятся теплопроводность и тепловое расширение сердечника и оболочки, растрескивание топлива и залечивание трещин, перестройка его структуры, выход технологических газов и продуктов деления под оболочку, изменение величины зазора между оболочкой и сердечником и взаимодействие между ними, диффузия кислорода и осколков деления и др. Все эти процессы в свою очередь оказывают существенное влияние на изменение поля температуры в твэлах. Обеспечение адекватного представления у студентов о роли обсуждаемых процессов в твэлах и их обучение современным методам расчета полей температуры в них являлись основной целью настоящего учебного пособия.

В первом разделе пособия представлены аналитические зависимости, моделирующие двумерные поля температуры в твэлах и алгоритм их расчета при первом выходе на номинальную мощность. Материал второго раздела позволяет оценить изменения температуры в сечении твэла как в начальном, так и в завершающем периоде его работы. Оба раздела содержат изложение программ, обеспечивающих проведение вариантных расчетов на СМ ЭВМ в диалоговом режиме студентами старших курсов в процессе выполнения ими лабораторных и курсовых работ на кафедре теплофизики МИФИ.

1. ПОЛЕ ТЕМПЕРАТУРЫ В СЕРЖНЕВЫХ ТВЭЛАХ В НАЧАЛЕ КАМПАНИИ

1.1. Основные расчетные соотношения

Стержневые твэлы используются в подавляющем большинстве современных энергетических ядерных реакторов. Конструктивно они представляют из себя герметичный контейнер в виде металлической трубки (оболочки твэла), заполненной таблетками ядерного топлива, преимущественно из двуокси урана.

Поле температуры в таких твэлах существенно изменяется как по радиусу, так и по высоте в зависимости от их теплофизических свойств, тепловой нагрузки и условий охлаждения.

Для выбранного типа твэла, его важнейшей характеристикой является максимальная линейная нагрузка q_{lm} , обоснование которой составляет основное содержание тепловых расчетов ядерных реакторов. При установленном значении q_{lm} распределение нагрузки по длине наиболее напряженного твэла

$$q_l(z) = q_{lm} \cdot f(z), \quad (1)$$

где $f(z)$ определяется типом реактора и достаточно достоверно устанавливается в результате физических расчетов. Как правило,

$$f(z) = \cos \gamma Z; \quad \gamma = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{H}{H+2\Delta},$$

где $Z = z - H/2 / (H/2)$ – безразмерная координата, отсчитываемая от середины активной зоны высотой H ; Δ – параметр, определяющий "экономичность" активной зоны.

Полная мощность наиболее напряженного твэла

$$Q_{TB} = \int_0^H q_l(z) dz. \quad (2)$$

Обычно параметры теплоносителя, в частности энтальпия на входе i_1 и выходе i_2 из реактора, определяются в результате предварительных расчетов. Тогда расход теплоносителя на один твэл

$$E_{TB} = Q_{TB} / (i_2 - i_1). \quad (3)$$

Распределение энтальпии по высоте активной зоны

$$i(z) = i_1 + \int_0^z (q_l / E_{TB}) dz. \quad (4)$$

Для однофазного теплоносителя при постоянном давлении ρ изменение энтальпии пропорционально изменению его температуры $T_{ж}$, тогда

$$T_{ж}(z) = T_{ж1} + \int_0^z \frac{q_L(z)}{c_p \sigma_{ТВ}} dz, \quad (5)$$

где c_p — удельная теплоемкость теплоносителя, отнесенная к его средней температуре $\bar{T}_{ж} = (T_{ж1} + T_{ж2})/2$.

Если охлаждение твэлов осуществляется кипящим теплоносителем, то соотношение (5) остается справедливым при $T_{ж}(z) < T_S$, $i(z) < i'$, где T_S — температура насыщения, а i' — энтальпия насыщенного конденсата теплоносителя. При $i(z) \geq i'$

$$T_{ж}(z) = T_S. \quad (6)$$

Температура внешней поверхности твэла (оболочки)

$$T_c(z) = T_{ж}(z) + q_L(z) / (\alpha \pi d), \quad (7)$$

где d — диаметр твэла; α — коэффициент теплоотдачи.

При охлаждении пучка твэлов однофазным теплоносителем, его скорость

$$W = \sigma_{ТВ} / (\rho F_1), \quad (8)$$

где F_1 — проходное сечение теплоносителя в расчете на один твэл; $\rho = \rho(\bar{T}_{ж})$ — его плотность. Критерий Рейнольдса

$$Re = W d_3 / \nu,$$

где $d_3 = 4F_1 / (\pi d)$ — эквивалентный диаметр; $\nu = \nu(\bar{T}_{ж})$ — вязкость теплоносителя.

Для треугольной упаковки твэлов

$$F_1 = \frac{\pi d^2}{4} \left(\frac{2\sqrt{3}}{\pi} x^2 - 1 \right);$$

$$d_3 = d \left(\frac{2\sqrt{3}}{\pi} x^2 - 1 \right),$$

где $x = s/d$, s — шаг упаковки.

Если критерий $Pr \gg 1$ (вода, пар, газ), то критерий Нуссельта, согласно [4],

$$Nu = A \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,4}, \quad (9)$$

причем для треугольной упаковки твэлов

$$A = 0,0165 + 0,02(1 - 0,91x^{-0,2})x^{0,15},$$

откуда необходимый для расчета $T_c(z)$ по (7) коэффициент теплоотдачи

$$\alpha = Nu \lambda / d_3, \quad (10)$$

где $\lambda = \lambda(\bar{T}_ж)$ – теплопроводность теплоносителя.

При охлаждении жидкими металлами ($Pr < 0,4$) пучка твэлов, размещенных в треугольной решетке с относительным шагом x критерий Нуссельта рекомендуется рассчитывать по соотношению [4]

$$Nu = 0,58 (1,1x^2 - 1)^{0,55} \cdot Pe^{0,45}, \quad (11)$$

где $Pe = Wd_3/\alpha$, $\alpha = \lambda/(c_p \rho)$.

При охлаждении твэлов водой, закипающей в активной зоне, для участка конвективной теплоотдачи ($i < i_{HK}$) коэффициент теплоотдачи $\alpha = \alpha_K$ определяется по (10), причем

$$Nu = 0,023 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,4}, \quad (12)$$

а параметры теплоносителя ρ , ν , λ относятся к температуре $(T_s + T_{ж1})/2$.

Энтальпия потока в точке начала поверхностного кипения (x_{HK})

$$i_{HK} = i' - 0,3 q^{1,1} d^{0,2} (\rho w)^{-0,9} (\rho''/\rho')^{0,4},$$

где $q = q_{HK}(z)/(\pi d)$, $\rho w = G_{TB}/F_1$, ρ' и ρ'' – соответственно плотности воды и пара при температуре насыщения T_s , ρ – давление теплоносителя.

На участке кипения воды, недогретой до температуры насыщения,

$$\alpha = \alpha_0 \left\{ 1 + \left[\alpha_0 \left(\frac{1}{\alpha_K} - \frac{T_s - T_{ж1}}{q} \right) \right]^{-3/2} \right\}^{2/3}, \quad (13)$$

где α_K определяется по соотношениям (10) и (12), а коэффициент теплоотдачи при кипении в большом объеме

$$\alpha_0 = 10,45 q^{0,7} / [3,3 - 0,113 (T_s - 373)].$$

На участке развитого пузырькового кипения

$$\alpha = \alpha_K \sqrt{1 + (0,9 \alpha_0 / \alpha_K)^2}. \quad (14)$$

Таким образом, соотношение (7) с использованием уравнений (9) – (14) позволяет получить распределение температуры поверхности твэлов $T_c(z)$ для наиболее типичных условий их охлаждения в современных энергетических реакторах. При наличии окисных пленок на поверхности твэлов рассчитанное по (7) значение $T_c(z)$ следует увеличить на

$$\delta t_c = \frac{q_L \cdot \delta_{пл}}{\pi \cdot d \cdot \lambda_{пл}},$$

где $\lambda_{\text{пл}}$ — теплопроводность, а $\delta_{\text{пл}}$ — толщина окисной пленки.

Распределение поля температуры по радиусу твэла качественно представлено на рис. 1.

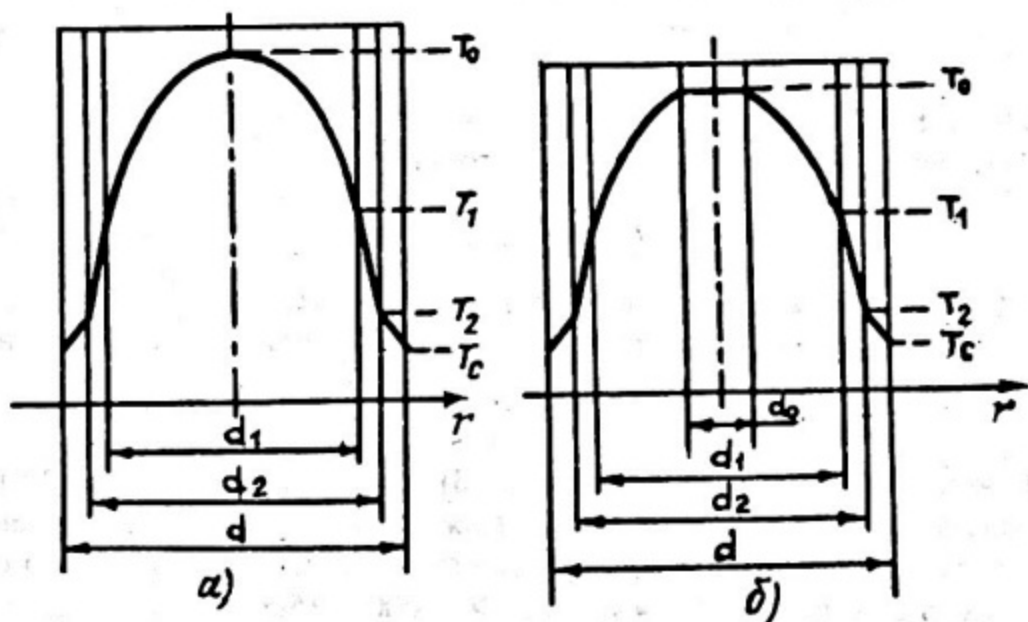


Рис. 1. Поле температур в стержневом твэле: а — твэл со сплошным сердечником; б — с центральной полостью в сердечнике

При известной температуре поверхности твэла T_c , распределение температуры по радиусу оболочки $T(r)$ в обоих случаях определяется ее теплопроводностью:

$$-\lambda_{\text{об}}(T) \frac{dT}{dr} \cdot 2\pi r = q_L, \quad d_2/2 \leq r \leq d/2,$$

откуда

$$T(r) = T_c + \frac{q_L}{2\pi} \int_{d_2/2}^{d/2} \frac{dr}{\lambda_{\text{об}}(T) \cdot r} \quad (15)$$

Температура внутренней поверхности оболочки (при $r = d_2/2$)

$$T_2 = T_c + \frac{q_L}{2\pi} \int_{d_2/2}^{d_2/2} \frac{dr}{\lambda_{\text{об}}(T) \cdot r} \quad (16)$$

В соотношениях (15) и (16) теплопроводность оболочки из нержавеющей стали

$$\lambda_{об}(T) = 10,25 + 1,25 \cdot 10^{-2} T, \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)} \quad (17)$$

при $400 \text{ К} < T < 1000 \text{ К}$; теплопроводность оболочек на основе циркония

$$\lambda_{об}(T) = 20,0, \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)} \quad (18)$$

при $400 \text{ К} < T < 750 \text{ К}$.

