

# ERVC 数值模拟研究

霍飞鹏<sup>1</sup>, 闫大强<sup>2</sup>, 李京浩<sup>2</sup>, 王捷<sup>1</sup>

(1. 清华大学核能与新能源技术研究院, 先进核能技术协同创新中心, 北京 100084;

2. 国家核电技术有限公司 北京软件技术中心, 北京 102209)

**摘要:** 压力容器外部冷却(ERVC)是 AP1000 的严重事故响应策略堆内熔融物滞留(IVR)中至关重要的环节, ERVC 能否实现的关键是压力容器下封头是否会出现临界热流密度(CHF)。本文通过对低压过冷沸腾工况构建三维流体动力学模型, 对过冷沸腾实验进行模型验证, 然后对 AP1000 ERVC 进行数值模拟研究, 结合 CHF 模型预测压力容器外壁是否发生 CHF, 并与实验数据进行对比。计算结果表明, CHF 不会发生, 与实验相符。可见用三维数值模拟方法分析研究 ERVC 是可行的。

**关键词:** 压力容器外部冷却; 临界热流密度; 计算流体力学

中图分类号: TL36

文献标志码: A

文章编号: 1000-6931(2015)S0-0252-07

doi: 10. 7538/yzk. 2015. 49. S0. 0252

## Numerical Simulation Methodology of ERVC

HUO Fei-peng<sup>1</sup>, YAN Da-qiang<sup>2</sup>, LI Jing-hao<sup>2</sup>, WANG Jie<sup>1</sup>

(1. Institute of Nuclear and New Energy Technology, Collaborative Innovation Center of Advanced Nuclear Energy Technology, Tsinghua University, Beijing 100084, China;

2. State Nuclear Power Software Development Center, Beijing 102209, China)

**Abstract:** External reactor vessel cooling (ERVC) strategy is proposed to be adopted as a key issue of in-vessel retention (IVR) which is applied in AP1000 as an important method to avoid the consequences of severe accidents. Most researches concerning about the critical heat flux (CHF) of ERVC are based on experiments. This paper dedicated to explore a way with computational fluid dynamics (CFD) method to solve where CHF happens and predict the value. And Eulerian multiphase CFD models were developed to resolve wall boiling and CHF. The numerical results for CHF of ERVC were validated against existing experimental data in this paper. The calculation results indicate that CHF will not occur, which agrees well with experimental results, and it is feasible to analyze ERVC by CFD.

**Key words:** external reactor vessel cooling; critical heat flux; computational fluid dynamics

AP1000 作为从国外引进的第三代核电技术,是我国在建和未来的主要堆型之一。福岛核事故以后,许多国家政府以及科研机构对严重事故下核电站的应急响应措施予以高度重视。与我国已有的核电站堆型不同,AP1000 在严重事故工况下采用堆内熔融物滞留(IVR)策略,冷却水在压力容器外壁与保温层之间吸热汽化形成自然循环将熔融物的热量传出,即压力容器外部冷却(ERVC),从而保持压力容器的完整性,使堆芯熔融物滞留其中。可见 ERVC 是 IVR 能否成功实施的关键。

ERVC 本质上为压力容器外壁上的过冷沸腾是否达到临界热流密度(CHF)的问题,目前国内外对 ERVC 的研究多采用实验研究,用三维数值进行模拟的较少。1999 年 12 月,来自美国和欧洲的 9 个机构组成的反应堆压力容器完整性评估(ARVI)研究小组开始研究关于如何保持压力容器完整性的项目<sup>[1]</sup>,进行了 EC-FOREVER 实验,并基于实验数据构建分析程序模型进而进行结构分析,自然对流和下封头断裂失效是其研究的重点。美国圣地亚国家实验室同样以小比例实验装置开展了圆筒沸腾(CYBL)实验<sup>[2]</sup>;韩国原子能研究院通过外部自然循环堆芯冷却性能实验(HERMES)<sup>[3]</sup>,研究两相自然循环流动和传热机理。美国加州大学圣巴巴拉分校的全尺寸外部流道(ULPU-V)实验<sup>[4]</sup>针对 AP1000 进行了 CHF 的实验,本文选取该实验进行模拟分析。

