

# 5×5均匀加热棒束底部再淹没实验研究及 热工安全分析程序评价

刘伟华<sup>1</sup> 吴攀<sup>1</sup> 冯民<sup>1</sup> 汤霆辉<sup>1</sup> 单建强<sup>1,2</sup> 桂淼<sup>1</sup>

1(西安交通大学核科学与技术学院 西安 710049)

2(西安交通大学动力工程多相流国家重点实验室 西安 710049)

**摘要** 核反应堆安全分析中的冷却剂丧失事故(Loss of Coolant Accident, LOCA)是反应堆安全的重要研究对象之一, LOCA事故中的再淹没阶段棒束通道内的热工水力行为是其中一个十分关键的问题。利用西安交通大学核安全与运行研究室的膜态沸腾实验平台, 本文开展了对5×5均匀加热棒束开展了底部再淹没实验研究。通过求解一维瞬态逆导热问题获得再淹没过程中加热棒束的表面参数, 探究了不同实验条件对骤冷前沿推进速度的影响, 使用热工安全分析程序RELAP5对实验结果进行对比计算, 总结了其在模拟再淹没过程中存在的问题。结果表明: 1)再淹没过程中高进口流量、高进口过冷度和低功率密度更有利于骤冷前沿的推进; 2)RELAP5模拟的骤冷时间总均方根误差40.994 s; 包壳峰值温度(Peak Cladding Temperature, PCT)总均方根误差61.465 K。模拟值在后临界热流密度(Critical Heat Flux, CHF)换热阶段与实验值相比误差较大, 问题主要集中在沸腾模式判断和膜态沸腾换热模型上。本文中的实验数据可为再淹没过程的流动传热预测模型提供新的验证数据, 也可用于评价和优化热工安全分析程序。

**关键词** 底部再淹没实验, 棒束通道, 逆导热问题, 膜态沸腾, 热工安全分析程序

**中图分类号** TL364

**DOI:** 10.11889/j.0253-3219.2023.hjs.46.100607

## Experimental investigation of bottom reflooding for uniformly heated 5×5 rod bundles and evaluation of thermal safety analysis code

LIU Weihua<sup>1</sup> WU Pan<sup>1</sup> FENG Min<sup>1</sup> TANG Tinghui<sup>1</sup> SHAN Jianqiang<sup>1,2</sup> GUI Miao<sup>1</sup>

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

2(The State Key Laboratory of Multiphase Flow in Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

**Abstract** [Background] Loss of Coolant Accidents (LOCAs) is a crucial research topic for nuclear reactor safety analysis, and understanding the thermal - hydraulic behavior of the rod bundle channels during the reflooding stage of a LOCA is essential. [Purpose] This study aims to develop theoretical models of the reflooding stage in addition to providing benchmark data for evaluating the safety analysis code for LOCAs in a reactor and for the design of the residual heat removal system. [Methods] A series of bottom reflooding tests were conducted on a 5×5 rod bundle in the film boiling test facility at the nuclear safety and operation laboratory (NUSOL) of Xi'an Jiaotong University using uniformly heated rods. The experimental results were analyzed in detail, and the surface parameters of the heated rod bundle were obtained by solving a one-dimensional transient inverse heat conduction problem. The effects

第一作者: 刘伟华, 男, 1997年出生, 2019年毕业于南京航空航天大学, 现为博士研究生, 研究领域为核反应堆安全分析

通信作者: 吴攀, E-mail: wupan2015@xjtu.edu.cn

收稿日期: 2023-02-13, 修回日期: 2023-04-11

First author: LIU Weihua, male, born in 1997, graduated from Nanjing University of Aeronautics and Astronautics in 2019, doctoral student, focusing on analysis of nuclear reactor safety

Corresponding author: WU Pan, E-mail: wupan2015@xjtu.edu.cn

Received date: 2023-02-13, revised date: 2023-04-11

of different experimental conditions on the velocity of the quench front propagation were investigated. Furthermore, the experimental results were compared and calculated using the thermal safety analysis code, and the problems with the thermal safety analysis code RELAP5 reflooding simulation are summarized. **[Results]** Our results indicate that a high inlet flow rate, high inlet subcooling degree, and low power density are favorable for the propagation of the cold front during the reflooding process. Additionally, the root mean square (RMS) error of the simulated quench time and peak cladding temperature (PCT) are 40.994 s and 61.465 K, respectively. However, the simulation results have a relatively large error compared with the experimental results in the post-critical heat flux (CHF) heat transfer stage, primarily owing to the issues with the boiling mode judgment and membrane boiling heat transfer model. **[Conclusions]** The experimental data of this study can serve as new verification data for flow and heat transfer prediction models during the reflooding process; it can also be used to evaluate and optimize the thermal-hydraulic safety analysis code. Loss of Coolant Accidents (LOCAs) is a crucial research topic for nuclear reactor safety analysis, and understanding the thermal-hydraulic behavior of the rod bundle channels during the reflooding stage of a LOCA is essential.

**Key words** Bottom reflooding test, Rod bundle channel, Inverse heat conduction problem, Film boiling, Thermal safety analysis code

冷却剂丧失事故 (Loss of Coolant Accident, LOCA) 由于其事故现象复杂, 事故后果严重, 在轻水堆安全分析中仍占据重要地位。在 LOCA 事故中反应堆主要经历三个阶段: 1) 喷放阶段: 由于一回路冷却剂的大量丧失, 堆芯内裸露的燃料元件的温度由于缺乏冷却而迅速升高, 此时如果不能及时导出堆内余热, 燃料元件产生的热量无法及时导出, 这会引发燃料元件肿胀, 进而减小堆芯流道的横截面积, 导致局部流动堵塞, 影响流量分布和燃料元件氧化过程。甚至可能导致燃料棒爆裂<sup>[1]</sup>; 2) 再灌水阶段: 由应急堆芯冷却系统 (Emergency Core Cooling System, ECCS) 开始向反应堆压力容器内注入大量的冷却剂; 3) 再淹没阶段: 由于燃料元件包壳过热和冷却剂的剧烈蒸发, 来自 ECCS 的冷却剂并不能立刻淹没燃料包壳。此时蒸汽的对流换热, 夹带液滴的辐射和蒸发换热为燃料元件提供了先驱冷却。当燃料元件表面温度无法维持稳定的膜态沸腾时, 夹带液滴可以在燃料元件表面沉积并形成湿斑和液膜。随着液膜的不断扩大, 燃料元件表面才可以被重新润湿。综上所述, 再淹没阶段是导出堆芯余热, 确保堆芯安全的重要阶段。

为探究反应堆典型通道内再淹没过程中的流动和传热特性, 国内外学者开展了棒束通道再淹没实验研究。1970 年前后, 美国西屋公司针对 15×15 棒束的压水堆开展了 FLECHT (Full Length Emergency Cooling Heat Transfer) 再淹没实验项目<sup>[2]</sup>。研究了再淹没流速、堆芯功率、包壳初始温度、入口冷却剂过冷度、压力等因素对再淹没过程的影响。1980 年, 瑞士保罗谢勒研究所开展了 NEPTUN (Neptun Bundle Reflooding Experiments) 棒束再淹没实验项