Температура внешней поверхности топлива

$$T_1 = T_2 + q_L / (\alpha_3 \cdot \pi d_3), \quad (19)$$

где $d_3 = (d_1 + d_2) / 2$, d_1 — внешний диаметр топлива.

В общем случае проводимость зазора между топливом и оболочкой

$$\alpha_3 = \alpha_{л} + \alpha_{п} + \alpha_{г} / \delta_3, \quad (20)$$

Как показывают исследования [2, 3], проводимостью пятен контакта $\alpha_{п}$ в твэлах энергетических реакторов можно пренебречь. Вклад в проводимость зазора α_3 лучистой составляющей $\alpha_{л}$ заметен только в высокотемпературных твэлах при $T_3 = (T_1 + T_2) / 2 > (1000 - 1500) \text{ К}$.

В этих случаях

$$\alpha_{л} = 4 \varepsilon_{пр} \sigma T_3^3,$$

где $\varepsilon_{пр}$ — приведенная степень черноты, $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К}^4)$.

Среднее значение теплопроводности газа в зазоре

$$\lambda_{г} = \frac{1}{T_1 - T_2} \int_{T_1}^{T_2} \lambda_{г}(T) dT, \quad (21)$$

причем для гелия [2]

$$\lambda_{г}(T) = 0,1426 (T/273)^{0,73}, \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}. \quad (22)$$

при $300 \text{ К} \leq T \leq 1500 \text{ К}$.

Эффективная толщина зазора в уравнении (20)

$$\delta_3 = \delta + \delta_{ш} + \delta_{а}, \quad (23)$$

где $\delta = (d_2 - d_1) / 2$ — геометрическая (номинальная) толщина; $\delta_{ш}$ — величина взаимной шероховатости (волнистости) топлива и оболочки; $\delta_{а}$ — увеличение эффективной толщины зазора за счет аккомодации энергии молекул газа при их столкновениях с поверхностями топлива и оболочки. По рекомендациям [2, 3]

$$\delta_a = \lambda_r / (0,4 \xi_{np} \cdot \rho_r \sqrt{RT}) , \text{ м}, \quad (24)$$

где R – газовая постоянная; $\xi_{np} = (1/\xi_1 + 1/\xi_2 - 1)$ – приведенный коэффициент аккомодации; ξ_1 и ξ_2 – коэффициенты аккомодации газа на поверхностях топлива и оболочки; ρ_r – давление газа.

Для легких инертных газов, согласно [3], коэффициент аккомодации

$$\xi = (\mu/2) / (1 + \mu) ,$$

где $\mu = A/A_s$ – отношение атомных весов газа A и атома поверхности твердого тела A_s , с которым осуществляется столкновение. В случае поверхности сложного состава вида $M_n X_m$ (например, окислов UO_2, ZrO_2) можно приближенно рассчитать коэффициент аккомодации исходя из правила аддитивности

$$\xi = \frac{\pi}{\pi + m} \xi_M + \frac{m}{\pi + m} \xi_X .$$

Здесь ξ_M и ξ_X – коэффициенты аккомодации при столкновении атома газа с атомами M и X твердой поверхности.

Геометрическая толщина зазора изменяется с тепловой нагрузкой q_l , вследствие термического расширения топлива и оболочки

$$\delta = \delta_H + \varepsilon_2 d_2 / 2 - \varepsilon_1 d_1 / 2 , \quad (25)$$

здесь δ_H – номинальная величина зазора в холодном состоянии (при комнатной температуре T_K), ε_1 и ε_2 – относительные термические расширения топлива и оболочки:

$$\varepsilon_1 = \frac{8}{d_1^2 - d_2^2} \int_{d_0/2}^{d_1/2} \left(\int_{T_K}^{T(r)} \alpha_1(T) \cdot dT \right) r dr ; \quad (26)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{8}{d^2 - d_2^2} \int_{d_2/2}^{d/2} \left(\int_{T_K}^{T(r)} \alpha_2(T) dT \right) r dr , \quad (27)$$

где $\alpha_1(T)$ и $\alpha_2(T)$ – коэффициенты линейного расширения топлива и оболочки; $d_0 \geq 0$ – диаметр внутреннего отверстия в топливных таблетках.

Для оболочек из нержавеющей стали

$$\alpha_2(T) = (16,0 + 0,46 \cdot 10^{-2} T) \cdot 10^{-6} , \quad 1/K \quad (28)$$

при $300 \text{ К} < T < 1500 \text{ К}$.

Для сплава на основе циркония

$$\alpha_2(T) = (2,47 + 1,22 \cdot 10^{-2} T) \cdot 10^{-6}, \quad 1/K \quad (29)$$

при $300 \text{ K} < T < 700 \text{ K}$.

Для коэффициента линейного расширения двуокиси урана при $T \leq 1800 \text{ K}$ рекомендуется соотношение [2, 8]

$$\alpha_1(T) = (12,0 + 0,21 \cdot 10^{-2} T) \cdot 10^{-6}, \quad 1/K, \quad (30)$$

которое устанавливает суммарное расширение топлива как вследствие собственно теплового расширения таблеток, так и в результате их растрескивания под воздействием радиального градиента температур.

После определения T_1 по (19) распределение температуры по радиусу топливных таблеток ($T(r)$ при $d_0/2 < r < d_1/2$) рассчитывается в результате решения уравнения теплопроводности

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{d}{dr} \left(\lambda_T(T) \frac{dT}{dr} r \right) + q_V(r) = 0, \quad (31)$$

где $q_V(r) = (4/\pi) q_L \cdot f(r) / (d_1^2 - d_0^2)$, $f(r)$ — коэффициент неравномерности тепловыделения по радиусу топлива (для твэлов энергетических реакторов, как правило, можно принять $f(r) = 1,0$).

Из решения (31)

$$T(r) = T_1 + \int_r^{d_1/2} \frac{dr}{r \cdot \lambda_T} \int_{d_0/2}^r q_V(r) r dr \quad (32)$$

или при $f(r) = 1,0$

$$T(r) = T_1 + \frac{2q_L}{\pi(d_1^2 - d_0^2)} \left[\int_r^{d_1/2} \frac{r dr}{\lambda_T} - \frac{d_0^2}{2} \int_r^{d_1/2} \frac{dr}{\lambda_T \cdot r} \right] \quad (33)$$

Для зависимости теплопроводности топлива от температуры рекомендуется соотношение

$$\lambda_T(T) = (0,030 + 2,9 \cdot 10^{-4} T)^{-1} + 70 \cdot 10^{-12} T^3, \quad (34)$$

использование которого при $T < 1800 \text{ K}$ позволяет получить значения λ_T , практически совпадающие с рекомендациями [2, 8] для теплопроводности двуокиси урана с учетом ее растрескивания, а при $T > 1800 \text{ K}$ учесть возрастание теплопроводности в соответствии с зависимостью Вашингтона [6] (см. соотношение (41)).

1.2. Метод решения

Задача определения поля температуры в твэлах $T(z, r)$ в соответствии с изложенными рекомендациями является существенно нелинейной. Нелинейность проявляется уже на стадии расчета температуры теплоносителя $T_{ж}(z)$ и внешней поверхности твэла $T_c(z)$, поскольку теплофизические свойства теплоносителя и коэффициенты теплоотдачи зависят от температуры и условий охлаждения. При расчете распределения температуры по радиусу твэла нелинейность проявляется через зависимость теплопроводности оболочки $\lambda_{об}$ и топлива λ_T от температуры и в большей степени — через зависимость величины зазора между ними δ и его проводимости α_z от поля температуры в сечении твэла.

В результате оказывается, что для определения зависимости $T(z, r)$ необходимы достаточно четкие предварительные сведения о ней, что приводит к необходимости использования итерационных методов или методов последовательных приближений.

В настоящей работе в качестве такого метода предлагается использовать метод последовательного наращивания интенсивности рассчитываемого поля $T_i(z, r)$ в соответствии с синхронным увеличением тепловой нагрузки твэла. Преимущество метода заключается в том, что на каждом расчетном шаге определяется не приближенная зависимость $T_i(z, r)$, а реальная, соответствующая конкретной тепловой нагрузке q_{Li} , меньшей номинальной $q_L(z)$. На первом шаге тепловая нагрузка принимается равной нулю ($q_{L1} = 0$), а температура твэла — равной средней температуре теплоносителя

$$T_{i=1}(z, r) = (T_{ж1} + T_{ж2})/2 = \bar{T}_{ж}$$

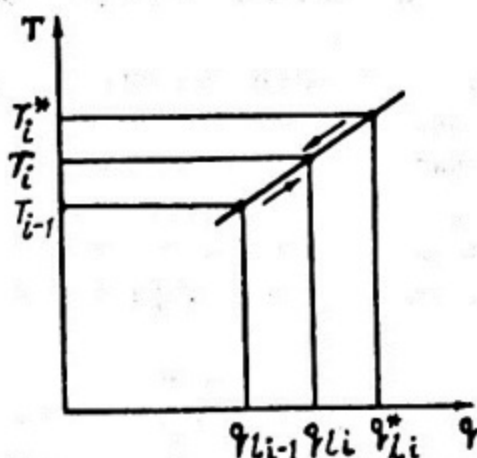


Рис. 2. Схема решения

При этом значении температуры вычисляются параметры теплоносителя, оболочки и топлива твэла и величина зазора между ними (δ по (25)).

Схема дальнейших расчетов отражена на рис. 2. Если поле температуры в твэле на предыдущем шаге расчета $T_{i=1}$ (при $q_{L,i-1} < q_L$) известно так же, как и параметры твэла и теплоносителя, то задается следующий уровень мощности $q_{Li}^* > q_{Li-1}$.

Далее в предположении, что известные по предыдущему шагу значения зависящих от температуры параметров остаются постоянными на рассчитываемом шаге с допустимой погрешностью ε_i , новые значения температуры твэла $T_i^*(z, r)$ определяются при последова-

тельном использовании соотношений (5) или (6), (7), (16), (19) и (33). Если значения параметров при новом профиле температур отличаются от вычисленных ранее больше, чем на ε_i , то уровень мощности уменьшается до такого значения q_{Li} , при котором изменение значений параметров не превышает ε_i . Соответствующее поле температур T_i , в силу линейности задачи на шаге, можно найти без решения перечисленных выше уравнений, т.е. непосредственно по вычисленным значениям T_{i-1} и T_i^* .

В дальнейшем описанная процедура повторяется до тех пор, пока q_{Li} не станет равной $q_i(z)$.

