

定位格架对单棒通道欠热流动 沸腾影响的数值研究

张廷, 吕梦欣, 刘洪江, 支长双, 陈鹏帆, 刘迎文

(西安交通大学能源与动力工程学院, 710049, 西安)

摘要: 为了研究定位格架对燃料棒束通道内冷却剂热工水力特性的影响规律,选取 5×5 棒束通道中心的一根燃料棒及定位格架进行数值研究。建立了基于欧拉两流体六方程的带定位格架的竖直单燃料棒通道内冷却剂欠热沸腾多相流模型,并实验比较验证了模型的准确性,获得了带定位格架与不带定位格架的单燃料棒通道内发生欠热沸腾时相关热力参数的空间分布特征,揭示了定位格架对欠热沸腾流动及换热特性的影响规律。结果发现:相较无定位格架结构,引入定位格架及搅混翼后,流场和温度场发生了不同程度的逆时针旋转,平均二次流最大值能达到进口速度的13.5%,局部二次流强度可达到60%,整体压降仅增加5%;定位格架显著增大了液相对流热流密度,最大增幅为44.3%,导致液相过冷度、壁面过热度和气体体积分数的进一步降低,从而增强了核反应堆的安全性。

关键词: 欠热沸腾;计算流体动力学;定位格架;热工水力

中图分类号: TL333;TK172 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202012014 **文章编号:** 0253-987X(2020)12-0116-09



OSID 码

Numerical Investigation to Effect of Spacer Grid on the Subcooled Flow Boiling in Single Rod Channel

ZHANG Ting, LÜ Mengxin, LIU Hongjiang, ZHI Changshuang, CHEN Pengfan, LIU Yingwen

(School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: To investigate the influence of spacer grid on the thermal-hydraulic characteristics of coolant in fuel rod bundle channel, a single fuel rod and a spacer grid in the center of 5×5 bundle channel are selected for the numerical analysis. Following Eulerian theory, a mathematical model of multiphase flow for the subcooled boiling of coolant in a vertical single rod channel is established. The accuracy of the model is verified by a comparison of numerical simulation results with experiment data. The spatial distribution characteristics of the relevant thermal parameters in the single rod channel with or without spacer grid are obtained, and the influence of spacer grid on the flow and heat transfer characteristics of subcooled boiling is revealed. The results show that compared with the rod channel without spacer grid, the flow field and temperature field rotate anticlockwise in a certain degree after passing through the spacer grid and the mixing wings. The maximum value of the average secondary flow can reach 13.5% of the inlet velocity, and the local secondary flow can reach 60%. The pressure drop of the whole device with spacer grid is only 5% higher than that without spacer grid. The spacer grid can significantly make

liquid phase convection heat flux increase, and the maximum increase can reach 44.3%. As a result, the liquid subcooling, wall superheat and vapor volume fraction are further reduced, thus enhancing the safety of nuclear reactor.

Keywords: subcooled boiling; computational fluid dynamics; spacer grid; thermal-hydraulic

定位格架是反应堆燃料组件中的重要支撑部件,同时也对堆芯的热工水力特性产生很大影响。如果燃料包壳处在不利的热工水力状态,可能导致包壳烧毁,发生放射性泄漏的特大事故^[1],因此研究堆芯的热工水力性质对反应堆安全具有重要的意义。为了研究定位格架对冷却剂在流动和传热特性方面的影响,国内外众多学者开展了实验和数值模拟研究。在实验方面,米争鹏等通过可视化技术研究了带定位格架棒束通道内温度场分布特性,获得了格架下游稳态和脉动流两种工况下的温度分布,发现定位格架能显著增强下游的流动搅混,提高冷却剂换热能力^[2]。在单相数值研究方面,Navarro 和 Santos 研究了带定位格架(简化弹簧片和刚凸)5×5 燃料组件的水力性能,数值结果与实验吻合较好^[3]。Cheng 等数值研究了 5×5 棒束通道搅混翼对流动及换热特性的影响,指出随着搅混翼偏折及长度的增加,定位格架引起的压降增大,同时也增强了对流换热的强度^[4]。在两相数值研究方面,陈曦和张虹提出了用气泡包覆因子来评价两相搅混能力,并建立棒束通道两相分布的计算流体动力学模型,同时验证了数值方法的可行性^[5]。以上的研究都属于单相及空气、水两相的研究,由于当前反应堆热工水力的设计容许在堆芯出口段存在一定程度的沸腾,所以研究在沸腾工况下定位格架的热工水力特性,对堆芯的安全运行具有至关重要的作用。

早在 20 世纪 60 年代,Bartolomei 等试验研究了竖直管内发生欠热沸腾时空泡份额、壁面温度和液相平均温度沿轴向的分布^[6]。随后,Bartel 和 Lee 等对于管内沸腾的特征参数进行了更加精细的实验测量^[7-8],不仅为数值研究提供了验证标准,而且对于气泡脱离直径、气泡成核密度等关联式研究有着重要的工程意义。当前在数值模拟研究中常用的壁面热流密度分配(RPI)模型是由 Kurul 等最早提出来,主要思想是把壁面的热流密度分成了液相对流热流密度、蒸发热流密度和淬火热流密度^[9]。彭伟颀等使用 RPI 模型进行了泡核沸腾状态下 DEBORA 竖直向上流动均匀加热圆管实验,通过敏感性分析,评价了影响热工水力特性参数径向分布情况,数值结果与实验数据吻合性较好^[10]。Kumar

等数值研究了非能动自然循环系统(AHWR)在全厂断电事故(SBO)工况下发生过冷沸腾时空泡份额及温度分布,分析了在余热排出过程中热点的成长特性,验证了 RPI 模型用于复杂棒束结构研究的可行性^[11]。