目<sup>[3]</sup>, 该实验由 33 根加热棒和 4 根导向管组成。在燃料组件的轴向位置等间距布置 5 个定位格架, 考虑了定位格架对再淹没的影响。该项目获得了大量的再淹没整体实验数据, 成为 RELAP5 (Reactor Excursion and Leak Analysis Program) 程序的再淹没模块改进与验证的基础。2003 年, 宾夕法尼亚大学与美国核管会联合开展了 RBHT (Rod Bundle Heat Transfer) 再淹没实验研究, 该实验是为了获得弥散流膜态沸腾区域的换热数据, 实验模拟了定位格架的影响, 获得有关夹带液滴的大小和速度, 蒸汽温度和蒸汽流速, 相间换热等数据。该实验的数据可以为模型开发和程序改进提供很好的验证。2006 年, 韩国原子能研究院 (Korea Atomic Energy Research Institute, KAERI) 开展 6×6 棒束再淹没实验<sup>[4]</sup>, 用来研究加热表面的再湿行为以及定位格架对再淹没过程的影响。研究表明, 定位格架的类型会对流型及骤冷产生较大影响; 壁面的初始温度较系统压力对骤冷的影响更加明显。1993 年, 中国原子能科学研究院史明哲等<sup>[5]</sup>开展了 21 根棒束元件的再淹没实验, 研究了系统压力对再淹没换热的影响。2000 年, 中国核动力研究设计院黄彦平和郎雪梅<sup>[6]</sup>采用瞬态热块实验技术和非稳态二维数值分析方法研究了低压低质量流速条件下垂直圆管内顶部骤冷过程中再湿温度的分布特性, 以理论关系式为基础, 研究管道内流动参数对再湿温度的影响。2017 年, 姬建业等<sup>[7]</sup>开展了竖直举行窄缝通道底部再淹没过程实验研究, 通过耦合分析加热板和流体的方法研究竖直矩形窄缝通道底部再淹没过程。将数值模拟结果与实验结果进行对比, 评价了相关模型的适用性。

目前, 大多数的瞬态系统分析程序对于再淹没

阶段包壳温度变化的预测结果和实际测量存在着差异,如陈玉宙<sup>[8]</sup>利用中国原子能科学研究院关于膜态沸腾的实验数据对RELAP5程序进行了验证,研究发现,RELAP5中膜态沸腾起始点的判断存在较大误差,由于其换热逻辑判断的不合理性,使得一些临界后工况被计算为临界前工况,计算出的壁面温度偏高。Yuan<sup>[9]</sup>采用RELAP5对CANDU堆水平燃料通道再淹没工况进行模拟研究发现,RELAP5在较低的系统压力下骤冷前沿推进晚于实验值,为了提高RELAP5的适用性,需对其再淹没模型进行进一步的优化。Nilsson<sup>[10]</sup>研究发现,RELAP5程序在干涸前换热阶段的计算精度较高,与实验数据符合较好;但判断出的干涸点位置大都晚于实验测量点,而且干涸后换热阶段的壁温与实验值相差较远。Analytis<sup>[11]</sup>研究发现,RELAP5程序中使用的膜态沸腾模型误差较大,导致在判断过渡沸腾和膜态沸腾换热模式时可能会出现错误的判断结果。这些差异表明,现有的再淹没传热模型仍存在一些不足。但由于公开实验数据特别是国内的棒束再淹没实验数据有限,对于包含多个复杂换热模式的再淹没过程,评估方法的不统一会导致评价结论不一致,例如,Choi等<sup>[12]</sup>对于RELAP5的再淹没本构进行评估时发现,RELAP5高估了最高包壳温度之后的冷却能力导致了加热棒束过早的骤冷;而Zeng等<sup>[13]</sup>则发现,RELAP5模拟的骤前沿要明显滞后于Saxena实验中的测量值。因此,本文通过自主设计实验获得了5×5均匀加热底部再淹没的实验数据,探究了入口流

量、入口过冷度、线功率密度对于底部再淹没过程的影响,并使用RELAP5热工安全分析程序对实验结果进行对比计算。本文获得的实验数据可为再淹没过程的流动传热预测模型提供新的验证数据,也可用于评价和优化热工安全分析程序,针对RELAP5开展的程序评价为RELAP5模型改进提供方向。

## 1 实验装置和参数

### 1.1 实验回路及参数范围

本文采用西安交通大学核安全与运行研究室的膜态沸腾实验平台,实验平台简图如图1所示。回路主体主要包括:承压水箱、稳压气罐、电加热器、冷水机组、主泵、测试实验段、汽水分离器、测量水罐、蒸汽稳压罐、水质流量计、蒸汽质量流量计、电动调节阀、手动截止阀等,材质为304不锈钢。回路参数主要设计参数为:系统设计压力1.6 MPa,实验过程中入口过冷度在15~85 °C(常压),初始包壳温度在300~900 °C,系统流量0~3.5 m<sup>3</sup>·h<sup>-1</sup>,水箱加热功率15 kW。如图1所示,用于提供去离子水稳定强制流动的泵在50 m的总水头下,其最大容量为15 m<sup>3</sup>·h<sup>-1</sup>。去离子水在1.2 m<sup>3</sup>的承压水箱中由功率5 kW的电加热器和10 kW的冷水机组调节水温。流量由一组旁通和节流截止阀调节,在运行之前,被再循环回储罐。当运行开始时,一组电磁阀将流量导向测试部分的底部。压力表监控泵出口侧的压力。

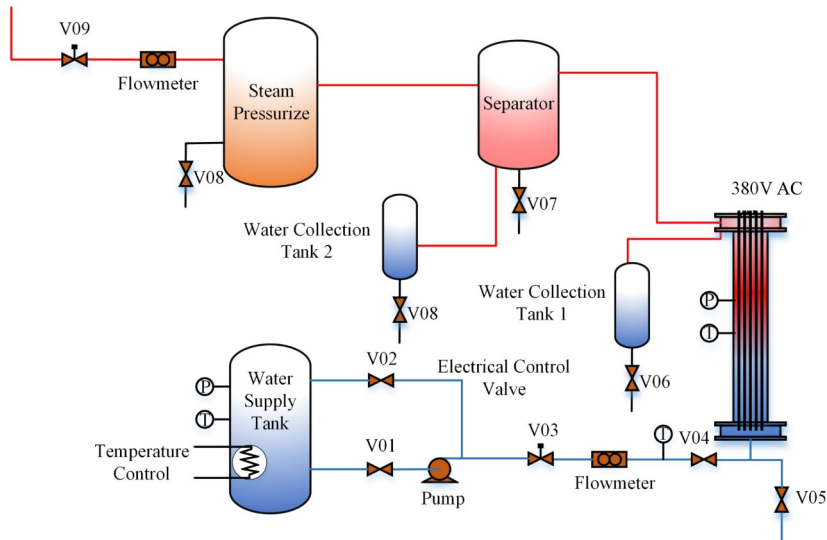


图1 膜态沸腾实验回路简图  
Fig.1 Configuration of the film boiling test facility

实验段入口段由去离子水箱、水泵、调节阀、体积流量计和入口管道组成。去离子水可在水箱内通过加热器和制冷剂调节到指定的入口温度进行实

验。实验开始前首先打开水泵和调节阀V01、V02,使水箱内部去离子水交混,防止发生热分层,在实验开始后调节调节阀V03至指定开度开始实验。去离



子水从储存罐中流出后进入水泵中,水泵的出口装有指针式压力表。从水泵流出的工质一部分经过旁路调节阀回到储存罐,一部分经过主路调节阀和质量流量计后进入实验段。实验段进出口装有热电偶和压力传感器。从实验段流出的工质经过汽水分离器被测量水罐收集,蒸汽流经稳压罐并在出口处接有控压阀来稳定压力,并装有指针式压力表和质量流量计,以获取蒸汽流速。储液罐上装有安全阀,能在3.0~4.0 MPa范围内设置开启压力,保障实验系统安全。实验回路参数范围如表1所示。

