

流道堵塞模型开发及在 QUENCH 实验中的应用研究

高鹏程^{1,2} 张斌² 杨皓² 单建强²

1(海军研究院 北京 100071)

2(西安交通大学 能源与动力工程学院 西安 710049)

摘要 在压水堆冷却剂丧失事故(Loss-of-Coolant Accident, LOCA)中,处于高温条件下的燃料棒由于棒内压力过高,可能导致包壳发生鼓胀。包壳形变会造成堆芯局部流道堵塞,进而影响失水事故再淹没阶段的堆芯换热。然而,大多数系统分析程序都是基于假设的流道堵塞率来模拟事故进程,导致模拟结果与实际情况不符合。本文将已开发的燃料棒热-力行为分析模块(Fuel Rod Thermal-Mechanical Behavior, FRTMB)集成在自主开发的严重事故分析程序 ISAA(Integrated Severe Accident Analysis Code)中,通过改进已有的流道堵塞模型,使其能够模拟由于燃料棒形变导致的冷却剂流量变化。最后,使用 ISAA-FRTMB 模拟 QUENCH-LOCA-0 实验,通过对比包壳峰值温度,验证改进的流道堵塞模型的正确性和有效性,并在此基础上研究包壳形变对堆芯换热以及后续事故进程的影响。

关键词 流道堵塞, 热-力行为, 包壳峰值温度, QUENCH-LOCA-0

中图分类号 TL333

DOI: 10.11889/j.0253-3219.2023.hjs.46.070606

Development of flow blockage model for core heat transfer and its application in QUENCH experiment

GAO Pengcheng^{1,2} ZHANG Bin² YANG Hao² SHAN Jianqiang²

1(Naval Research Institute, Beijing 100071, China)

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

Abstract [Background] In a pressurized water reactor (PWR) loss-of-coolant accident (LOCA), high temperature and high internal pressure of the fuel rod can lead to ballooning of fuel rod cladding, which causes a partial blockage of flow area in a subchannel. Such flow blockage would influence the core coolant flow and thus affect the core heat transfer during reflood phase and subsequent severe accidents. However, the commonly used integrated severe accident analysis codes use simple parametric models to simulate these aspects and therefore cannot consider the influence of multiple coupled factors. This results in a lack of accuracy of the simulation results. [Purpose] This study aims to analyze the key phenomena in core degradation, and develop a thermal-mechanical (TM) behavior module for assessing the failure of cladding and analyzing the flow blockage. [Methods] First of all, the fuel rod thermal - mechanical behavior (FRTMB) module developed for analyzing the TM behavior of fuel rods was

国家重点研发计划(No.2019YFE0191600)资助

第一作者: 高鹏程, 男, 1995年出生, 2022年于西安交通大学获博士学位, 研究领域为压水堆严重事故分析

通信作者: 张斌, E-mail: binzhang@mail.xjtu.edu.cn

收稿日期: 2022-03-29, 修回日期: 2023-02-20

Supported by National Key R&D Program of China (No.2019YFE0191600)

First author: GAO Pengcheng, male, born in 1995, graduated from Xi'an Jiaotong University with a doctoral degree in 2022, focusing on severe accident analysis of PWR

Corresponding author: ZHANG Bin, E-mail: binzhang@mail.xjtu.edu.cn

Received date: 2022-03-29, revised date: 2023-02-20

integrated into the integrated severe accident analysis code (ISAA). Then, on the basis of the FRTMB module, the flow blockage model of the ISAA-FRTMB code was improved to suit for simulating changes in coolant flow rate caused by fuel rod deformation. Finally, the QUENCH-LOCA-0 experiment was simulated by using improved ISAA-FRTMB code to verify the correctness and effectiveness of the model, and the peak cladding temperatures were compared in order to verify the validity of the flow blockage model. **[Results]** The results including cladding failure time, circumferential strain, flow blockage rate and cladding temperature predicted by the code are in good agreement with the experimental data. The maximum circumferential strain of the simulated cladding, as indicated by the experimental results, is in the range of 25%~50%, and the errors of the predicted cladding rupture time and temperature are within 4%. **[Conclusion]** Under the stress caused by internal pressure, the cladding deforms outward owing to thermal creep with the increase of temperature. Rapid thermal creep and swelling lead to cladding failure. The maximum circumferential strain of the simulated cladding, as indicated by the experimental results, is in the range of 25%~50%, and the errors of the predicted cladding rupture time and temperature are within 4%. The correctness and effectiveness of FRTMB module are thus verified.

