

5

• 1 •

游泳池式反应堆断电事故的动态计算

刘汉洲 俞尔俊 金德圭

(原子能研究所, 北京)

本文根据实测的功率衰变和流量衰减曲线, 编制了计算游泳池式反应堆全厂断电后热点元件瞬态温度分布的程序。应用本程序计算了当功率为 2500 千瓦时水泵断电后的热点温度, 比较了计算值与实测值, 两者符合得很好。

关键词 游泳池式反应堆, 反应堆安全, 自然对流传热子程序, 断电事故。

一、引言

电源可靠, 是保证反应堆安全运行的关键问题之一。一般反应堆, 都备有两路不同来源的外电源, 万一其中一路电源出现故障, 另一路自动接上, 以保证反应堆的正常运行。除此之外, 本厂还设有备用电源, 如柴油发电机组或大功率的蓄电池组, 供给水泵继续运转, 使冷却剂能够带走元件的剩余衰变释热。

某游泳池式反应堆用于实验研究, 由于受地理条件的限制, 除了能够按装堆本体及必要设备和实验室以外, 没有存放备用电源的余地。由于电源发生断电的机率很大, 一旦发生断电事故, 依赖水泵的惯性流量和水池的自然对流, 能否带走元件的剩余功率? 元件是否会烧毁而导致放射性污染? 是当时提出的课题。因此需要建立一个理论计算模型, 对断电后的元件行为, 进行估算, 以便预计能够达到最大的运行功率而不致影响反应堆的安全。

文献中发表了大量计算反应堆断电事故的模型, 但都是建立在沸腾传热或者强制对流的基础上。例如 C. J. Hocevar 等^[1]建立的 THETA-B 模型, 是一个大型分析核反应堆安全传热的程序, 用以计算失水或断电事故, 其中只有沸腾传热, 而没有自然对流的子程序。王奇卓、包箴年等所作的石墨水冷反应堆动态特性计算分析^[2], 对全厂断电事故, 作了安全分析, 但也只限于水泵惯量的计算, 没有自然对流的考虑。

本文试图用自然对流的模型, 来描述游泳池式堆断电事故。它是依靠水泵的惯性流量及水池的自然对流携走元件所发生的衰变热量。根据这个模型计算的结果, 与实测结果进行了对比。

建立模型时, 作了如下几点假设:

1. 元件的轴向导热忽略不计。
2. 忽略元件的周向导热。
3. 忽略辐射传热。

下面的讨论就是建立在这些假设的基础上的。

二、反应堆热工动力学方程

对于元件，我们分别对芯块和包壳，建立了一维传热微分方程：

芯块：
$$a_u \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) + q_v / C_{Pu} \rho_u = \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (1)$$

包壳：
$$a_{Al} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) = \frac{\partial T}{\partial t}. \quad (2)$$

边界条件为：

$r=0$ 时，
$$\frac{\partial T}{\partial r} = 0, \quad (3)$$

$r=r_1$ 时，接触热阻 $R_k = 2.12 \times 10^{-5}$ 米²·°C/大卡，
$$(4)$$

$r=r_2$ 时，
$$-\lambda_{Al} \frac{\partial T}{\partial r} = \alpha(T - T_f). \quad (5)$$

初始条件为：
$$q_v = f_1(t) \quad (6)$$

$$\alpha = f_2(w, T_f). \quad (7)$$

式中， T 为元件或包壳的温度，°C； r 为元件径向任意一点的半径，米； r_1 为轴芯块的外径，米； r_2 为元件包壳的外径，米； T_f 为水温，°C； a_u 和 a_{Al} 为铀及铝包壳的导温系数；

$$a_u = \left(\frac{\lambda}{C_p \rho} \right)_u, \quad a_{Al} = \left(\frac{\lambda}{C_p \rho} \right)_{Al};$$