表1 实验回路参数范围

Table 1 Conditions of film boiling experiments that can be carried out in this test facility

参数 Parameters	值 Values
棒功率密度 Rod power density / $W \cdot m^{-1}$	0~1.3
入口过冷度 Inlet subcooling / $^{\circ}C$	0~83
入口流速 Inlet injection velocity / $m \cdot s^{-1}$	0.25~1.5
压力 Pressure / MPa	0.138~0.414
初始壁温 Initial wall temperature / $^{\circ}C$	0~900

### 1.2 实验段

实验段示意图如图2所示。实验段采用耐高温

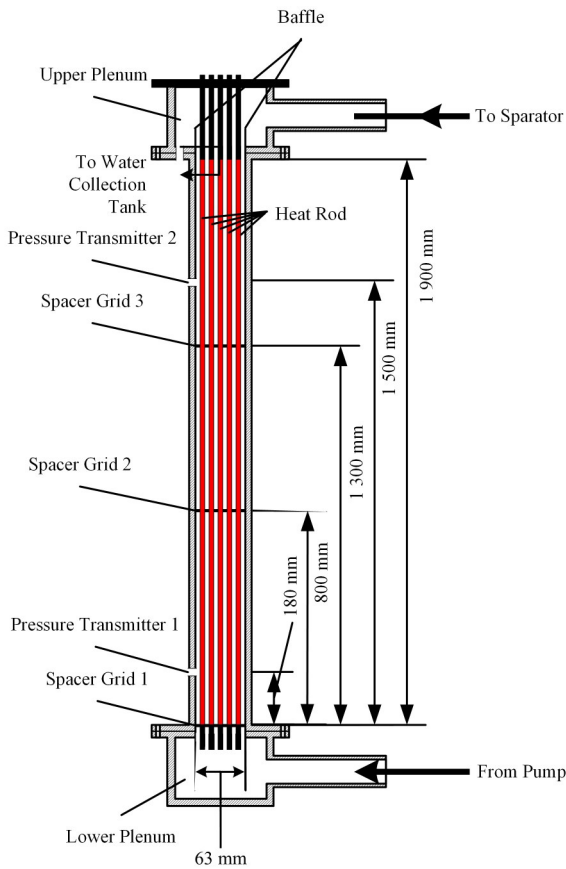


图2 实验段示意图

Fig.2 Schematic of the experimental test section

合金钢310-S制备,轴向不同位置设置两个取压孔(自下腔室顶部180 mm、1500 mm)以测量实验过程中实验段内轴向压力变化。单根加热棒外径9.5 mm,设计有效加热长度为1.9 m,最高设计温度为1000  $^{\circ}C$ ,采用交流电源间接加热,加热功率3 kW,可通过改变输入电压实现功率调节。棒束矩阵形式为5×5棒束,轴向放置三个定位格架以减小实验过程中棒束的横向振动。

加热棒示意图如图3所示,加热棒包壳为耐高温合金钢310-S,内部填充氧化镁陶瓷粉末作为导热和绝缘介质,近壁面处轴向不同位置放置了两个热电偶测量加热棒近壁面温度。

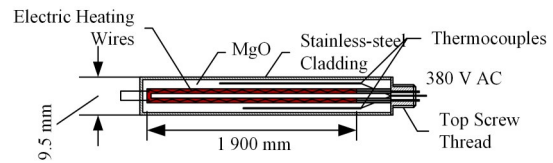


图3 加热棒结构示意图

Fig.3 Structural diagram of the heating rod

### 1.3 不确定度分析

根据表2所示的仪器的测量精度和量程,计算了压力、流量、温度等直接测量变量的不确定度。对于间接测量的物理量,其不确定度可由直接测量物理量根据不确定传递公式确定,其形式表示为<sup>[14]</sup>:

$$\frac{\delta Y}{Y} = \frac{1}{Y} \left[ \sum_{i=1}^N \left( \frac{\partial Y}{\partial X_i} \delta X_i \right)^2 \right]^{1/2} \quad (1)$$

式中:Y为间接测量物理量,其不确定度为 $\delta Y$ ;  $X_i$ 为直接测量物理量,其不确定度为 $\delta X_i$ 。不确定度分析结果如表3所示。

表2 测量设备的量程和精度  
Table 2 Parameters of the measuring instruments

测量设备 Measuring instrument	类型 Type	量程 Range	精度 Accuracy
数据采集系统 Data acquisition system	NI	-	±0.1%
压力变送器 Pressure transmitter	Rosemount 3051	0~0.6 MPa	±0.5%
体积流量计 Volumetric flowmeter	Coriolis	0~5 $m^3 \cdot h^{-1}$	±1%
热电偶 Thermocouples	N-type	-200~1300 $^{\circ}C$	±1.5 $^{\circ}C$
电流表 Ammeter	FAJ96-3E	0~160 A	±0.5%
电压表 Voltmeter	FAJ96-3E	0~400 V	±0.5%

表3 关键参数不确定度分析  
Table 3 Uncertainty in key parameters

参数 Contents	不确定度 Uncertainty / %
压力 Pressure / MPa	3.06
质量流量 Mass flow rate / kg·s <sup>-1</sup>	3.35
入口温度 Inlet temperature / °C	4.00
包壳近壁面温度 Internal cladding temperature / °C	1.25
温度测点轴向高度 Axial height of cladding temperature location / m	5.00
骤冷速度 Quench front velocity / m·s <sup>-1</sup>	1.39
线功率密度 Linear power density / kW·m <sup>-1</sup>	2.52

## 2 实验数据处理

### 2.1 数值模拟计算

再淹没实验过程中的棒束表面温度、热流密度和换热系数等表面参数几乎无法直接测量。研究人员通常利用实验中可直接测量的加热棒近壁面温度作为边界条件,通过求解逆导热问题<sup>[15]</sup>(Inverse

Heat Conduction Problem, IHCP)来获得棒束的表面参数。逆导热问题基于一维瞬态导热方程:

针对加热棒内部节点:

$$\iiint_V \rho C_p V \frac{dT}{d\tau} dv = \iint_S \lambda \vec{\nabla} T d\vec{s} + \iiint_V \Phi dv \quad (2)$$