Key words Flow blockage, Thermal-mechanical behavior, Peak cladding temperature, QUENCH-LOCA-0

当一个典型压水反应堆发生冷却剂丧失事故 (Loss-of-Coolant Accident, LOCA) 时, 一回路系统压力从 15.5 MPa 快速下降, 事故导致堆芯剩余冷却剂以及供给堆芯的应急冷却水蒸发, 堆芯产生的热量无法再散发出去。因此, 燃料元件的温度迅速上升, 燃料棒开始肿胀, 甚至可能爆裂。LOCA 事故后燃料包壳的肿胀和破裂被视为重要现象之一, 因为它会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, 进而影响氧化过程。这种现象已经在法国辐射防护与核安全研究所 (Institute for Radiological Protection and Nuclear Safety, IRSN) 于 19 世纪 80 年代进行的 PHEBUS-LOCA 实验项目中观察到, 研究人员在该项目中模拟了 LOCA 条件, 并观察了燃料组件的最终状态^[1]。图 1 展示了一张实验图片, 明显可见一些燃料包壳的变形和破裂, 以及发生形变的子通道。Grandjean^[2]在肿胀的燃料棒束实验中提到, 堵塞可能很大, 而且足够长, 以至于燃料棒可能不会再被冷却。如果这种情况发生在真实反应堆中, 很可能引发堆芯损毁等严重事故。燃料棒在 LOCA 事故再淹没阶段的冷却是一个非常复杂的过程, 主要是因为出现了不同的传热和传质现象, 但也因为包壳肿胀导致的复杂几何形状。如图 2 所示, 随着再淹没液位的上升, 骤冷前端也向前推进, 并在固-液-汽三重界面产生液滴 (由于飞溅和爆裂效应) 和蒸汽。在这个位置, 液态水接近饱和温度, 壁面温度高于 Leidenfrost 点^[3]。

包壳肿胀和破裂以及引起的流道堵塞是严重事故早期的重要现象之一。然而, 大多数严重事故分析程序, 如 MAAP^[4]、MELCOR^[5]和 ASTEC^[6], 在模拟 LOCA 事故中, 没有考虑燃料包壳形变以及引起的流道堵塞对堆芯换热的影响。例如, MELCOR 程

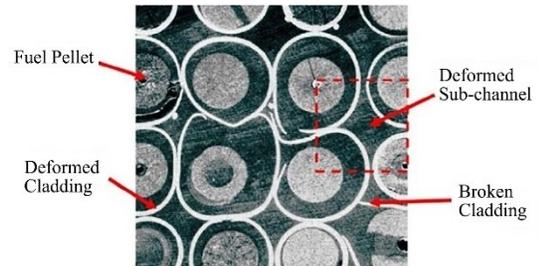


图 1 PHEBUS-LOCA 实验后的燃料包壳展示
Fig.1 Illustration of fuel claddings after a LOCA simulation during a PHEBUS-LOCA experiment

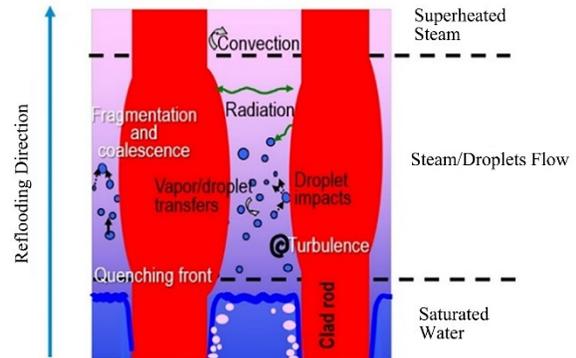


图 2 LOCA 期间燃料包壳肿胀的传热和传质现象
Fig.2 Heat and mass transfer phenomena during LOCA with ballooning of fuel claddings