C_{Pu} 和 C_{pAl} 为铀及铝包壳的比热，大卡/时·°C； ρ_u 和 ρ_{Al} 为铀及铝包壳的密度，公斤/米³； t 为时间，秒； λ_u 和 λ_{Al} 为铀及铝包壳的导热系数，大卡/时·米·°C； q_v 为体积发热量，大卡/米³·时； α 为放热系数，大卡/米²·时·°C； w 为水的流速，米/秒。

三、堆芯冷却和放热关系式

在主循环泵失去电源时，堆芯冷却剂的流量，会出现陡降，流量下降的情况取决于水泵的固有特性及一回路的阻力特性。王秀清^[3]曾对这个厂的水泵作了惯性流量实验，并在现场作了实测。

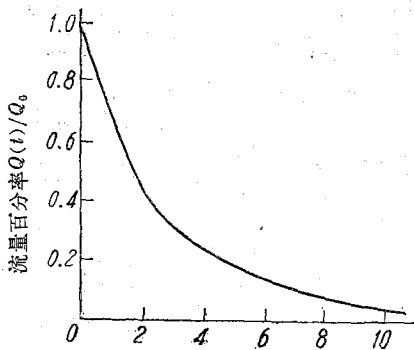


图 1 流量衰减曲线

当活性区的装载为 22 盒元件时，流量下降的规律如图 1 所示。

元件放热的关系非常复杂，由图 1 可以看到，断电 10 秒之内，流体呈强迫流动，10 秒钟以后，强迫流动的速度下降到零，元件靠自然对流冷却。

在强迫流动流速下降过程中，流型极其复杂，一般文献中按雷诺数 Re 的大小判断流型。 Re 数大于 10^4 为湍流，小于 2300 为层流，介于 10^4 与 2300 之间为过渡流。这些判据是在光滑圆形管中通过实验求得的，实验段之前有比较长的稳定段，以便建立稳定的流型。在我们反应堆这样复杂的束

棒流道中,元件很短(0.5米),且有上下定位栅格架对流动的干扰,仍然按这些判据来决定传热流型,显然是不合适的。由于传热温压很大,自然对流很旺盛,且整个强制流动的时间很短(仅10秒钟),很难建立稳定的层流。因此,我们采用下述方案解决这些问题。

Re数很高的范围内,显然是强制湍流。当Re数降低到某一数值后(2×10^4),开始比较湍流和过渡流的放热系数 α ,取 α 值大的作为计算值。当流速进一步降低后(Re=5000),比较过渡流放热及自然对流放热的放热系数 α ,亦取大的 α 值作为计算值,不再建立层流传热的模型。

在游泳池式反应堆内束棒流道中,对强迫湍流放热,李聚生^[4]等通过模拟实验,得到了下列经验公式:

$$\text{Nu} = 0.03 \text{Re}^{0.8} \text{Pr}^{0.4}. \quad (8)$$

对于过渡流,我们采用下列经验式:

$$\text{Nu} = 0.33 \text{Re}^{0.56} \text{Pr}^{0.4}. \quad (9)$$

式中, Nu 为努塞尔数, $\text{Nu} = \frac{\alpha d_s}{\lambda}$; Re 为雷诺数 $\text{Re} = \frac{d_s w}{\nu}$; Pr 为水的普朗特数; d_s 为流道的当量直径,米; w 为水的流速,米/秒; λ , ν 为水的导热系数及动力粘度;一切物性均采用水温作为定性温度。

自然对流的放热极其复杂,流道的几何形状影响很大,至今还没有一个象强迫对流那样能够适用于各种形状流道的公式,И. М. Мичелкин^[5]对单根垂直管外的自然对流放热,通过实验,得到了下列经验公式:

$$\begin{aligned} \text{层流时,} \quad & 2 \times 10^5 \leq (\text{Gr}_x \cdot \text{Pr}_{f,x}) \leq 2 \times 10^{10}, \\ & \text{Nu}_x = 0.60 (\text{Gr}_x \cdot \text{Pr}_{f,x})^{1/8} \left(\frac{\text{Pr}_f}{\text{Pr}_w} \right)_x^{0.25}; \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} \text{过渡流时,} \quad & 2 \times 10^{10} \leq (\text{Gr}_x \cdot \text{Pr}_{f,x}) \leq 6 \times 10^{10}, \\ & \text{Nu}_x = 0.60 (\text{Gr}_x \cdot \text{Pr}_{f,x})^{1/4} (\text{Pr}_f / \text{Pr}_w)_x^{1/4}; \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \text{紊流时,} \quad & 6 \times 10^{10} \leq (\text{Gr}_x \cdot \text{Pr}_{f,x}) \leq 3 \times 10^{12}, \\ & \text{Nu}_x = 0.150 (\text{Gr}_x \cdot \text{Pr}_{f,x})^{1/3} (\text{Pr}_f / \text{Pr}_w)^{1/4}. \end{aligned} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \text{平均放热系数} \quad & \bar{\alpha} = \bar{q} / \Delta \bar{t}_{x=H}, \\ & \Delta \bar{t}_{x=H} = \frac{1}{H} \int_0^H \Delta t_x dx, \end{aligned} \quad (13)$$

$$\begin{aligned} q = \text{常数时,} \quad & \bar{\alpha}_H = \frac{4}{5} \alpha_{x=H}, \\ \Delta t = \text{常数时,} \quad & \bar{\alpha}_H = \frac{4}{3} \alpha_{x=H}. \end{aligned} \quad (14)$$

式中, Gr 为格拉晓夫数: $\text{Gr} = \beta \frac{g d_s^3}{\nu^2} \Delta t$, β 为水的膨胀系数, $1/^\circ\text{C}$; ν 为水的动力粘度, $\text{米}^2/\text{秒}$; $\Delta t = (T_w - T_f)^\circ\text{C}$ 。

注脚: x 为测量点的位置,自水的入口端量起; f 为水; w 为壁面; \bar{q} 为平均热通量,大卡/米²时; H 为管子高度,米。

张永积等对于在大容积中放热的垂直束棒,测定了自然对流放热系数^[6],得到了下列经验关系式:

$$Nu = 0.70 \cdot (Gr \cdot Pr)^{1/4} (Pr_f / Pr_w)^{0.25} \quad (15)$$

这个实验的工况，与我们反应堆中的自然对流的情况比较接近，因而在建立自然对流的放热模型时，采用了经验公式 (15)。

为了确保反应堆的安全运行，必须对热点元件盒中的热点元件的壁面温度进行计算。堆内各盒元件的流量，并不是均匀分配的，因此，首先必须了解各个元件盒之间的流量分配。对此，王秀清等^[3]在冷装载的情况下，对热点元件盒作了实测，当总流量为 670 米³/时（装载 22 盒元件）时，热点元件盒的流量为 38 米³/时。

元件盒内的流速分布，也是不均匀的，我们选用的热点元件，位于元件盒的角区，该区的流体速度，小于元件盒内的流速平均值，而放热系数，是当地流速的函数，田吉安等^[7]对这种元件盒的流速分布，作了实验，经实验测定，角区流速，约为盒内平均流速的 0.68~0.89 倍。

堆芯内的热源是由裂变能（与中子通量成正比）及射线能两部份组成，裂变能在燃料元件内释放出来，而射线能则可能在燃料、慢化剂及其它结构材料内释放出来。停堆后铀内发热量随时间的变化规律为：

$$\phi_u(t) = \frac{Q_u^n}{Q_u^0} n(t) + C \frac{Q_\gamma(t)}{Q_u^0} \quad (16)$$

式中， Q_u^0 为裂变总能量在铀内放出的数量，MeV； Q_u^n 为在铀块内中子的能量贡献，MeV； $Q_\gamma(t)$ 为停堆后 γ 射线的发热贡献随时间的变化规律，MeV； C 为射线能在燃料内部释放出来的百分率； $n(t)$ 为相对中子密度。

相对中子密度通常采用六组缓发中子动力学方程求解，六组缓发中子动力学方程的形式为：

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\rho - \beta}{\Lambda} n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i + S, \quad (17)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} n - \lambda_i C_i, \quad i=1, 2, 3, 4, 5, 6 \quad (18)$$

