

# 用于压水堆核电厂瞬态分析的一维三流场程序优化及验证

袁乐齐<sup>1</sup>, 李赞旺<sup>1,2</sup>, 樊杰<sup>1,3</sup>, 苟军利<sup>1,\*</sup>, 单建强<sup>1</sup>

(1. 西安交通大学核科学与技术学院, 陕西 西安 710049; 2. 中国船舶及海洋工程设计研究院, 上海 200011;  
3. 中国工程物理研究院核物理与化学研究所, 四川 绵阳 621900)

**摘要:** 近年来, 为了提升核电厂系统分析程序的模拟能力, 国际上逐渐转向采用全面考虑液滴行为的三流场模型。西安交通大学核安全与运行研究室开发了基于三流场模型的系统分析程序, 本文基于该三流场程序的敏感性分析结果对其本构模型进行了优化, 尤其对受液滴行为影响显著的再淹没工况进行了改进和验证。基于 UC-B 圆管再淹没实验数据, 优化了膜态沸腾和过渡沸腾换热模式的转换判断。针对三流场模型在低再淹没速率工况下存在较大误差的问题, 优化了膜态沸腾的壁面传热模型, 并通过 FLECHT SEASET 棒束再淹没实验验证了改进结果。研究表明, 改进后的三流场程序能够更准确地模拟液滴在再淹没过程中的热工水力行为, 显著提升了系统程序的模拟精度, 为我国核电系统分析程序的自主创新提供了重要支持。

**关键词:** 两流体三流场模型; 再淹没; 半隐数值算法

中图分类号: TL33

文献标志码: A

文章编号: 1000-6931(2025)05-1016-10

doi: 10.7538/yzk.2024.youxian.0922

## Optimization and Verification of One-dimensional Three-field Model for Transient Analysis of Pressurized Water Reactor

YUAN Leqi<sup>1</sup>, LI Zanwang<sup>1,2</sup>, FAN Jie<sup>1,3</sup>, GOU Junli<sup>1,\*</sup>, SHAN Jianqiang<sup>1</sup>

(1. School of Nuclear Science and Technology, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. Marine Design & Research Institute of China, Shanghai 200011, China;

3. Institute of Nuclear Physics and Chemistry, China Academy of Engineering Physics, Mianyang 621900, China)

**Abstract:** The rapid development of China's nuclear power industry, encompassing both domestic innovation and international exports, has created an urgent need for localized nuclear power software solutions. As essential components of such software, system analysis codes have seen significant development efforts by Chinese research institutions, primarily based on two-fluid models similar to those used in RELAP5 and TRACE. However, these codes require continuous validation and improvement to meet evolving industry demands. Internationally, the adoption of three-field models that explicitly account for droplet behavior (as exemplified by codes like SPACE and CATHARE3) has

收稿日期: 2024-12-17; 修回日期: 2025-01-22

基金项目: 国家自然科学基金(11775173)

\* 通信作者: 苟军利

become a prevailing trend to enhance simulation accuracy, particularly for complex thermal-hydraulic phenomena. Building on this global momentum, the NUSOL (Nuclear Safety and Operation Research Laboratory) team at Xi'an Jiaotong University previously developed a three-field model-based system analysis code. This study presents systematic optimizations to the code's critical components, with particular emphasis on reflooding scenarios where droplet dynamics significantly influence thermal-hydraulic behavior. The optimization process began with sensitivity analysis-guided improvements to phase transition criteria and heat transfer modeling. A key focus involved refining the transition criteria between film boiling and transition boiling heat transfer modes, crucial for accurate prediction of heat transfer coefficients and wall temperatures. Through analysis of UC-B reflooding experimental data encompassing four distinct conditions of reflooding rates (2.44-12.67 cm/s) and temperature (23.3-67.8 °C), the multiple minimum film boiling temperature models were evaluated. Comparative analysis revealed that the Berenson model demonstrated superior accuracy in three-field simulations, and was subsequently integrated into the code's framework. Further optimization addressed the computational errors observed under low reflooding rate conditions, where existing three-field implementations showed particular deviations. By revising the film boiling heat transfer models for both liquid and vapor phases at the wall interface, the code's capability to capture subtle phase interaction mechanisms is enhanced. The improvements were validated against FLECHT SEASET rod bundle reflooding experimental data, enhancing the model's accuracy in low reflooding rate conditions for key parameters including quench front progression and peak cladding temperatures. The wall heat transfer and film boiling determination criteria in the three-field model are successfully optimized, the improvements are verified through reflooding experiments. The results demonstrate that the improved code accurately simulates the thermal-hydraulic behavior of droplets during reflooding, significantly improving the precision of system analysis codes. The improved code provides a more reliable tool for safety analysis of advanced reactor design. These advancements play an advancing role in accelerating the localization and innovation of China's nuclear power system code.

**Key words:** two-fluid three-field model; reflooding; semi-implicit numerical algorithm

核电软件自主化是实现我国核电自主化的重要组成部分,用于核电站热工水力模拟和安全分析的系统分析程序的自主化是其中的关键一环。世界各核电强国都自主开发了许多被广泛认可的系统分析程序,如美国的 RELAP5 程序<sup>[1]</sup>、法国的 CATHARE 系列程序<sup>[2]</sup>、韩国的 MARS 程序<sup>[3]</sup>等。在国内,各科研院所和高校近年来陆续开发了不同的系统分析程序,如 ARSAC 程序<sup>[4]</sup>、cosSyst 程序<sup>[5]</sup>、LOCUST 程序<sup>[6]</sup>和 NUSOL-SYS 程序<sup>[7]</sup>等。但是,由于我国自主研发系统分析程序的起步较晚,仍需开展大量的验证工作,以对数学模型、本构模型和数值算法等方面进行不断优化和改进。