三维数值模拟与实验相比,可获取整体流场数据,能预测不同参数工况下流场的变化。本文拟对低压过冷沸腾工况构建三维流体力学模型,通过对 Lee 等的实验进行模型验证,然后对 AP1000 ERVC 进行数值模拟研究,并结合 CHF 模型分析 ERVC 的适用性。

## 1 数学模型

ERVC 实质上是两个问题的叠加:一是加热壁上发生过冷沸腾的两相流问题;二是 CHF 问题。目前用计算流体力学(CFD)方法研究两相流在国内外日渐增多,尤其对简单流型,如泡状流,CFD 研究较为成熟。而对于 CHF 问题普遍以实验研究为主,用 CFD 研究的较少,且大多关注棒束等高压工况,而非

AP1000 ERVC 对应的低压工况。Bergles 等<sup>[5]</sup>提出,CHF 发生前后流场并无明显变化,即是否达到 CHF 对流场影响很小。因此,本文先通过 CFD 方法模拟 AP1000 ERVC 的两相流流场,再结合成熟合理的 CHF 模型计算 CHF 值。

### 1.1 两流体模型

CFD 方法模拟过冷沸腾两相流一般采用欧拉两流体模型,即对气相和液相分别求解质量、动量和能量方程,对相界面质量、动量和能量交换构筑模型来封闭整个控制方程组。

#### 1) 控制方程

两流体模型的控制方程是基于三维流体力学方程分别对每项建立方程组并进行系综平均,或时间、空间平均。经过平均后,舍弃相界面上阶跃变化的物理信息。两相守恒方程组和相界面的 3 个守恒方程构成了两流体模型的控制方程组。文献[6]对这两个方程组进行了简化,并认为相界面是由液相和气相构成的厚度很薄的控制体。

体积分数守恒方程:

$$\alpha_l + \alpha_g = 1 \quad (1)$$

质量守恒方程:

$$\frac{\partial \alpha_k \rho_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mathbf{v}_k) = \Gamma_k \quad (2)$$

动量守恒方程:

$$\frac{\partial \alpha_k \rho_k \mathbf{v}_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mathbf{v}_k \mathbf{v}_k) = -\nabla (\alpha_k p_k) + \nabla \cdot [\alpha_k (\boldsymbol{\tau}_k + \boldsymbol{\tau}_k^T)] + \alpha_k \rho_k \mathbf{g}_k + M_k \quad (3)$$

$$M_k = v_{ki} \Gamma_k + p_{ki} \nabla \alpha_k + M_{ki} - \nabla \alpha_k \cdot \boldsymbol{\tau}_{ki} \quad (4)$$

能量守恒方程:

$$\frac{\partial [\alpha_k \rho_k (e_k + \frac{\mathbf{v}_k^2}{2})]}{\partial t} + \nabla \cdot [\alpha_k \rho_k (e_k + \frac{\mathbf{v}_k^2}{2}) \mathbf{v}_k] = -\nabla \cdot [\alpha_k (q_k + q_k^T)] + \nabla \cdot (\alpha_k T_k \mathbf{v}_k) + \alpha_k \rho_k \mathbf{g}_k \mathbf{v}_k + E_k \quad (5)$$

$$E_k = \Gamma_k (i_{ki} + v_{ki} v_k - \frac{v_k^2}{2}) + a_i q_{ki} -$$

$$p_{ki} \frac{\partial \alpha_k}{\partial t} + M_{ki} v_{ki} - \nabla \alpha_k \cdot \boldsymbol{\tau}_{ki} v_{ki} + W_{ki}^T \quad (6)$$

其中: $\alpha$  为体积分数,下标  $l$  和  $g$  分别代表液相和气相, $k$  代表两相中的任一相; $\Gamma_k$  为  $k$  相因相变产生的质量源; $\boldsymbol{\tau}_k$  表示  $k$  相切应力张量; $\boldsymbol{\tau}_k^T$  为  $k$  相湍流应力; $v_{ki}$  表示相界面上  $k$  相的速