式中: $\rho C_p$ 为体积热容, J·(m<sup>3</sup>·K)<sup>-1</sup>,  $V$ 为控制体容积, m<sup>3</sup>;  $T$ 为温度, K;  $\tau$ 为时间, s;  $\lambda$ 为热导率, W·(m·K)<sup>-1</sup>;  $S$ 为换热面积, m<sup>2</sup>;  $\Phi$ 为体积源项, W·m<sup>-3</sup>。

针对加热棒表面节点:

$$\iiint_V \rho C_p V \frac{dT}{d\tau} dv = \iint_S \lambda \vec{\nabla} T d\vec{s} + \iint_S h (T_{\text{surface}} - T_{\text{sat}}) d\vec{s} \quad (2)$$

式中: $h$ 为加热棒表面对流换热系数, W·(m<sup>2</sup>·K)<sup>-1</sup>;  $T_{\text{surface}}$ 为加热棒表面温度, K;  $T_{\text{sat}}$ 为流体的当地饱和温度, K。

加热棒中心节点采用对称边界条件,加热棒表面节点采用对流边界条件。对流换热系数 $h$ 和加热棒表面温度 $T_{\text{surface}}$ 为待求变量。求解时会以实验开始时温度分布作为初始条件,通过迭代加热棒表面热流密度 $Q = h(T_{\text{surface}} - T_{\text{sat}})$ 使得径向热电偶位置处温度计算值 $T_{60}$ 与实验测量值 $TC$ 偏差在0.01 K的收敛准则以内。逆导热问题求解简要流程如图4所示。

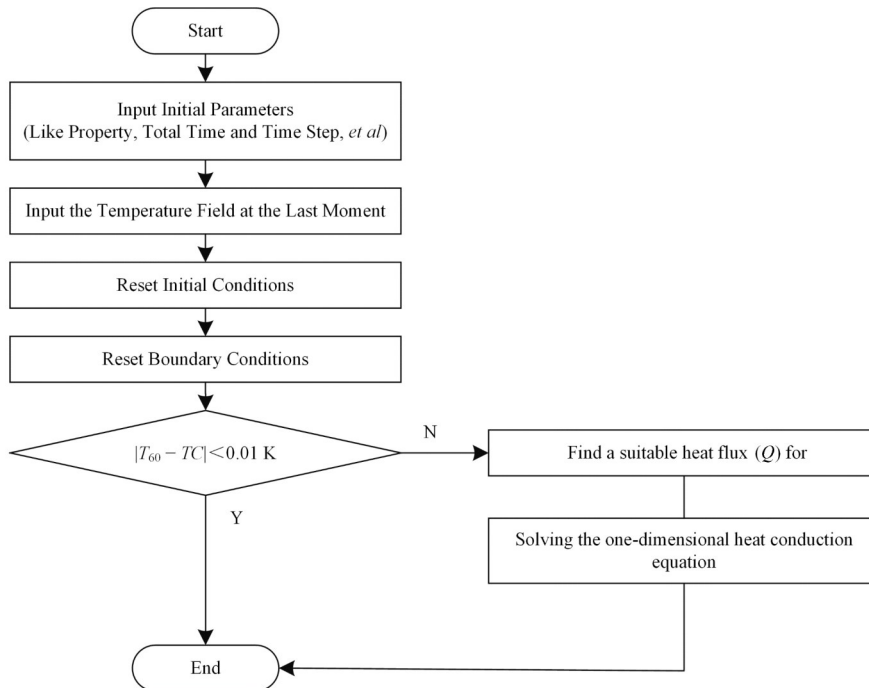


图4 逆导热问题求解流程图

Fig.4 Flow chart for solving the inverse heat conduction problem

本文开发的 REDA (Reflooding Experimental Data Analysis) 程序就是通过迭代来求解逆导热问题,其基本假设如下:

1) 由于膜态沸腾区棒束表面热流密度随时间变

化较小,且本文中表面热流计算仅用于骤冷前沿(即膜态沸腾区终点 $q_{\text{MFB}}$ )的判断,因此,加热棒表面热流在每个时间步长内恒定,即在每一步求解时加热棒表面热流为常数。

2) 由于再淹没是一个高度瞬态且不稳定的过程, 在骤冷前沿附近特别是弥散流膜态沸腾区 (Dispersed Flow Film Boiling, DFFB) 内两相流中存在显著的热力学不平衡现象<sup>[16]</sup>, 故此处的流体温度无法被精确测量及量化, 流体温度的量化一直是再淹没实验中难以解决的难题。当前文献<sup>[17-19]</sup>中, 通常假设加热通道内的流体温度为饱和温度用以计算再淹没过程中的对流换热系数和热流密度, 因此, 本文也采用了相同的假设。

3) 由于热电偶靠近加热棒表面, 虽然骤冷前沿附近轴向传导较强, 一维逆导热模型在求解加热棒表面参数时也可以达到可接受的精度<sup>[18]</sup>, OSAKABE<sup>[20]</sup>在开发再淹没实验数据处理程序 HEATT 时对此进行了分析, 结果表明: 轴向热传导的影响仅限于骤冷前沿附近约 2 cm 的范围内, 这相比于骤冷前沿的推进速度是很小的。因此 HEATT 和 RBHT 实验分析代码 DATARH<sup>[17]</sup>都选择了在求解逆导热问题时忽略了轴向热传导。因此在本文的棒束通道逆导热问题求解中也采用了忽略轴向热传导的假设。

4) 在再淹没实验开始前, 需要通过缓慢升温使得棒束达到实验的初始温度, 相比于骤冷时的棒束表面热流密度, 再淹没实验开始前的加热棒升温阶段热流密度极低, 因此假设再淹没开始时加热棒束内径向温度分布均匀。文献<sup>[21]</sup>中也采用了类似的假设。

### 2.2 骤冷时间判定

再淹没实验中由于骤冷前沿附近发生了剧烈的沸腾和复杂的流型转换, 因此很难确定骤冷时间, 由骤冷过程的描述可知, 加热棒表面温度骤降是由于加热棒表面温度无法维持稳定的膜态沸腾, 夹带液滴在加热棒表面沉积导致液-固对流换热加入到加热棒冷却的过程中来, 加热棒表面热流密度会因此骤升, 换热模式进入到过渡沸腾区。故可以参考最小膜态沸腾温度的定义, 以膜态沸腾区和过渡沸腾区的边界  $q_{MFB}$  作为骤冷时间的判定标准, 将加热棒表面热流密度随时间的导数  $\partial Q/\partial \tau$  远大于此前的平均值的前一时刻视为骤冷时间, 对应的加热棒表面温度即为最小膜态沸腾温度。判定方式如图 5 所示。

