

矩形通道轴向非均匀加热条件下的 CHF 研究

王 玮, 黄慧剑, 陈宝文, 陈 曦

(中国核动力研究设计院 核反应堆系统设计技术重点实验室, 四川 成都 610041)

摘要: 针对已有的计算均匀加热条件下的临界热流密度(CHF)的关系式, 如 Sudo93、Sudo96、Knoebel 公式以及 W3 公式, 加以非均匀条件的考虑, 推广到矩形通道工况下, 并用计算非均匀加热条件的沸腾长度法和 F 因子法对其进行修正。针对中国先进研究堆(CARR)的实际运行工况, 运用修正后的计算结果与 CARR 的实验值进行比较。结果表明, 通过 F 因子修正后的 Sudo 系列公式计算结果与实验值符合良好, 从而能够较好地预测 CARR 的 CHF 现象。

关键词: 矩形通道; 非均匀加热; 临界热流密度; F 因子

中图分类号: TL33

文献标志码: A

文章编号: 1000-6931(2017)07-1195-07

doi: 10. 7538/yzk. 2017. 51. 07. 1195

Study of CHF under Non-uniform Heating Condition in Rectangular Channel

WANG Wei, HUANG Hui-jian, CHEN Bao-wen, CHEN Xi

(Science and Technology on Reactor System Design Technology Laboratory,
Nuclear Power Institute of China, Chengdu 610041, China)

Abstract: Aimed at the existing correlations of CHF (critical heat flux) under the condition of uniform heating, such as Sudo93, Sudo96, Knoebel and W3 formulas, the non-uniform heating condition was considered, and the correlation of CHF was generalized to rectangular channel condition and revised by the method of length of boiling and F factor method. Aimed at the actual operating case of China Advanced Research Reactor (CARR), the revised calculation results were compared with the experimental values of CARR. The results show that the results of Sudo series formulas which are revised by F factor are in good agreement with the experimental values, so they can better predict the CHF phenomenon of CARR.

Key words: rectangular channel; non-uniform heating; critical heat flux; F factor

核电站与研究型反应堆的最大问题是安全问题, 其中反应堆热工安全准则尤为重要。在反应堆中燃料元件棒(板)的热流密度非常高, 如何将热量带出反应堆成为了一重要问题。在

反应堆工程中, 一般把这种引起燃料棒烧毁的热流密度称为临界热流密度(CHF)。在反应堆正常运行的工况下, 其热流密度不应超过此值, 且需留有足够的裕量。CHF 与反应堆运行

时实际热流密度之比称为临界热流密度比,其允许最小值称为最小临界热流密度比。

在核电站发展的初期,适用于轻水反应堆核电站(LWR)的CHF公式是研究的热点。其特征为:临界热流密度在 1 MW/m^2 左右;流道长度与直径比值较大,典型值在300左右;压力较高,约为 15.0 MPa ;与其对应的流道形状多为圆形。目前,随着反应堆工程技术的发展,燃料的形状和堆内参数较过去均有了较大变化。为满足不同条件下不同工况的需求,管道形状由圆形通道发展为矩形通道,其CHF也相应发生变化。如中国先进研究堆(CARR),其临界热流密度可高达 60 MW/m^2 ,流道长度与直径比值在几十左右,压力较低,最高在 5 MPa 左右^[1],由于采用了板状元件,与其相对应的是矩形流道。

目前,对于圆管内CHF现象的研究已较为充分,取得了大量实验数据,也有较多经验关系式。然而,对于间隙在 $1\sim 3\text{ mm}$ 、流道宽度远大于间隙的矩形通道,相应实验研究还很少。已有研究发现,由于流道间隙的关系,矩形通道在两相流动和传热方面与圆管或其他间隙较大流道有较大差异,现有的针对圆管的研究结果不能简单类推到矩形通道上。对于矩形通道,目前还没有相当满意的理论模型能较好地解释和分析该结构下的CHF现象。为此,本文对矩形通道非均匀加热条件下的CHF进行研究。