随着核电技术的发展、理论和试验研究的不断深入以及计算能力的突飞猛进,人们对系统分

析程序也提出了高保真、多物理场耦合等要求,如 SPACE 和 CATHARE3 等新程序均采用三流场模型,以充分考虑环状流、雾状流等流型下的液滴行为对干涸后传热、失水事故再淹没等重要工况的影响,提高了程序模拟两相流现象的准确性。这样的三流场高保真程序也成为了国产核电软件开发的目标。为此,本团队<sup>[8-10]</sup>基于现有的两流体两流场模型研究现状,建立了一套完整的三流场模型,并将其应用于 NUSOL-SYS 程序中,通过纯数值两相流基准题和圆管两相流实验等进行了初步验证,针对三流场重要的再淹没和干涸后工况,开展了本构模型的全局敏感性分析,为开展模型的优化提供了参考。

然而目前这些程序采用的三流场模型还存在诸多不足,均处于不断验证和完善当中。特别对

于再淹没工况,其对堆芯安全具有重要意义且物理过程复杂。在再淹没过程中冷却剂和燃料包壳之间的换热模式随流型发生变化,系统分析程序能否正确识别不同工况下的壁面换热模式,以及膜态沸腾换热壁面模型的准确性会直接影响对整个再淹没进程模拟的准确性,进而直接影响程序对堆芯安全性的评估。初步验证结果表明,本团队开发的原三流场模型对再淹没过程的模拟误差较大,亟需对膜态沸腾、过渡沸腾和液滴行为等模型进行改进,以实现再淹没工况的准确模拟。因此,针对本团队开发的一维两流体三流场模型,本文基于对再淹没工况的模拟和验证,优化得到一套适合于三流场程序的本构模型,为高保真热工水力系统分析程序的开发提供参考。

## 1 一维两流体三流场模型

### 1.1 基本守恒模型

为了模拟液滴的行为,本团队建立了描述汽相、主流液相和弥散液滴相建立守恒模型。考虑各相之间的相间传质、壁面处的蒸发冷凝和液滴的夹带沉降等现象,各相质量守恒方程如下。

汽相质量守恒方程为:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_g \rho_g V_g A) = \Gamma_{i,g} + \Gamma_{w,g} \quad (1)$$

主流液相质量守恒方程为:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_l \rho_l) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_l \rho_l V_l A) = \Gamma_{i,l} + \Gamma_{w,l} - S_E + S_{DE} \quad (2)$$

弥散液滴相质量守恒方程为:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_d \rho_d) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_d \rho_d V_d A) = \Gamma_{i,d} + \Gamma_{w,d} + S_E - S_{DE} \quad (3)$$

式中:  $\alpha$  为空泡份额;  $\rho$  为密度,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ;  $A$  为管道流通面积,  $\text{m}^2$ ;  $\Gamma_i$  为单位体积相界面产生率,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $\Gamma_w$  为单位体积壁面产生率,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $S_{DE}$  为单位体积液滴沉降率,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $S_E$  为单位体积夹带液滴产生率,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $t$  为时间,  $\text{s}$ ;  $x$  为控制体轴向长度,  $\text{m}$ ;  $V$  为相速度,  $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ; 下标  $g$  表示汽相,  $l$  表示液相,  $i$  表示相界面,  $d$  表示弥散液滴相,  $f$  表示主流液相,  $w$  表示壁面。

考虑压力梯度、相变动量交换、壁面阻力、相间阻力、局部阻力和重力,各相动量守恒方程如下所示。

汽相动量守恒方程为:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g V_g) + \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_g \rho_g V_g V_g) = \\ -\alpha_g \frac{\partial p}{\partial x} + \alpha_g \rho_g g - f_{w,g} V_g - \\ f_{c,g} V_g - k_{gf}(V_g - V_f) - k_{gd}(V_g - V_d) - \\ \Gamma_f(V_g - V_{int,1}) - \Gamma_d(V_g - V_{int,2}) \end{aligned} \quad (4)$$

主流液相动量守恒方程为:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_l \rho_l V_l) + \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_l \rho_l V_l V_l) = -\alpha_l \frac{\partial p}{\partial x} + \alpha_l \rho_l g - f_{w,l} V_l - \\ f_{c,l} V_l + k_{gf}(V_g - V_f) + \Gamma_f(V_f - V_{int,1}) + (S_{DE} V_d - S_E V_f) \end{aligned} \quad (5)$$

弥散液滴相动量守恒方程为:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_d \rho_d V_d) + \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_d \rho_d V_d V_d) = -\alpha_d \frac{\partial p}{\partial x} + \alpha_d \rho_d g + \\ \Gamma_d(V_d - V_{int,2}) - (S_{DE} V_d - S_E V_f) + k_{gd}(V_g - V_d) \end{aligned} \quad (6)$$

式中:  $p$  为控制体压力,  $\text{Pa}$ ;  $g$  为重力加速度,  $\text{m} \cdot \text{s}^{-2}$ ;  $f_w$  为壁面的摩擦系数,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $f_c$  为局部阻力系数,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $V_{int,1}$  为汽相与主流液相的界面速度,  $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $V_{int,2}$  为汽相与液滴相的界面速度,  $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $\Gamma_f$  为单位体积总的主流液相产生率,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $\Gamma_d$  为单位体积总的液滴相产生率,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $k_{gf}$ 、 $k_{gd}$  分别为汽相与主流液相、汽相与液滴相之间的拖曳力系数,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$ 。

由于弥散的液滴离散分布在汽相中,汽相高速运动的拖曳力占主导作用,因此弥散液滴相的壁面摩擦力和局部阻力可以忽略。

关于能量守恒方程,假设主流液相和弥散液滴相处于热平衡状态,因此只建立一个总的液相能量守恒方程。考虑压力做功、壁面换热、相间换热以及相变能量转移,各相能量守恒方程如下。

汽相能量守恒方程为:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g U_g) + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_g \rho_g U_g V_g A) = \\ -p \frac{\partial \alpha_g}{\partial t} - \frac{p}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_g V_g A) + Q_{w,g} + \\ H_{i,g} A_{i,g} (T^s - T_g) + \Gamma_{i,g} h'_{i,g} + \Gamma_{w,g} h^*_{w,g} \end{aligned} \quad (7)$$