## 3 实验结果分析

### 3.1 实验矩阵

本文所分析的实验矩阵如表 4 所示。

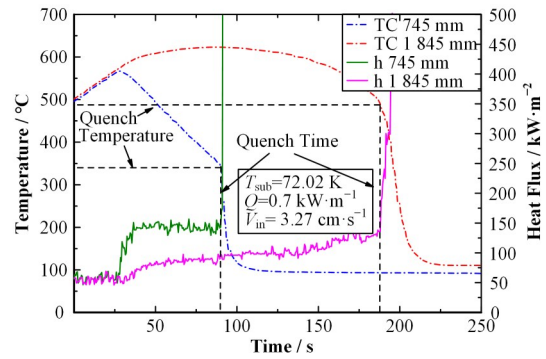


图 5 骤冷时间判定  
Fig.5 Determination of quench time

表 4 实验矩阵  
Table 4 Experiment matrix

序号 No.	入口流量 Mass flow / cm·s <sup>-1</sup>	入口过冷度 Subcooling / °C	功率密度 Power density / kW·m <sup>-1</sup>
1	3.24	10.1	1.3
2	7.39	10.5	1.3
3	9.35	10.3	1.3
4	11.1	72.6	1.3
5	3.55	71.7	1.3
6	3.27	72.0	0.7
7	3.47	71.8	0.9

### 3.2 再淹没过程简介

图 6 给出了入口过冷度 72.02 K, 功率密度 0.7 kW·m<sup>-1</sup>, 入口流速 3.27 cm·s<sup>-1</sup> 工况下, 电加热棒不同轴向高度 (545 mm、745 mm、1 145 mm 和 1 645 mm) 处热电偶温度变化。

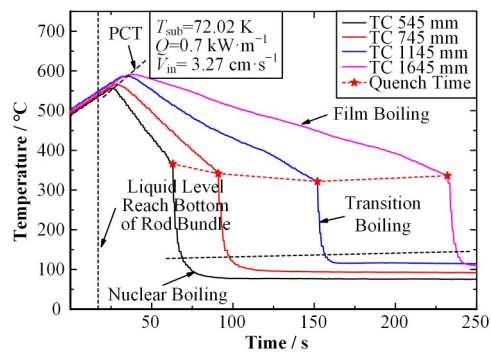


图 6 再淹没实验中不同位置热电偶温度变化  
Fig.6 Temperature variation of the thermocouple at different locations in the reflooding experiment

实验段入口段注入的过冷水在进入实验段下腔室时会得到缓冲并形成稳定的上升液面, 当液面接触到加热棒束底部时视为再淹没过程的开始。再淹没初始阶段, 在水位达到热电偶所处轴向高度以前, 由于加热棒带功率运行, 因此热电偶温度逐渐升高, 但此时棒束底部产生的蒸汽和夹带液滴会为加



热棒束带来先驱冷却,当加热棒产生的热量与先驱冷却能力相同时,棒束表面达到峰值包壳温度(Peak Cladding Temperature, PCT);随后由于上游再淹没产生的蒸汽和夹带液滴量的增加,先驱冷却能力不断增强,棒束表面温度逐渐降低;当加热棒表面温度达到最小膜态沸腾温度时,加热棒表面温度无法维持稳定的膜态沸腾,夹带液滴可以在加热棒表面沉积并形成湿斑和液膜,此时进入到过渡沸腾。由于液相对流换热的加入,加热棒表面换热系数骤

升,表面温度迅速下降,直至加热棒表面被完整的液膜覆盖,进入到核态沸腾换热模式。

### 3.3 骤冷前沿推进影响因素分析

如图7所示,为骤冷前沿推进实验结果对比,由于加热棒的加热功率轴向分布均匀,故骤冷前沿在轴向以近似线性推进。因此,可以用线性拟合的方式估算骤冷前沿的推进速度 $V_{qf}$ ,由于图7(c)中低流量工况出现了顶部提前再淹没的情况,因此在计算 $V_{qf}$ 时暂不考虑顶部热电偶的骤冷时间。

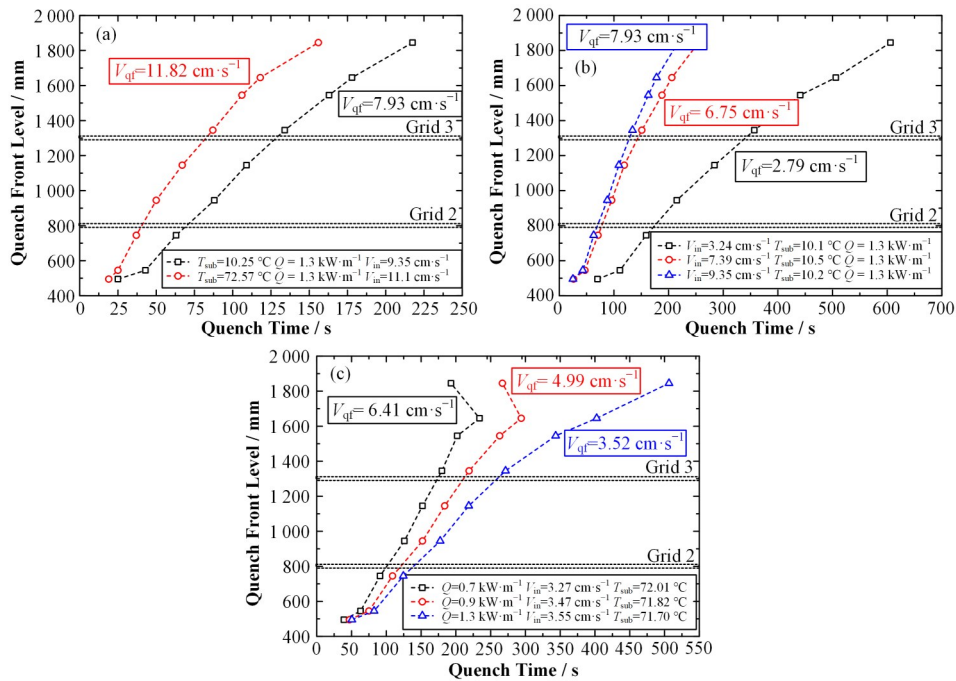


图7 骤冷前沿推进结果 (a) 不同过冷度, (b) 不同入口流量, (c) 不同功率密度

Fig.7 Results of quench front propagation

(a) Under differing inlet subcooling, (b) Under differing inlet mass flow, (c) Under differing power density

由图7(a)可知,高过冷度( $T_{sub}=72.57\text{ }^{\circ}\text{C}$ )工况相比于低过冷度( $T_{sub}=10.25\text{ }^{\circ}\text{C}$ )工况,骤冷前沿推进速度快了49%,这是由于高过冷度条件下液相的汽化潜热较大,加热壁面的热量除了要使液滴蒸发外,还要通过蒸汽的相间换热来加热主流流体。相比于低过冷度工况,冷却剂带走的热量更多,冷却能力更强;如图7(b)所示,在高流量( $V_{in}=9.35\text{ cm}\cdot\text{s}^{-1}$ )工况相比于中( $V_{in}=7.39\text{ cm}\cdot\text{s}^{-1}$ )、低流量( $V_{in}=3.24\text{ cm}\cdot\text{s}^{-1}$ )工况骤冷前沿推进速度分别增大了17%和184%,这是由于流速越大,流体从加热棒带走的热量更多,骤冷前沿推进更快。低流量工况由于加热功率较高( $Q=1.3\text{ kW}\cdot\text{m}^{-1}$ ),夹带液滴的大量蒸发会使得试验腔内压力快速升高,较高的压力会导致入口流量降低,试验腔内的液滴蒸发和实验段入口流量减低速