1.3. Описание программы TWEL ZR NC

Программа TWEL ZR NC, моделирующая поле температуры в твэле в начале кампании в соответствии с изложенными в п. 1.1 рекомендациями, реализована на ЕС ЭВМ и СМ ЭВМ для выбора оптимальных параметров режима работы твэлов в диалоговом режиме студентами старших курсов в процессе выполнения лабораторных работ и курсовых проектов.

Программа позволяет (рис. 3):

а) задавать и изменять параметры, необходимые для расчета температурного режима твэла, а именно:

- тип теплоносителя (Na , H_2O , H_2O -кипящая);
- параметры теплоносителя $i_1, i_2, \rho, T_{ж1}, c_p(T), \lambda(T), \nu(T), \rho(T), T_S$;
- размеры твэла d, H, d_2, d_0 ;
- тепловую нагрузку твэла $q_{Lm}, f(z)$;
- геометрические параметры потока F_1, d_3 ;
- материал оболочки (Zr , сталь);
- номинальный зазор между топливом и оболочкой: δ_H , их взаимную шероховатость $\delta_{ш}$ и давление гелия в рабочих условиях p_r ;

б) рассчитывать распределение температуры по высоте твэла и температуру поверхности оболочки $T_c(z)$;

в) рассчитывать радиальное распределение температуры в сердечнике и оболочке твэла $T(r)$, а также величину радиального зазора между ними для десяти значений уровня мощности, максимальный из которых является заданным;

г) возвращаться в начало программы после окончания счета для задания новых значений исходных параметров и расчета нового температурного режима работы твэла.

На экран дисплея программа выдает следующую информацию:

— линейную мощность твэла $q_i(z)$, температуру теплоносителя $T_{ж}(z)$ и поверхности твэла $T_c(z)$ при десяти значениях координаты z и заданном значении максимальной номинальной нагрузки q_{Lm} ;

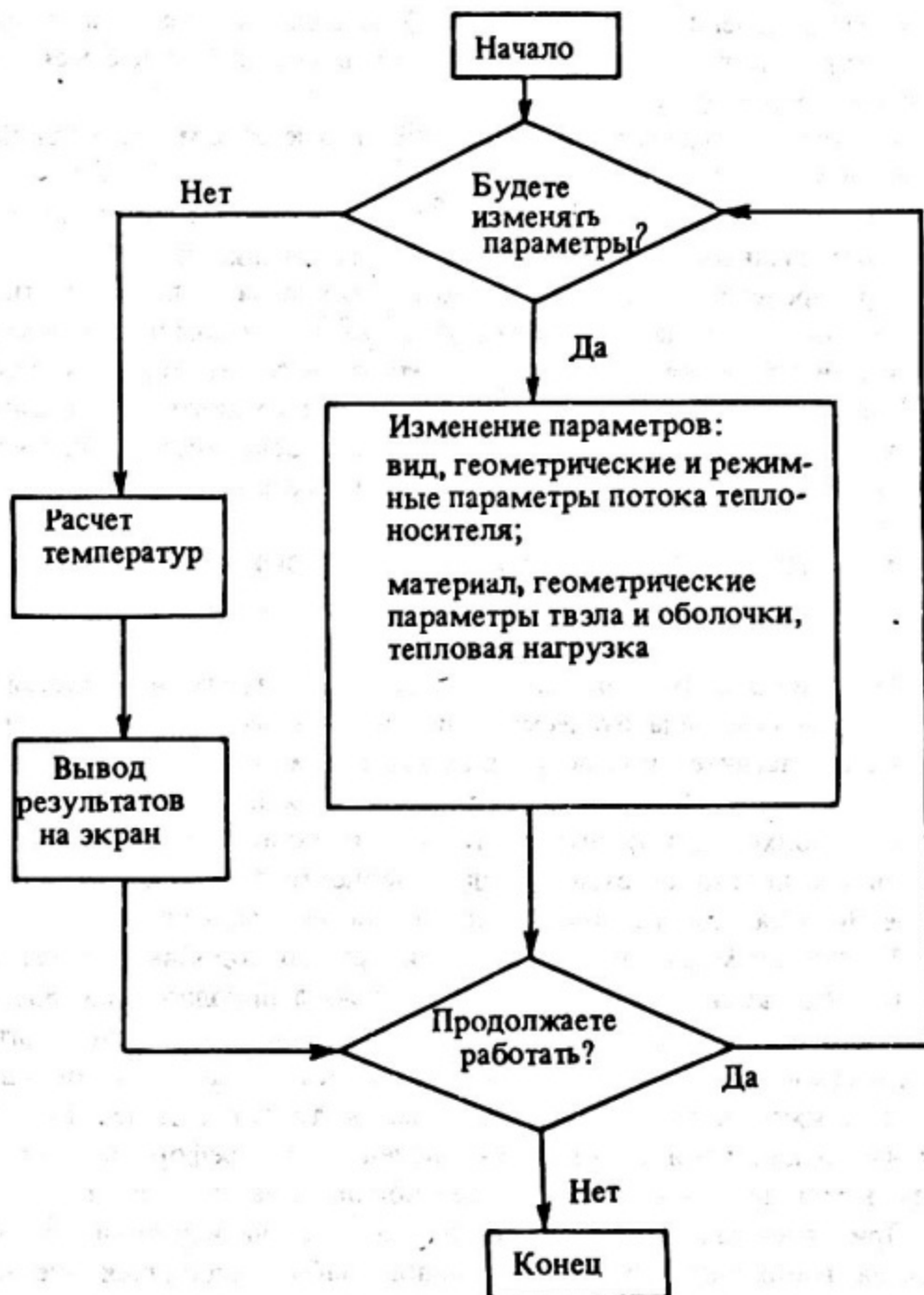


Рис. 3. Упрощенная блок-схема программы

- распределение температуры $T(r)$ по радиусу оболочки (в трех узловых точках) и топливе (в десяти точках) в сечении твэла с максимальной линейной нагрузкой q_{lm} ;
 - значения эффективного зазора δ_z в сечении с максимальной нагрузкой для десяти значений мощности $q_i < q_{lm}$;
 - распределение температуры $T(r)$ по радиусу твэла и величину зазора δ при номинальной мощности для заданного сечения твэла z ;
 - распределение температуры по высоте твэла на поверхности топлива $T_f(z)$ и в центре твэла $T_D(z) = T(z, r = d_D/2)$ при номинальной мощности.
- Эта информация позволяет сделать оценку работоспособности твэла на всей его длине и оптимально изменять входные параметры последующих расчетов с целью выявления влияния их неопределенности на режим работы твэла, а также для оптимизации основных параметров номинального режима.

2. ИЗМЕНЕНИЕ ПОЛЯ ТЕМПЕРАТУРЫ В ОКИСНЫХ ТВЭЛАХ ЗА ВРЕМЯ КАМПАНИИ

За время эксплуатации поле температуры в твэлах изменяется вследствие многих явлений, аналитическое описание которых в настоящее время сопровождается значительной погрешностью, а само проявление нередко носит случайный характер. В этих условиях представляются целесообразными приближенные подходы, которые учитывают влияние наиболее существенных факторов и с доступной степенью достоверности выявляют закономерности в изменении поля температуры в твэлах за время кампании.

В настоящем разделе представлен пример подобных расчетов, в котором последовательно осуществляются сначала приближенная оценка поля температуры в окисном твэле в начале кампании, затем производятся уточнения расчетов путем учета влияния теплового расширения топлива и оболочки, а также вследствие растрескивания топлива. Далее производится расчет изменений поля температуры, вследствие переформирования микроструктуры топлива и в условиях длительной эксплуатации твэла.

При расчетах используются упрощенные аналитические зависимости, исключена необходимость использования слабо сходящихся итерационных процессов и численных методов решения на ЭВМ дифференциальных уравнений. Это существенно сокращает время расчетов и позволяет быстро оценить влияние изменения многих входных параметров на изменение поля температуры в твэлах.

2.1. Приближенная оценка

Большинство твэлов современных энергетических реакторов представляют из себя стержни в виде металлических трубок, заполненных таблетками из двуокси урана. В центре таблеток нередко предусматривается

отверстие диаметром $d_0 \leq 2$ мм для улучшения эксплуатационных характеристик твэлов. Распределение температуры по радиусу таких твэлов качественно представлено на рис. 1,б. Особенности расчета поля температуры в твэлах со сплошным сердечником (см. рис. 1,а) будут отражены в подразделе 2.6. Обычно из заданных условий охлаждения внешней поверхности оболочки твэлов достаточно определенно известна ее температура T_c . Тогда температура ее внутренней поверхности

$$T_2 = T_c + q_L \ln(d/d_2) / (2\bar{\lambda}_{0\delta}), \quad (35)$$

где q_L — линейная тепловая нагрузка твэла; d и d_2 — соответственно наружный и внутренний диаметры оболочки; $\bar{\lambda}_{0\delta}$ — среднее значение ее теплопроводности.

Для оболочек из нержавеющей стали и для оболочек на основе циркония значения теплопроводности $\lambda_{0\delta}(T)$ рекомендуются соотношениями (17) и (18).

В первом приближении $\bar{\lambda}_{0\delta} = \tilde{\lambda}_{0\delta} = \lambda_{0\delta}(T_c)$ и по (35) $\tilde{T}_2 = T_2(T_c, \tilde{\lambda}_{0\delta}, q_L)$, откуда

$$\bar{\lambda}_{0\delta} = \int_{\tilde{T}_2}^{T_c} \lambda_{0\delta}(T) \frac{dT}{\tilde{T}_2 - T_c}$$

Тогда в соответствии с (35) $T_2 = T_2(q_L, T_c, \bar{\lambda}_{0\delta})$.

Контактное сопротивление в твэлах при первом выходе на мощность представляет из себя тепловое сопротивление слоя гелия, эффективная толщина которого в качестве первой оценки может быть представлена в виде

$$\delta_{z1} = \delta_H / 2 + \delta_{ш} + \delta_{\alpha 1}, \quad (36)$$

где δ_H — номинальная ширина зазора при комнатной температуре; $\delta_{ш}$ — величина взаимной шероховатости (волнистости) топлива и оболочки; δ_{α} — увеличение эффективной толщины зазора за счет аккомодации энергии атомов гелия при столкновениях с поверхностями топлива и оболочки.

Приближенно

$$\delta_{\alpha} = \delta_{\alpha}(p_r, T) = \frac{0,34}{p_r} \cdot \frac{2 - \xi}{\xi} \cdot \frac{T}{293} \cdot 10^{-6}, \text{ м}, \quad (37)$$

где p_r — в ата, T — в К.

Представленная зависимость выведена с учетом рекомендаций [2]. При выводе принято, что длина пробега атомов гелия в нормальных условиях составляет 0,24 мкм. Значение коэффициента аккомодации может быть принято $\xi = 0,1$, поскольку как поверхность топлива, так и поверхность оболочки в рабочих условиях содержат значительное количество атомов кислорода.