1 适用矩形通道的模型

由于矩形通道内流动模式的多样性以及流道几何尺寸影响的复杂性,要建立具有较为全面预测能力的矩形通道CHF关系式是非常困难的。现有的一些CHF预测公式一般是针对自己实验数据工况范围的公式拟合,而另外一些具有处理较为宽广工况范围的公式,又不得不借用他人的实验数据,甚至是非矩形通道的实验数据。这些公式能否对其他实验数据具有可靠的预测能力,或这些公式是否能拓展应用到自己的工况范围以外,需对其进行验证分析。

1) Mirshak公式

Mirshak等^[2]于1959年提出了适用于下降流的CHF关系式,该关系式基于 $500\sim$

$1\ 300\text{ kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$ 中等质量流速、出口过冷度为 $6\sim 74\text{ K}$ 的下降流实验得出。

$$q_{\text{CHF}} = 1.51(1 + 0.12v) \cdot$$

$$(1 + 9.14 \times 10^{-3} \Delta T_{\text{sub}})(1 + 1.9p) \quad (1)$$

式中: ΔT_{sub} 为过冷度; v 为速度; p 为压力; q_{CHF} 为临界热流密度。

该公式的输入参数为过冷度 ΔT_{sub} 、速度 v 和压力 p ,适用范围为:含气率 $x < 0$, v (下降流) $= 1.5\sim 13.7\text{ m/s}$, $\Delta T_{\text{sub}} = 5\sim 75\text{ }^\circ\text{C}$, $p = 0.172\sim 0.586\text{ MPa}$,当量直径 $D = 0.53\sim 1.17\text{ cm}$,热流密度 $q_c = 284\sim 1\ 022\text{ W/cm}^2$ 。

2) Gambill和Bundy公式

Gambill等^[3]于1961年提出了适用于高过冷度、高质量流速、中压范围上升流的CHF关系式:

$$q_{\text{CHF}} = 0.18(1 + 1/9.8(\rho_l/\rho_v)^{3/4} \Delta T_{\text{sub}}^*) + h(\Delta T_{\text{sub}}^* + \Delta T_{\text{sub}}^*) \quad (2)$$

式中: ρ_l 和 ρ_v 分别为液相和气相密度; ΔT_{sub}^* 为过冷度; h 为焓; ΔT_{sub}^* 为欠热度。

该公式的适用范围为: $x < 0$, $G = -25\ 800\sim -9\ 210\text{ kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$, $\Delta T_{\text{sub}}^* = 151\sim 213\text{ }^\circ\text{C}$ 。

3) Mishima公式^[4]

Mishima进行了低流速下的CHF实验,结果显示单面加热的CHF较同几何尺寸下双面加热的CHF要高得多,对于高质量流速下单双面CHF是否存在差别,目前尚无定论。Mishima公式为:

$$q_{\text{CHF}} = A \times \Delta T_{\text{sub}} \times |G^*| / A_H \quad (3)$$

式中, G^* 为无量纲质量流速。

该公式的输入参数为流通面积 A 、过冷度 ΔT_{sub} 、质量流速 G 和加热面积 A_H ,适用范围为: $x = 1\sim 0$, $G = -610\sim 360\text{ kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$, $\Delta T_{\text{sub}} = 13\sim 71\text{ }^\circ\text{C}$ 。

4) Katto公式

Katto^[5]基于附壁液膜层蒸干假设提出Katto关系式,其计算结果与实验结果吻合良好。Katto公式采用分步计算法。

该公式的输入参数为压力 p 、过冷度 ΔT_{sub} 、进口温度 T_{in} 、出口温度 T_{out} 和水力直径 D ,适用范围为: $p = 0.1\sim 20\text{ MPa}$ 。