致低流量工况相比于中高流量推进更加缓慢;如图7(c)所示,不同功率密度条件下,低功率密度( $Q=0.7\text{ kW}\cdot\text{m}^{-1}$ )工况相比于中( $Q=0.9\text{ kW}\cdot\text{m}^{-1}$ )、高功率( $Q=1.3\text{ kW}\cdot\text{m}^{-1}$ )工况骤冷前沿推进速度分别增大了28%和82.1%,这是由于加热棒功率越高,越有利于主流流体气化,骤冷前沿推进更缓慢。同时在中( $Q=0.9\text{ kW}\cdot\text{m}^{-1}$ )、低功率密度( $Q=0.7\text{ kW}\cdot\text{m}^{-1}$ )下,随着再淹没后期大量的蒸汽、弥散液滴和夹带水会在上腔室内冷凝回落,造成中低功率密度工况下顶部提前淹没的情况。而高功率工况下在再淹没后期由于实验腔顶部压力持续升高,骤冷前沿推进缓慢,加之实验腔顶部温度升高,蒸汽流速较快,夹带水和弥散液滴很难在上腔室内沉积,故没有发生蒸汽冷凝回路造成顶部提前淹没的情况。

## 4 系统分析程序评价

### 4.1 RELAP5建模

本文采用RELAP5系统分析程序对实验结果进行对比计算。RELAP5程序建模如图8所示,实验段入口通过时间相关控制体和诸如接管给定温度、压力和流量边界;棒束部分采用圆柱形热构件进行模拟,根据实验工况给定初始温度和功率边界;定位格架通过给定形阻系数进行模拟。

### 4.2 RELAP5计算结果对比

本文选用入口过冷度 71.82 °C,入口流量 3.47 cm·s<sup>-1</sup>,线功率密度 0.9 kW·m<sup>-1</sup> 试验工况(实验工况 No.7)为例对RELAP5计算结果进行对比分析,结果如图9所示。

由图9(a)可知,RELAP5计算得到的实验段底部骤冷时间明显偏后。由图9(b)可以看出,模拟包壳温度在升温阶段温度上升速率高于实验值,且程序显示升温阶段热构件换热模式为单相蒸汽对流换热,结合图9(a)说明程序计算得再淹没初始阶段液滴量计算偏小,导致程序判定的换热模式出现偏差,所以图9(b)中程序计算的最高包壳温度偏大;膜态沸腾阶段模拟温度下降速率明显小于实验值,说明此时程序低估了膜态沸腾换热强度;计算值中过渡

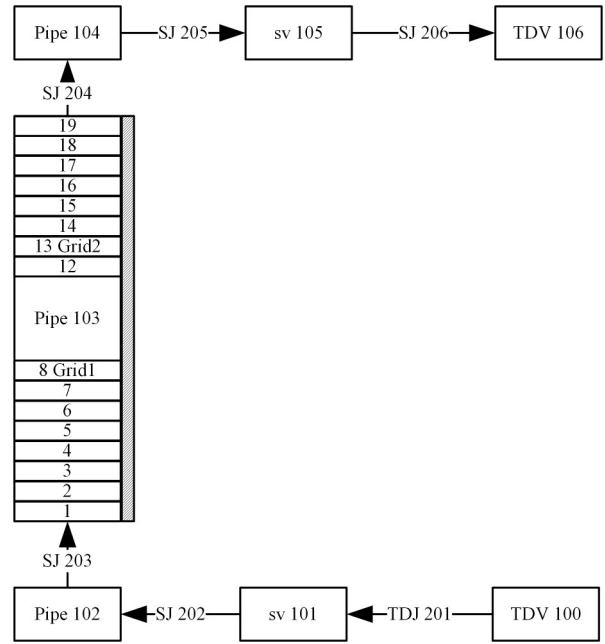


图8 RELAP5建模示意图  
Fig.8 Modeling diagram of RELAP5

沸腾区时间过长,且没有明显的骤冷现象。图9(c)表明,稳态压差计算值与实验值差异较小。再淹没过程中程序计算实验段压差小于实验值,说明再淹没过程中试验段内液相份额较高,这可能是由于预测蒸汽内液滴和夹带水量偏小或阻力模型误差导致。由于膜态沸腾区内换热模式的在饱和膜态沸腾

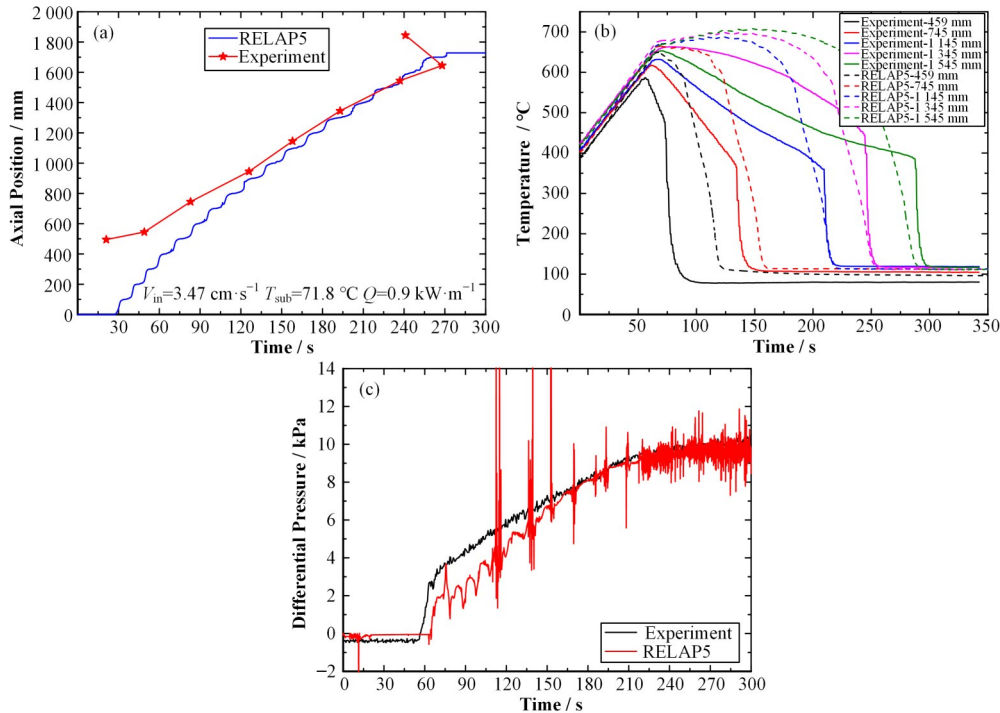


图9 计算值与实验值对比  
(a) 骤冷前沿推进, (b) 表面温度变化, (c) 压差变化  
Fig.9 Comparison of calculated and experimental values for