鉴于定位格架对反应堆热工水力特性的重要影响,本文选取 5×5 棒束通道中心的一根燃料棒及定位格架作为研究对象,建立欧拉两相流模型。分析了在发生过冷沸腾时,定位格架及搅混翼对冷却剂流场、温度场及空泡份额的影响规律,并分析其原因。探究了定位格架对局部热点和气泡壅塞的弱化效应,及定位格架对核反应堆安全运行具有重要意义,为定位格架的工程优化设计提供了可靠的理论参考。

1 数值模型

1.1 几何模型

为了研究定位格架对欠热沸腾热工水力特性的影响,取 AFA-2G 定位格架 5×5 棒束通道中间的单燃料棒通道进行研究。定位格架主要由围板、条带、弹簧、刚凸和搅混翼构成。围板和条带构成纵横交错的网格通道,是用于安装弹簧、刚凸和搅混翼的结构部件;弹簧和刚凸的主要作用为径向夹持和定位燃料棒,保证燃料棒在堆芯中不产生偏移和晃动,并且对冷却剂产生一定的横流影响;搅混翼位于格架流向的最后端,安装在围板和条带上,主要作用是对轴向流动的冷却剂进行横向搅混,产生一定强度的横向二次流,增强局部换热系数。选取全长棒束最中间带定位格架的两跨作为研究对象,以满足在流动至定位格架时有一定量的气泡,并能完整地模拟气泡的运动行为。整个计算几何模型以及主要观察平面如图 1 所示。计算域为 15 mm×15 mm 的矩形,将整个单棒结构包围在其中,从而保证了流场的完整性。定位格架内弹簧、刚凸和搅混翼的相对位置如图 1b 所示。

1.2 数学模型

用于数值模拟欠热沸腾的欧拉模型为两流体六方程的基本形式,对气相和液相分别求解了一套质量、动量和能量守恒方程,同时考虑气液界面上的传

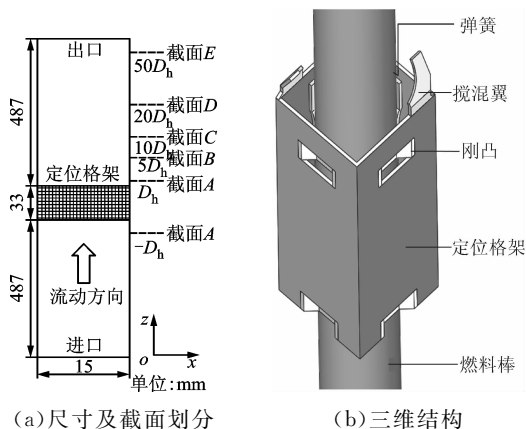


图1 本文计算几何模型

热、质和动量交换,壁面的热流密度由 RPI 热流密度分配模型给定。欧拉两相流模型 3 大基本守恒方程在大量文献中都有介绍,这里不再赘述。对于相间动量交换模型、相间热量交换模型和相间质量交换模型,通过在 3 大基本守恒方程中添加附加源项来实现对气液两相之间相互作用的计算。RPI 模型依托于能量守恒方程,将壁面热流密度分为 3 个部分,实现了对过冷流动沸腾中液相对流传热、液相蒸发和气泡脱离壁面过程热量传递的计算。辅助模型作为 RPI 模型方程组中未知参数的补充,使得方程组可以封闭求解。上述模型是欠热流动沸腾模型的重要组成部分,将一一在下文进行介绍。

1.2.1 相间动量交换模型 在多相流模型中,相间的作用力包括相间曳力 F_I^D 、湍流耗散力 F_I^{TD} 、升力 F_I^L 和壁面润滑力 F_I^{WL} 。总的作用力可表示为

$$F_I = F_I^D + F_I^{TD} + F_I^L + F_I^{WL} \quad (1)$$

(1) 相间曳力模型。单位体积内气泡施加在液相上的曳力可表示为

$$F_f^D = -F_g^D = \frac{3}{4} \frac{C_D}{d_b} \rho_f \beta_g |U_g - U_f| (U_g - U_f) \quad (2)$$

式中: d_b 为气泡平均直径; β_g 为气体体积分数; 曳力系数 C_D 采用文献[12]关联式计算所得, 值为 Eotvos 数 E_o 的函数

$$C_D = \frac{2}{3} E_o^{1/2} \quad (3)$$

(2) 相间非曳力模型。升力为液相在垂直于气相和液相的相对运动速度方向存在速度梯度时的作用力, 可按照文献[13]的公式进行计算

$$F_f^{LF} = -F_g^{LF} = C_L \rho_f \beta_g (U_g - U_f) \times (\nabla \times U_f) \quad (4)$$

式中: $\nabla \times U_f$ 为液相速度的旋度; C_L 为升力系数, 取 0.5。

壁面润滑力是由于液相的壁面湿润性从而推动

气泡向主流区运动的作用力, 由文献[14]提出的关联式计算

$$f_f^{WL} = -F_g^{WL} = -C_w \frac{d_b \beta_g}{2} \left(\frac{1}{y_w^2} - \frac{1}{(D - y_w)^2} \right) \rho_f |U_g - U_f|^2 n_w \quad (5)$$

$$C_w = \begin{cases} 0.47, & E_o < 1 \\ e^{-0.933 E_o + 0.179}, & 1 \leq E_o \leq 5 \\ 0.00599 E_o - 0.0187, & 5 \leq E_o \leq 33 \\ 0.179, & 33 \leq E_o \end{cases} \quad (6)$$