度;  $\tau_{ki}$  为相界面上  $k$  相切应力张量;  $p_{ki}$  为相界面上  $k$  相的压力;  $M_k$  为  $k$  相界面上的动量源;  $M_{ki}$  为相间作用力;  $e_k$  为内能;  $q_k$  为热流率;  $q_k^T$  为湍流产生的热流率;  $T_k$  为压力张量和切应力张量构成的应力张量,  $T_k = -p_k I + \tau_k$ ,  $I$  为单位张量;  $E_k$  为交界面上  $k$  相的能量源;  $i_{ki}$  为相界面上  $k$  相的比焓;  $q_{ki}$  为相界面作为控制体与相邻的相传热的热流密度;  $W_{ki}^T$  为相界面上的湍流作用做的功。

对于过冷沸腾两相流问题, 流型多以泡状流为主, 可假设相界面上的压力、切向应力与液相一致, 相界面的比焓与同侧相的一致, 相界面的速度与气泡速度一致。  $W_{ki}^T$  近似为 0。

$$p_{ki} \approx p_k \quad (7)$$

$$v_{ki} \approx v_i \approx v_g \quad (8)$$

$$\Pi_{1i} \approx \Pi_{2i} \approx \Pi_f \quad (9)$$

$$i_{ki} \approx i_k \quad (10)$$

$$W_{ki}^T \approx 0 \quad (11)$$

简化后, 式(1)~(6)中除  $\Gamma_k$ 、 $M_{ki}$ 、 $q_{ki}$  外的其他项均可由 NS 方程的未知量, 即速度、压力、温度等流场参数表示。因此需引入辅助模型将  $\Gamma_k$ 、 $M_{ki}$ 、 $q_{ki}$  表示成流场参数的函数, 从而封闭整个方程组。

国内外对两相流中相界面的质量传输、相间作用力、相间传热、气泡直径等研究较多, 本课题组前期曾对相关模型进行了总结与对比, 本文仅列出最优化的模型。

## 2) 相界面热流密度( $q_{ki}$ )模型

在过冷沸腾中, 近似认为气相不存在过热, 即气相温度等于饱和温度。则相界面热流密度由下式表示:

$$q_{ki} = h_i (T_{\text{sat}} - T_f) \quad (12)$$

其中:  $T_{\text{sat}}$  为饱和温度;  $h_i$  为相间换热系数, 通常无量纲参数  $Nu$  表示。Ranz 等<sup>[7]</sup> 给出了  $Nu$  和气泡雷诺数  $Re_B$  及液相普朗特数  $Pr$  的关系式:

$$Nu = 2 + 0.6 Re_B^{0.5} Pr^{0.3} \quad (13)$$

## 3) 相界面质量传输( $\Gamma_k$ )模型

相界面质量传输是伴随着蒸发或冷凝的能量传输过程进行的, 根据式(12)中的  $h_i$ ,  $\Gamma_k$  用下式表示:

$$\Gamma_k = \frac{h_i a_i (T_{\text{sat}} - T_k)}{h_{fg}} \quad (14)$$

其中:  $h_{fg}$  为蒸发潜热;  $a_i$  为相界面浓度。

相界面浓度  $a_i$  是关于空泡份额、气泡直径、流道等效直径的函数关系。Ishii 等<sup>[6]</sup> 给出了如下模型:

$$a_i = \frac{4.5 \alpha_g - \alpha_{gs}}{D_{\text{eq}} (1 - \alpha_{gs})} + \frac{6 \alpha_{gs}}{d_B} \frac{1 - \alpha_g}{1 - \alpha_{gs}} \quad (15)$$

$$\alpha_{gs} = \alpha_g \quad \alpha_g < 0.25$$

$$\alpha_{gs} = 0.3929 - 0.5714 \alpha_g \quad 0.25 \leq \alpha_g < 0.6$$

$$\alpha_{gs} = 0.05 \quad \alpha_g \geq 0.06$$

其中:  $\alpha_g$  为气相体积分数;  $\alpha_{gs}$  为小气泡区域的体积分数;  $D_{\text{eq}}$  为等效直径;  $d_B$  为气泡直径。