(a) Quench front propagation, (b) Surface temperature change, (c) Differential pressure change



和过冷膜态沸腾之间反复切换也会引起壁面对液相换热系数的震荡,从而引发夹带液滴蒸发量的不稳定,使得实验段压差模拟值出现数值震荡,Choi等<sup>[12]</sup>在使用 RELAP5/MOD 3.3 计算 RBHT 和 FLECHT-SEASET 实验时也发现了压差模拟值出现震荡的现象。

### 4.3 讨论

图 10(a)为入口过冷度 71.82 °C,入口流量 3.47 cm·s<sup>-1</sup>,线功率密度 0.9 kW·m<sup>-1</sup> 试验工况(实验工况 No.7)轴向高度 1 145 mm 处温度变化。由图可知,在再淹没开始时间相同的情况下,再淹没初期实验中棒束表面温度上升速率相比模拟值较小,说明实验中再淹没初始阶段棒束通道内已进入膜态沸腾阶段,棒束表面换热相比于单相蒸汽对流更强,而 RELAP5 模拟中 52 s 左右才进入到膜态沸腾换热模式,说明 RELAP5 在膜态沸腾起始点的判定存在误差。在膜态沸腾阶段,RELAP5 模拟的包壳温度下降相比实验值更缓慢,说明其膜态沸腾区的换热模

型计算存在误差,这也导致了后续在判断过渡沸腾和膜态沸腾换热模式时可能会出现错误的判断结果。在骤冷前沿附近,RELAP5 通过对比膜态沸腾和过渡沸腾换热系数大小来判定换热模式,而在再淹没过程的模拟中,结合图 10(b)所示,骤冷前沿附近换热系数的剧烈震荡会导致 RELAP5 在模型判断上存在震荡。继而过渡沸腾区相比于实验工况持续时间更长,加热棒表面温度下降更缓。综上所述,RELAP5 在后 CHF 换热阶段误差较大,主要问题集中在沸腾模式判断和膜态沸腾换热模型上,首先在判断沸腾换热模式时,利用了热流密度  $q$  作为判断依据,这种判断依据导致某一给定的热流密度值可能对应多种沸腾换热模式,存在固有的不确定性;其次程序引入了一些壁面温度的经验常数作为判断准则,这种做法不但增加了换热逻辑的复杂性,并且缺少充分的理论依据;最后在判断骤冷前沿附近过渡沸腾和膜态沸腾时 RELAP5 利用二者的热流密度大小来判断,这种做法也没有充分的理论模型支持。

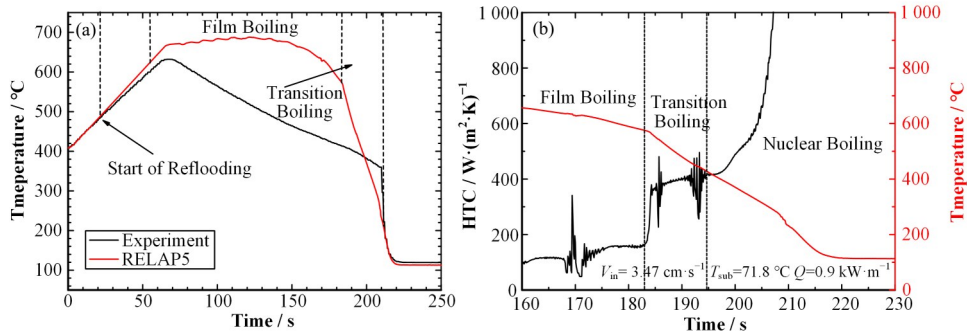


图 10 轴向高度 1 145 mm 计算结果与实验值对比 (a) 表面温度变化,(b) 换热系数及换热模式变化  
 Fig.10 Comparison of RELAP5 results with experimental data at Axial height of 1 145 mm for surface temperature changes (a) and changes of heat transfer coefficient and heat transfer model (b)

表 5 RELAP5 计算误差分析  
 Table 5 Error analysis of RELAP5

序号 No.	PCT 相对误差 Relative error of PCT / %	PCT 均方根误差 Root mean square error of PCT / K	骤冷时间相对误差 Relative error of quench time / %	骤冷时间均方根误差 Root mean square error of quench front / s
1	11.472	62.188	56.381	226.328
2	8.635	34.585	13.711	26.038
3	1.529	27.825	5.466	28.587
4	3.790	32.664	58.231	18.044
5	5.437	15.383	30.123	20.288
6	7.241	21.340	40.262	25.572
7	11.321	54.155	55.510	33.819

本文采用 RELAP5 对表 4 中的全部实验工况进行了对比计算,分析了再淹没过程中棒束内不同轴向高度热电偶测得的最高包壳温度和骤冷时间的相对误差和均方根误差,误差分析结果如表 5 所示,由

表可知 RELAP5 在模拟高功率密度低流速工况下存在较大误差,这是由于在模拟中将实验腔体和上腔室设置为绝热边界,导致棒束顶端温度的模拟值高于实验值。棒束顶部液滴快速蒸发,而实验段入口

流量较低,使得骤冷前沿推进至棒束顶部时推进缓慢,因此1号实验工况中存在较大的相对误差和均方根误差。

由表5可得,RELAP5模拟的骤冷时间总均方根误差40.994 s;PCT总均方根误差61.465 K。这与Choi等<sup>[12]</sup>利用FLECHT实验数据评估RELAP5的预测误差结果(骤冷时间总均方根误差85.9 s;PCT总均方根误差48.3 K)相当。

## 5 结语

本文利用西安交通大学核安全与运行研究室的膜态沸腾实验平台对5×5均匀加热棒束开展了底部再淹没实验研究。探究了不同实验条件(入口过冷度10.1~72.6 °C;入口流量3.24~11.1 cm·s<sup>-1</sup>;功率密度0.7~1.3 kW·m<sup>-1</sup>)对骤冷前沿推进速度的影响。使用热工安全分析程序对实验结果进行对比计算,总结了热工安全分析程序在模拟再淹没过程中存在的问题。本文主要结论如下:

1)再淹没过程中高流量、高过冷度和低功率密度更有利于骤冷前沿的推进;其中高过冷度工况相比于低过冷度工况,骤冷前沿推进速度快了49%,这是由于高过冷度条件下液相的汽化潜热较大,加热壁面的热量除了要使液滴蒸发外,还要通过蒸汽的相间换热来加热主流流体。相比于低过冷度工况,冷却剂带走的热量更多,冷却能力更强;在高流量工况相比于中、低流量工况骤冷前沿推进速度分别增大了17%和184%,这是由于流速越大,流体从加热棒带走的热量更多,骤冷前沿推进更快;低功率密度工况相比于中、高功率工况骤冷前沿推进速度分别增大了28%和82.1%,这是由于加热棒功率越高,越有利于主流流体的气化,骤冷前沿推进更缓慢,所以较高的加热功率也会阻碍骤冷前沿的推进。