由于该方法的各项主要参数均需计算,较为繁琐,且计算结果的精确度在常用堆型的压力水力条件下并未达到预期,因而应用不大。

5) Knoebel 公式^[1]

Knoebel 认为在过冷和低含气率工况下发生的 CHF 为局部现象,这与部分实验观察结果相印证。该公式仅适用于圆管。

$$q_{\text{CHF}} = 0.485(1 + 0.169v)(1 + 0.124\Delta T_{\text{sub,out}}) \quad (4)$$

该公式的输入参数为出口温度 T_{out} 和流速 v ,适用范围为: $L/D=64$, $p=0.2\sim 0.66$ MPa, 出口过冷度 $\Delta T_{\text{sub,out}}=25\sim 90$ K, $v=3.9\sim 18.3$ m/s, $D=5.1\sim 9.5$ mm。

6) W3 公式^[1]

W3 公式为计算圆管通道的经典经验关系式,在以往的棒状燃料堆型中具有广泛的应用,并具有大量的计算及实验数据。本文中 W3 公式只作为参考对比,并不在适用矩形通道的关系式研究范围内。

$$q_{\text{CHF}} = 3.155 \times 10^6 \{ (2.022 - 6.24 \times 10^{-8} p) + (0.1722 - 1.427 \times 10^{-8} p) \times \exp[(18.177 - 5.989 \times 10^{-7} p)x_e] \} \times [(0.1097 - 1.177x_e + 0.1275x_e | x_e |) \times G/10^3 + 1.037](1.157 - 0.869x_e) \times [0.2664 - 0.8375 \exp(-124.1D)] \times [0.8258 + 0.3414 \times 10^{-6} (H_f - H_{\text{in}})]$$

式中: x_e 为含气率; H_{in} 为进口焓; H_f 为发生沸腾处的焓。

该公式的输入参数为 p 、 x_e 和 G ,适用范围为: $p=6.895\sim 15.86$ MPa, $x_e=-0.15\sim 0.15$, $G=4.9\sim 24.5 \times 10^6$ kg/(m²·h), $D=0.00508\sim 0.0178$ m, 加热长度 $L=0.254\sim 3.668$ m。

7) Lee&Mudawwar 公式

Lee&Mudawwar 公式为计算圆管通道 CHF 的经验关系式,与 W3 公式类同,因公式计算过程繁琐且不在本文重点分析范围内,此处不再赘述。

8) Sudo 公式

Sudo 等于 1985 年首次提出适用于矩形加热通道的 CHF 计算公式 Sudo85,其形式分为向上流动和向下流动分开考虑,但由于有很强的局限性,即出口欠热度为零,为此 Sudo^[6] 于 1993 年提出了其改进公式 Sudo93:

$$q_{\text{CHF1}}^* = 0.005 | G^* |^{0.611} \quad (5)$$

$$q_{\text{CHF2}}^* = (A/A_H) \Delta T_{\text{sub,in}}^* | G^* | \quad (6)$$

$$q_{\text{CHF3}}^* = 0.7 \frac{A}{A_H} \frac{(W/\lambda)^{0.5}}{(1 + (\rho_g/\rho_l)^{0.25})^2} \quad (7)$$

$$q_{\text{CHF4}}^* = 0.005 | G^* |^{0.611} \left(1 + \frac{5000}{| G^* |} \Delta T_{\text{sub},0}^* \right) \quad (8)$$

$$G_1^* = \left(\frac{0.005}{(A/A_H) \Delta T_{\text{sub,in}}^*} \right)^{2.5707} \quad (9)$$

$$G_2^* = \left[140 \frac{A}{A_H} \frac{\sqrt{W/\lambda}}{\left(1 + \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{1/4} \right)^2} \right]^{1/0.611} \quad (10)$$

$$G_3^* = 0.7 \frac{\sqrt{W/\lambda}}{\left(1 + \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{1/4} \right)^2 \Delta T_{\text{sub,in}}^*} \quad (11)$$