序假设包壳温度超过 1 173 K 或包壳因氧化以及熔化失去完整的几何结构时, 则判定燃料棒包壳破裂^[6]。对于流道堵塞仅考虑燃料组件熔化后堆芯碎片对流道的堵塞。这可能导致模拟结果与真实情况相差很大, 影响后续对堆芯熔化时刻以及早期安全壳失效的判断。其他类似 RELAP5^[7] 此类热工水力分析程序, 在分析包壳形变和流道堵塞对堆芯热工水力的影响也存在局限性。例如, Guo 等^[8] 使用 RELAP5/MOD3.4 程序研究了在流道堵塞条件下,

JRR-3M 型研究堆发生失流事故 (Loss of Flow Accident, LOFA) 的热工水力行为。Lu 等^[9]使用改进后的 RELAP5/MOD3.3 程序模拟了 ADS 反应堆堆芯入口处流道堵塞后的失流事故。虽然考虑了流道堵塞对热工水力特性的影响,但是流道堵塞率是假设的定值,不会随着包壳温度和形变等因素而发生改变。而真实情况恰好与之相反,流道堵塞加快堆芯升温,使包壳形变加剧,流道堵塞率会进一步扩大。这是一个正反馈效应,而不是一个稳定状态。

研究包壳肿胀和破裂引起的流道堵塞对堆芯换热的影 响需要分析燃料棒的热-力行为。并需要在严重事故分析程序中补充相关物理模型,例如:燃料芯块和包壳的应力-应变、裂变气体释放、燃料棒内部气体压力以及共熔共晶等模型。本文将已开发的燃料棒热-力行为分析模块 (core Fuel Rod Thermal-Mechanical Behavior analysis module, FRTMB)^[10]集成在自主开发的严重事故分析程序 ISAA^[11]中,并改进已有的流道堵塞模型使其能够模拟由于燃料棒形变导致的冷却剂流量变化。FRTMB 模块已经通过与相关燃料棒性能分析实验进行了对比,验证了模块的有效性^[12-13]。最后,使用 ISAA-FRTMB 模拟 QUENCH-LOCA-0 实验^[14],验证改进的流道堵塞模型的正确性和有效性,分析包壳肿胀对堆芯换热以及对堆芯降级后续部分产生的影响。

1 ISAA-FRTMB 简介

1.1 概述

ISAA 是由西安交通大学开发的一体化严重事故分析程序,主要用于分析反应堆严重事故过程。ISAA 采用的一些先进的、经过验证的物理模型可模拟各种严重事故现象,包括热工水力行为、堆芯降级和重新定位、可燃气体的产生和放射性核素的释放和迁移等。已开发的 FRTMB 模块,能够模拟的现象包括:1)燃料芯块和包壳与冷却剂的热传导;2)包壳的弹塑性变形;3)燃料芯块与包壳的机械相互作用;4)燃料释放的裂变气体和燃料棒内压力。该模块包含必要的材料物性、水物性和传热关系式。FRTMB 模块的其他信息详见文献^[10]。

在 ISAA-FRTMB 耦合系统中,ISAA 作为主程序提供堆芯功率分布、冷却剂进出口温度和压力等参数。如图 3 所示,在稳态计算中,主程序 ISAA 在所有参数基本都达到设定值并趋于稳定后调用 FRTMB 模块。此时,ISAA 会将堆芯功率分布、冷却剂温度和压力以及燃料棒几何参数等数据传递给 FRTMB。然后 FRTMB 根据这些参数按照用户指定

的计算时间开始稳态计算。在瞬态计算中,ISAA 在每个时步内都会调用一次 FRTMB,主要传递燃料芯块和包壳温度、冷却剂温度和压力等参数。FRTMB 会将发生形变后燃料棒几何参数和包壳失效信息传递给 ISAA,分析包壳肿胀和破裂对流道堵塞以及包壳氧化的影响。在轴向节点、堆芯径向区和时步循环全部完成后,按照固定格式输出计算结果,程序计算结束。