式中， n 为中子密度的权重积分； C_i 为第 i 种先驱核浓度的权重积分； ρ 为反应性； β_i 为第 i 组有效缓发中子份额（ $\beta = \sum_{i=1}^6 \beta_i$ ）； λ_i 为第 i 种先驱核的衰变常数； Λ 为中子每代平均寿命； s 为外中子源强度。

一般， n ， C_i 和 ρ 是时间的函数，有反馈存在的问题中， ρ 是 n 的函数。

六组缓发中子的参数如表 2 所示。

$$\rho = \rho_R + a_u \Delta \bar{t}_u + a_b \Delta \bar{t}_b + a_g \Delta \bar{t}_g$$

式中， ρ_R 为控制棒的反应性； a_u ， a_b ， a_g 分别为铀、水和石墨的反应性温度系数，1/°C； $\Delta \bar{t}_u$ ， $\Delta \bar{t}_b$ ， $\Delta \bar{t}_g$ 分别为铀、水和石墨的平均温度及稳态温度之差，°C。

控制棒的反应性 ρ_R 由下列几个部分组成：

$$\rho_R = n_1 \eta_1 f_1(\tau) + n_2 \eta_2 f_2(\tau) + n_3 \eta_3 f_3(\tau), \quad (19)$$

n_1 ， n_2 ， n_3 分别为安全棒、自动棒、补偿棒下落的根数； $f_i(\tau)$ 为由控制棒在堆芯内位置决

表 2 六组缓发中子参数

组 别	1	2	3	4	5	6
β_i	2.0559-4*	1.4169-3	1.3097-3	2.7485-3	9.0515-4	3.2305-4
$\lambda_i, 1/\text{秒}$	1.2454-2	3.0608-2	1.12895-1	3.04858-1	1.14896	3.06904

表 3 ^{235}U (热)衰变释热的拟合常数

A	λ	A	λ	A	λ	A	λ
6.05057-1*	2.2138+1	3.3088-3	3.5870-3	2.5232-6	1.0010-5	8.7797-1	7.5780-10
5.1264-1	5.1587-1	9.3015-4	1.3930-3	4.9948-7	2.5438-6	2.5131-14	2.4786-10
2.4384-1	1.9594-1	8.0943-4	6.2630-4	1.8531-7	6.6361-7	3.2176-16	2.2384-13
1.3850-1	1.0314-1	1.9567-4	1.8906-4	2.6608-8	1.2290-7	4.5038-17	2.4600-14
5.5440-1	3.3656-2	3.2535-5	5.4988-5	2.2398-9	2.7213-8	7.4791-17	1.5699-14
2.2225-2	1.1681-2	7.5595-6	2.0958-5	8.1641-12	4.3714-9		

*“-1”表示 $\times 10^{-1}$ ，读作 6.5057×10^{-1}

定的函数：

$$f_i(\tau) = \frac{\frac{\pi}{H_0} z_i(\tau) + \frac{1}{2} \sin \frac{2\pi}{H_0} \left[z_i(\tau) - \frac{H}{z} \right] + \frac{1}{2} \sin \frac{\pi H}{H_0}}{\frac{\pi H}{H_0} + \sin \frac{\pi H}{H_0}}, \quad i=1, 2, 3 \quad (20)$$

式中， $z_i(\tau)$ 是控制棒在堆芯内移动的规律，与控制棒的拖动及制动情况有关，例如控制棒在水流速度一定的水管中移动时，从零秒开始移动， τ_1 秒开始制动，到 τ_2 秒到达底部，则有公式：

$$z(\tau) = a_1 \ln \cosh[b_1(\tau - c_1)] + d_1 \tau - e, \quad \text{当 } 0 \leq \tau \leq \tau_1 \text{ 秒时} \quad (21)$$

$$z(\tau) = a_2 + b_2 \sin[c_2(\tau - \tau_1) + d_2], \quad \text{当 } \tau_1 \leq \tau \leq \tau_2 \text{ 秒时} \quad (22)$$