式中: C_w 为壁面润滑系数; y_w 为气泡壁面的距离; D 为管道直径; n_w 为壁面的法向。

湍流耗散力是弥散的气泡与湍流漩涡之间的相互作用力, 可由 Kurul 提出的表达式[15]来计算

$$F_f^{TD} = -F_g^{TD} = C_{TD} \rho_f \kappa_f \nabla \beta_f \quad (7)$$

式中: κ_f 为单位质量液相的湍流脉动动能; C_{TD} 为湍流耗散系数, 对泡状流而言一般取 0.1。

1.2.2 相间热量交换模型 气液两相相间的热量传递通常用界面传热无量纲数 Nu 来表示。 Nu 是雷诺数和普朗特数的函数, 可用 Ranz-Marshall 等[16]的经验关系计算

$$Nu = 2 + 0.6 Re_b^{0.5} Pr^{0.3} \quad (8)$$

式中: Re_b 为气泡雷诺数。

1.2.3 相间质量交换模型 相间质量传递来源于两个过程: 壁面附近液相的蒸发和气泡在液相中的冷凝; 液相在主流区的蒸发和冷凝。单位面积上从液相到气相的质量传送率 $\dot{m}$ 可以通过壁面热流密度分配中的蒸发热流密度求得

$$\dot{m} = \frac{q_{\text{evap}}}{h_{fg} + C_{pf}(T_{\text{sat}} - T_f)} \quad (9)$$

式中: h_{fg} 为相变焓; C_{pf} 为液相的比定压热容; T_{sat} 为液相的饱和温度。

在主流区内, 单位体积内由气相到液相的质量传送率和从液相蒸发到气相的质量传输率为

$$\begin{aligned} \dot{m}_{fg} &= \max\left(\frac{h_i(T_{\text{sat}} - T_f)A_i}{h_{fg}}, 0\right) \\ \dot{m}_{gf} &= \max\left(\frac{h_i(T_f - T_{\text{sat}})A_i}{h_{fg}}, 0\right) \end{aligned} \quad (10)$$

式中: $\dot{m}_{fg}$ 和 $\dot{m}_{gf}$ 分别为主流区的蒸发速率和冷凝速率; h_i 为界面换热系数, 可根据 Nu 计算; 对于球型气泡来说, 直径 d_b 对应的面积份额 A_i 为 $6\beta/d_b$ 。

1.2.4 RPI 模型 Judd 等提出: 在壁面处于欠热沸腾的传热状态时, 壁面上的热流密度 q_w 由 3 部分组成[17]

$$q_w = q_{\text{quench}} + q_{\text{evap}} + q_{\text{conv}} \quad (11)$$

式中: q_{quench} 为气泡脱离壁面时主流区的液相填充原

先气泡所占区域而引起的传热热流密度,称之为淬火热流密度; q_{evap} 为液相蒸发时传递给气相的潜热热流密度,称之为蒸发热流密度; q_{conv} 为单相液相从壁面带走的热流密度,称之为液相对流热流密度。

q_{conv} 的计算公式为

$$q_{\text{conv}} = h_c A_l (T_w - T_f) \quad (12)$$

式中: T_w 为壁面温度; A_l 为壁面上液相所占的面积份额; h_c 为单项对流换热系数, $h_c = St \rho_f c_{pf} u_f$, St 为局部的斯坦顿数, u_f 为紧靠壁面的第一个控制体内平行于壁面的流速。

淬火热流密度由 Mikic 等提出^[18],计算公式为

$$q_{\text{quench}} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} f \sqrt{\tau_w \lambda_f \rho_f c_{pf}} A_g (T_w - T_f) \quad (13)$$

式中: A_g 为气相在壁面所占据的面积份额, $A_g = n \pi d_w^2$, n 为壁面上单位面积的汽化核心密度, d_w 为气泡脱离直径; f 为气泡脱离频率; τ_w 为气泡等待时间。

壁面上蒸发热流密度 q_{evap} 可表示为

$$q_{\text{evap}} = \frac{\pi d_w}{6} \rho_g n f h_{fg} \quad (14)$$

1.2.5 辅助模型 (1)气泡脱离直径模型。Tolubinsky 等提出了适用于高压工况的经验关联式^[19],并通过实验验证

$$d_w = \min(0.6 \exp\left(\frac{-\Delta T_{\text{sub}}}{45}\right), 1.4) \quad (15)$$

式中: ΔT_{sub} 为液相过冷度。

(2)气泡平均直径模型。Anglart 等通过典型实验数据进行线性插值的方法,提出了与液相欠热度相关的关联式^[20]

$$d_b = \frac{d_1 (\Delta T_{\text{sub}} - \theta_0) + d_0 (\theta_1 - \Delta T_{\text{sub}})}{\theta_1 - \theta_0} \quad (16)$$

式中: d_0 和 d_1 分别表示了两种欠热度 θ_0 和 θ_1 所对应的参考气泡直径, $d_0 = 2 \text{ mm}$, $d_1 = 0.1 \text{ mm}$, $\theta_0 = 5 \text{ K}$, $\theta_1 = 13.5 \text{ K}$ 。

气泡在脱离壁面后由于破裂和合并,其平均直径也在发生一系列变化。为了追踪气泡在脱离加热壁面后的行为,离散相采用 S-Gamma 模型,以预测从气泡在壁面生长到主流区的气泡平均直径,用做界面传递的相互作用长度尺度,修正相间质量、动量和能量传输。关于 S-Gamma 模型的详细介绍见文献^[21]。

(3)气泡成核密度模型。气泡成核密度主要受到壁面与液相的润湿性能、壁面的粗糙度和壁面过热度等因素的影响。对于工质为水和壁面为不锈钢的情况,Lemmert 等提出了以下函数关系式^[22]

$$n = (210 \Delta T_{\text{sup}})^{1.805} \quad (17)$$

式中: ΔT_{sup} 为壁面过热度。

(4)气泡脱离频率模型。气泡脱离频率指的是,在某一成核点气泡需要生长和等待,从而形成了一个完整的脱落周期,这个周期所对应的频率即为气泡脱离频率。Cole 提出了以下经验关联式^[23]

$$f = \sqrt{\frac{4g(\rho_f \rho_g)}{2d_w \rho_f}} \quad (18)$$

1.3 边界条件及网格划分

燃料棒发热功率在轴向全长呈现出余弦分布,使得热工参数在轴向的分布与定热流密度下有所不同,为了使燃料棒轴向的热工参数与堆芯实际运行情况接近,将壁面热流密度设置为余弦函数分布($q = 500\ 000 + 500\ 000 \cos[(Z - 0.503\ 5)\pi/1.007]$)。为了使整个流体域具有足够的空泡份额,选择 40 K 作为进口液相的过冷度;流体进口设置为速度边界条件,速度为 1 m/s;流体出口设置为压力边界条件,压力为核电站运行压力 15.5 MPa。由于进口段液相的温度变化较大,随着温度变化物性参数也将发生相应的变化,为了保证模拟精度,取平均温度作为物性参数的参考温度。