总液相能量守恒方程为:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}[(\alpha_f + \alpha_d) \rho_l U_l] + \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_l \rho_l U_l V_l A) + \\ \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_d \rho_d U_d V_d A) = -p \frac{\partial(\alpha_f + \alpha_d)}{\partial t} - \\ \frac{p}{A} \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_f V_f A + \alpha_d V_d A) + Q_{w,l} + \\ (H_{i,f} A_{i,f} + H_{i,d} A_{i,d}) (T^s - T_l) - \Gamma_{i,g} h'_{i,l} - \Gamma_{w,g} h^*_{w,l} \end{aligned} \quad (8)$$

式中:  $U$  为内能,  $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$ ;  $Q_w$  为单位体积的壁面换热量,  $\text{W}\cdot\text{m}^{-3}$ ;  $H_{i,f}$ 、 $H_{i,d}$  分别为主流液相、液滴的相间换热系数,  $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ ;  $A_i$  为单位体积的相间换热面积,  $\text{m}^{-1}$ ;  $T^s$  为当前压力下的饱和温度,  $\text{K}$ ;  $T$  为温度;  $h'_i$  为相间传质临时比焓,  $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$ ;  $h_w^*$  为壁面传质临时比焓,  $\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$ ;  $H_{i,g}$  为汽相的相间换热系数,  $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ 。

综上所述, 守恒方程组共有 8 个未知变量:  $p$ 、 $\alpha_g$ 、 $\alpha_f$ 、 $V_g$ 、 $V_f$ 、 $V_d$ 、 $U_g$  和  $U_l$ , 结合相应的本构模型使方程组闭合后即可求解。

## 1.2 半隐数值算法

采用基于交错网格的有限体积法对一维两流体三流场守恒方程进行离散, 如图 1 所示。标量变量(如压力、相份额、内能、密度等)定义在控制体的中心, 矢量变量(如相速度)定义在控制体的边界, 下标  $i$ 、 $i-1/2$ 、 $i+1/2$  分别表示控制体中心、控制体左边界和控制体右边界。参考 SIMPLE 算法的思路, 对两流体三流场模型进行求解计算, 半隐数值求解过程如图 2 所示。

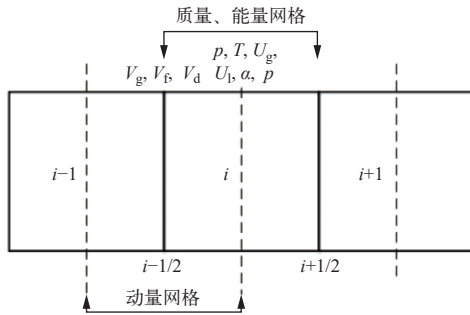


图 1 网格示意图

Fig. 1 Schematic of grid

首先将边界控制体  $i+1/2$  的动量方程联立写成矩阵形式, 并通过矩阵运算后可得:

$$\begin{bmatrix} V_{g,i+1/2}^{n+1} \\ V_{f,i+1/2}^{n+1} \\ V_{d,i+1/2}^{n+1} \end{bmatrix} = \mathbf{M} \begin{bmatrix} D_1 \\ D_2 \\ D_3 \end{bmatrix} p_{i+1}^{n+1} + \mathbf{M} \begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix} p_i^{n+1} + \mathbf{M} \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_3 \end{bmatrix} \quad (9)$$

式中,  $\mathbf{M}$ 、 $\mathbf{D}$ 、 $\mathbf{E}$  和  $\mathbf{F}$  具体推导流程及其表达形式可参考文献 [10]。

通过式(9)可以得到控制体边界相速度  $V_{k,i+1/2}$  与其连接的前后控制体压力的关系, 将离散后的控制体压力  $p_i$ 、 $p_{i+1}$  的质量和能量守恒方程联立, 方程组顺序分别为汽相能量守恒方程、液相能量

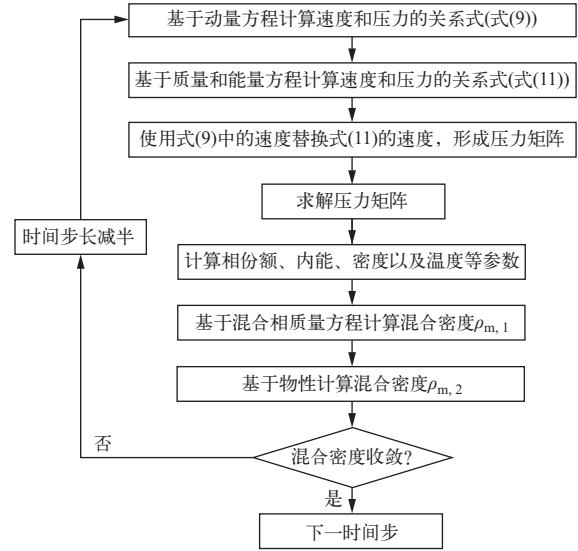


图 2 半隐数值算法求解流程图

Fig. 2 Flowchart of semi-implicit numerical algorithm

守恒方程、汽相质量守恒方程、连续液膜相质量守恒方程、弥散液滴相质量守恒方程, 求解变量为汽相内能  $U_{g,i}$ 、液相内能  $U_{l,i}$ 、汽相份额  $\alpha_{g,i}$ 、主流液相份额  $\alpha_{f,i}$ 、压力  $p_i$ , 联立后的方程组为:

$$\mathbf{A} \begin{bmatrix} U_{g,i}^{n+1} - U_{g,i}^n \\ U_{l,i}^{n+1} - U_{l,i}^n \\ \alpha_{g,i}^{n+1} - \alpha_{g,i}^n \\ \alpha_{f,i}^{n+1} - \alpha_{f,i}^n \\ p_i^{n+1} - p_i^n \end{bmatrix} = \mathbf{g}_1 V_{g,i-1/2}^{n+1} + \mathbf{g}_2 V_{g,i+1/2}^{n+1} + \mathbf{f}_1 V_{f,i-1/2}^{n+1} + \mathbf{f}_2 V_{f,i+1/2}^{n+1} + \mathbf{d}_1 V_{d,i-1/2}^{n+1} + \mathbf{d}_2 V_{d,i+1/2}^{n+1} + \mathbf{h} \quad (10)$$