$$z(\tau) = H, \quad \text{当 } \tau > \tau_2 \text{ 秒时} \quad (23)$$

式中， a, b, c, d 和 e 均为常数； η_1, η_2, η_3 分别为安全棒、自动棒、补偿棒的效率。

本文中，全厂断电后缓发中子的衰变功率由实验测定。实测是朱奕佳等同志作的^[10]。

γ 射线衰变释热规律，文献中有大量理论公式和实验数据。美国核协会 1971 年发表了 ANS 标准，1973 年作了修正，经过几年的实验校核和理论修正，英格兰等人利用了 ENDF/BIV.V 数据以及求和法计算了 U^{235} (热)和 U^{238} (快)裂变产物的衰变释热^[8,9]，并根据最近 ^{235}U 和 ^{239}Pu 裂变产物衰变释热实验测量值，对 ^{235}U 和 ^{239}Pu 计算结果进行了适当的调整，我们按这个标准计算了 γ 射线释热的贡献，计算公式如下：

$$\frac{Q^r(\tau)}{Q_u^0} = \frac{F(t, T)}{189}, \quad F(t, T) = \sum_{i=1}^{23} \frac{A_i}{\lambda_i} (1 - e^{-\lambda_i t}) e^{-\lambda_i T}, \quad \text{MeV/裂变} \quad (25)$$

式中， $F(t, T)$ 为每次裂变放出的能量； t 为冷却时间，秒； T 为反应堆运行时间，秒；

A_i, λ_i 为拟合常数, 由表 3 给出。

四、实验数据的测定

朱奕佳等同志^[11]在稳态功率为 2500 千瓦下, 突然断电, 对该游泳池式反应堆 D 5 元件盒角区元件的壁面温度, 作了实测。D 5 元件盒的位置如图 2 所示。

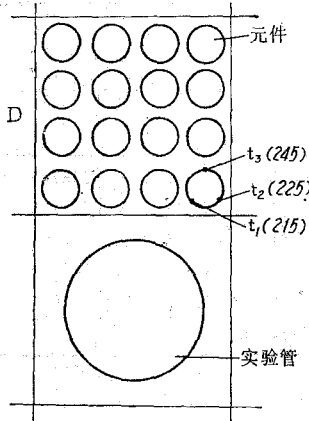


图 2 测温元件位置图
 t_i () 括号中的数字表示测点离水流入口处的距离(毫米)。水由下向上流经元件盒

D 5 元件盒靠近实验管路, 由于受水的通量峰影响, 被认为是热点元件盒。按装热偶的元件位于角区, 流速低, 且位于轴向通量峰附近, 被认为是该盒的热点元件和热点。

测点 i 发出的功率 P_i 瓦, 按下式计算:

$$P_i = \bar{\phi}_i \sigma_f^0 g(T) N_i^5 E_f (1 + \alpha) K_{\text{轴水}} \quad (26)$$

式中, $\bar{\phi}_i$ 为被测元件的绝对通量, 中子/秒·厘米²; σ_f^0 为中子裂变截面积; $\sigma_f^0 = 582 \times 10^{-24}$ 厘米²; $g(T)$ 为截面的温度修正系数, 80°C 时, $g(T) = 0.96$; N_i^5 为每根元件盒 U^5 的原子数 (每根元件盒含 ²³⁵U 8 克), 故

$$N_i^5 = \frac{6.023 \times 10^{23}}{235} \times 3 = 0.205 \times 10^{23}$$

α 为快中子裂变份额, 取 $\alpha = 1\%$; $K_{\text{轴水}}$ 为被测点的轴水通量比 ($l = 220$ 毫米处, $K_{\text{轴水}} = 0.92$); E_f 为每次裂变放出的

能量 (189 MeV 或 0.322×10^{-10} 瓦/次)。

全部发出的功率为:

$$p = \bar{\phi} \sigma_f^0 g(T) n N_i^5 E_f (1 + \alpha) \bar{K}_{\text{轴水}} \quad (26)$$