由于定位格架的结构比较复杂,可采用非结构的四面体网格划分方式,定位格架上下游结构相对规则,可采用结构化六面体网格划分的原则,因此整个结构为混合网格策略。图 2 显示了混合网格划分方式。由于在近壁面区域的时空参数受到气泡生长及脱离等行为的影响,近壁面网格太小往往无法获得收敛的结果。Gao 等在管内过冷沸腾数值研究中发现,欧拉两相流模型及 RPI 模型只能在粗网格条件下使用^[24]。Mimouni 等对欠热流动沸腾数值计算中使用的 y^+ 做了敏感性分析^[25],结果显示近壁面网格 y^+ 为 200 左右时,可以得到收敛结果并且误差最小。为了保证计算结果的准确性,本文所使用的近壁面网格 y^+ 均为 200。为了保证计算结果不受网格数量的影响,分别采用 4 组不同密度的网格进行网格无关性验证,网格数量分别为 7.40×10^4 、 1.97×10^5 、 3.55×10^5 和 7.31×10^5 。计算结果显示,轴向 0.5 m 位置的空泡份额分别为 0.074、

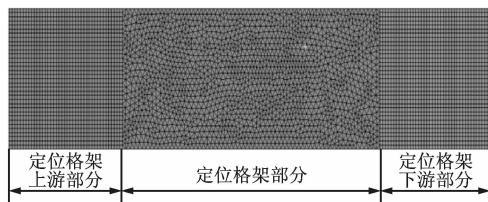


图 2 混合网格划分

0.102、0.105 和 0.106,从第 2 种网格开始相对差值小于 2.8%。为了节省计算机资源,选取第 2 种网格密度 1.97×10^5 作为基础网格密度,用于后期的仿真。

1.4 模型验证

用于模型验证的欠热沸腾实验数据比较少,其中 Bartolemei 等于 1967 年对不同直径圆管竖直向上流动欠热沸腾做了实验^[6],研究了不同工况下壁面温度和气体空泡份额轴向分布,可用作模型验证。鉴于反应堆正常运行时压力较高,选取其中一种压力较高的工况($D=15.4 \text{ mm}$, $G=900 \text{ kg}/(\text{m}^2 \text{ s})$, $q=570\,000 \text{ W}/\text{m}^2$, $P=4.5 \text{ MPa}$, $\Delta T_{\text{sub}}=60 \text{ K}$)进行模型验证。几何模型采用二维中心轴旋转对称的竖直圆管(以方便观察管内热工参数的分布,同时也减少了网格数量),施加竖直向下的重力,过冷度为 60 K 的液相水从下端进入由上端流出,在管壁存在高热流密度的情况下发生壁面沸腾。为了保证流动的充分发展,在加热段之前增加了 0.5 m 的延长段,在加热段之后同样增加了 0.5 m 的延长段,以观察不存在加热情况的气液两相行为。采用结构化四边形二维网格,并对加热壁面进行边界层的划分。

鉴于 Realizable $k-\omega$ 模型在处理旋转流动、流动分离和二次流方面更好的适应性^[26],本文在所有的计算中均采用 Realizable $k-\omega$ 湍流模型。采用 y^+ 为 250 处的液相平均温度作为淬火温度,以避免网格划分对于淬火热流密度计算的影响。使用 STAR-CCM+ 中采用隐式耦合算法的块 AMG 求解器进行计算,从而可以更精确地处理快速变化的体积分数的差异,避免在扩散气泡边缘产生的异常速度以及不必要的收敛困难。降低壁面沸腾、沸腾质量传输率及耦合求解器中速度、压力等参数的松弛因子,有助于增加计算的收敛性。通过监测进出口质量流量的平衡以及计算区域内的蒸汽体积分数是

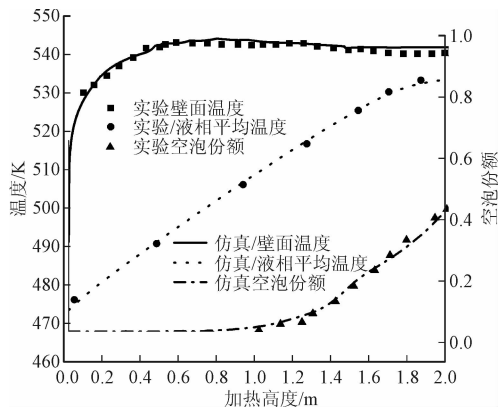


图3 仿真与实验结果的对比

否达到稳定,来判断计算是否收敛。仿真与实验的结果对比如图 3 所示,仿真结果与实验数据基本符合,说明此模型可以很好地刻画壁面沸腾现象,具有可行性和准确性,可用于后续研究。

2 计算结果及分析

2.1 定位格架对流场的定性影响分析

冷却剂流过定位格架之后受到定位格架中主要部件的阻挡,会产生一定的压力损失,这些压力损失会使对流换热一定程度的增强,对于流场变化的分析,不仅可以了解到内部关键位置速度场的变化情况,同时也有助于加深对传热变化特性的理解。

图 4 为三维速度矢量及流线图。从图中可以看出,在经过定位格架之后流速增大了,这是由于定位格架减小了流体的流通面积,使得相同流量下速度得到提升。除了速度提升之外,在流经定位格架之后流线呈现逆时针方向的扭转,这种螺旋流动一直延续到出口,在定位格架下游 $50D_h$ 之后消失。发生流线扭转的原因是,定位格架末端的搅混翼对流体运动产生了一定程度的扭转作用,而研究中的搅混翼为逆时针流向布置,因此流线呈现出逆时针扭转的现象。