式中,  $\mathbf{A}$ 、 $\mathbf{g}_1$ 、 $\mathbf{g}_2$ 、 $\mathbf{f}_1$ 、 $\mathbf{f}_2$ 、 $\mathbf{d}_1$ 、 $\mathbf{d}_2$ 、 $\mathbf{h}$  具体推导流程及其表达形式可参考文献 [10]。

方程组经过初等行列式变换, 将系数矩阵  $\mathbf{A}$  变为上三角矩阵后可得方程组最后一行为:

$$A'_{55} \Delta p_i^{n+1} = g'_1 V_{g,i-1/2}^{n+1} + g'_2 V_{g,i+1/2}^{n+1} + f'_1 V_{f,i-1/2}^{n+1} + f'_2 V_{f,i+1/2}^{n+1} + d'_1 V_{d,i-1/2}^{n+1} + d'_2 V_{d,i+1/2}^{n+1} + h'_2 \quad (11)$$

式(11)也是控制体压力  $p_i$  与控制体进出口边界相速度  $V_{k,i-1/2}$ 、 $V_{k,i+1/2}$  的关系, 将式(9)得到的控制体边界相速度  $V_{k,i+1/2}$  与其连接的前后控制体压力  $p_i$ 、 $p_{i+1}$  的关系式代入式(11), 得到只剩新时刻压力  $p_{i-1}$ 、 $p_i$ 、 $p_{i+1}$  的关系式, 联立所有控制体的压力方程形成压力矩阵, 求解压力矩阵即可得到所有控制体新时刻的压力。将压力回代入式(9)和式(10)即可得到新时刻的速度、内能以及相份额等参数。至此, 1 个时间步内的守恒方程计算完成。

该算法的计算精度已在文献[8-10]中,通过模拟V形线性平流问题、Ransom水龙头问题以及压力计问题等纯数值实验基准题得到了验证。研究同时还对Wrutz蒸汽-水夹带实验、Bennett干涸后传热实验等进行了模拟,结果表明程序可以较准确地预测液滴流量和液滴的沉降、夹带行为,且液滴的界面阻力和壁面传热等模型的精度可以满足模拟需求,证明了三流场程序对于热工水力现象分析的可靠性。

## 2 本构模型优化

对于本团队开发的三流场模型,此前选取了38个本构模型,对圆管的干涸后传热和再淹没传热进行了全局敏感性分析<sup>[10]</sup>。本文基于该研究对再淹没现象进行敏感性分析,并对相关的重要模型进行优化,最后采用棒束型再淹没分离效应实

验对再淹没优化模型的适用性和准确性进行评估和验证。

### 2.1 再淹没工况敏感性分析

由于再淹没现象的物理机制存在复杂性,影响其物理过程的因素众多,目前公开的实验数据有限。本文基于能收集到的8组不同冷却剂再淹没速率和入口过冷度的实验工况<sup>[10]</sup>,通过15次Morris抽样得到共585个样本,对影响底部再淹没现象的38个本构模型进行了敏感性分析。

以低再淹没速率、低过冷度的工况95的壁温预测为例,各本构模型的全局敏感性分析结果如图3所示。其中,幅值影响壁温预测值的大小,相位影响再淹没进程的快慢,如骤冷时间。图3中横轴为各本构模型的简写代称,具体含义参考文献[10],纵轴 $\mu^*$ 表示各本构模型对幅值和相位影响的大小。

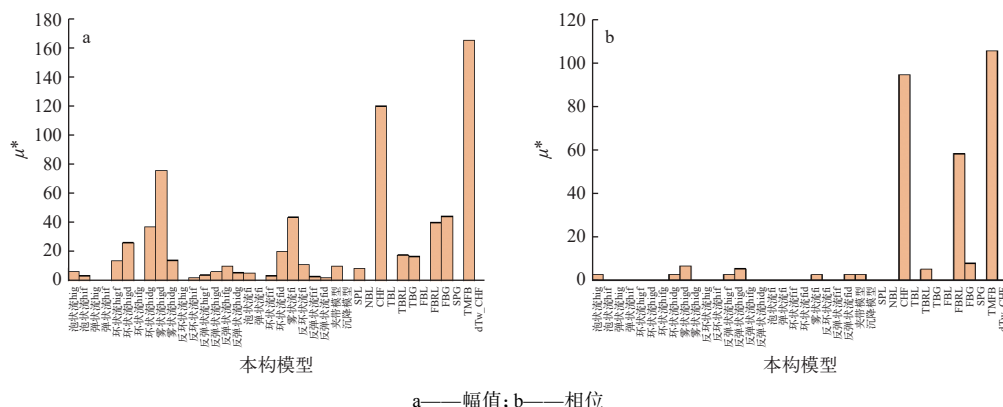


图3 工况95壁温的敏感性分析结果<sup>[10]</sup>

Fig. 3 Sensitivity analysis result of wall temperature in condition 95

从图3a可看出,影响工况95壁温幅值的本构模型从大到小主要有:最小膜态沸腾温度(TMFB)、临界热流密度(CHF)、干涸后雾状流相间换热、雾状流相间摩擦、再淹没工况下的膜态沸腾液相换热(FBRL)和膜态沸腾汽相换热(FBG)。从图3b可看出,影响较大的本构模型从大到小主要有:TMFB、CHF和FBRL。因此,在后续模型优化过程中,应该重点对以上模型进行调研和分析,对比本构,优化三流场模型。