С учетом (37) $\delta_{a1}^{\delta} = \delta_a(p_r, T_2)$. Температура внешней поверхности топлива

$$T_1 = T_2 + q_L \delta_z / (\pi d_z \lambda_r). \quad (38)$$

В нашем приближении

$$\begin{aligned} d_z &= d_{z1} = d_2 - \delta; \\ \delta &= \delta_1 = \delta_H / 2 \end{aligned}$$

и в соответствии с (22) $\lambda_r = \lambda_{r1} = \lambda_r(T_2)$.

Теперь в соответствии с (38) $T_1 = T_{11} = T_1(d_{z1}, \lambda_{r1}, d_{z1})$. Температура в центре твэла

$$T_0 = T_1 + q_L \cdot R_T, \quad (39)$$

причем тепловое сопротивление топлива

$$R_T = \frac{1}{4\pi \lambda_T} \left(1 - 2 \frac{d_0^2}{d_1^2 - d_0^2} \ln \frac{d_1}{d_0} \right), \quad (40)$$

где $d_1 = d_2 - 2\delta_1 = d_{11}$.

Зависимость теплопроводности беспористой двуокиси урана от температуры наиболее достоверно описывается соотношением Вашингтона [6]:

$$\lambda_0(T) = (0,035 + 2,25 \cdot 10^{-4} T)^{-1} + 83 \cdot 10^{-12} \cdot T^3, \text{ Вт/(мК)}, \quad (41)$$

где T — в К.

С учетом реальной пористости топлива Π

$$\lambda_T(T) = \lambda_0(1 - \alpha_p \cdot \Pi), \quad (42)$$

коэффициент $\alpha_p = 2,74 - 0,5 \cdot 10^{-3} T$, T — в К.

Исходя из приведенных соотношений

$$\lambda_T(T) = (A_\lambda + B_\lambda T)^{-1} + C_\lambda + D_\lambda T^3 + E_\lambda \cdot T^4, \quad (43)$$

где

$$A_\lambda = \frac{0,035}{1 - 2,82\Pi}; \quad B_\lambda = \frac{2,25}{1 - 2,82\Pi} \cdot 10^{-4};$$

$$C_\lambda = 2,22\Pi; \quad D_\lambda = 83 \cdot 10^{-12} (1 - 2,74\Pi).$$

$$E_\lambda = 41,5 \cdot 10^{-15} \Pi;$$

Поскольку пористость в начале кампании $\Pi = \Pi_0 \approx 0,1$, а средняя температура топлива $T_T \approx (1000 - 1800)^\circ\text{C}$, приближенно для среднего значения теплопроводности топлива можно принять $\lambda_T = \bar{\lambda}_T = 2,5 \text{ Вт/(мК)}$ и использовать его для приближенных оценок теплового сопротивления топлива

\tilde{R}_T по соотношению (40) и температуры в центре твэла \tilde{T}_{01} по соотношению (39). Далее значение теплопроводности топлива следует уточнить: $\lambda_T = \lambda_{T1} = \lambda_T(\tilde{T}_{01}, T_{11}, \Pi)$, где

$$\lambda_T(T_0, T_1, \Pi) = \int_{T_1}^{T_0} \lambda_T(T) \cdot \frac{dT}{T_0 - T} = C_\lambda + \frac{1/B_\lambda}{T_0 - T_1} \ln \frac{A_\lambda + B_\lambda T_0}{A_\lambda + B_\lambda T_1} + \frac{D_\lambda}{4} \frac{T_0^4 - T_1^4}{T_0 - T_1} + \frac{E_\lambda}{5} \frac{T_0^5 - T_1^5}{T_0 - T_1} \quad (44)$$

(T_0 и T_1 - в К).

Окончательно используя значение λ_{T1} , определяем тепловое сопротивление топлива R_{T1} и температуру в центре таблеток T_{01} по соотношениям (39) и (40).

2.2. Поле температуры после выхода на мощность без учета растрескивания сердечника

Результаты приближенной оценки (см. подраздел 2.1) используем для уточнения теплофизических параметров топлива и оболочки, а также величины эффективного зазора между ними:

$$\delta_{z2} = \delta_H + \delta_{ш} + \delta_{a2} + \alpha_2 \Delta t_{0\delta} \cdot d_2/2 - \alpha_1 \Delta t_{T2} d_{T1}/2, \quad (45)$$

где в соответствии с (37) $\delta_{a2} = \delta_a(\rho_r, T_{z1})$; $T_{z1} = (T_2 + T_{11})/2$.

Средний коэффициент линейного расширения оболочки α_2 определяется по ее средней температуре в интервале от комнатной T_K до рабочей $T_{0\delta} = (T_c + T_2)/2$, т.е. $\alpha_2 = \alpha_2(T_{0K})$; $T_{0K} = (T_{0\delta} + T_K)/2$.

Зависимость коэффициента линейного расширения оболочки от температуры $\alpha_2(T)$ для стали и сплава на основе циркония представлена соотношениями (28) и (29).

Коэффициент линейного расширения для топлива $\alpha_1 = \alpha_{11} = \alpha_1(T_{TK}^{(1)})$, где $T_{TK}^{(1)} = (T_K + T_{T1})/2$, $T_{T1} = (T_{01} + T_{11})/2$. Зависимость α_1 от температуры (для UO_2)

$$\alpha_1(T) = (5,9 + 4,0 \cdot 10^{-3} T) \cdot 10^{-6}, \quad 1/K \quad (46)$$

при $300 \text{ К} < T < 2000 \text{ К}$.

Подогрев оболочки в соотношении (45) $\Delta t_{0\delta} = (T_c + T_2)/2 - T_K$.

В качестве оценки величины подогрева топлива можно было бы воспользоваться результатами приближенных оценок, т.е. принять

$$\Delta t_{T2} = \Delta t_{T1} = (T_{01} + T_{11})/2 - T_K = q_L \cdot R_{T1}/2 + q_L \delta_{z1} / (\pi d_{z1} \lambda_{r1}) + T_2 - T_K \quad (47)$$

но тогда неопределенность величины зазора, рассчитанного по соотношению (45) вследствие неопределенности $\Delta \delta_{31}$ величины δ_{31} , составит

$$\Delta \delta_{32} = \frac{\alpha_{11} q_L}{2\pi \lambda_{r1}} \Delta \delta_{31}$$

И если $q_L \alpha_{11} / (2\pi \lambda_{r1}) > 1$, то $\Delta \delta_{32}$ может превышать погрешность первого приближения $\Delta \delta_{31}$ и последующие итерации с использованием соотношения (47) приведут к расходимости процесса.

Поэтому подогрев топлива следует оценить более точно, с учетом изменяющегося зазора

$$\Delta t_{T2} = q_L R_{T1} / 2 + q_L \delta_{32} / (\pi d_{32} \lambda_{r2}) + T_2 - T_K, \quad (48)$$

где $\lambda_{r2} = \lambda_r(T_{31})$ определяется по соотношению (22).

Подставляя (48) в (45), получим

$$\delta_{32} = \frac{\delta_H + \delta_{ш} + \delta_{a2} + \alpha_2 \Delta t_{0\delta} d_2 / 2 - \alpha_{11} (q_L R_{T1} / 2 + T_2 - T_K) d_{11} / 2}{1 + (q_L \alpha_{11} d_{11}) / (2\pi d_{31} \lambda_{r2})} \quad (49)$$

Теперь можно уточнить изменившиеся размеры твэла — внутренний диаметр оболочки d_2^p , средний диаметр зазора d_{32} и наружный диаметр топлива d_{12} :

$$d_2^p = d_2 (1 + \alpha_2 \Delta t_{0\delta}); \quad (50)$$

$$d_{32} = d_2^p - \delta_2; \quad \delta_2 = \delta_{32} - \delta_{a2} - \delta_{ш}; \quad (51)$$

$$d_{12} = d_2^p - 2\delta_2. \quad (52)$$

Температура внешней поверхности топлива в соответствии с (38)

$$T_{12} = T_2 + q_L \delta_{32} / (\pi d_{32} \lambda_{r2});$$

Средняя теплопроводность топлива по (44) $\lambda_{T2} = \lambda_T(T_{01}, T_{11}, P_0)$.

Подстановка этого значения в (40) позволяет определить тепловое сопротивление топлива R_{T2} и в соответствии с (39) определить температуру в центре твэла:

$$T_{02} = T_{12} + q_L \cdot R_{T2}. \quad (53)$$

2.3. Поле температуры в начале кампании с учетом растрескивания сердечника твэла

При первом же выходе на номинальную мощность, вследствие перепада температуры по радиусу топливных таблеток, на их внешней поверхности возникают растягивающие напряжения, превышающие предельные разрушаю-

шие значения. В результате в топливе возникают радиальные трещины, проникающие на значительную глубину (рис.4). Простые оценки показывают, что кольцевой элемент из двуокиси урана может выдержать без растрескивания перепад температуры на толщине кольца, не превышающий значение $\Delta t_{\sigma} \approx 80$ К. Поэтому при выходе на мощность трещины проникают на глубину $r = r_{TP} = d_{TP}/2$, где температура $T(r_{TP})$ всего на Δt_{σ} меньше максимального значения T_0 . Тогда перепад температуры в области свободной от трещин $(r - r_{TP})$

$$\Delta t_{\sigma} = \frac{q_L [d_{TP}^2 - d_0^2 - 2 \ln(d_{TP}/d_0)]}{4\pi \lambda_{снл} (d_{12}^2 - d_0^2)} \quad (54)$$

Теплопроводность топлива в этой области $\lambda_{снл} = \lambda_T(T_{снл})$ определяется по соотношению (42) при $T_{снл} = T_{02} - \Delta t_{\sigma}/2$. Приближенно

$$\Delta t_{\sigma} = \frac{q_L (d_{TP} - d_0)^2}{2\pi \lambda_{снл} (d_{12}^2 - d_0^2)},$$

откуда

$$d_{TP} = (\sqrt{A/2} + 1) d_0 \quad (55)$$

при

$$A = \frac{4\pi \lambda_{снл} \Delta t_{\sigma} (d_{12}^2 - d_0^2)}{q_L \cdot d_0^2} \quad (56)$$

Соотношение (55) определяет значение d_{TP} с погрешностью менее 0,04 мм при $d_0 \leq 2$ мм и $d_{TP}/d_0 \leq 1,3$.

Если $d_{TP}/d_0 > 1,3$, то значение d_{TP} , рассчитанное по соотношению (55), можно использовать для оценки величины $\ln(d_{TP}/d_0)$ в зависимости (54). Тогда с учетом (56)

$$d_{TP} = \sqrt{1+A+2 \ln(\sqrt{A/2} + 1)} d_0 \quad (57)$$

с погрешностью менее 0,04 мм при $d_0 \leq 1,8$ мм.