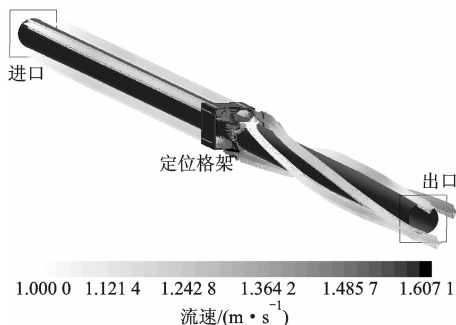


图4 三维速度矢量及流线图

搅混翼在定位格架中起到产生横向二次流的作用,使得冷却剂在轴向流动的同时产生具有一定强度的径向流动,从而降低壁面温度集中,避免燃料棒局部热点温度过高导致的烧毁事故。二次流 $\sqrt{v_x^2 + v_y^2}$ 定义了垂直于流动方向平面内流体的速度大小,可定量地衡量横向流动的强弱。观察搅混翼末端的二次流云图,在左上角和右下角的搅混翼末端产生了最大强度约为 0.6 m/s 的二次流,最大值达到了轴向速度的 60%,如图 5 所示,进一步证明了搅混翼在产生横向流动的方面起到了巨大的作用。

2.2 定位格架结构对流场影响的定量分析

针对定位格架对冷却剂流场的影响,主要基于

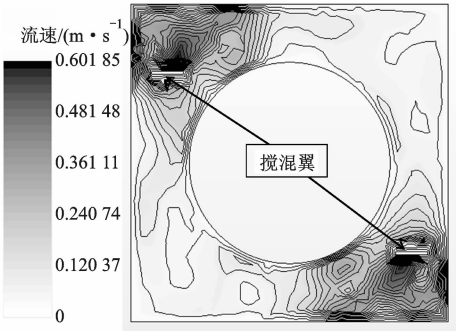


图 5 搅混翼末端二次流云图

静压变化和二次流强度这两个指标来定量分析。由于定位格架前部的流场状态基本相同,所以重点研究定位格架及之后的流场变化。

图 6 描述带定位格架与不带定位格架轴向的静压分布。带定位格架的静压在定位格架位置可分为 3 个不同的变化区域。首先,在冷却剂刚流经定位格架时静压大幅降低,带定位格架的压降是不带定位格架压降的 5.3 倍;随后,在流经弹簧时静压的下降速度变缓,带定位格架的压降是不带定位格架的 2.8 倍;最后,在流经搅混翼时静压产生了一定的回升,回升的压降为不带定位格架压降的 0.9 倍。定位格架末端到出口的压降也有所增大,增大幅度约为 2.5%。比较整个单燃料棒通道的压降,带定位格架的压降比不带定位格的压降增加了 5%,定位格架对冷却剂产生了一定的流动阻力,但就定位格架的设计而言,压降的增幅在设计阈值之内。从强化换热的角度来看,通过改变几何结构来增强对流换热的方法都是以增加流动阻力为代价来获取更大的换热系数收益。定位格架对冷却剂产生一定程度的横向搅混,使得壁面产生的热量更容易传递到液相主流区,因此对流换热得到了增强。

为了定量分析定位格架产生的横向流动,定义二次流比 $r_{SFR} = (\sqrt{v_x^2 + v_y^2} / v_{in})$ 来进行研究。

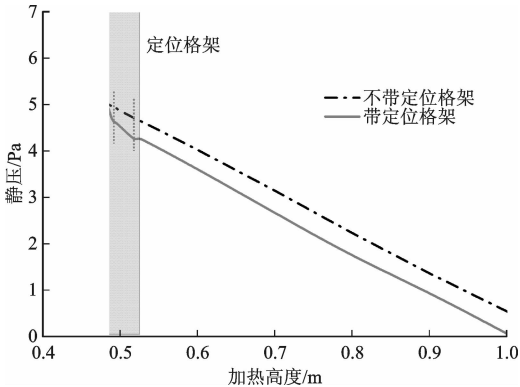


图 6 定位格架对静压轴向分布的影响

图 7 为带定位格架和不带定位格架的平均二次流比轴向分布。由图可知,不带定位格架的二次流比几乎为 0,而带定位格架的二次流比在流经定位格架之后产生了巨大的增幅,然后快速衰减到较小的值。从图 7 看出,由于刚凸、弹簧和搅混翼都使得冷却剂产生横向运动,由于各自产生横向二次流的能力各不相同,因此平均二次流比曲线历经了 2 个大峰值和 1 个小峰值。第 1 个大峰值出现在刚凸位置,平均二次流比为 0.06;小峰值位于弹簧的中心位置,平均二次流比为 0.036。第 2 个大峰值出现在搅混翼位置,平均二次流比为 0.13。搅混翼产生的二次流比约为刚凸的 2.2 倍,而刚凸产生的二次流比约为弹簧的 1.6 倍,证明了搅混翼具有最强的横向搅混能力。就整个通道的平均二次流而言,最大值可达到进口速度的 13.5%。流场和温度场的变化是相互影响的,定位格架在产生横向二次流的同时,温度场也产生了相应的变化。

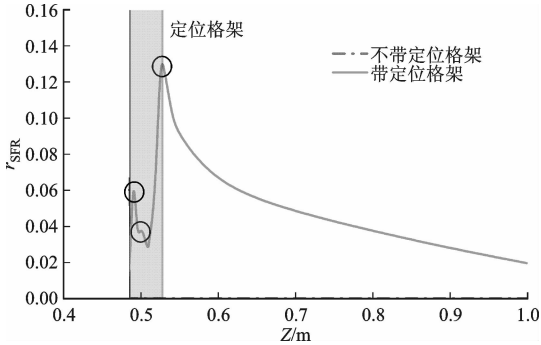


图 7 定位格架对二次流比轴向分布的影响

2.3 轴向不同截面的温度分布

冷却剂流经定位格架后向逆时针方向产生了一定角度的旋转,横向二次流逐渐衰减。根据图 1a 截取的 6 个不同截面,观察冷却剂流经定位格架之后温度分布沿着轴向的变化规律。由于不带定位格架的温度分布与带定位格架的温度分布在流经定位格架前是相同的,而且随着流动方向只存在温度的增加,分布形状未发生改变,因此只讨论带定位格架的温度分布。温度分布云图中加入了速度矢量分布,以便同时分析温度场和速度场的耦合变化。