在沸腾流动中, 气泡的尺寸分布范围很大。Kurul<sup>[8]</sup> 认为气泡直径  $d_B$  与当地过冷度  $\Delta T_{\text{sub}}$  ( $\Delta T_{\text{sub}} = T_{\text{sat}} - T_f$ ) 呈正比。Koncar 等<sup>[9]</sup> 在 Kurul 模型的基础上给出了低压情况下的模型:

$$d_B = (d_{B,1} (\Delta T_{\text{sub}} - \Delta T_{\text{sub},2}) + d_{B,2} (\Delta T_{\text{sub},1} - \Delta T_{\text{sub}})) / (\Delta T_{\text{sub},1} - \Delta T_{\text{sub},2}) \quad (16)$$

$$d_{B,1} = 1.0 \text{ mm}, \Delta T_{\text{sub},1} = 5 \text{ K}$$

$$d_{B,2} = 3.8 \text{ mm}, \Delta T_{\text{sub},2} = -2 \text{ K}$$

## 4) 相间作用力( $M_{ki}$ )模型

在两相流理论研究中, 常将相间作用力拆分成 5 个部分, 分别建立模型:

$$M_{ki} = M_g^D + M_g^V + M_g^L + M_g^W + M_g^T \quad (17)$$

其中:  $M_g^D$  为拖曳力;  $M_g^V$  为虚拟质量力;  $M_g^L$  为升力;  $M_g^W$  为壁面润滑力;  $M_g^T$  为湍流扩散力。

拖曳力  $M_g^D$  是定常流动中两相之间的主要相间作用力, 意义在于当两相之间流动速度不同时, 液相会推动气相或拖拽气泡。

$$M_g^D = - \left( \alpha_g \frac{A_g}{V_B} \right) \frac{C_D}{2} \rho_g v_r |v_r| \quad (18)$$

其中:  $v_r = v_g - v_f$ ;  $A_g$  为气泡在流动方向投影的横截面积;  $V_B$  为气泡的体积;  $C_D$  为拖曳力系数, 采用 Ishii 等<sup>[10]</sup> 给出的模型计算。

虚拟质量力  $M_g^V$  是指非定常流动中, 液相速度变化引起气泡速度的变化, 在定常流动中, 该力可忽略。在本文中, 只考虑稳态情况, 故该力不考虑。

升力  $M_g^L$  是气泡在垂直于相对运动速度方向的速度梯度产生的力。升力的作用是将气泡推向流速较低的区域。Drew 等<sup>[11]</sup> 提出的升力表达式如下:

$$M_g^L = - \alpha_g C_{L,\rho_f} v_r (\nabla \cdot v_f) \quad (19)$$

其中,  $C_{L}$  采用 Tomiyama<sup>[12]</sup> 的升力系数关系式计算。

壁面润滑力  $M_g^W$  的作用是阻止壁面附近的气泡接触壁面, Antal 等<sup>[13]</sup> 提出的壁面润滑力模型得到广泛采用, 该模型如下:

$$M_g^W = \frac{\alpha_g \rho_f |v_r|^2}{d_B}$$

$$\left[ \max\left(C_{w1} + C_{w2} \left(\frac{d_B}{y_w}\right), 0\right) \right] n_w \quad (20)$$

其中:  $y_w$  为与壁面的垂直距离;  $n_w$  为壁面单位法向量;  $C_{w1}$  和  $C_{w2}$  为壁面润滑力系数, 在处理低压工况时, Koncar<sup>[9]</sup> 采用  $C_{w1} = -0.04, C_{w2} = 0.08$ 。