式中: ρ_g 为饱和气体密度; λ 为无量纲特征长度; W 为流道宽度(也称加热面宽度); $\Delta T_{\text{sub,in}}^*$ 为进口过冷度; $\Delta T_{\text{sub},0}^*$ 为出口过冷度。当 $G^* \leq G_1^*$ 时(中、小流量和零流量),向下流动采用 $q_{\text{CHF}}^* = \max(q_{\text{CHF2}}^*, q_{\text{CHF3}}^*)$,向上流动采用 $q_{\text{CHF}}^* = \max(q_{\text{CHF1}}^*, q_{\text{CHF3}}^*)$;当 $G^* \geq G_1^*$ 时(大流量),向上和向下流动均采用 $q_{\text{CHF}}^* = \min(q_{\text{CHF2}}^*, q_{\text{CHF4}}^*)$ 。在上面各式中,无量纲质量流速 G^* 和无量纲临界热流密度 q_{CHF}^* 的定义如下:

$$G^* = \frac{G}{\sqrt{\lambda g \rho_g (\rho_l - \rho_g)}} \quad (12)$$

$$q_{\text{CHF}}^* = \frac{q_{\text{CHF}}}{h_{\text{fg}} \sqrt{\lambda g \rho_g (\rho_l - \rho_g)}} \quad (13)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{\sigma}{(\rho_l - \rho_g) g}} \quad (14)$$

$$\Delta T^* = c_{pl} \Delta T / h_{\text{fg}} \quad (15)$$

$$\Delta T = T_s - T \quad (16)$$

式中: h_{fg} 为汽化潜热; ρ_l 为饱和液体密度; g 为重力加速度; σ 为表面张力; c_{pl} 为比定压热容; T_s 为饱和温度; T 为实际温度。

Sudo 关系式的适用范围为: $p=0.1\sim 4$ MPa, $G=25.800\sim 6250$ kg/(m²·s)(包括零流量), $\Delta T_{\text{sub},0}^*=0\sim 74$ °C, $\Delta T_{\text{sub,in}}^*=1\sim 213$ °C, 出口含气率 $x_{e,0}=0\sim 1$, $L/D=8\sim 240$ 。

针对更广泛的应用范围, Sudo^[7] 于 1996 年提出了基于附壁液膜层蒸干模型的公式 Sudo96。针对该公式在应用于 0.5 Pa 以下时出现的偏差, Sudo 于 1998 年提出了改进的公式 Sudo98。这两个公式对矩形和圆形通道均适用,而使用参数范围广泛,特别是针对研究型反应堆的高热流密度、高质量流速的情况具有

较高的精度。

2 非均匀加热对 CHF 的影响

轴向加热热流密度的非均匀分布对 CHF 是有影响的,这是由于来自上游加热表面的流体,尤其当边界层里的流体接触到下游加热表面时,带来过热液体和饱和气泡,因此会将上游加热热流密度分布影响的有关物理量传递到出现传热危机现象的下游边界层。但局部状态假设认为仅是发生危机传热,当地的局部热流密度和局部含气率对临界现象起支配作用。因此,针对轴向加热热流密度的非均匀分布影响的处理方式纷繁复杂,需进行综合对比。

1) 基于局部状态假设的 Kirby 关系式

局部状态假设认为临界点上游的流动和加热情况是不重要的,临界点的热流密度 $\phi_{B,N}$ 不受轴向热流密度分布的影响。这一假设不能正确地预测轴向非均匀加热情况下的 CHF,为此 Kirby 按照不同压力分组,给出适用于一定通道尺寸和质量流速的 CHF 关系式^[1]:

$$q_{C,N} = Y_1 G^{Y_2} D^{Y_3} - Y_4 G^{Y_5} D^{Y_6} x_B \quad (17)$$

式中: $q_{C,N}$ 为局部临界热流密度; $Y_1 \sim Y_6$ 为根据实验数据经计算机处理得到的最小二乘法最佳化常数; x_B 为临界点含气率或欠热情况下的相对焓。