В результате растрескивания таблеток зазор между топливом и оболочкой уменьшается. Для оценки его величины можно принять, что область, свободная от трещин, расширяется в соответствии с закономерностями для перемещения границ упругого кольца, а элементы области с радиальными трещинами — в соответствии с закономерностями для теплового расширения стержневых (протяженных в направлении радиуса) фрагментов. Тогда величина зазора

$$\delta_{зз} = \delta_H + \delta_{ш} + \delta_{аз} + \alpha_2 \Delta t_{\sigma} d_2/2 - \alpha_{снл} \Delta t_{снл} d_{TP}/2 - \alpha_{TP} \Delta t_{TP} (d_1 - d_{TP})/2 \quad (58)$$

Величина $\delta_{\alpha 3}$ определяется по соотношению (37) при $T = T_{33} = (T_{12} + T_2)/2$. Коэффициенты линейного расширения топлива в зоне растрескивания $\alpha_{тр}$ и в зоне свободной от трещин $\alpha_{спл}$ определяются по соотношению (46), причем $T = T_{тр,к} = (T_{02} - \Delta t_6 + T_{12} + 2T_K)/4$ — в первом случае и $T = T_{спл,к} = (T_{02} - \Delta t_6/2 + T_K)/2$ — во втором.

Подогрев нерастрескивавшейся и растрескивавшейся областей топлива соответственно:

$$\Delta t_{спл} = q_L R_B b_1 + q_L R_H + \frac{q_L \delta_{33}}{\pi d_{32} \lambda_{r3}} + T_2 - T_K; \quad (59)$$

$$\Delta t_{тр} = q_L R_H b_2 + q_L \delta_{33} / (\pi d_{32} \lambda_{r3}) + T_2 - T_K, \quad (60)$$

где $b_1 = b_2 = 0,5$.

В этих зависимостях (теплопроводность газа λ_{r3} определяется по соотношению (22) при $T = T_{33}$) тепловое сопротивление зоны, свободной от трещин

$$R_B = \frac{d_B^2 - d_0^2 - 2d_0^2 \ln(d_B/d_0)}{4\pi \lambda_B (d_1^2 - d_0^2)}, \quad (61)$$

а зоны растрескивания

$$R_H = \frac{d_1^2 - d_B^2 - 2d_0^2 \ln(d_1/d_B)}{4\pi \lambda_H (d_1^2 - d_0^2)}, \quad (62)$$

причем теплопроводность в зоне растрескивания

$$\lambda_H = \lambda_{тр} = \lambda_T(T_{02} - \Delta t_6/2, T_{12}, P_0)$$

определяется по зависимости (44), $\lambda_B = \lambda_{спл}$, $d_B = d_{тр}$.

Подставляя (59) и (60) в (58), получим

$$\delta_{33} = \left[\delta_H + \delta_{ш} + \delta_{\alpha 3} + \alpha_2 \Delta t_{00} d_2/2 - \alpha_{спл} (q_L R_B/2 + q_L R_H + T_2 - T_K) d_{тр}/2 - \alpha_{тр} (q_L R_H/2 + T_2 - T_K) (d_1 - d_{тр})/2 \right] / \left(1 + \frac{\alpha_{спл} q_L d_{тр}/2}{\pi d_{32} \lambda_{r3}} + \frac{\alpha_{тр} q_L (d_1 - d_{тр})/2}{\pi d_{32} \lambda_{r3}} \right) \quad (63)$$

Изложенную модель изменения величины зазора в результате растрескивания топлива можно принять только в том случае, если температура центра твэла T_{02} не превышает значения $T_{рел} = 1750$ К, поскольку при более высоких температурах двуокись урана становится пластичной и любые механические напряжения в ней быстро релаксируют. В этом случае трещины могут распространяться только до такой глубины $r = r_{тр}$, на которой при подъеме мощности температура впервые достигает значения $T_{рел} - \Delta t_{\sigma} \approx 1670$ К или при том значении мощности $q_L^{тр} < q_L$, при котором температура в центре твэла достигает значения $T_{рел} = 1750$ К. Приблизительно можно принять

$$q_L^{тр} = q_L \frac{T_{рел} - T_c}{T_{02} - T_c} \quad (64)$$

Тогда для расчета $r_{тр}$ можно использовать соотношения (55) и (57), воспользовавшись новым выражением для параметра

$$A = \frac{4\pi \lambda_{спл}^{тр} \cdot \Delta t_{\sigma} (d_{12}^2 - d_0^2)}{q_L^{тр} \cdot d_0^2} \quad (65)$$

в котором $q_L^{тр}$ определяется по (64), а $\lambda_{спл}^{тр}$ — по (42), т.е.

$$\lambda_{спл}^{тр} = \lambda_T(T_{спл}^{тр}); \quad T_{спл}^{тр} = T_{рел} - \Delta t_{\sigma} / 2.$$

Далее при возрастании мощности до номинальной q_L релаксация напряжений в зоне, свободной от трещин, осуществляется за счет некоторого смещения топлива в центр таблеток, так что радиус вершин трещин перемещается в соответствии с изменением их температуры, которая приблизительно равна

$$T_{тр} = T_{02} - \Delta t_{\sigma} (T_{02} - T_c) / (T_{рел} - T_c). \quad (66)$$

В результате оказывается, что соотношение (58) для δ_{32} остается справедливым, если в выражениях (59) и (60) для $\Delta t_{спл}$ и $\Delta t_{тр}$ принять $b_1 = 0,0$ и $b_2 = 0,5$ и, соответственно $T_{тр}$, изменить температуры отнесения при расчетах значений $\alpha_{тр}$, $\alpha_{спл}$, $\lambda_{тр}$ и $\lambda_{спл}$.

В этих условиях, как и ранее, δ_{33} определяется по (63) и далее по (38) рассчитывается температура внешней поверхности топлива T_{13} .

Температура в центре топлива

$$T_{03} = T_{13} + q_L (R_B + R_H), \quad (67)$$

где R_B и R_H определяются соотношениями (61) и (62).

В первые часы работы твэла наблюдается интенсивный выход технологических газов из топлива. Теплопроводность $\lambda_{г4}$ и длина accommodation $\delta_{а4}$ смеси газов в этом случае осуществляется с помощью подпрограммы *LD MIX G* (фактор $F=1$), описанной в Приложении. При новых значениях $\lambda_{г4}$ и $\delta_{а4}$ соотношение (63) позволяет определить новые величины эффективного зазора $\delta_{з4}$, геометрического зазора δ_4 , а по ним — диаметр топлива d_{14} , температуру его поверхности T_{14} и центра T_{04} .

2.4. Поле температуры в окисном твэле после перестройки структуры топлива

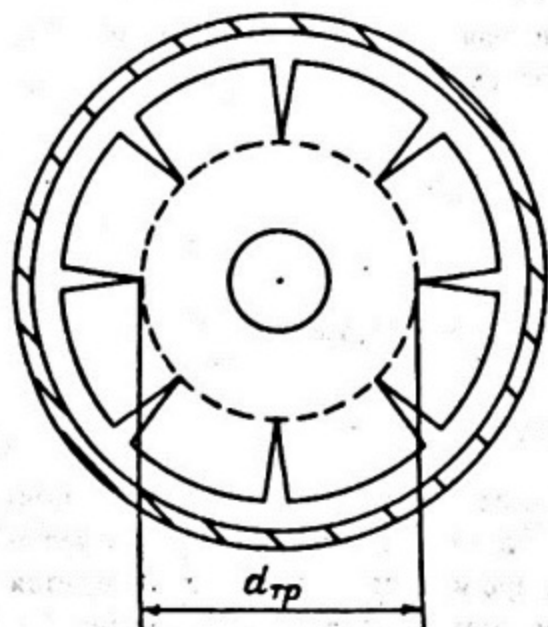


Рис. 4. Сечение твэла после первого выхода на мощность

После первого выхода реактора на номинальную мощность начальная микроструктура таблеток окисного топлива достаточно быстро (в течение суток) изменяется. Исходная структура в виде мелких зерен сохраняется только вблизи оболочки твэлов в области температур ниже $T_p = 1750$ К. Выше этой температуры располагается область равноосных зерен больших размеров. Растущие зерна очищают матрицу от пор, образованных при спекании, и накапливают их на границах зерен.

Выше температуры $T_{ст} = 2050$ К начинается направленный рост зерен, который приводит к образованию удлиненных столбчатых кристаллов, ориентированных по направлению к центру топлива. Этот процесс сопровождается миграцией пор; преимущественно вследствие испарения топлива на их более горячей стороне и конденсации на более холодной. Движение пор к центру топлива приводит к уплотнению зерен и расширению центрального отверстия. Уплотнение зерен вызывает увеличение теплопроводности топлива и уменьшение температуры в его центре.

При оценке величин этих изменений можно принять, что процессы перестройки структуры не изменяют величины зазора между топливом и оболочкой, так что при неизменной нагрузке твэла q_L сохраняется температура его оболочки и внутренней поверхности топлива:

$$T_{15} = T_{14} \quad , \quad d_{15} = d_{14} \quad (68)$$

Представляет интерес оценка размеров областей разной структуры, т.е. диаметров зоны столбчатой структуры d_c и зоны равноосных зерен d_p .

Теплопроводность в зоне исходной структуры по (44)

$$\lambda_{ucx} = \lambda_T(T_p, T_{15}, \Pi_0).$$

Соответственно перепад температуры в зоне

$$T_p - T_{15} = \frac{q_L [d_{15}^2 - d_p^2 - 2d_0^2 \ln(d_{15}/d_p)]}{4\pi \lambda_{ucx} (d_{15}^2 - d_0^2)}. \quad (69)$$

Или, обозначив

$$A_p = \frac{4\pi \lambda_{ucx} (T_p - T_{15})}{q_L d_{15}^2} (d_{15}^2 - d_0^2),$$

получим

$$\frac{d_p^2}{d_{15}^2} = 1 - A_p + \frac{d_0^2}{d_{15}^2} \ln \frac{d_p^2}{d_{15}^2}. \quad (70)$$

Соотношение (70) удобно для расчета d_p методом итераций, поскольку обычно

$$d_p^2/d_{15}^2 \gg (d_0^2/d_{15}^2) \ln(d_p^2/d_{15}^2).$$

В первом приближении $d_p^2/d_{15}^2 = 1 - A_p$, тогда во втором приближении

$$d_p = d_{15} \sqrt{1 - A_p + (d_0^2/d_{15}^2) \ln(1 - A_p)}. \quad (71)$$

При $d_0/d_{15} < 0,35$ и $d_p/d_{15} > 0,7$ погрешность расчета d_p по (71) не превышает 1%, так что дальнейших итераций за редкими исключениями не требуется.