湍流扩散力  $M_g^T$  描述的是液相湍流对气泡扩散的作用, Burns 等<sup>[14]</sup> 认为湍流扩散力是由相间作用力的无规则脉动导致的, 并基于 Favre 平均推导出:

$$M_g^T = -C_{TD} \frac{\mu_{tf}}{\sigma_{tf}} \left( \frac{\nabla \alpha_g}{\alpha_g} - \frac{\nabla (1 - \alpha_g)}{1 - \alpha_g} \right) \quad (21)$$

$$C_{TD} = \frac{3}{4} C_D \frac{\alpha_g \rho_f}{d_B} |v_g - v_f| \quad (22)$$

其中:  $\mu_{tf}$  为液相湍动黏度;  $\sigma_{tf}$  为液相湍流施密特数, 通常取 1<sup>[14]</sup>。

### 1.2 CHF 模型

CHF 按照流场情况和触发机理可分为两类: 干涸 (Dry-out) 和偏离泡核沸腾 (DNB)。在过冷流动和低空泡份额区域, 发生的 CHF 属于 DNB。本文关注的 AP1000 ERVC 中的 CHF 属于 DNB 类型。目前 DNB 的物理机理尚未得到清楚的理解, 得到较多认可的有两种理论模型: 气泡拥塞模型和液膜蒸干模型。

#### 1) 气泡拥塞模型

Weisman 等<sup>[15]</sup> 提出在泡核沸腾起始点 (ONB) 后, 加热壁面上附着一层气泡层。气泡从上游进入从下游流出。当气泡区中的气泡密集到一定程度从而阻碍气泡区与主流区之间的焓传递时, 即认为发生了 CHF。CHF 模型如下:

$$q_{CHF} = h_{fg} G (x_2 - x_1) i_b \phi \left( \frac{h_f - h_{ld}}{h_1 - h_{ld}} \right) d_{BW} \quad (23)$$

其中:  $G$  为质量流速;  $x_1, x_2$  分别为主流区和气泡区的质量含汽率;  $h_f$  为饱和液相焓;  $h_1$  为主流区的液相焓;  $h_{ld}$  为气泡附着点处的液相焓;  $i_b$  为气泡层和主流层接触面上的湍流强度;  $\phi$  为壁面附近的速度波动系数。

#### 2) 液膜蒸干模型

Fiori 等<sup>[16]</sup> 认为, 在低质量流率、低过冷度下, 在壁面附近会出现大气弹, 与壁面间有一层液膜。当液膜蒸干时发生 CHF。Lee 等<sup>[17]</sup> 总结出的液膜蒸干 CHF 模型如下:

$$q_{CHF} = G_m \delta_m a_1 [h_{fg} + (h_L - h_m)] / L_m \quad (24)$$

其中:  $G_m$  为进入液体薄膜的液体流率;  $\delta_m$  为液体薄膜的厚度;  $h_m$  为液体薄膜的焓;  $L_m$  为亥姆霍兹临界波长;  $a_1$  为经验系数。

## 2 过冷沸腾三维数值计算模型验证

### 2.1 过冷沸腾实验

Lee<sup>[18]</sup> 对常压环形管道强制对流过冷沸腾的体积份额、两相速度径向分布等进行了实验研究。内管外径 19 mm, 外管内径 37.5 mm, 全长为 2.376 m, 内管加热, 其中加热段长度为 1.67 m, 如图 1 所示。图 1 中,  $R_o$  为外管内侧半径,  $R_i$  为内管外侧半径。加热段的前后管道长度分别为 0.28 m 和 0.61 m, 局部参数测量位置位于距离加热段出口 0.06 m 处。

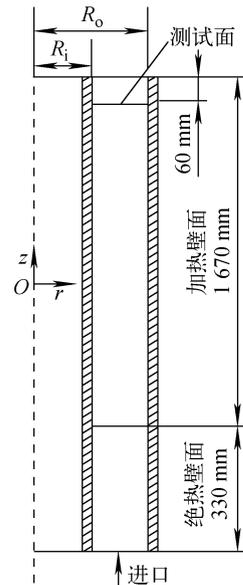


图 1 Lee 实验管道示意图

Fig. 1 Schematic of Lee's experimental pipe

根据 AP1000 ERVC 的物理过程<sup>[4]</sup>, 压力容器外部的流道压力约在 0.13~0.16 MPa 之间, 过冷度为 13 K 左右, 因此本文选取表 1 中的 3 个实验工况进行模拟计算。