利用该式可通过图解法和解析法计算得到非均匀加热条件下的 CHF。

2) 总功率假设方法

总功率假设又称作总长度假设,属于平均热流密度概念,也是预测轴向非均匀加热 CHF 的一种方法。这种假设认为,临界现象只与通道入口到临界点的平均热流密度有关,无论对均匀加热和非均匀加热,只要通道的几何形状和流动工况相同,其平均热流密度和临界含气率总是相等的。由此可见,总功率假设认为临界点冷却剂传热情况不受轴向热流密度分布的影响,因此,该方法存在其固有缺陷和不精确性,现一般很少采用。但从传热机理上看,在高含气率工况下的传热危机是平均热流密度起主导作用,沸腾长度法就是在总功率假设的基础上发展起来的。

3) 沸腾长度法

沸腾长度法认为:在高含气率工况下,临界

点含气率与热力学平衡态沸腾长度 L_B 有关。Bertolletti 等提出一个适用参数很广的关系式^[1]:

$$\frac{W_B}{Gh_{fg}} = \frac{1 - p/p_c}{(G/100)^{1/3}} \cdot \frac{L_B}{L_B + 0.315D^{1.4}G(1 - p/p_c)^{0.4}} \quad (18)$$

式中: W_B 为加热功率; p_c 为介质临界压力。

该关系式的参数范围为: $D > 0.7$ cm, $p = 45 \sim 150$ kg/cm², $G = 100(1 - p/p_c)^3 \sim 400$ g/(cm² · s), 入口含气率 $x_{in} < 0.2$ 。

对于均匀加热,则有:

$$\frac{W_B}{Gh_{fg}} = \left(\frac{1 - p/p_c}{(G/100)^{1/3}} - x_{in} \right) \cdot \frac{L_B}{L + 0.315D^{1.4}G(1 - p/p_c)^{0.4}} \quad (19)$$

Lahey 曾作过如下推导^[1]。假如均匀加热条件下的危机传热用局部状态假设来描述:

$$\phi_B = A - Bx_B \quad (20)$$

式中: ϕ_B 为局部热流密度; x_B 为局部含气率; A, B 是与 p, G, D 有关的两组函数。

沸腾长度上,对于非均匀加热工况可等效于均匀加热的热流密度 $\phi_{B,Eq}$,可写为:

$$\phi_{B,Eq} = \frac{1}{L_B} \int_0^{L_B} \phi(z) dz \quad (21)$$

式中, z 为计算步长上的沸腾长度。

假设加热周长为 P_H , 冷却剂流通截面为 S , 临界含气率 x_B 可写为:

$$x_B = \int_0^{L_B} \frac{P_H}{GS h_{fg}} \phi(z) dz \quad (22)$$

由于轴向非均匀加热临界热流密度与均匀加热在沸腾长度上是等效的,即可得:

$$\phi_B = \phi_{B,Eq} \quad (23)$$

由此可得到:

$$x_B = \frac{(A/B)L_B}{(GAh_{fg})/BP_H + L_B} \quad (24)$$

由此可见,在高含气率工况下,通过做轴向均匀加热实验来获取 A 和 B 两组函数,可将该式推广到非均匀加热 CHF 实验中去。此结论对规则的简单几何形状通道是成立的。

4) F 因子法

对于动力压水堆,大多数研究者采用 F 因子法^[8]来预测轴向非均匀加热 CHF。该方法是建立在轴向均匀加热基础之上,再考虑非均匀加热上游记忆效应而给以适当的热力学限