图 8 为轴向不同截面的温度及速度矢量分布。从截面 A 和截面 B 来看,位于定位格架下游 D_h 处的温度分布产生了巨大的变化。在冷却剂流经定位格架之前温度分布是规则的形状,经过定位格架以后温度的分布不再规则,在燃料棒的左上角与右下角(搅混翼所在位置)形成了两个较大的低温漩涡对,而且高温区已经有几处产生了脱离壁面的趋势。

观察位于定位格架下游 $5D_h$ 处的截面 C , 高温区已经扩散到冷壁面, 低温漩涡对外侧的漩涡即将消失。从截面 B 到截面 C , 温度分布同样沿着逆时针的方向旋转了一定角度。在格架下游 $10D_h \sim 50D_h$ 处, 由于横向二次流的衰减, 高温区的脱离形态也逐渐趋于稳定, 温度分布的形状也逐渐规则起来。低温漩涡对到 $20D_h$ 处已经全部消失, 这说明定位格架只对下游一定距离的流体产生显著影响, 随后便衰减消失。希望通过一个定位格架对全长段的棒束产生足够强度的横向扰动是不现实的, 因此现有的燃料组件通常使用多跨布置, 从而保证每一跨都具有可观的横向二次流。

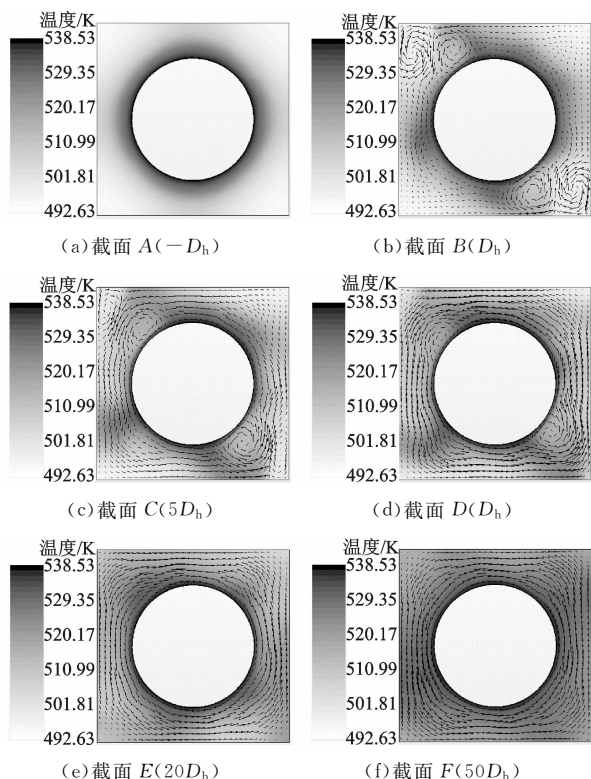


图8 轴向温度及速度矢量分布

2.4 定位格架对温度轴向分布影响的定量分析

从不同截面的温度分布来看, 经过定位格架之后温度分布具有了旋流的特征, 通过比较定位格架对径向截面液相平均过冷度 ΔT_{sub} 和平均壁面过热度 ΔT_{sup} 的影响来研究壁温的轴向变化规律。

图9为液相过冷度的轴向分布。从图中可以看出, 与不带定位格架的通道相比, 带定位格架的 ΔT_{sub} 在流经定位格架后下降速度更大。由于经过定位格架后流通面积减小使得液相主流区与壁面的平均距离减小, 冷却剂有了更大的升温速率。在定位格架出口, 由于流通面积的增大, ΔT_{sub} 也有略微的回升。在定位格架出口到约 $27D_h$ 的区域内,

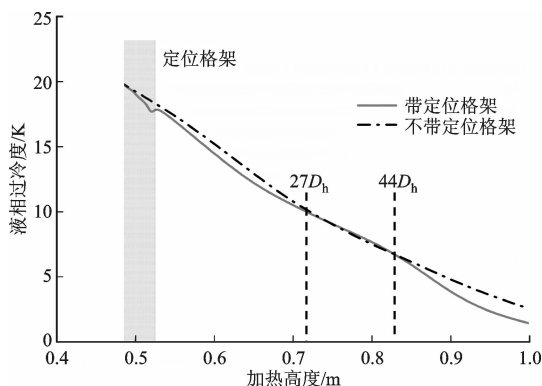


图9 液相过冷度轴向分布

ΔT_{sub} 继续降低, 平均值比不带定位格架的过冷度低 0.52 K , 最大差值为 0.9 K 。这一变化说明, 随着液相对流热流密度的增加, 液相吸收了更多的热量从而具有更高的温度。在 $27D_h$ 到 $44D_h$ 的区域内, 带定位格架的 ΔT_{sub} 略高于不带定位格架的 ΔT_{sub} , 但大部分区域基本相等。观察图11气体平均体积分轴分布中的相同区域, 由于带定位格架的气体分数略高, 说明气相吸收了更多的热量, 导致带定位格架的 ΔT_{sub} 略有增加。在 $44D_h$ 之后的出口段, 带定位格架的 ΔT_{sub} 再一次低于不带定位格架的 ΔT_{sub} , 最大值达到 1.4 K 。产生这一变化的原因同样与定位格架下游液相对流热流密度的变化及气体体积分数的变化有关。由于气体的产生量减少以及液相对流热流密度的增加都使得液相吸收了更多的热量, 导致升温速率的增加。从整体来看, 带定位格架的 ΔT_{sub} 具有更低的值, 说明冷却剂携带热量的能力得到了增强。