### 2.2 膜态沸腾判断准则优化

对于大破口失水事故中关键的再淹没过程,能否正确识别不同工况下的壁面换热模式会直接影响整个再淹没进程模拟的准确性,进而影响堆

芯安全性的评估。目前RELAP5等传统系统分析程序大多采用热流密度对壁面换热模式进行判断,存在较大误差。在区分核态沸腾、过渡沸腾和膜态沸腾时分别采用CHF、膜态沸腾热流密度 $q_{FB}$ 和过渡沸腾热流密度 $q_{TB}$ 。然而,由图4a的沸腾曲线<sup>[11]</sup>可知,同一壁面热流密度可能对应核态沸腾、过渡沸腾和膜态沸腾3种壁面换热模式,而同一壁面过热度则只对应于某一种换热模式。因此将热流密度作为判断准则在理论上存在固有不确定性。原三流场模型在此前的开发过程中参考了RELAP5的壁面换热模型判断准则,故应当予以改进。

针对上述问题,本文参考了COBRA-TF和

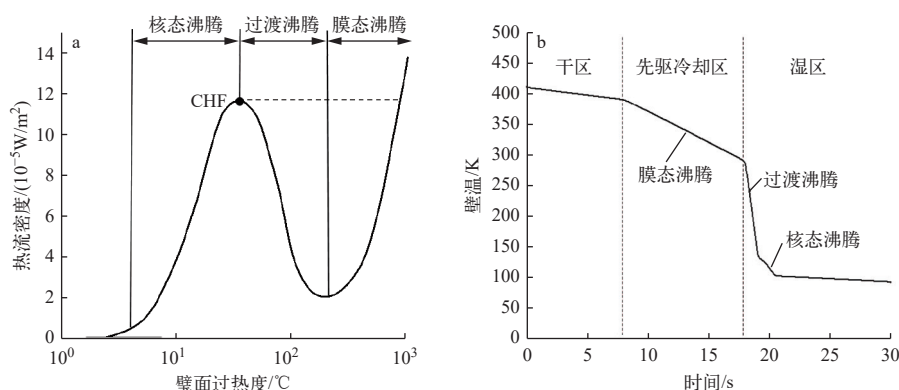


图4 壁面沸腾换热模式示意图

Fig. 4 Schematic diagram of wall boiling heat transfer mode

TRACE 等程序, 采用最小膜态沸腾温度  $T_{\text{MFB}}$  来区分膜态沸腾和过渡沸腾。以再淹没现象为例, 壁温随时间的变化如图 4b 所示, 壁温降至  $T_{\text{MFB}}$  标志着该位置的壁面从先驱冷却区域向润湿区域转变, 换热能力大幅提高, 骤冷过程开始。经过广泛调研, 本文优选了 3 个  $T_{\text{MFB}}$  计算关系式: Berenson 模型<sup>[12]</sup>、Groneveld-Stewart 模型<sup>[13]</sup>和 Chen 模型<sup>[14]</sup>, 采用美国加州大学伯克利分校的圆管再淹没实验 (简称 UC-B 圆管再淹没实验)<sup>[15]</sup> 对这 3 种壁温判断模型和 RELAP5 的热流密度判断模型进行对比评价, 最终选取其中表现最好的模型应用于三流场系统分析程序。

### 2.3 膜态沸腾壁面液相传热优化

再淹没阶段是大破口失水事故中的重要阶段。在再淹没初期, 包壳过热度高, 堆芯底部的冷却剂会在包壳近壁面位置剧烈沸腾形成 1 层蒸汽膜阻碍传热过程, 使得燃料包壳无法被过冷水直接冷却。系统分析程序中的膜态沸腾换热模型的准确性将直接关系程序对该过程模拟的准确性, 进而影响堆芯安全性的评估。原三流场模型使用 Weismann 模型、Bromely 模型和 Forslund-Rohsenow 模型的最大值作为再淹没工况下的膜态沸腾液相换热系数  $h_{\text{wf}}$ 。根据李冬<sup>[16]</sup> 对 FEBA 再淹没试验的模拟, Forslund-Rohsenow 模型的计算结果通常比其他模型大, 从而被最终选中用于原三流场模型中再淹没液相换热系数的计算。然而, Forslund-Rohsenow 模型中壁面与液滴间的换热关系式未考虑液滴垂直壁面方向上的动量, 使得模型未充分考虑液滴与壁面的多种碰撞机制, 导致壁面对液相的总换热系数计算不够准确。对

于再淹没工况下的膜态沸腾阶段, 干壁面下液滴的反弹和飞溅机制较为常见, 而原三流场模型并未考虑相关效应影响, 亟需加以改进。

根据相关实验研究<sup>[17]</sup> 对于垂直壁面方向上的液滴发生破碎飞溅现象的结论, 通过计算可知再淹没工况下的膜态沸腾大部分液滴碰撞为反弹机制。因此, 优化后的膜态沸腾时壁面对液相的总换热系数可通过计算单个反弹液滴的壁面传热和液滴碰撞的强度得到<sup>[18]</sup>, 表达式为:

$$h_{\text{wf}} = h_{\text{wd}} = \frac{\dot{m}_d \cdot Q_{\text{sd,G-M}}}{\rho_l \cdot \frac{\pi d^3}{6} (T_w - T_s)} \quad (12)$$

式中:  $\dot{m}_d$  为液滴在单位面积上的壁面沉降率,  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $Q_{\text{sd,G-M}}$  为单个反弹液滴的壁面传热量,  $\text{kJ}$ ;  $T_w$ 、 $T_s$  分别为壁温和饱和温度,  $\text{K}$ ;  $h_{\text{wd}}$  为壁面对液滴相的换热系数,  $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ ;  $d$  为液滴直径,  $\text{m}$ 。

对于单个反弹液滴的壁面传热量  $Q_{\text{sd,G-M}}$ , 本文选取了 Guo 等<sup>[18]</sup> 的表达式来计算:

$$Q_{\text{sd,G-M}} = \frac{\pi k_g (T_w - T_s) t_R d^2}{4} \left[ \frac{32 \rho_l \rho_g h_{\text{fg}} u_{\text{dr}}}{9 \mu_g k_g (T_w - T_s) t_R d} \right]^{1/4} \quad (13)$$