Перепад температуры в зоне равноосных зерен

$$T_{CT} - T_p = \frac{q_L [d_p^2 - d_c^2 - 2d_0^2 \ln(d_p/d_c)]}{4\pi \lambda_p (d_{15}^2 - d_0^2)} \cdot \frac{1 - \Pi_p}{1 - \Pi_0}, \quad (72)$$

где $\Pi_0 \approx 0,1$ и $\Pi_p \approx 0,08$ — соответственно пористость топлива в исходном состоянии и в зоне равноосных зерен. Значение теплопроводности по (44)

$$\lambda_p = \lambda_T(T_{CT}, T_p, \Pi_p).$$

Соотношение (72) позволяет получить выражение, аналогичное (70):

$$\frac{d_c^2}{d_p^2} = 1 - A_c + \frac{d_0^2}{d_p^2} \ln \frac{d_c^2}{d_p^2}, \quad (73)$$

где

$$A_c = \frac{4\pi \lambda_p (T_{CT} - T_p)}{q_l d_p^2} (d_{15}^2 - d_0^2) \frac{1 - \Pi_0}{1 - \Pi_c}.$$

Аналогичное (71) соотношение для второго приближения d_c :

$$d_c = d_p \sqrt{1 - A_c + (d_0^2 / d_p^2) \ln(1 - A_c)} \quad (74)$$

позволяет рассчитать диаметр области столбчатой структуры с погрешностью менее 1% при $d_0/d_p < 0,35$ и $d_c/d_p > 0,7$.

Диаметр отверстия в центре топлива d_{05} определяется из условия сохранения его массы или общей пористости:

$$d_0^2 + (d_1^2 - d_0^2) \Pi_0 = d_{05}^2 + (d_1^2 - d_p^2) \Pi_0 + (d_p^2 - d_c^2) \Pi_p + (d_c^2 - d_{05}^2) \Pi_c,$$

где $\Pi_c \approx 0,02$ — пористость в зоне столбчатых зерен. Из последнего соотношения

$$d_{05} = \sqrt{[d_0^2(1 - \Pi_0) + d_p^2(\Pi_0 - \Pi_p) + d_c^2(\Pi_p - \Pi_c)] / (1 - \Pi_c)}. \quad (75)$$

Теплопроводность топлива в зоне столбчатой структуры в первом приближении по (44) $\tilde{\lambda}_c = \lambda_T(T_{04}, T_{CT}, \Pi_c)$. Соответственно температура в центре топливной таблетки

$$\tilde{T}_{05} = T_{CT} + \frac{q_l}{4\pi \tilde{\lambda}_c} \cdot \frac{d_c^2 - d_{05}^2 - 2d_{05}^2 \ln(d_c/d_{05})}{d_{15}^2 - d_{05}^2}.$$

Теперь можно уточнить значение теплопроводности столбчатой структуры

$$\lambda_c = \lambda_T(\tilde{T}_{05}, T_{CT}, \Pi_c)$$

и соответственно температуру в центре топлива $T_{05} = T_{CT} + (\tilde{T}_{05} - T_{CT}) \tilde{\lambda}_c / \lambda_c$.

2.5. Поле температуры в твэле при длительной эксплуатации

В течение кампании поле температуры в твэлах претерпевает существенные изменения и в значительной степени зависит от режима работы реактора. При первом же его останове в сердечниках твэлов появляются расходящиеся от центра радиальные и кольцевые трещины. В результате топливные таблетки растрескиваются на отдельные фрагменты, которые достаточно равномерно распределяются по сечению твэла. Если топливо по своим механическим и теплофизическим свойствам изотропно, то в наиболее вероятном варианте в сердечнике появляются восемь радиальных и одна кольцевая трещина, диаметр которой $d_{KT} = \sqrt{d_0 d_1}$ (рис. 5). В рамках этих представлений (при

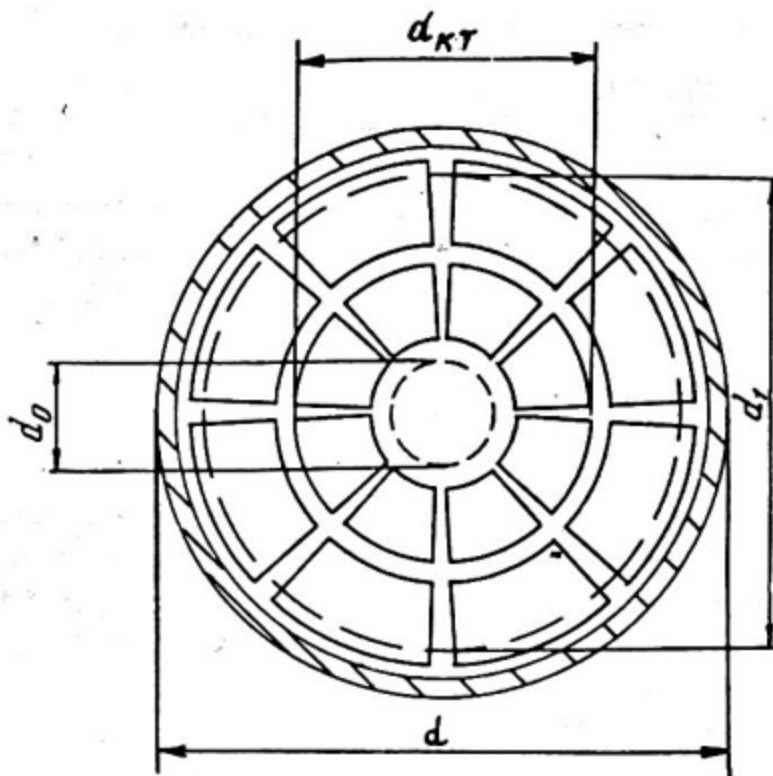


Рис. 5. Сечение твэла после первого сброса мощности

равномерном распределении осколков таблетки) зазор между топливом и оболочкой при новом выходе реактора на номинальную мощность

$$\delta_6 = \delta_2 \cdot \frac{\pi d_1}{4d_1 + \pi d_1 + \pi d_0 + \pi \sqrt{d_0 d_1}} \quad (76)$$

или (при $d_1/d_0 \approx 3$) $\delta_6 = \delta_2/3$, т.е. после первого останова-пуска реактора зазор между топливом и оболочкой в три раза меньше зазора, рассчитанного без учета образования трещин в сердечнике. Тогда температура наружной поверхности топлива (при $\delta_{a6} = \delta_{a5} = \delta_{a4}$)

$$T_{16} = \frac{q_L (\delta_6 + \delta_{ш} + \delta_{a6})}{\pi (d_2^P - d_6) \lambda_{r6}} + T_2, \quad (77)$$

где $\lambda_{r6} = \lambda_{r5} = \lambda_{r4}$. Перепад температуры по радиусу внешних осколков $\Delta t_{HO} = q_L R_{HO}$.

Тепловое сопротивление осколков R_{HO} определяется по (62) при $d_B = d_{KT}$, $d_1 = d_{16} = d_2^P - 2\delta_6$, а теплопроводность осколков $\lambda_{HO} = \lambda_H$ по (44) при $T_D = T_{16} + (T_{05} - T_{15}) d_1 / (d_1 + d_0)$, $T_1 = T_{16}$, $\Pi = \Pi_{HO}$ — пористость, присущая структурной зоне, занимающей большую часть объема внешних осколков.

Перепад температуры на толщине кольцевой трещины

$$\Delta t_{KT} = \frac{d_{KT}^2 - d_0^2}{d_1^2 - d_0^2} \cdot \frac{\delta_{KT} + \delta_{AT} + \delta_{ш}}{\lambda_{ГТ}} q_L,$$

где эффективная толщина accommodation газов δ_{AT} в трещине, и их теплопроводность $\lambda_{ГТ}$ рассчитываются с использованием подпрограммы *LD MIX 6* при известном значении выгорания B и температуры газа $T = T_{16} + \Delta t_{HD}$.

Перепад температуры по радиусу внутренних осколков

$$\Delta t_{BD} = q_L \cdot \frac{d_{KT}^2 - d_0^2}{d_1^2 - d_0^2} R_{BD},$$

причем тепловое сопротивление внутренних осколков определяется по соотношению (61) при $d_B = d_{KT}$. Теплопроводность топлива при этом рассчитывается по (44): $\lambda_B = \lambda_T(T_{05}, T_{BT}, \Pi_B)$, где $T_{BT} = T_{16} + \Delta t_{HD} + \Delta t_{KT}$, а Π_B — пористость структурной зоны, занимающей наибольшую часть объема внутренних осколков таблетки.

Теперь температура в центре твэла

$$T_{06} = \Delta t_{HD} + \Delta t_{BD} + \Delta t_{KT} + T_{16}. \quad (78)$$

При работе на постоянной мощности кольцевые трещины и радиальные внутренние достаточно быстро залечиваются, так что температура в центре топлива падает:

$$T_{07} = T_{16} + \Delta t_{HD} + \Delta t_{BD}. \quad (79)$$

При последующих пуско-остановах реактора картина в основном сохраняется. Отличие заключается в том, что к моменту очередного останова внешняя часть радиальных трещин не залечивается и при последующем выходе реактора на мощность зазор между топливом и оболочкой уменьшается в относительно меньшей степени. Для приближенных расчетов предлагается принять, что в результате очередного пуско-останова зазор между топливом и оболочкой уменьшается вдвое, каждый раз оставаясь равным ширине щелей между осколками топлива. При этих допущениях температура в центре и на поверхности топлива после выхода реактора на мощность рассчитывается по тому же алгоритму, что и после первого цикла изменения мощности. Далее, как правило, оказывается, что уже после трех-четырех сбросов мощности величина геометрического зазора δ становится меньше половины взаимной шероховатости $\delta_{ш}/2$. Тогда при очередном выходе реактора на мощность следует принять, что геометрическая ширина зазора между топливом и оболочкой $\delta_B = 0$, и рассчитать значение температуры поверхности T_{18} и центра топлива T_{08} так же, как во всех предыдущих случаях этого раздела. Значения тех же величин после залечивания трещин (T_{19} и T_{09}) целесообразно опре-

делить, положив, что при нулевом зазоре между топливом и оболочкой ($\delta g = 0$) уменьшается вдвое и взаимная шероховатость между ними, так как вследствие распухания топлива его внешняя поверхность "прирабатывается" к поверхности оболочки. После очередного цикла изменения мощности картина повторяется, т.е. взаимная шероховатость восстанавливается до значения $\delta_{ш}$, а после залечивания кольцевых трещин — уменьшается вдвое. Соответственно после очередного останова и пуска реактора температура топлива возрастает как в центре, так и на внешней поверхности.

С увеличением выгорания она также растет, поскольку изменяется состав газа внутри твэла.

2.6. Особенности расчета поля температуры в твэлах со сплошным сердечником

Расчет полей температур в твэлах со сплошным сердечником ($d_0 = 0$) осуществляется практически так же, как и в рассмотренном выше (п. 2.1—2.5) случае сердечника с внутренним отверстием. Отличие сводится, в основном, к тому, что упрощаются некоторые рекомендованные расчетные соотношения.

Так, при приближенной оценке температуры в центре твэла (T_{01} по п. 2.1) вместо зависимости (40) для теплового сопротивления топлива используется более простая:

$$R_T = 1/(4\pi\lambda_T) \quad (80)$$

Это же соотношение используется и при расчете по (49) величины эффективного зазора между топливом и оболочкой $\delta_{з2}$ при отсутствии трещин в сердечнике, а также для расчета температуры в центре твэла T_{02} (см. п. 2.2).