表 1 Lee<sup>[18]</sup>选取的实验工况Table 1 Experiment conditions of Lee<sup>[18]</sup>

实验工况	入口压力/kPa	热流密度/(kW·m <sup>-2</sup> )	质量流速/(kg·m <sup>-2</sup> ·s <sup>-1</sup> )	加热段入口温度/°C	加热段入口过冷度/°C
1	130.2	114.8	477.0	95.6	11.5
2	140.5	169.7	475.9	95.8	13.6
3	159.2	220.2	1 054.9	100.2	13.0

## 2.2 计算结果及分析

### 1) 网格无关性

由于实验管道是环形管道,中心对称,所以计算域选取 1/6 的扇形棱柱。网格敏感性分析结果显示,轴向网格和周向网格的精度均对计算结果影响不大,径向网格的精度对计算结果影响较大。最终采用 14(径向)×12(周向)×100(轴向)的均分网格。

### 2) 结果分析

计算采用 ANSYS CFX 14.5,三维数值计算模型采用第 1 节中列举的模型,计算结果与实验值的对比如图 2~4 所示。其中,横坐标径向位置是指距环形管轴线的距离,内管外壁面径向距离为 0.009 5 m,外管内壁面径向距离为 0.018 75 m。

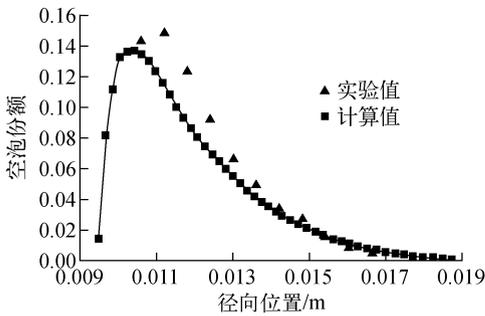


图 2 工况 1 计算结果与实验值对比

Fig. 2 Comparison between results of simulation and experiment for condition 1

由图 2~4 可见,空泡份额分布趋势及峰值的计算结果与实验结果基本符合。尤其是在靠近加热壁面附近区域,计算值与实验值符合最好。而 ERVC 中 CHF 与壁面附近的流动情况关系最为密切,壁面附近区域计算结果是否准确决定了 CHF 值计算的准确性。Lee 实验计算结果表明,使用三维数值计算方法可得到较为准确的近壁面流场。

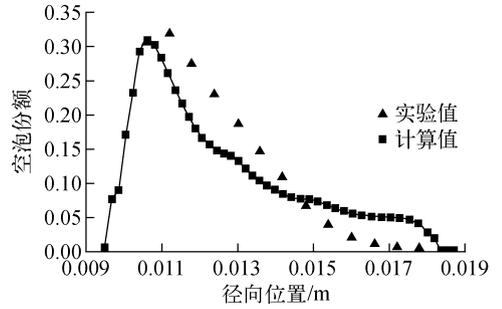


图 3 工况 2 计算结果与实验值对比

Fig. 3 Comparison between results of simulation and experiment for condition 2

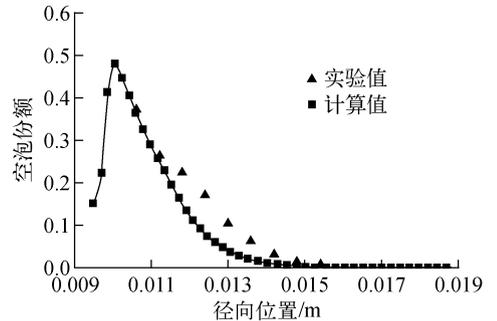


图 4 工况 3 计算结果与实验值对比

Fig. 4 Comparison between results of simulation and experiment for condition 3

## 3 AP1000 ERVC 三维数值计算模型验证

### 3.1 AP1000 ERVC 与 Lee 实验工况相似性比较

AP1000 ERVC 的工况参数和 Lee 实验工况的相同点是参数较为接近,皆为常压,加热壁面上发生过冷沸腾,且入口过冷度较相似。不同点是 AP1000 ERVC 为自然循环, Lee 的实验为强迫对流。由于 AP1000 ERVC 重点在 CHF 发生时的工况,且 ULPU-V 实验采取的是缓慢升温的手段,可看作准稳态过程,将 CHF 发生时的流量作为稳态流量计算。因此将前文总结的三维数值计算模型用在 ERVC 工况计算中。