式中:  $t_R$  为液滴接触壁面的最长时间,  $\text{s}$ ;  $u_{\text{dr}}$  为液滴速度的垂直分量,  $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $h_{\text{fg}}$  为汽化潜热,  $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$ ;  $k$  为导热系数,  $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ;  $\mu$  为动力黏度,  $\text{Pa} \cdot \text{s}$ 。

### 2.4 膜态沸腾壁面汽相传热优化

在计算再淹没工况下的膜态沸腾壁面汽相传热时, 原三流场模型采用了单相汽对流换热系数的计算方式, 仅根据自然对流或强迫对流以及层流或湍流来选取不同的表达式。

然而有研究<sup>[19]</sup> 表明, 在再淹没等现象发生的

过程中,膜态沸腾发生在雾状弥散流等存在弥散液滴的区域,与单相蒸汽的壁面对流换热相比,蒸汽与壁面的换热能力实际上会被增强。在膜态沸腾过程中,蒸汽往往处于过热状态,但蒸汽夹带的弥散液滴一般温度更低,可以作为热阱加强蒸汽的传热过程。此外,液滴的夹带沉降现象也会对蒸汽膜造成湍流扰动,对传热过程产生影响。因此,从物理现象的作用机制考虑,应改进膜态沸腾壁面与汽相的传热关系式。

根据文献调研,本文基于 Clare 等<sup>[20]</sup>提出的壁面相似理论模型做出系数修正。该模型认为,壁面汽相传热系数的液滴修正因子  $F_{C-F}$  可以表示为是否存在液滴的摩擦系数之比的平方根,即:

$$F_{C-F} = \sqrt{\frac{f_{wg} + f_{gd}}{f_{wg}}} \quad (14)$$

式中,  $f_{wg}$  和  $f_{gd}$  分别为蒸汽与壁面和弥散液滴的摩擦系数。

### 3 优化后三流场模型的验证

#### 3.1 基于 UC-B 圆管再淹没实验的膜态沸腾判断准则对比评价

为了选取最适合于三流场程序的膜态沸腾判断准则,本文采用 UC-B 圆管再淹没实验<sup>[15]</sup>,对 3 种壁温判断模型和 RELAP5 的热流密度判断模型进行对比评价,最终选取其中表现最好的模型应用于三流场系统分析程序。UC-B 圆管再淹没实验不同工况的实验参数列于表 1。

表 1 UC-B 圆管再淹没实验不同工况的实验参数

Table 1 UC-B reflooding experiment parameter for different operating conditions

再淹没工况类型	工况编号	注水流速/(cm·s <sup>-1</sup> )	注水温度/℃
低流速、低过冷度	178	2.44	67.8
低流速、高过冷度	168	2.46	25.0
高流速、低过冷度	102	12.67	66.7
高流速、高过冷度	186	12.27	23.3

UC-B 圆管再淹没实验圆管在 1.37 m 高度处壁温的变化如图 5 所示。在上述 4 种工况下,将 4 种膜态沸腾判断模型的三流场程序模拟结果与实验结果进行了对比。其中,三流场热流密度模

型参考 RELAP5,通过比较膜态沸腾的热流密度和过渡沸腾的热流密度来判断这两种换热模式的转换点。三流场 Berenson 模型、三流场 Groneveld-Stewart 模型(简称 G-S 模型)和三流场 Chen 模型则通过计算最小膜态沸腾温度来判断,计算式分别为 Berenson 模型、G-S 模型和 Chen 模型。

在低再淹没速率下,低过冷度的 178 工况和高过冷度的 168 工况各位置的壁温变化分别如图 5a、b 所示,壁温在过渡沸腾的短时间内迅速降低。不同模型预测的转折点温度差异显著,以 178 工况的 1.37 m 位置处为例,实验骤冷温度约为 524 K,热流密度模型预测为 608 K(相对误差为 16%),Berenson 模型预测为 508 K(相对误差为 3%),而 G-S 模型预测为 565 K(相对误差为 8%),Chen 模型预测为 651 K(相对误差为 24%)。

在高再淹没速率下,尽管壁面换热随着流量的增大而有所增强,但由于热量无法快速传递至主流高速运动的过冷水中,CHF 前流型的核态沸腾区域将大幅减小,可能仅存在泡状流。高再淹没速率下,低过冷度的 102 工况和高过冷度的 186 工况各位置的壁温变化分别如图 5c、d 所示,其壁温预测与实验更为吻合。以 102 工况的 1.37 m 位置处为例,实验骤冷温度约为 500 K, Berenson 模型预测为 480 K(相对误差为 4%),而热流密度模型、G-S 模型、Chen 模型预测为 575 K 左右(相对误差为 15%)。

综上所述, Berenson 模型在大部分工况下对膜态沸腾的预测效果优于其他模型,尽管对 178 工况来说 Berenson 模型的转折点时间预测偏差较大,但其转折点温度预测最为准确。且与其余模型相比, Berenson 模型对于 168、102、186 工况的转折点时间、温度的预测结果都与实验结果更为接近,故将其用于区分膜态沸腾与过渡沸腾区域。

#### 3.2 基于 FLECHT SEASET 棒束再淹没实验的验证

由于再淹没过程的复杂性以及其他三流场本构模型的影响,仅采用最小膜态沸腾温度优化模型的三流场程序在部分再淹没工况下预测的壁温变化存在较大误差,特别是低再淹没速率、低过冷度的再淹没工况。因此,有必要将优化后的壁