式中, $\bar{\phi}$ 为全堆元件的平均通量; n 为元件根数, $n = 342$; $\bar{K}_{\text{轴水}}$ 为全堆平均通量与水隙通量之比, 由实验测定 $\bar{K}_{\text{轴水}} = 0.838$ 。

从 (25) 式和 (26) 式之比, 可以得到:

$$P_i = \frac{\phi_i}{\bar{\phi}} \frac{K_{\text{轴水}i}}{\bar{K}_{\text{轴水}}} \frac{P}{n}$$

被测点的功率: $P_i^{\text{max}} = P_i k_z$, 取 $k_z = 1.19$ 。由此, 可以算得被测点的热通量为:

$$q_i^{\text{max}} = \frac{P_i^{\text{max}} \cdot 860}{f}, \text{ 大卡/米}^2 \cdot \text{时}$$

或

$$q_i^{\text{max}} = 860 \frac{\phi_i}{\bar{\phi}} \frac{K_{\text{轴水}i}}{\bar{K}_{\text{轴水}}} \frac{1}{nf} k_z$$

式中, f 为每根元件的传热面积, 米²。

五、程序框图及输入和输出数据

我们的计算程序粗框图如图 3 所示。程序要求输入下列数据:

1. 棒状元件的尺寸、热导率和比热;