制,即:

$$F = \phi_{B,Eq} / \phi_{B,N} \quad (25)$$

F 因子是根据泡状流过热边界层的能量平衡或环状流液膜里的质量平衡物理模型以及实验数据得到:

$$F = \frac{C}{(1 - e^{-z_B})} \int_0^{z_B} \frac{\phi(z)}{\phi_{B,N}} e^{-c(z_B-z)} dz$$

$$C = 12.64 \frac{(1 - x_B)^{4.31}}{(G/10^6)^{0.478}} \quad (26)$$

其中: $\phi_{B,N}$ 为非均匀加热临界热流密度; z_B 为入口到临界点的距离; $\phi(z)$ 为局部加热热流密度。

在欠热工况或低含气率工况下, C 值大, F 表达式的指数项衰减很快,记忆效应降低,因此 $\phi(z)$ 占主导地位,反之,在高含气率工况下,积分热流密度占主导地位,此时 C 值较小。由此可见, F 因子法在欠热工况下与局部状态假设接近,在高含气率工况下与沸腾长度法较为接近,因此可认为 F 因子法是介于局部状态假设与沸腾长度法之间的一种方法。Lahey 利用 Silvestri 关系式进行推导证明了 F 因子法是

沸腾长度法的一个特例^[1]。

3 CHF 分析

本文以 CARR 为例,针对 CARR 的参数范围^[9],选用不同关系式对 CARR 进行 CHF 分析。

针对 CARR 堆芯轴向高度^[9]0.85 m,划分为 17 个控制体,堆芯部分采用平均管的模拟并忽略轴向导热^[10],进而进行 CHF 的计算。图 1a 示出陈玉宙公式计算得到的临界热流密度比(DNBR)分布。由图 1a 可见,在控制体第 13 段达到了最小临界热流密度比(MDNBR)。图 1b 示出 Sudo 及 W3 公式计算得到的 DNBR。由图 1 对比可见,Sudo 公式计算的结果与陈玉宙公式的计算结果相同,平均管的 MDNBR 均出现在第 13 段,可见这是最危险的工况段。图 2 示出 Knoebel 公式和 Lee&Mudawwar 公式计算的 DNBR 的对比, Lee&Mudawwar 公式多用于计算棒束圆管,只能作为其他公式的参照。

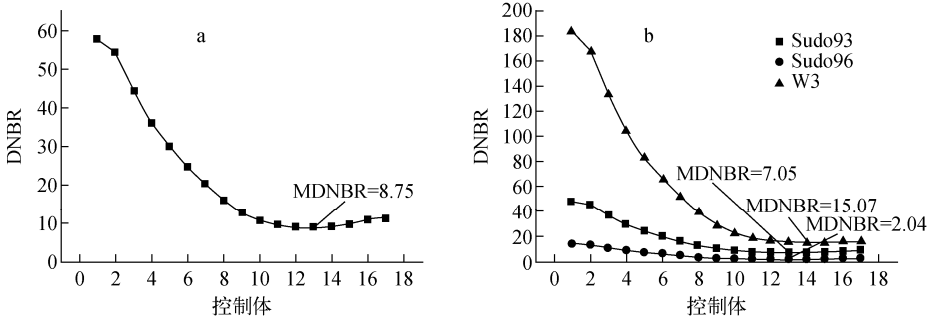


图 1 陈玉宙公式(a)和 Sudo 及 W3 公式(b)计算得到的 DNBR 分布

Fig. 1 DNBR distributions with Chen Yuzhou formula (a) and Sudo and W3 formulas (b)