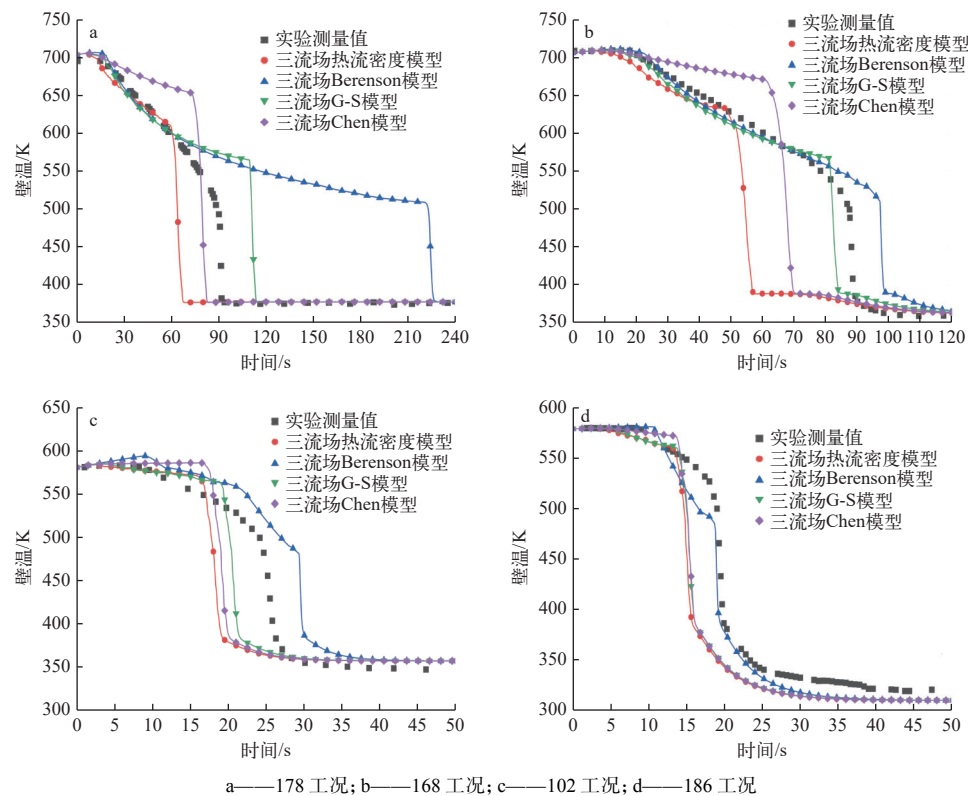


图5 UC-B圆管再淹没实验圆管在1.37 m高度处壁温的变化曲线

Fig. 5 Curve of wall temperature at 1.37 m height in UC-B reflooding experiment

面膜态沸腾传热模型加入三流场模型中, 并采用比 UC-B 圆管再淹没实验更接近堆芯真实情况的

FLECHT SEASET 棒束再淹没实验<sup>[21]</sup> 对所有优化模型进行验证, 实验工况如表 2 所列。

表 2 FLECHT SEASET 棒束再淹没实验工况

Table 2 FLECHT SEASET unblocked bundle reflooding experimental condition

工况编号	进口流速/(cm·s <sup>-1</sup> )	注水温度/K	压力/MPa	加热棒峰值功率/(kW·m <sup>-1</sup> )	初始包壳峰值温度/K
31805	2.10	324	0.28	2.3	1 144

以进口冷却剂流速最低的 31805 工况为模拟对象, 用原三流场程序及改进后的三流场程序分析了骤冷前沿推进位置随骤冷时间的变化, 实验值与各程序计算模拟结果的对比如图 6 所示。实验数据与各程序在 1.22 m 和 2.44 m 两个轴向位置处的壁温变化如图 7 所示。

综上所述, 对于大多数情况下的再淹没工况, 本文对壁面传热等本构模型的优化使得三流场程

模拟结果表明, 在 31805 工况下, 壁面换热模式从膜态沸腾转换为过渡沸腾的过程中, 改进后的三流场程序所使用的 Berenson 模型较为准确地预测了最小膜态沸腾温度点, 骤冷速度与骤冷位置处的壁温变化与实验值更为接近, 计算精度上优于 RELAP5 程序和原三流场程序。因此, 5 个膜态沸腾相关的优化模型使得改进后的三流场程序能够较好地模拟该低速率的再淹没工况。

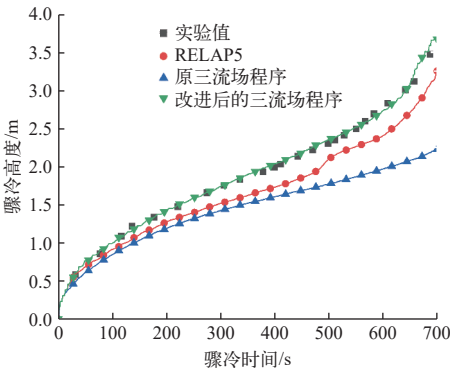
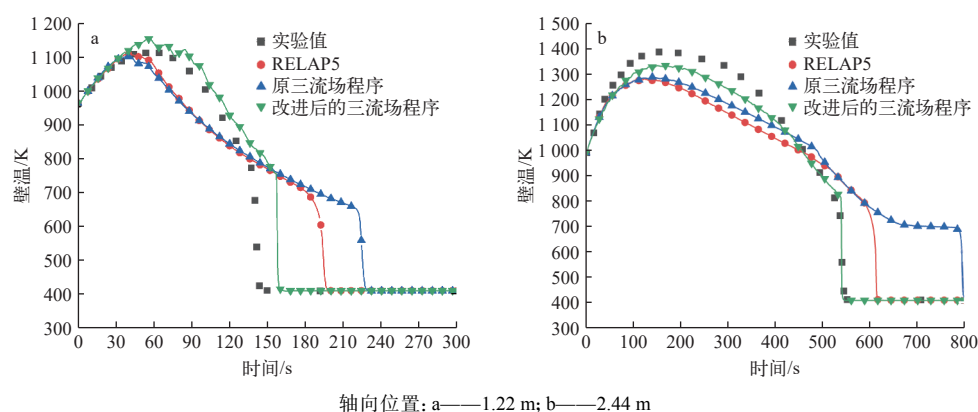


图6 31805 工况骤冷前沿随时间的变化  
Fig. 6 Quench front temperature vs. time under condition 31805