2)热工安全分析程序模拟的骤冷时间总均方根误差40.994 s;PCT总均方根误差61.465 K。模拟值在后CHF换热阶段与实验值相比误差较大,问题主要集中在沸腾模式判断和膜态沸腾换热模型上。首先在判断沸腾换热模式时,利用了热流密度 $q$ 作为判断依据,这种判断依据导致某一给定的热流密度值可能对应多种沸腾换热模式,存在固有的不确定性;其次程序引入了一些壁面温度的经验常数作为判断准则,这种做法不但增加了换热逻辑的复杂性,并且缺少充分的理论依据;最后在判断骤冷前沿附近热工安全分析程序对于过渡沸腾和膜态沸腾的判定缺乏明确的准则,仅依靠二者的热流密度大小来判断换热模式,该方式导致程序计算过程中出现较大的压力波动和持续时间较长的过渡沸腾区等非真

实物理现象。

**作者贡献声明** 刘伟华负责参与实验设计、实验操作和实验数据处理,文章初稿撰写;吴攀负责指导实验设计、数据分析、文章写作和修改;冯民负责参与实验设计和实验结果分析;汤庭辉负责参与实验设计和实验操作;单建强负责指导实验设计、实验项目监督和管理;桂淼负责指导实验设计、数据分析、文章写作和修改。

## 参考文献

- 高鹏程,张斌,杨皓,等.流道堵塞模型开发及在QUENCH实验中的应用研究[J].核技术,2023,46(7):070606. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2023.hjs.46.070606. GAO Pengcheng, ZHANG Bin, YANG Hao, *et al.* Development of flow blockage model for core heat transfer and its application in QUENCH experiment[J]. Nuclear Techniques, 2023, 46(7): 070606. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2023.hjs.46.070606.
- Cadek F F, Dominicis D P, Leyse R H. PWR flecht: (full length emergency cooling heat transfer). final report[R]. WCAP-7665, 1971.
- Grutter H, Aksan S N. NEPTUN bundle reflooding experiments: test facility description[R]. EIR-Bericht 386, 1980.
- Cho S, Moon S K, Choi K Y, *et al.* Rewetting of vertical hot surface in a centrally heated annulus and a 6×6 rod bundle geometry during reflood phase[C]//Proceedings of 14th International Conference on Nuclear Engineering. July 17-20, 2006, Miami, Florida, USA. 2008: 415 - 422. DOI: 10.1115/ICONE14-89403.
- 史明哲,许国华.棒束再淹没传热试验研究[J].原子能科学技术,1993,27(4):348-352. SHI Mingzhe, XU Guohua. The reflooding heat transfer experiment in rod bundle[J]. Atomic Energy Science and Technology, 1993, 27(4): 348 - 352.
- 黄彦平,郎雪梅.骤冷前沿区域传热特性实验研究[J].核动力工程,1998,19(2):138-143. HUANG Yanping, LANG Xuemei. Correlation of heat transfer coefficient for quench front[J]. Nuclear Power Engineering, 1998, 19(2): 138 - 143.
- 姬建业,许巍,柴翔,等.矩形窄通道再淹没现象实验和数值研究[J].核技术,2017,40(1):010601. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2017.hjs.40.010601. JI Jianye, XU Wei, CHAI Xiang, *et al.* Experimental investigation and CFD simulation of reflooding in narrow rectangle channel[J]. Nuclear Techniques, 2017, 40(1):

010601. DOI: [10.11889/j.0253-3219.2017.hjs.40.010601](https://doi.org/10.11889/j.0253-3219.2017.hjs.40.010601).
- 8 陈玉宙, 杨春生, 邹凌. 基于 CIAE 实验对 RELAP5 程序的评价[J]. 核动力工程, 2003, **24**(S2): 64 - 69.  
CHEN Yuzhou, YANG Chunsheng, ZOU Ling. An evaluation of RELAP5 based on the CIAE experiments [J]. Nuclear Power Engineering, 2003, **24**(S2): 64 - 69.
- 9 Yuan J T, Tong L L, Cao X W. Simulation of quenching in horizontal geometry channel[J]. Nuclear Science and Techniques, 2010, **21**(6): 370 - 374. DOI: [10.13538/j.1001-8042/nst.21.370-374](https://doi.org/10.13538/j.1001-8042/nst.21.370-374).
- 10 Nilsson L. Assessment of RELAP5/MOD3 against twenty-five post-dryout experiments performed at the Royal Institute of Technology[R]. NUREG/IA-0094, Swedish Nuclear Power Inspectorate, 1993.
- 11 Analytis G T. Study of the post-CHF wall heat transfer package of RELAP5/MOD3.3 during blow-down[J]. Annals of Nuclear Energy, 2004, **31**(9): 1053 - 1068. DOI: [10.1016/j.anucene.2003.12.006](https://doi.org/10.1016/j.anucene.2003.12.006).
- 12 Choi T S, No H C. An improved RELAP5/MOD3.3 reflood model considering the effect of spacer grids[J]. Nuclear Engineering and Design, 2012, **250**: 613 - 625. DOI: [10.1016/j.nucengdes.2012.06.025](https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2012.06.025).
- 13 Zeng W. Research on characteristic of the inverted annular flow regime during the narrow channel[C]. The Fifth China-Korea Workshop on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, 2011
- 14 Coleman H W, Steele W G. Engineering application of experimental uncertainty analysis[J]. AIAA Journal, 1995, **33**(10): 1888 - 1896. DOI: [10.2514/3.12742](https://doi.org/10.2514/3.12742).
- 15 Monde M. Analytical method in inverse heat transfer problem using Laplace transform technique[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2000, **43** (21): 3965 - 3975. DOI: [10.1016/s0017-9310\(00\)00040-5](https://doi.org/10.1016/s0017-9310(00)00040-5).
- 16 Jin Y, Cheung F B, Bajore S M K, *et al.* Investigation of the thermal-hydraulic non-equilibrium in a 7×7 rod bundle during reflood[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2018, **127**: 266 - 279. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.08.011](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.08.011).
- 17 Mohanta L. Theoretical and experimental study of inverted annular film boiling and regime transition during reflood transients[D]. US: The Pennsylvania State University, 2015.
- 18 Wang Z F, Zhong M, Deng J, *et al.* Experimental investigation on the transient film boiling heat transfer during quenching of FeCrAl[J]. Annals of Nuclear Energy, 2021, **150**: 107842. DOI: [10.1016/j.anucene.2020.107842](https://doi.org/10.1016/j.anucene.2020.107842).
- 19 Cao C Q, Kuang B, Zha Y, *et al.* A relatively wide-ranged correlation of saturated flow boiling heat transfer within narrow rectangular channel for water[J]. Applied Thermal Engineering, 2022, **210**: 118345. DOI: [10.1016/j.applthermaleng.2022.118345](https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2022.118345).
- 20 Osakabe M, Sudo Y. Heat transfer calculation of simulated heater rods throughout reflood phase in postulated PWR-LOCA experiments[J]. Journal of Nuclear Science & Technology, 2008, **20**(7): 559 - 570.
- 21 Xiong J B, Wang Z F, Xiong P, *et al.* Experimental investigation on transient boiling heat transfer during quenching of fuel cladding surfaces[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2020, **148**: 119131. DOI: [10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.119131](https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.119131).