1.2 力学模型

燃料芯块假设为一个不受外力变形的刚性轴对称圆柱体。因此,燃料的形变只受热膨胀、辐照肿胀和密实化影响。在该模型中,燃料芯块表面径向位移表示为^[10]:

$$r_{f,displace} = \sum_{i=1}^N \Delta r_{f,i} (1 + \varepsilon_i^{dens} + \varepsilon_i^{swell} + \varepsilon_i^{thermal}) - r_{f,cold} \quad (1)$$

式中:下标 i 为径向节点; $\Delta r_{f,i}$ 为径向节点对应的燃料层厚度, m; N 为径向节点总数; ε_i^{dens} 、 ε_i^{swell} 、 $\varepsilon_i^{thermal}$ 分别为燃料密实化、辐照肿胀和燃料热膨胀产生的应变; $r_{f,cold}$ 为冷态燃料芯块的半径, m。

包壳的应力-应变关系式可写为应变增量形式^[10]:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{\theta} &= \frac{1}{E} (\sigma_{\theta} - \nu \sigma_z) + \varepsilon_{\theta}^{plastic} + d\varepsilon_{\theta}^{plastic} + d\varepsilon_{\theta}^{creep} + \varepsilon_{\theta}^{thermal} \\ \varepsilon_z &= \frac{1}{E} (\sigma_z - \nu \sigma_{\theta}) + \varepsilon_z^{plastic} + d\varepsilon_z^{plastic} + d\varepsilon_z^{creep} + \varepsilon_z^{thermal} \quad (2) \\ \varepsilon_r &= -\frac{\nu}{E} (\sigma_{\theta} + \sigma_z) + \varepsilon_r^{plastic} + d\varepsilon_r^{plastic} + d\varepsilon_r^{creep} + \varepsilon_r^{thermal} \end{aligned}$$

式中: ν 为包壳的泊松比; E 为杨氏模量; ε_{θ} 、 ε_z 、 ε_r 分别为包壳周向应变、轴向应变和径向应变; σ_{θ} 、 σ_z 、 σ_r 分别为包壳周向应力、轴向应力和径向应力, MPa;上标 plastic、creep、thermal 分别表示塑性应变、蠕变应变和热膨胀。

包壳的泊松比 ν 、杨氏模量 E 和包壳热膨胀应变变量采用 MATRPO^[6]手册中的关系式计算。

1.3 流道堵塞模型

流道堵塞描述如图 4 所示,考虑到事故发生后燃料包壳肿胀和破裂发生的几何形状变化,流道堵塞率可以通过堆芯流通面积的变化表示^[15]:

$$B_k = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{(A_{fi} - A_o)}{(p^2 - A_o)} \quad (3)$$