图10为 ΔT_{sup} 轴向的分布。从中可以发现, ΔT_{sup} 受到壁面热流密度余弦分布的影响整体呈现下降的趋势。在定位格架出口到 $27D_h$ 的区域内, 带定位格架的 ΔT_{sup} 具有更低的值, 最大差值可以达到 0.18 K 。其他位置的 ΔT_{sup} 数值相差不大, 只有出口段略微低于不带定位格架的 ΔT_{sup} 。 ΔT_{sup} 对于热流密度的响应是相对比较微弱的, 变化幅度非

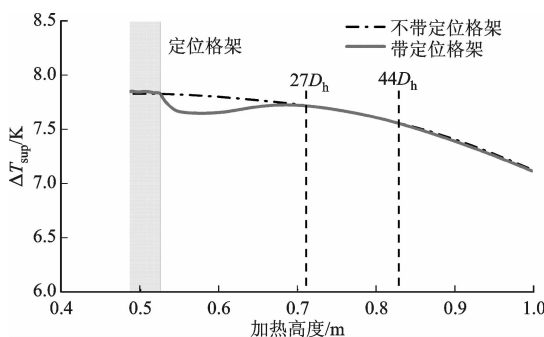


图10 壁面过热度轴向分布

常小,最大只有 0.18 K,甚至在 $27D_h$ 到 $44D_h$ 的区域内基本没有变化。 ΔT_{sup} 的降低说明定位格架能够有效地减小壁面局部热点的温度,对于防范壁面烧毁事故具有重要的意义。

2.5 定位格架对气液两相分布及换热特性的影响

图 11 为气体体积分数径向截面平均值在轴向的分布。棒束通道中平均空泡份额整体小于 0.3,这与气液两相流流型为泡状流有关,受制于加热长度和壁面热流密度,泡状流并没有向环状流过度。不带定位格架的气体体积分数由于壁面热流密度余弦分布的原因在通道 0.525 6 m 处(定位格架安装位置)之后开始降低,然后由于液相平均温度的增加而继续升高。带定位格架的气体体积分数经历了两个峰值。第 1 个峰值发生在刚经过定位格架的位置,与定位格架增加了对流换热有关。由于液相对流热流密度的增加,势必导致蒸发热流密度的降低,从而使得气体产生量减小。第 2 个峰值位于定位格架下游大约 $44D_h$ 处的位置,与壁面热流密度余弦分布有关,但是定位格架使余弦分布的影响推迟出现,在 $44D_h$ 处气体体积分数出现开始降低然后又增加的现象。从整体来看,除了 $27D_h$ 到 $44D_h$ 的区域,带定位格架的平均空泡份额曲线位于不带定位格架的平均空泡份额曲线的下方,说明经过定位格架之后,气体总体蒸发量减少了,对于防止气体堵塞而发生沸腾临界具有很重要的意义。

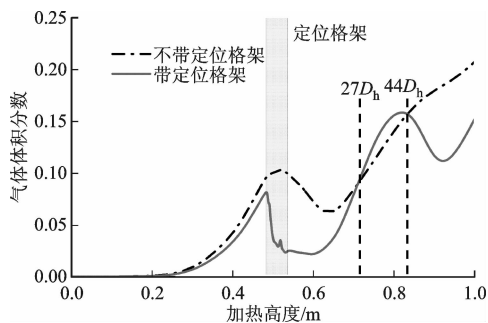


图 11 气体平均体积分数轴向分布

图 12 为液相对流热流密度轴向分布。从图中可以看出,经过定位格架后液相对流热流密度大幅增加,影响区域可以扩展到 $27D_h$ 的范围,最大增加幅度为 44.3%。液相对流热流密度的增加是前述壁面过热度降低、液相过冷度降低和气体体积分数降低的根本原因。在 $27D_h$ 到 $44D_h$ 的区域,液相对流热流密度略有减小,但大部分区域基本相等。在 $44D_h$ 后的出口段,带定位格架的液相对流热流密度略高于不带定位格架的液相对流热流密度。定位格

架最根本的作用在于增加了液相对流热流密度,从而使得壁面温度、气体分数都有所降低,减小了壁面热点温度过高导致包壳烧毁或者壁面气泡聚集导致沸腾临界的可能性,增加了核反应堆的固有安全性。

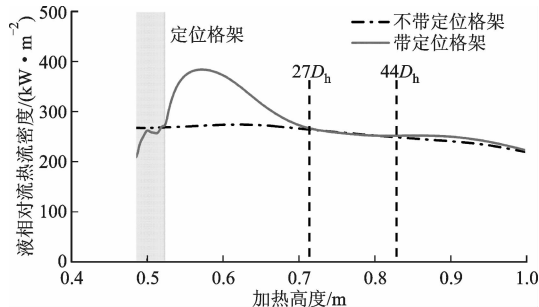


图 12 液相对流热流密度轴向分布

3 结 论

(1)从流场角度来看,流经定位格架之后流线向逆时针方向产生旋转,局部二次流强度可达到 60%。定位格架内不同部件对压降的影响各不相同,整体压降仅增加了 5%。与弹簧和刚凸相比,搅混翼具有最大的横向搅混能力,平均二次流最大值能达到进口速度的 13.5%。

(2)从温度场角度来看,流经定位格架后温度场也发生了逆时针旋转,高温区脱离燃料棒壁面向冷壁面迁移,但是只在下游一定距离产生显著影响,随后这种影响会持续衰减。定位格架使得液相具有更低的过冷度,壁面过热度也发生了明显降低。

(3)从两相分布和换热角度来看,平均气体体积分数在定位格架影响下显著降低,由壁面热流密度余弦分布导致的降低则延迟出现。定位格架增大了液相对流热流密度,最大增幅为 44.3%,从而降低了壁面温度和空泡份额,增加了核反应堆的安全性。