### 3.2 ULPU-V 实验

AP1000 ERVC 的实验数据较少,本文采用 ULPU-V 进行研究。ULPU-V 是针对 AP1000 采用高度比为 1 比 1 的二维切片型实验装置<sup>[19]</sup>,如图 5 所示。用电加热块模拟熔池热源,加热功率模拟 AP1000 严重事故熔池热流密度分布。冷凝器压力为 101 325 Pa,温度为 373 K,管道均为绝热,加热表面为 90°圆弧形切片,半径为 2.006 m,流道宽度为 0.15 m。从冷凝器到进口挡板的高度为 6.136 m。

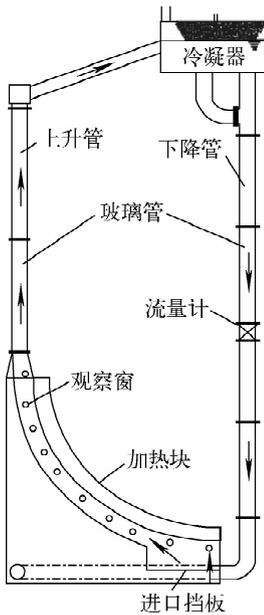


图 5 ULPU-V 实验装置示意图

Fig. 5 Schematic of ULPU-V facility

将进口处记为 0°,加热流道出口处记为 90°。由于实验考虑了不同流道宽度、不同工质对结果的影响,真正与 AP1000 相符的实验数据只有 71°和 83°两个角度的 CHF 值,且公开文献中无局部流场参数。

### 3.3 三维数值计算结合 CHF 模型

计算模型采用第 2 节验证过的三维数值计算模型,传热边界条件采用实验中发生 CHF 时加热块的热流密度。

CHF 发生时,流场并未发生明显转变,无法通过流型的过渡来判断 CHF 是否达到。而现有的关于 DNB 的 CHF 模型基本都表达为流场变量的函数。因此设想用三维数值模拟计算得到的流场数据结合 CHF 模

型推导出在此时流场变量下对应的壁面位置的 CHF 值,与三维数值计算的边界条件中的热流密度比较,如果反推出的 CHF 值小于事先给定的热流密度值,则认为此边界条件下会发生 CHF。

由于 AP1000 ERVC 两相流流型以泡状流为主,气泡拥塞模型较液膜蒸干模型更为适合,因此本文选用 Weisman 等<sup>[15]</sup>提出的气泡拥塞 CHF 模型,即式(23)。计算结果与实验值的对比列于表 2。

表 2 ULPU-V 实验值与计算值比较

Table 2 Comparison between results of experiment and simulation for ULPU-V

角度/(°)	热流密度/(MW·m <sup>-2</sup> )		相对偏差/%
	实验值	计算值	
71	1.672	1.438	-13.9
83	1.727	1.509	-12.6

计算结果显示 71°和 83°两个角度计算值与实验值的相对偏差均在 15%之内,说明三维数值计算结合 CHF 模型的可行性。

71°和 83°两个角度的计算值均较实验值偏小,说明流场结果结合 CHF 模型的计算值小于给定的热流密度边界条件即实验值,验证了前文的设想。

另一方面,71°和 83°两个角度的计算值均较实验值偏小,为 AP1000 的技术改进提供了保守性建议。

应当注意的是,已有的 CHF 模型都有一定的误差,且前述设想的充分必要性没有严格证实,需进一步完善。

## 4 结束语

ERVC 能否避免 CHF 发生是 AP1000 严重事故响应策略 IVR 的关键。本文提出一种全新的方法,使用验证过的三维数值模拟方法得出流场结果,再结合已有的 CHF 模型获得流场结果对应的 CHF 值,与所给的热流密度边界条件比较得出此边界条件下是否会发生 CHF。计算结果表明这种方法有一定可行性,但需较为合适且准确的 CHF 模型,未来仍需详细论证此设想的充分必要性。