式中: B_k 为流道堵塞率; A_o 为燃料棒原始横截面积, m^2 ; A_f 为燃料棒形变后的横截面积, m^2 ; p 为棒间距, m。

该式定义了包壳由于形变而导致冷却剂通道横截面积的减少。因此,堵塞率为 0% 表示未发生变形的通道,堵塞率为 100% 表示完全堵塞的通道。

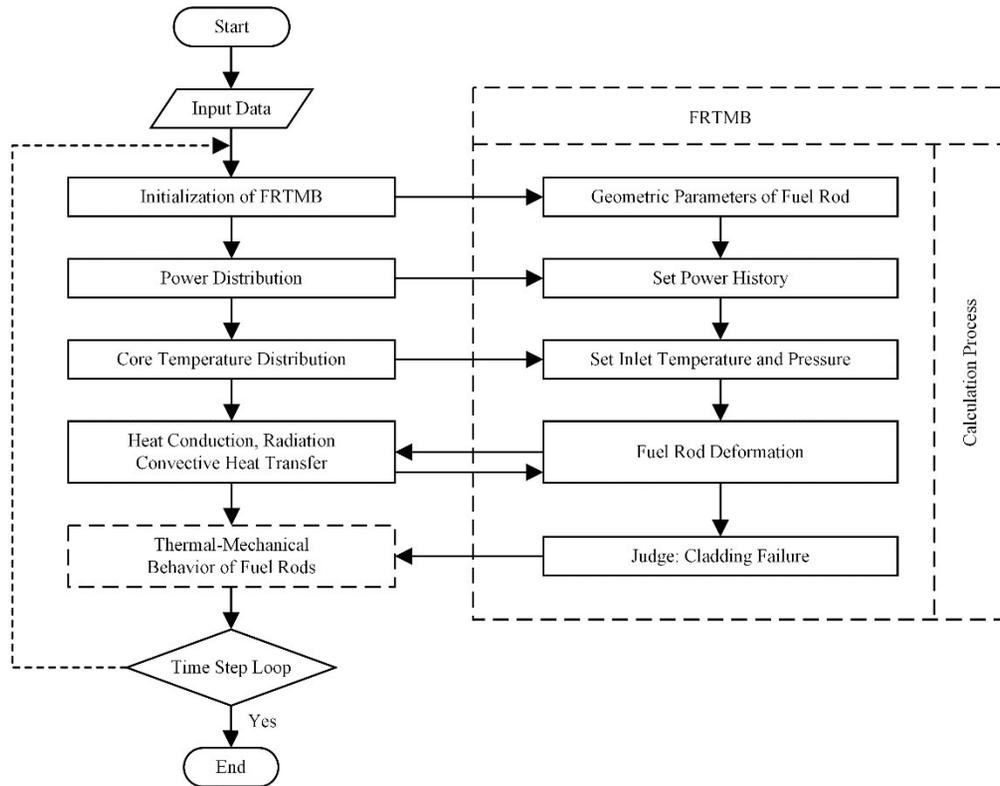


图3 ISAA-FRTMB耦合计算流程
Fig.3 Flow chart of ISAA-FRTMB coupling interface

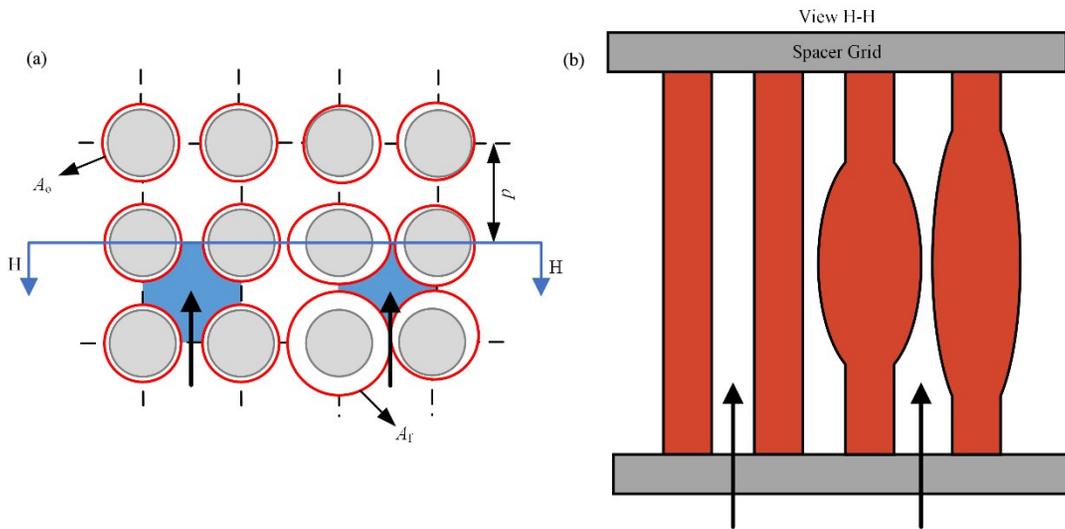


图4 流道堵塞模型描述 (a) 燃料组件俯视图, (b) 燃料组件正视图
Fig.4 Illustration of flow blockage model (a) The top view of the fuel assembly, (b) The front view of the fuel assembly