轴向位置: a——1.22 m; b——2.44 m

图7 31805工况壁温变化曲线

Fig. 7 Wall temperature variation curve under condition 31805

序模拟的大多数关键参数与实验符合较好。

#### 4 结论

目前三流场本构模型存在较大的不确定性,暂时没有一套公认准确的模型被广泛采用,难以对物理过程复杂的再淹没工况进行准确模拟。本文基于本团队此前开发的三流场程序,对其模型进行了研究和优化,并通过 UC-B 圆管再淹没实验和 FLECHT SEASET 棒束再淹没实验进行了模拟验证和结果分析,主要结论如下。

1) 为准确区分壁面膜态沸腾和过渡沸腾两种换热模式,通过模拟 UC-B 圆管再淹没实验多组不同再淹没速率和入口过冷度的工况,对 4 种膜态沸腾判断准则进行了对比,得到了误差始终较小的 Berenson 模型。

2) 为正确模拟壁面与流体的换热,本文基于液滴沉降和液滴碰撞理论,将 Guo-Mishima 模型应用于膜态沸腾壁面液相换热系数的计算;基于 Clare-Fairbairn 理论改进了壁面汽相换热系数。并基于上述再淹没关键模型的对比和优化,开展了 FLECHT SEASET 棒束再淹没实验验证。计算结果表明,改进后的三流场模型较好地模拟了多组低淹没速率工况的壁温变化和骤冷前沿推进速率。

综上所述,验证结果证明优化后的三流场模型可以更好地应用于三流场系统分析程序,具备模拟核电厂再淹没瞬态过程的能力,为高保真热工水力系统分析程序的开发提供参考。

#### 参考文献:

[1] ROCKVILLE M. RELAP5/mod3.3 code manual volume

I: Code structure, system models and solution methods[R]. US: Information Systems Laboratories, Inc., 2001.

[2] BESTION D, BARRE F, FAYDIDE B. Methodolog, status and plans for development and assessment of CATHARE code[C]//Organization for Economic Co-operation and Development (OECD) Committee on the Safety of Nuclear Installations (CSNI) Workshop on Transient Thermal-hydraulic Codes Requirements. Annapolis: [s. n.], 1996.

[3] JEONG J J, HA K S, CHUNG B D, et al. Development of a multi-dimensional thermal-hydraulic system code, MARS 1.3.1[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 1999, 26(18): 1611-1642.

[4] 黄涛, 邓坚, 丁书华, 等. 先进反应堆系统分析程序 (ARSAC)LOCA 类整体性效应实验验证[C]//第十六届全国反应堆热工流体学术会议. 惠州: [出版者不详], 2019.

[5] 古若愚, 阮神辉, 文青龙, 等. 基于全压自然循环试验的 CosSYST 程序的评价与验证研究[C]//第十六届全国反应堆热工流体学术会议. 惠州: [出版者不详], 2019.

[6] 袁红胜, 徐财红, 琚忠云, 等. 基于 THTF 稳态传热试验的 LOCUST 1.2 确认[J]. *核科学与工程*, 2022, 42(6): 1377-1382.

YUAN Hongsheng, XU Caihong, JU Zhongyun, et al. Validation of LOCUST 1.2 against THTF steady heat transfer experiment[J]. *Nuclear Science and Engineering*, 2022, 42(6): 1377-1382(in Chinese).

[7] 单建强. 多尺度高保真系统分析程序 NUSOL-SYS 开发[C]//CDNET-2018. 成都: [出版者不详], 2018.

[8] FAN J, GOU J, HUANG J, et al. A fully-implicit numerical algorithm of two-fluid two-phase flow model using Jacobian-free Newton-Krylov method[J]. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 2023, 95(3):

- 361-390.
- [9] FAN J, GOU J, SHAN J, et al. Development and validation of a two-fluid three-field model for the vertical upward flow[J]. *Progress in Nuclear Energy*, 2021, 141: 103953.
- [10] 樊杰. 用于压水堆核电站瞬态分析的三流场两相流模型及数值算法研究[D]. 西安: 西安交通大学, 2023.
- [11] NUKIYAMA S. The maximum and minimum values of the heat  $Q$  transmitted from metal to boiling water under atmospheric pressure[J]. *Journal of the Society of Mechanical Engineers*, 1934, 37(206): 367-374.
- [12] BERENSON P J. Film-boiling heat transfer from a horizontal surface[J]. *Journal of Heat Transfer*, 1961, 83(3): 351-356.
- [13] GROENEVELD D. The minimum film boiling temperature for water during film boiling collapse[C]//Proc. 7th Int. Heat Transfer Conference. Munchen: [s. n.], 1982.
- [14] CHEN Y Z. Heat transfer in film boiling of flowing water[M]. US: INTECH Open Access Publisher, 2011.
- [15] SEBAN R, GRIEF R, YADIGAROGU G. UC-B re-flood program: experimental data report[R]. US: Electric Power Research Institute, 1978.
- [16] 李冬. 最佳估算模型的不确定性量化方法研究及再淹没模型评估的应用[D]. 上海: 上海交通大学, 2017.
- [17] ASHGRIZ N. Handbook of atomization and sprays: theory and applications[M]. New York: Springer, 2011: 183-197.
- [18] GUO Y, MISHIMA K. A non-equilibrium mechanistic heat transfer model for post-dryout dispersed flow regime[J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2002, 26(6/7): 861-869.
- [19] US NRC. TRACE V5.0 theory manual field equations, solution methods, and physical models[M]. [S. l.]: [s. n.], 2007.
- [20] CLARE A J, FAIRBAIRN S A. Droplet dynamics and heat transfer in dispersed two phase flow[C]//Safety of Thermal Water Reactors. Dordrecht: Springer Netherlands, 1985: 51-64.
- [21] LOFTUS M J. PWR FLECHT-SEASET unblocked bundle, force and gravity reflood task data report, NUREG/CR-1532[R]. [S. l.]: [s. n.], 1980.