## 参考文献:

- [1] SEHGAL B R, THEERTHAN A, GIRI A. Assessment of reactor vessel integrity (ARVI) [J]. Nuclear Engineering and Design, 2003, 221: 23-53.
- [2] CHU T Y, BENTZ J H, SLEZASEDAG S E. Ex-vessel boiling experiments; Laboratory- and reactor-scale testing of the flooded cavity concept for in-vessel core retention, Part II: Reactor-scale boiling experiments of the flooded cavity concept for in-vessel core retention [J]. Nuclear Engineering and Design, 1997, 169: 89-99.
- [3] PARK R J, HA K S, KIM S B, et al. Two-phase natural circulation flow of air and water in a reactor cavity model under an external vessel cooling during a severe accident [J]. Nuclear Engineering and Design, 2006, 236: 2 424-2 430.
- [4] THEOFANOUS T G, LIU C, ADDITION S, et al. In-vessel coolability and retention of a core melt [J]. Nuclear Engineering and Design, 1997, 169: 1-48.
- [5] BERGLES A E, LOPINA R F, FIORI M P. Critical-heat-flux and flow-pattern observation for low-pressure water flowing in tubes [J]. J Heat Trans, 1967, 89: 69-74.
- [6] ISHII M, HIBIKI T. Thermo-fluid dynamics of two-phase flow [M]. New York: Springer, 2011.
- [7] RANZ W E, MARSHALL W R. Evaporation from drops [J]. Chem Eng Prog, 1952, 48(3): 141-146.
- [8] KURUL N. Multidimensional effects in two-phase flow including phase change [D]. US: Rensselaer Polytechnic Institute, 1990.
- [9] KONCAR B, KLJENAK I, MAVKO B. Modeling of local two-phase flow parameters in upward subcooled flow boiling at low pressure [J]. Int J Heat Mass Transfer, 2004, 47: 1 499-1 513.
- [10] ISHII M, ZUBER N. Drag coefficient and relative velocity in bubbly, droplet or particulate flows [J]. AIChE J, 1979, 25: 843-855.
- [11] DREW D A, LAHEY R T, Jr. The virtual mass and lift force on a sphere in rotating and straining flow [J]. Int J Multiphase Flow, 1987, 13: 113-121.
- [12] TOMIYAMA A. Struggle with computational bubble dynamics [C] // Proceedings of Third Int Conf Multiphase Flow (CD-ROM). Lyon: [s. n.], 1998.
- [13] ANTAL S P, LAHEY R T, Jr, FLAHERTY J E. Analysis of phase distribution in fully developed laminar bubbly two-phase flow [J]. Int J Multiphase Flow, 1991, 17: 635-652.
- [14] BURNS A D B, FRANK T, HAMILL I, et al. The favre averaged drag model for turbulent dispersion in eulerian multi-phase flows [C] // Proceedings of 5th International Conference on Multiphase Flow. Yokohama: [s. n.], 2004.
- [15] WEISMAN J, PEI B S. Prediction of critical heat flux in flow boiling at low qualities [J]. Int J Heat Mass Transfer, 1983, 26: 1 463-1 477.
- [16] FIORI M P, BERGLES A F. Model of critical heat flux in subcooled flow boiling [C] // Heat Transfer 1970. Amsterdam: Elsevier Publishing Company, 1970.
- [17] LEE C H, MUDAWAR I. A mechanistic critical heat flux model for subcooled flow boiling based on local bulk flow conditions [J]. Int J Multiphase Flow, 1988, 14: 711-728.
- [18] LEE T H. Local flow characteristics of subcooled boiling flow of water in a vertical concentric annulus [J]. International Journal of Multiphase Flow, 2002, 28: 1 351-1 368.
- [19] DINH T, TU J P, SALMASSI T, et al. Limits of coolability in the AP1000-related ULPU-2400 configuration V facility [R]. US: [s. n.], 2003.