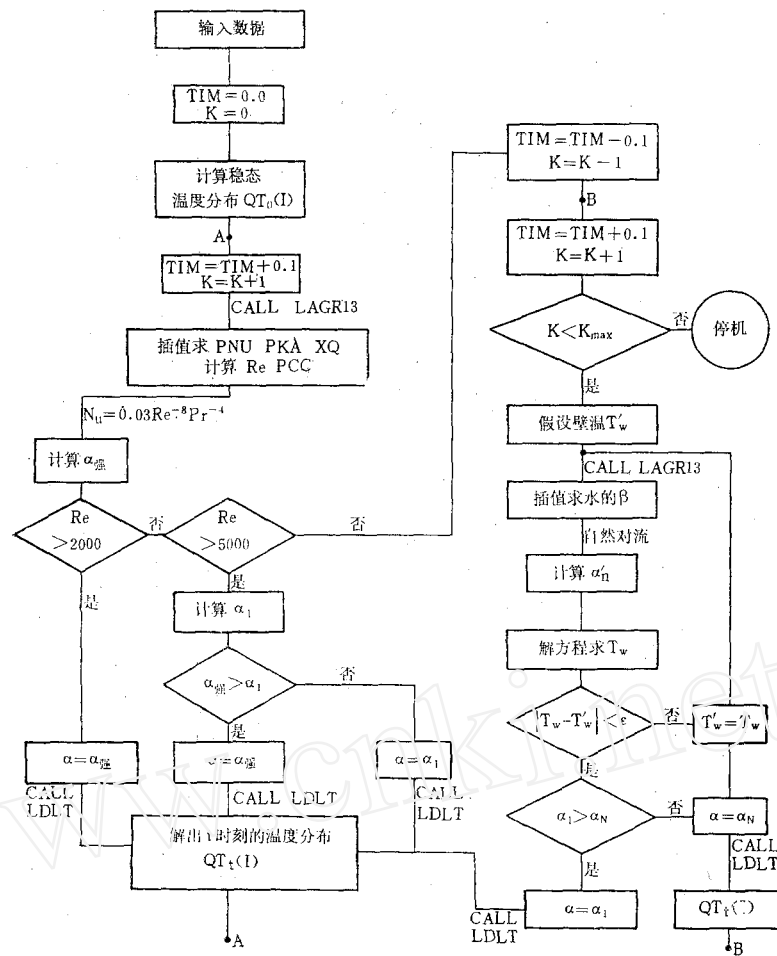


图 3 程序方框图

- 2. 惯性流量数据;
- 3. 元件释热率; 包括缓发中子释热曲线及 γ 衰变释热。

本程序的输出为: 各时刻热点元件的一维温度分布。

本程序包括计算冷却水的物性 (粘度、导热率及导温系数) 的三个函数子程序及冷却水的热膨胀系数的数据。

在程序中采用了三点不等距插值子程序 LAGR 13^[11]从离散原始数据取得各时刻的值, 采用解对称带型方程组的子程序 LDLT^[11]来解差分方程组。

六、计算结果与实测结果的比较

我们将热点壁面温度与朱奕佳等同志^[10]的实际测量值作了比较, 并画在图 4—6 上。由图可以看出, 在断电停泵的头三秒钟内, 由于水泵惯性流量的冷却, 迅速带走了剩余释热。在 2.5 秒时, 元件壁面温度达到极小值。这一段时间内, 计算值与实测值符合得很好, 壁温 T_w 达到极小值的时刻亦同步。在这以后, 由于流速渐小, 达 10 秒后靠自然对

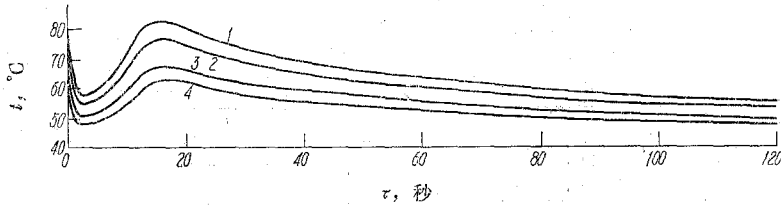


图 4 元件壁面温度随时间的变化 (计算结果)
 冷却水温度 40°C; 堆功率: 1—3000 千瓦; 2—2500 千瓦;
 3—1800 千瓦; 4—1400 千瓦。

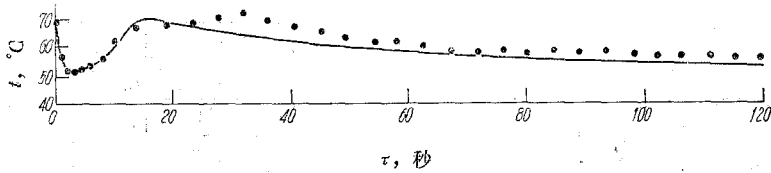


图 5 元件壁面温度实测值 (x) 与计算值比较
 冷却水温度 40°C, 堆功率 2500 千瓦。

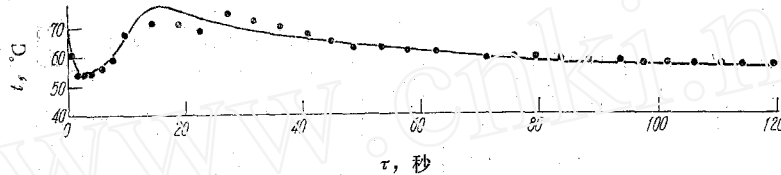


图 6 元件壁面温度实测值 (x) 与计算值比较
 冷却水温度 42°C, 堆功率 1800 千瓦。

流冷却, 不能充分带走剩余释热, 元件的壁面温度逐渐升高, 至某一时刻后上升到极大值。最高 T_w 为 77°C (计算值) 或 76°C (实测值), 均未超过稳态运行时的 T_w (84.4°C)。因此, 反应堆在这个工况下运行是安全的。突然发生停电事故, 不会影响元件的安全性。

由图可以看出, 在全部强迫流动期间内(10.5 秒), 计算值与实测值符合得很好, 这说明我们所采用的热源模型和强迫对流模型是合理的。在自然对流放热过程中 (10.5 秒以后), 实测值出现了马鞍形, 大致分布在计算曲线上下, 这说明实际情况比较复杂, 我们的自然对流只能大致地描绘放热的轮廓, 不能描述细节, 尽管如此, 我们提供的物理模型, 还是抓住了反应堆内发生各种过程的本质, 所得到的结果, 对提供反应堆的安全分析, 是有用处的。

图 6 比较了运行功率为 1800 千瓦下突然断电的实测值与计算值, 它们和图 5 一样, 两者符合得很好。图 4 计算了运行功率为 3000 千瓦下断电事故后的壁温瞬变情况, 由图可以看到, 即使在超负荷 20% 的情况, 元件壁面最高温度仍在安全阀内。