参考文献:

- [1] 郝老迷. 核反应堆热工水力学 [M]. 北京: 原子能出版社, 2010: 107-116
- [2] 米争鹏, 谭思超, 邹思远, 等. 棒束通道内温度场分布特性研究 [J]. 原子能科学技术, 2020, 54(9): 1644-1652.
- MI Zhengpeng, TAN Sichao, ZOU Siyuan, et al. Temperature field distribution characteristics in rod bundle channel [J]. Atomic Energy Science and Technology, 2020, 54(9): 1644-1652.
- [3] NAVARRO M A, SANTOS A A C. Evaluation of a numeric procedure for flow simulation of a 5×5 PWR rod bundle with a mixing vane spacer [J]. Progress in

- Nuclear Energy, 2011 53(8): 1190-1196.
- [4] CHENG S B, CHEN H D, ZHANG X Y. CFD analysis of flow field in a 5×5 rod bundle with multi-grid [J]. Annals of Nuclear Energy, 2017 99: 464-470.
 - [5] 陈曦, 张虹. 压水堆棒束定位格架两相搅混特性数值研究 [J]. 原子能科学技术, 2014, 48(9): 1589-1595. CHEN Xi, ZHANG Hong. Numerical study of two-phase mixing characteristics on PWR rod bundle with spacer grid [J]. Atomic Energy Science and Technology, 2014, 48(9): 1589-1595.
 - [6] BARTOLOMEI G G, CHANTURIYA V M. Experimental study of true void fraction when boiling subcooled water in vertical tubes [J]. Thermal Engineering, 1967, 14(2): 123-128.
 - [7] BARTEL M D. Experimental investigation of subcooled boiling [D]. West Lafayette, USA: Purdue University, 1999: 65-97.
 - [8] LEE T H, PARK G C, LEE D J. Local flow characteristics of subcooled boiling flow of water in a vertical concentric annulus [J]. International Journal of Multiphase Flow, 2002, 28(8): 1351-1368.
 - [9] KURUL N, PODOWSKI M Z. On the modeling of multidimensional effects in boiling channels [C]//Proceedings of the 27th International Heat Transfer Conference. Minneapolis, Minnesota, USA: [s. n.], 1991: 28-31.
 - [10] 彭伟嶝, 郑乐乐, 卢川, 等. 泡核沸腾两相 CFD 模拟的参数敏感性分析与模型验证 [J]. 核科学与工程, 2018, 38(2): 194-204. PENG Weidi, ZHENG Lele, LU Chuan, et al. Parameter sensitivity analysis and model verification of two-phase CFD simulation in nucleate boiling [J]. Nuclear Science and Engineering, 2018, 38(2): 194-204.
 - [11] KUMAR M, MOHARANA A, NAYAK A K, et al. CFD simulation of boiling flows inside fuel rod bundle of a natural circulation BWR during SBO [J]. Nuclear Engineering and Design, 2018, 338: 300-329.
 - [12] ISHII M, ZUBER N. Drag coefficient and relative velocity in bubbly, droplet or particulate flows [J]. AIChE Journal, 1979, 25: 843-855.
 - [13] DREW D A, LAHEY R T. The virtual mass and lift force on a sphere in rotating straining inviscid flow [J]. International Journal of Multiphase Flow, 1987, 13(1): 113-121.
 - [14] TOMIYAMA A. Struggle with computational bubble dynamics [C]//Third International Multiphase Flow. Lyon, France: [s. n.], 1998: 1-18.
 - [15] PODOWSKI M Z, KURUL N. Multidimensional effects in forced convective subcooled boiling [C]//9th International Heat Transfer Conference. Jerusalem, Israel: [s. n.], 1990: 21-26.
 - [16] RANZ W E, MARSHALL W R. Evaporation from drops [J]. Chemical Engineering Progress, 1952, 48(1): 141-146.
 - [17] JUDD R L, HWANG K S. A comprehensive model for nucleate pool boiling heat transfer including micro-layer evaporation [J]. ASME J Heat Transfer, 1976, 94(4): 623-629.
 - [18] MIKIC B, ROHSENOW W M. A new correlation of pool boiling data including the fact of heating surface characteristics [J]. ASME J Heat Transfer, 1969, 91(2): 245-250.
 - [19] TOLUBINSKY V I, KOSTANCHUK D M. Vapor bubbles growth rate and heat transfer intensity at subcooled water boiling [C]//Fourth International Heat Transfer Conference. Paris, France: [s. n.], 1970: B-28.
 - [20] ANGLART H, NYLUND O. CFD application to prediction of void distribution in two-phase bubbly flows in rod bundles [J]. Nuclear Engineering and Design 1996, 163(1/2): 81-98.
 - [21] LO S, RAO P. Modeling of droplet breakup and coalescence in an oil-water pipeline [C]//6th International Conference on Multiphase Flow. Leipzig, Germany: ICMF, 2007: 9-13.
 - [22] LEMMERT M, CHWALA J M. Influence of flow velocity on surface boiling heat transfer coefficient [M]. New York, USA: Academic Press and Hemisphere, 1977: 111-116.
 - [23] COLE R. A photographic study of pool boiling in the region of the critical heat flux [J]. AIChE Journal, 1960, 6(4): 533-538.
 - [24] GAO Y P, SHAO S Q, XU H B, et al. Numerical investigation on onset of significant void during water subcooled flow boiling [J]. Applied Thermal Engineering, 2016, 105: 8-17.
 - [25] MIMOUNI S, BAUDRY C, GUINGO M, et al. Computational multi-fluid dynamics predictions of critical heat flux in boiling flow [J]. Nuclear Engineering and Design, 2016, 299: 28-36.
 - [26] ZHANG R, CONG T L, TIAN W X, et al. Effects of turbulence models on forced convection subcooled boiling in vertical pipe [J]. Annals of Nuclear Energy, 2015, 80: 293-302.

(编辑 杜秀杰 亢列梅)