При оценке диаметра вершин радиальных трещин в сердечнике при первом выходе твэла на мощность (п. 2.3) вместо (54) (при $T_{02} < 1750^\circ\text{C}$) используется соотношение

$$\Delta t_6 = \frac{q_l d_{TP}^2}{4\pi\lambda_{спл} d_1^2},$$

откуда

$$d_{TP} = \sqrt{4\pi\lambda_{спл} d_1^2 / q_l} \quad (81)$$

Соответственно для значений теплового сопротивления зоны с трещинами R_H и зоны свободной от трещин R_B в (63) вместо (61) и (62) используются соотношения

$$R_B = d_{TP}^2 / (4\pi\lambda_B d_1^2); \quad (82)$$

$$R_H = (d_1^2 - d_{TP}^2) / (4\pi\lambda_H d_1^2). \quad (83)$$

В случае, если $T > 1750$ К, диаметр проникновения трещин оценивается как

$$d_{TP} = \sqrt{4\pi \lambda_{СПЛ}^{TP} \Delta t_{\delta} d_1^2 / q_L^{TP}}, \quad (84)$$

где q_L^{TP} определяется по (64), а теплопроводность $\lambda_{СПЛ}^{TP}$ — так же, как и в случае сердечника с отверстием.

Аналогично определяется и температура в центре твэла T_{D3} ; отличие в том, что для значений R_H и R_B в соотношении (67) используются зависимости (82) и (83).

При определении границ структурных зон после переформирования структуры (см. п. 2.4) упрощаются соотношения (69) и (72). Вместо (69) используется

$$T_p - T_{15} = q_L (d_{15}^2 - d_p^2) / (4\pi \lambda_{УСХ} \cdot d_{15}^2).$$

Откуда положение внешней границы равноосных зерен вместо (70) и (71) определяется соотношением

$$d_p = d_{15} \sqrt{1 - 4\pi \lambda_{УСХ} (T_p - T_{15}) / q_L}. \quad (85)$$

Аналогично вместо (72) перепад температуры в зоне равноосных зерен определяется соотношением

$$T_{CT} - T_p = \frac{q_L (d_p^2 - d_c^2)}{4\pi \lambda_p d_{15}^2} \cdot \frac{1 - \Pi_p}{1 - \Pi_0}.$$

Откуда вместо (73) и (74) получим

$$d_c = d_{15} \sqrt{\frac{d_p^2}{d_{15}^2} - \frac{4\pi \lambda_p (T_{CT} - T_p) (1 - \Pi_0)}{q_L (1 - \Pi_p)}}. \quad (86)$$

Диаметр образующегося в результате перестройки структуры внутреннего отверстия d_{05} определяется, по-прежнему, соотношением (75) при значении $d_0 = 0$.

Оценку изменения поля температуры по сечению твэла в процессе дальнейшей работы можно производить полностью в соответствии с рекомендациями, изложенными в п. 2.5. Однако следует отметить, что в достаточно вероятном случае, когда $d_{05}/d_{15} < 0,2$, диаметр кольцевых трещин $d_{KT} = \sqrt{d_{15} \cdot d_{05}}$ оказывается существенно меньшим диаметра таблетки. Соответственно мал вклад этих трещин в общую пористость, и вместо (76) будем иметь

$$\delta_{\delta} = \delta_2 / (4/\pi + 1) \approx \delta_2 / 2. \quad (87)$$

Поэтому рекомендуется принять, что зазор между топливом и оболочкой после первого цикла останова и пуска реактора в рассматриваемом случае

уменьшается в два раза по сравнению с зазором, рассчитанным без учета наличия трещин в сердечнике так же, как и в соответствии с рекомендациями п. 2.5 при каждом последующем цикле останова и пуска. Далее следует учесть, что при малом диаметре отверстия в сердечнике образование кольцевой трещины малого диаметра практически не изменяет температуру в центре топлива, а сама трещина при работе на номинальной мощности быстро залечивается. Поэтому при известной температуре внешней поверхности топлива (T_{16} , T_{17} , T_{18} или T_{19}) распределение поля температуры по радиусу как непосредственно после цикла изменения мощности, так и перед последующим циклом предлагается рассчитывать в соответствии с рекомендациями п. 2.4, т.е. последовательно определять диаметры внешней и внутренней границ зоны равноосных зерен, диаметр внутреннего отверстия и температуру в центре твэла.

2.7. Описание программы *TWEL CONT*

Программа *TWEL CONT*, моделирующая изменение поля температуры в окисных твэлах в процессе их эксплуатации в соответствии с изложенным в пп. 2.1—2.6 алгоритмом, реализована на СМ ЭВМ для использования студентами старших курсов при выполнении самостоятельных работ и курсовых проектов.

Программа позволяет:

а) задавать и изменять параметры, необходимые для расчета поля температуры в твэле в любой период его работы, а именно:

температуру поверхности оболочки T_c ;

тепловую нагрузку q_l ;

поперечные размеры твэла d, d_2, d_0 ;

исходное значение пористости Π_0 ;

материал оболочки (*Zr*, сталь) ;

номинальный зазор между топливом и оболочкой δ_H , их взаимную шероховатость $\delta_{ш}$;

давление гелия при комнатной температуре p_H , объем газа в зоне заполненной таблетками и его среднюю температуру ;

объем верхнего $V_{ВГ}$ и нижнего $V_{НГ}$ газосборников и их температуру в рабочих условиях $T_{ВГ}$ и $T_{НГ}$;

характеристики рассматриваемого периода работы твэла — непосредственно перед очередным циклом изменения мощности или после него, число предшествующих циклов $N_{ц}$, выгорание B ;

б) последовательно рассчитывать (начиная с приближенной оценки) поле температуры в сечении твэла в начале кампании с учетом теплового расширения топлива и оболочки, растрескивания сердечника, перестройки структуры топлива, выхода технологических газов под оболочку ;

В) выявлять динамику изменений температуры центра и внешней поверхности топлива при длительной эксплуатации твэлов в зависимости от его выгорания и числа пуско-остановов реактора;

г) возвращаться в начало программы после окончания счета для задания новых значений исходных параметров и расчета поля температуры в любой заданный период работы твэла.

На экран дисплея программа выдает следующую информацию:

линейную мощность q_L , температуру внешней T_C и внутренней T_2 поверхности оболочки;

заданные значения номинального зазора δ_H , взаимной шероховатости между топливом и оболочкой $\delta_{ш}$, давление гелия P_H при герметизации твэла;

рассчитанные значения величины зазора между топливом и оболочкой δ_i , а также температуры в центре T_{0i} и на поверхности топлива T_{Ti} в любой заданный период работы твэла;

рассчитанные значения температуры центра и внешней поверхности топлива после первого выхода реактора на мощность, включая приближенную оценку ($i=1$), результаты уточненного расчета без учета ($i=2$) и с учетом ($i=3$) растрескивания сердечника, результаты расчета для периода после переформирования структуры топлива ($i=5$) и после выхода технологических газов под оболочку ($i=4$);

результаты расчета температуры наружной поверхности и центра топлива в процессе его длительной эксплуатации в периоды после второго выхода на мощность ($i=6$) перед третьим остановом реактора ($i=7$), на заключительном этапе работы перед очередным сбросом мощности ($i=8$) и после очередного выхода на мощность ($i=9$);

значения геометрического δ и эффективного δ_z зазора между топливом и оболочкой и теплопроводность газа в нем λ_r для всех характерных режимов работы твэла ($i=1 \div 9$).

Эта информация позволяет оценить тепловое состояние твэлов в любой период его работы. Она позволяет целенаправленно изменять входные параметры и с минимальными затратами оценивать значения оптимальных характеристик номинального режима.

ПРИЛОЖЕНИЕ

Программа расчета теплопроводности и длины аккомодации многокомпонентной смеси газов в узком зазоре (программа LD MIX 6)

Тепловая проводимость зазора между топливом и оболочкой твэла определяется в первую очередь составом газа в нем, который существенно изменяется за время кампании.

В общем случае можно принять, что весь газ в твэле (N_{Σ} -молей) состоит из четырех компонент: N_{He} -молей гелия, N_{TT} -молей технологических

газов, N_{Xe} и N_{Kr} -молей ксенона и криптона, т.е.

$$N_{\Sigma} = N_{He} + N_{TГ} + N_{Xe} + N_{Kr} \quad (П.1)$$

При первом выводе твэла на номинальную мощность весь его свободный объем V_{Π} заполнен преимущественно гелием. Число молей гелия определяется его давлением p_H в процессе заполнения, т.е. при температуре $T_H = 293K$

$$N_{He} = p_H V_{\Pi} / (R T_H), \quad (П.2)$$

где R — газовая постоянная. Свободный объем в твэле определяется объемом верхнего $V_{BГ}$ и нижнего $V_{HГ}$ газосборников, высотой топливного столба H и его открытой пористостью, прежде всего, величиной номинального зазора между топливом и оболочкой δ_H и диаметром отверстия в центре таблеток d_0 :

$$V_{\Pi} = V_{HГ} + V_{BГ} + \pi (d_1 \delta_H + d_0^2 / 4) \cdot H, \quad (П.3)$$

где d_1 — диаметр таблеток.

В первые часы работы твэла состав газа и давление в нем существенно изменяются за счет выхода технологических газов (преимущественно N_2 и CO) из топлива. По имеющимся сведениям [1] за 30 мин при температуре $1000^{\circ}C$ из окисного топлива выделяются все технологические газы в объеме $0,05 \text{ см}^3$ на 1 г. Учитывая, что эти условия близки к условиям в таблетках твэла, работающих с максимальной линейной нагрузкой q_{Lm} , можно оценить время выделения технологических газов:

$$\tau = 0,5 q_{Lm} / \bar{q}_L, \text{ ч}, \quad (П.4)$$

где \bar{q}_L — средняя линейная мощность твэла в первые часы работы. Общее количество выделившегося газа (число молей)

$$N_{TГ} = N_{TГ}^m = 23,2 \pi (d_1^2 - d_0^2) H / 4 \quad (П.5)$$

при плотности топлива $\rho_{UO_2} = 10,4 \text{ г/см}^3$.

При дальнейшей работе твэла, как показывают эксперименты [7], давление в твэлах падает, поскольку большая часть технологических газов вступает в химическое взаимодействие с топливом и оболочкой. В результате через двое-трое суток работы твэла наступает инкубационный период, в котором состав и давление газа в твэле практически не изменяются. В течение этого периода (до выгорания $B = 0,15\%$ т.а.) можно принять, что в свободном пространстве твэла находится приблизительно пятая часть всех выделившихся технологических газов, т.е.

$$N_{TГ} = N_{TГ}^H = N_{TГ}^m / 5. \quad (П.6)$$

При выгораниях $B = (0,15 - 0,8)\%$ т.а. наблюдается снова интенсивный рост давления в твэлах за счет выделения под оболочку газообразных продуктов деления (ГПД), преимущественно ксенона и криптона. Поскольку интен-

сивность выделения ГПД зависит от выгорания и температуры топлива, предлагается для его расчета использовать различные аналитические зависимости для различных структурных зон. Объемы, занимаемые зонами исходной структуры $V_{цсх}$, зоной равноосных зерен V_p и зоной столбчатой структуры V_c , могут быть оценены по результатам рассмотрения величин этих зон в центральных и периферийных таблетках.