我们的工作, 得到了吴当时、张同述、王立效和朱奕佳等同志的大力支持, 他们为我们提供了实验数据, 特此致谢。

(下转第 17 页)

4. 电离器弯月面形状就是表面源离子发射面、相当于弧放电离子源中等离子体弯月面(鞘层边界),这是直接影响束流聚焦特性的一个重要因素^[10,11]。在弧放电电源中弯月面是变化的,而在表面源中电离器弯月面形状则可人为地选择,这是一大优点。因此,表面源中不存在弧放电电源中鞘层特性对束形的影响(没有振荡等问题)^[12,13]。我们可以通过实验或计算寻求较佳电离器弯月面形状,以获得最佳聚焦特性。我们的实验表明:双曲面比单曲面好,例如在分离器接收总离子流约为30 mA时,采用较合适的双曲面电离器后,接收器面板电流明显比单曲面时小三、四倍,束形分开清晰,聚焦较佳,运行较稳定,产品丰度也高。

此外,强流离子束空间电荷效应、离子光学系统对束特性的影响、对表面源中一些实验现象的理解,将需要进一步研究和专题讨论。

徐冠琴等同志参加过有关实验工作,在工作总结中曾与王朝驹等同志等进行过有益的讨论,在此一并致谢。

参 考 文 献

- [1] M. Д. 葛波维奇, 等离子体离子源物理与技术, 科学出版社, 1976; 方锦清, 北京科技报, 1981年第160期。
- [2] В. И. Райко и др., ПТЭ, 1 29 (1960)
- [3] M. Truong, Nucl. Instrum. Methods, 38, 23 (1965).
- [4] G. J. Beyer et al., *ibid* 96, 437 (1971)
- [5] 方锦清等, 表面电离离子源, 原成[72]-007.
- [6] 林治洲等, 原子能科学技术, 4, 396(1982).
- [7] Л. Н. 多布雷楚夫著, 电子和离子发射, 科学出版社, 1960年。
- [8] Э. Я. Зандберг и др., ВФП, 67, 589 (1959); 方锦清, 表面电离物理综述报告, 内部资料, 1971。
- [9] 原子能所九室离子源组, 粒子加速器及其应用, 科学技术文献出版社重庆分社, 1980年, 155页。
- [10] 方锦清, 原子核物理, 2, 175 (1980)。
- [11] 方锦清, 原子核物理, 3, 267 (1981)。
- [12] 方锦清, 科学通报, 26, 210 (1981)
- [13] 方锦清, 科学通报, 27, 1167 (1982)。

(编辑部收到日期: 1983年10月27日)

(上接第8页)

参 考 文 献

- [1] C. J. Hoesvar & T. W. Wineiger, THETA 1-B, IN-1445 (1971)
- [2] 王奇卓等, 核反应堆热工计算及实验, 原子能出版社, 1979年, 第130~138页。
- [3] 王秀清, 内部资料, 1980年。
- [4] 李聚生、江生南, 内部资料, 1964年。
- [5] И. М. Пчелкин, 对流换热与辐射换热 (M. A. 米赫耶夫主编, 徐益谦、陈善年译), 科学出版社, 1963年, 第56~66页。
- [6] 张永积等, SNSR整体模拟传热实验, 第二届反应堆热工流体力学会议报告, 1983年。
- [7] 田吉安等, 原子能科学技术, 4, 373(1964)。
- [8] V. E. Schrock, Progress in Nuclear Energy, Vol. 3, 1979, p. 125.
- [9] R. W. Peelle et al., Proc. ANS Topical Meeting on Thermal Reactor Safety, Vol. 2, 1977, p. 173.
- [10] 朱奕佳等, 300*元件壁面温度测量, 第二届反应堆热工流体力学会议报告, 1983年。
- [11] 刘德贵等, FORTRAN 算法汇编, 第一分册, 国防工业出版社, 1979年。

(编辑部收到日期: 1983年6月28日)