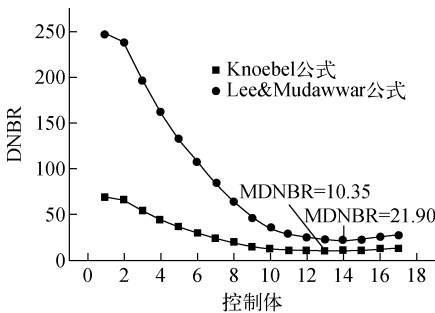


图 2 Knoebel 和 Lee&Mudawwar 公式计算得到的 DNBR 分布

Fig. 2 DNBR distributions with Knoebel formula and Lee&Mudawwar formula

在均匀加热条件下的公式对比分析中,除 W3、Knoebel 和 Lee&Mudawwar 公式外,其余所选公式均能大致预测 CHF 的变化趋势。分析其原因为 Lee&Mudawwar 公式和 W3 公式大多用于计算圆管通道,并不适用于矩形通道条件下计算 CHF。Knoebel 公式计算的 CHF 较陈玉宙公式的要高,究其原因,Knoebel 公式大多用于医学领域,在计算人体血管流动方面有较大的影响与贡献,在本实验的压力、温度等条件下,与人体内的相应工况有较大差别,因而计算得到的 CHF 只能作为参考,并不能代表

实际情况。Sudo93 和 Sudo96 公式计算的均匀条件下的 CHF 均较陈玉宙公式的要小,这也恰巧证明了 Tong^[8]的热斑实验的结论:轴向非均匀加热可提高 CHF,有利于 CHF 的提高,增加了安全性。

4 考虑非均匀加热的影响

首先不考虑非均匀加热的影响^[11],由 Sudo93 公式、Sudo96 公式、W3 公式、Knoebel 公式和 Lee&Mudawwar 公式计算 CHF,并与实际的 CHF 进行比较,从中挑选出拟合趋势较好的加以非均匀因子的推广和应用,使其更好地逼近实际值。本文研究中,直接选用陈玉宙公式进行比较拟合,因为陈玉宙公式就是针对 CARR 的 CHF 研究提出的计算公式,因而与陈玉宙公式的比较也应不失一般性。下面的比较分析中,均会将陈玉宙公式的计算值作为实际 CHF 进行比较分析。

图 3 示出不考虑非均匀加热影响的 CHF 比较。由图 3 可明显看出:Lee&Mudawwar 公式多用于计算棒束圆管,因此不适用于计算矩形通道,但可作为参照;除 Lee&Mudawwar 公式外,其他几个计算公式均能较好地预测 CHF 趋势,尤其是 Sudo93 和 Knoebel 公式,在整体趋势上均能较好地拟合陈玉宙公式的值。

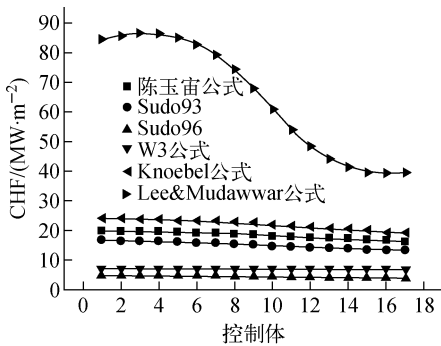


图 3 不考虑非均匀加热影响的 CHF 比较

Fig. 3 CHF comparison without non-uniform heating

然后考虑非均匀加热的影响^[12]。从非均匀化的计算模型中选用一种,针对压水堆,首先选用 F 因子法,沸腾长度法作为备选。根据式(25)、(26),首先计算针对于各控制体的 F 因子,然后采用 F 因子对先前计算的均匀加热条

件下的 CHF 进行修正,即可得到在轴向非均匀加热条件下的 CHF,即完成了从均匀到非均匀的推广。

图 4 示出加入非均匀化的 F 因子后的 CHF 比较。由图 4 可见,加入非均匀化的 F 因子后,Sudo93 公式计算的 CHF 与陈玉宙公式的结果拟合较好,也即说明加入 F 因子后 Sudo93 公式可很好地预测计算轴向非均匀加热情况下的 CHF,计算结果可达到较好的精确度。