Обобщая экспериментальные результаты [1, 7], можно рекомендовать следующую зависимость для расчета количества (числа молей) ксенона под оболочкой:

$$N_{Xe} = 8,6 \cdot 10^{-2} \cdot f(B) (V_c + 0,9V_p + 0,5V_{цсх}) \cdot B, \quad (П.7)$$

где $f(B) = 0,0$ при $B = (0,2-0,8)\%$ т.а.;

$$f(B) = 0,122 - 0,88B + 1,36B^2 \quad \text{при } B = (0,8-2,2)\% \text{ т.а.};$$

$$f(B) = 0,462 + 0,15B - 0,0125B^2 \quad \text{при } B = (2,2-5,0)\% \text{ т.а.};$$

$$f(B) = 1 - 2,5/B^2 \quad \text{при } B = (5-12)\% \text{ т.а.}$$

При любом выгорании число молей криптона под оболочкой

$$N_{Kr} = 0,14 N_{Xe}. \quad (П.8)$$

Можно положить, что значения N_{Xe} и N_{Kr} , рассчитанные по соотношениям (П.7) и (П.8), соответствуют количеству ГПД под оболочкой твэла в средней части периода между двумя остановами реактора. Для того чтобы учесть кратковременный выход ГПД при сбросе мощности в результате расстрескивания топлива, предлагается рассчитанные значения для момента перед сбросом мощности уменьшить, а для момента повторного выхода на мощность увеличить на величину $\Delta N_{Xe} = 0,03 [0,086 (V_c + V_p + V_{цсх}) B - N_{Xe}]$. Соответственно изменяется и количество криптона на величину $\Delta N_{Kr} = 0,14 \Delta N_{Xe}$.

Таким образом, устанавливается процедура расчета числа молей каждой из четырех компонент газа в любой из характерных моментов эксплуатации твэла. Соответственно концентрация каждой компоненты:

$$C_i = N_i / N_{\Sigma}, \quad N_i (i=1) = N_{He}, \quad N_i (i=2) = N_{Kr};$$

$$N_i (i=3) = N_{Xe}, \quad N_i (i=4) = N_{Tr}.$$

Если состав газа известен, то его теплопроводность

$$\lambda_r = \sum_{i=1}^4 \lambda_i / (1 + \sum_{j \neq i} A_{ij} C_j / C_i),$$

где λ_i — теплопроводность i -й компоненты, а коэффициенты A_{ij} приведены в табл. П.1.

Теплопроводность исходных компонент газов

$$\lambda_i = \lambda_{i0} (T/273)^{1/2}, \quad T - \text{в } K. \quad (П.9)$$

Рекомендуемые значения теплопроводности каждой компоненты при нормальных условиях и показатель степени n в (П.9) приведены в табл. П.2.

Таблица П.1

Перекрестные коэффициенты A_{ij} для расчета теплопроводности смеси газов

Компонента	1	2	3	4
Газ	He	Kr	Xe	$N_2 + CO$
He ($j=1$)	—	2,7	3,6	3,0
Kr ($j=2$)	1,7	—	0,6	0,1
Xe ($j=3$)	0,5	3,5	—	1,1
$N_2 + CO$ ($j=4$)	0,2	2,8	1,6	—

Таблица П.2

Определяющие параметры теплопроводности компонент смеси

Компонента	1	2	3	4
Газ	He	Kr	Xe	$N_2 + CO$
Молекулярный вес	4	83,8	131,8	28
Теплопроводность λ_0 , Вт/мК	0,143	0,0089	0,0052	0,024
Показатель степени роста теплопроводности, n	0,73	0,86	0,91	0,80

Длина аккомодации δ_a для смеси газа в зазоре определяется не только температурой и составом, но и давлением газа. Давление внутри твэла в любой момент времени

$$p_r = \frac{N_{\Sigma}}{R} \left(\frac{V_{Br}}{T_{Br}} + \frac{V_{Hr}}{T_{Hr}} + \frac{\pi d_1 \delta H}{T_3} + \frac{\pi d_0^2 H}{4 T_0} \right), \quad (\text{П.10})$$

где δ — геометрический зазор между топливом и оболочкой в рассматриваемый момент времени; T_{Br} и T_{Hr} — соответственно температура верхнего и нижнего газосборников в рабочих условиях; T_3 и T_0 — средние по высоте активной зоны значения температур в зазоре и в центре топливных таблеток.

Эффективная длина аккомодации в соответствии с [2,3]

$$\delta_a = \lambda_r / \alpha_a, \quad (\text{П.11})$$

где

$$\alpha_a = 0,4 p_r \sqrt{R/T_3} \sum_{i=1}^4 \xi_{пр i} C_i$$

В последнем соотношении приведенные коэффициенты аккомодации для каждой компоненты

$$\xi_{пр i} = \left(1/\xi_{1i} + 1/\xi_{2i} - 1 \right)^{-1} \quad (\text{П.12})$$

В свою очередь, коэффициент аккомодации i -й компоненты газа на поверхности топлива (VO_2)

$$\xi_{1i} = \xi_{iV}/3 + (2/3)\xi_{iO} \quad (\text{П.13})$$

где коэффициент аккомодации гелия ($i=1$), криптона ($i=2$) и ксенона ($i=3$) при столкновении с атомом урана

$$\xi_{iV} = \xi_{0iV} = (\mu_{iV}/2)/(1 + \mu_{iV}) \quad (\text{П.14})$$

где $\mu_{iV} = A_i/A_V$ — отношение масс сталкивающихся атомов; $A_V = 238$; $A_i(i=1)=4$; $A_i(i=2)=83,8$; $A_i(i=3)=131,8$.

Аналогично для коэффициента аккомодации атомов благородных газов с кислородом

$$\xi_{iO} = \xi_{0iO} = (\mu_{iO}/2)/(1 + \mu_{iO}) \quad (\text{П.15})$$

где $\mu_{iO} = A_i/A_O$, $A_O = 16$.

Для коэффициента аккомодации технологических газов ($i=4$), для которых (преимущественно CO и N_2) глубина потенциальной ямы на поверхности твердых тел значительна

$$\xi_{iV} = 1 - (1 - \xi_{0iV}) \exp(-E_V/T_3) \quad (\text{П.15})$$

где ξ_{0iV} — определяется соотношением (П.14), а $\mu_{iV} = M_T/A_V$, $M_T = 28$.

Аналогично при $i=4$

$$\xi_{iO} = 1 - (1 - \xi_{0iO}) \exp(-E_O/T_3)$$

Поверхность оболочки следует считать частично окисленной, поэтому

$$\xi_{2i} = (\xi_{iM} + \xi_{iO})/2 \quad (\text{П.16})$$

Коэффициент аккомодации при столкновении атома гелия, ксенона и криптона ($i=1,2,3$) с атомом металла, как и при столкновении с ураном:

$$\xi_{iM} = \xi_{0iM} = (\mu_{iM}/2)/(1 + \mu_{iM})$$

где $\mu_{iM} = A_i/A_M$, $A_M = 91$ для оболочек на основе циркония и $A_M = 56$ для оболочек из хромо-никелевой стали.

При столкновении технологических газов с оболочкой ($i=4$) коэффициент аккомодации

$$\xi_{iM} = 1 - (1 - \xi_{0iM}) \exp(-E_M/T_3)$$

Значения E_V , E_O и E_M для решения поставленной задачи можно оценить приближенно, в частности предлагается принять $E_O = 1000$ К, $E_V = E_M = 1500$ К.

В итоге программа *LD MIX G*, реализующая изложенный алгоритм, обеспечивает расчет теплопроводности смеси газов λ_r и эффективной длины аккомодации между топливом и оболочкой в твэле в зависимости от исходных параметров твэла ($\rho_H, \delta_H, d_0, H, V_{Hr}, V_{Br}$), параметров его эксплуатации (T_z, T_{Hr}, T_{Br}) и выгорания B , т.е.

$$\lambda_r = \lambda_r(\rho_r, T_z, B, F); \quad (\text{П.17})$$

$$\delta_a = \delta_a(\rho_r, T_z, B, F). \quad (\text{П.18})$$

причем ρ_r определяется (П.10).

Параметр F определяет дополнительные условия эксплуатации — момент максимального выхода технологических газов ($F = 1$), момент наступления инкубационного периода ($F = 2$), момент перед сбросом мощности ($F = 3$), момент после очередного выхода на мощность ($F = 4$), остальные условия ($F = 0$).

Список использованной литературы

1. Фрост Б. Твэлы ядерных реакторов. М.: Энергоатомиздат, 1986.
2. Кокорев Л.С., Харитонов В.В. Теплогидравлические расчеты и оптимизация ядерных энергетических установок. М.: Энергоатомиздат, 1986.
3. Кокорев Л.С., Харитонов В.В. К теории контактного теплообмена в твэлах. В кн.: Вопросы теплофизики ядерных реакторов. Вып. 1У. М.: Атомиздат, 1974, с. 17–24.
4. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам. М.: Энергоатомиздат, 1984.
5. Бибилашвили Ю.К., Головин И.С., Малыгин В.Б. Инженерные расчеты тепловыделяющих элементов энергетических реакторов. М.: МИФИ, 1985.
6. *Martin D.G. A re-appraisal of the thermal conductivity of UO_2 and mixed (U, Pu) oxide fuels. J. of Nuclear Materials, v. 110, №1, 1982.*
7. Фадин С.Ю., Мурашов В.Н., Яковлев В.В. Экспериментальное исследование давления в твэлах контейнерного типа с топливом из двуокиси урана. М.: Изд. ИАЭ, 1985.
8. Мурашов В.Н. и др. Экспериментально-расчетное исследование температур в центре твэлов с топливом из двуокиси урана. М.: Изд. ИАЭ, 1978.
9. Кокорев Л.С., Мурашов В.Н., Яковлев В.В. Исследование теплового состояния твэлов типа ВВЭР-1000. М.: Изд. ИАЭ, 1980.

СОДЕРЖАНИЕ

Введение	3
1. Поле температуры в стержневых твэлах в начале кампании	4
1.1. Основные расчетные соотношения	4
1.2. Метод решения	11
1.3. Описание программы <i>TWEL ZR NC</i>	12
2. Изменение поля температуры в окисных твэлах за время кампании 14	
— 2.1. Приближенная оценка	14
2.2. Поле температуры после выхода на мощность без учета растрескивания сердечника	17
2.3. Поле температуры в начале кампании с учетом растрески- вания сердечника твэла	18
2.4. Поле температуры в окисном твэле после перестройки структуры топлива	22
2.5. Поле температуры в твэле при длительной эксплуата- ции	24
2.6. Особенности расчета поля температуры в твэлах со сплошным сердечником	27
2.7. Описание программы <i>TWEL CONT</i>	29
Приложение. Программа расчета теплопроводности и длины акко- модации многокомпонентной смеси газов в узком зазоре (про- грамма <i>LD MIX G</i>)	30
Список использованной литературы	35