堵塞率的两个典型值为61%和90%，61%的情况为4根相邻的燃料棒包壳变形、接触并保持圆形轮廓；90%则是实验中发现的最高堵塞率之一^[16]。流道堵塞不仅减少堆芯冷却剂的流通面积，而且增加了流体通过燃料组件的水力阻力。水力阻力影响效应体现在动量守恒方程的形阻系数中，使用Idelchik方程计算流道堵塞的形阻系数^[17]，其表示为：

$$K = \frac{C \cdot B_k^{3/4} + B_k^2 + \tau \cdot B_k^{11/8}}{(1 - B_k)^2} \quad (4)$$

式中： C 为用户定义的几何形状参数。

壁厚系数 τ 定义为^[17]：

$$\tau = \left(2.4 - \frac{l}{D_h}\right) \times 10^{-\left(0.25 + \frac{0.535(l/D_h)^8}{0.05 + (l/D_h)^7}\right)} \quad (5)$$

式中： l 为堵塞长度， m ； D_h 为堵塞通道的水力当量直径， m 。

1.4 裂变气体压力模型

反应堆运行中,燃料棒的内部气体压力会随裂变气体的释放、气隙温度及芯块孔隙率发生变化。对于棒内气体压力 P_{gap} 使用理想气体状态方程进行计算^[10]:

$$P_{gap} = \frac{10^{-6} \cdot M_{gas} R}{\frac{V_p}{T_p} + \frac{V_{hol}}{T_{hol}} + \frac{V_{gap}}{T_{gap}} + \frac{V_{por}}{T_{por}}} \quad (6)$$

式中: M_{gas} 为释放的裂变气体总摩尔数, mol; R 为气体常数; V_p 、 V_{hol} 、 V_{gap} 和 V_{por} 分别为气腔体积、芯块中心空洞、气隙和芯块孔隙的体积, m^3 ; T_p 、 T_{hol} 、 T_{gap} 和 T_{por} 分别为气腔温度、芯块中心空洞、气隙和芯块孔隙的温度, K。

2 QUENCH-L0 实验模拟

2.1 QUENCH-L0 实验简介

QUENCH 实验装置于 1997 年在卡尔斯鲁厄理工学院 (Karlsruhe Institute of Technology, KIT) 建造,用于研究氢气源项,即测量过热反应堆堆芯再淹没时的氢气释放^[14]。之后,在严重事故条件下成功地进行了 15 次棒束试验。其中,QUENCH-LOCA-0 (QUENCH-L0) 实验的目的是研究燃料棒在 LOCA 事故下发生氧化、肿胀以及局部冷却剂流道堵塞后的一些现象。实验装置如图 5 所示,主要由测试部分组成,系统压力约为 0.3 MPa。测试部分由一个壁厚 5.6 mm、内径 801.8 mm 的安全壳封闭。来自蒸汽发生器和过热器的过热蒸汽与氩气一起从实验棒束底部进入。氩气、蒸汽和氧化反应释放的氢气在实验棒束内部向上流动,并从顶部出口通过水冷废气管流向冷凝器,在冷凝器中,剩余的蒸汽与不凝结气体氩气和氢气分离。棒束顶部和尾部的气管是温控的水冷回路,以保证蒸汽和气体温度足够高,避免在试验段出口和尾部气管内部冷凝。

实验棒束由内径 79.66 mm、厚 3.17 mm 的 Zr702 合金围板包围。围板外围是 36 mm 厚的氧化锆纤维绝缘材料和铁铬镍合金 600(内管)和不锈钢(外管)制成的环形冷却套。实验棒束包括 20 根加热棒、1 根可用于测量装置或作为控制棒的未加热中心棒和 4 根角棒。21 根实验棒的长度约为 2.5 m,电加热长度约为 1 m。棒束的横截面如图 6 所示,21 根实验棒和 4 根角棒按照 5×5 矩阵的形式排布。实验棒的中心为外径 6 mm 的钨加热器,周围是氧化锆制成的环形芯块用于模拟燃料芯块,芯块的边界是外径 11 mm 锆-4 合金包壳。