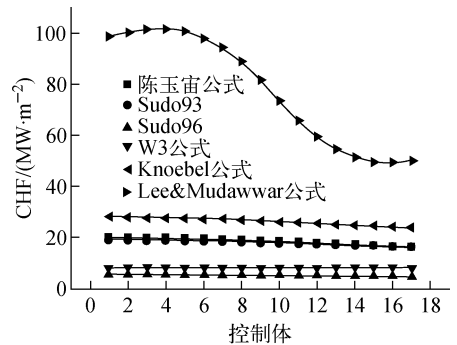


图 4 加入非均匀化的 F 因子后的 CHF 比较

Fig. 4 CHF comparison with non-uniform F factor

5 结论

本文分析了现有的适用于计算矩形通道 CHF 的经验关系式,编制了计算程序,与 CARR 实际试验 CHF 值进行了对比,并使用 F 因子法,完成了从均匀加热到非均匀加热条件的推广,通过最终计算所得结果与实际试验值进行对比,达到了较好的效果,计算能够预测 CARR 的实际 CHF 值,从而得到了适用于矩形通道下计算非均匀加热条件的 CHF 关系式。

参考文献:

- [1] 于平安. 核反应堆热工分析[M]. 3版. 上海:上海交通大学出版社,2002:36-41,168-171.
- [2] MIRSHAK S, DURANT W S, TOWELL R H. Heat flux at burnout, DP-355 [R]. US: US-AEC, 1959.
- [3] GAMBILL W R, MOCHIZUKI T. Advanced neutron source design: Burnout heat flux correlation development [R]. US: Oak Ridge National Laboratory, 1988.
- [4] HISASHI U, KITAJIMA T, HIRAYAMA M,

- et al. Critical heat flux in non-uniformly heated tube under low-pressure and low-mass-flux condition, heat transfer[J]. Asian Research, 2006, 35(1): 47-60.
- [5] KATTO Y. General features of CHF of forced convection boiling in uniformly heated rectangular channels[J]. Int J Heat Mass Transfer, 1981, 24(8): 1 413-1 419.
- [6] SUDO Y. A new CHF correlation scheme proposed for vertical rectangular channels heated from both sides in nuclear research reactors[J]. Journal of Heat Transfer, 1993, 115: 426-435.
- [7] SUDO Y. Study on critical heat flux in rectangular channels heated from one or both sides at pressures ranging from 0.1 to 14 MPa[J]. Heat Transfer, 1996, 118: 680-688.
- [8] TONG L S. Prediction of departure from nuclear boiling for an axially non-uniform heat flux distribution[J]. Journal of Nuclear Energy, 1967, 21: 241-248.
- [9] 田文喜,秋穗正,郭赟,等. 中国先进研究堆堆芯流量分配计算[J]. 核科学与工程,2005,25(2): 137-142.
TIAN Wenxi, QIU Suizheng, GUO Yun, et al. The calculation of mass flux distribution of CARR[J]. Chinese Journal of Nuclear Science and Engineering, 2005, 25(2): 137-142(in Chinese).
- [10] 田文喜,秋穗正,郭赟,等. 中国先进研究堆稳态热工水力计算程序开发[J]. 原子能科学技术, 2006,40(1):51-56.
TIAN Wenxi, QIU Suizheng, GUO Yun, et al. Development of steady thermal-hydraulic analysis code for China Advanced Research Reactor[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2006, 40(1): 51-56(in Chinese).
- [11] 卢冬华,白雪松,黄彦平,等. 扁矩形通道 CHF 实验研究及其 CHF 关系式的分析报告[J]. 核科学与工程,2004,24(3):242-248.
LU Donghua, BAI Xuesong, HUANG Yanping, et al. Study on CHF in thin rectangular channels and evaluation of its empirical correlations[J]. Chinese Journal of Nuclear Science and Engineering, 2004, 24(3): 242-248(in Chinese).
- [12] 李忠朋. 管内流动轴向热流密度非均匀分布对临界热流密度的影响[J]. 核动力工程,1982,3(2):43-49.
LI Zhongpeng. Influence of axially nonuniform heat flux distribution on critical heat flux for round tube flow[J]. Nuclear Power Engineering, 1982, 3(2): 43-49(in Chinese).