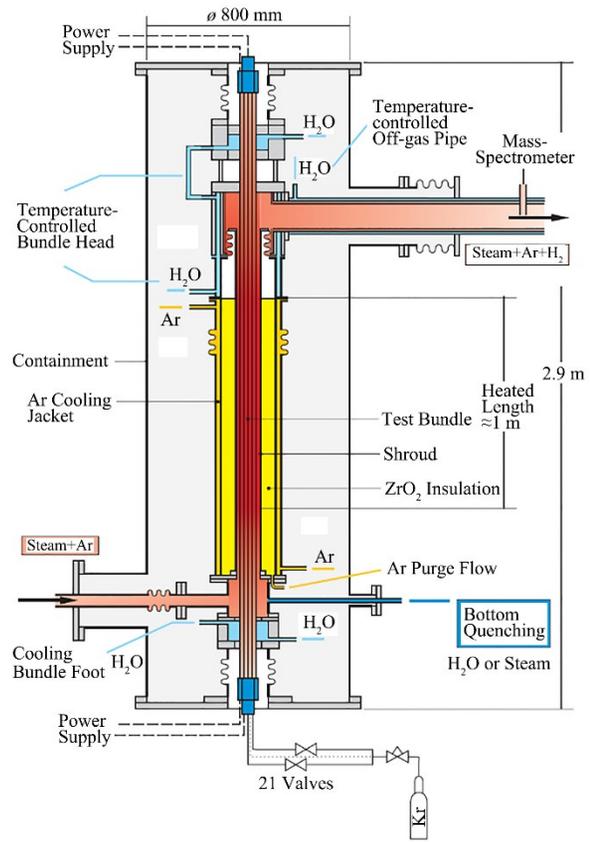


图 5 QUENCH 实验装置示意图
Fig.5 Diagram of QUENCH test facility

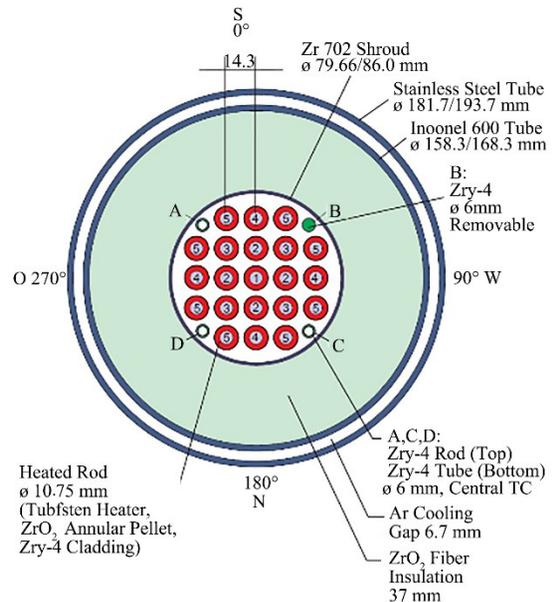


图 6 实验棒束的横截面示意图
Fig.6 Diagram of test bundle cross-section

2.2 数值建模

QUENCH-L0 的输入平台是基于自主开发的严重事故分析程序 ISAA, 模型参数主要来自 QUENCH-LOCA 报告^[14]中提供的数据。QUENCH-

L0实验装置的节点划分如图7所示,节点化准则参考文献[18]和[19]中提供的案例。图中控制体用CV-xxx表示,流道用JP-xxx表示,热构件用HTW-xxx表示。试验组件的垂直部分由3个控制体(CV100-CV120)表示,控制体CV100模拟测试部分的底部,高度从-0.3~0 m;控制体CV120模拟测试部分的顶部,高度从1.024~1.3 m;控制体CV110模拟实验棒束部分,高度从0~1.024 m。控制体CV100和CV110与14个圆柱形HTWs相连,热构件

(HTW10001~HTW10014)代表氧化锆纤维绝缘材料和铁铬镍合金600(内管)和不锈钢(外管)制成的环形冷却套。控制体CV120通过一个HTW与模拟测试部分顶部气空间的控制体(CV600)相连。控制体CV130和CV140分别模拟Ar气冷却回路和顶部温控水回路。测试部分最外层的安全壳由控制体CV700模拟。实验装置的入口段和出口段采用时间无关的控制体模拟,为模型提供边界条件。

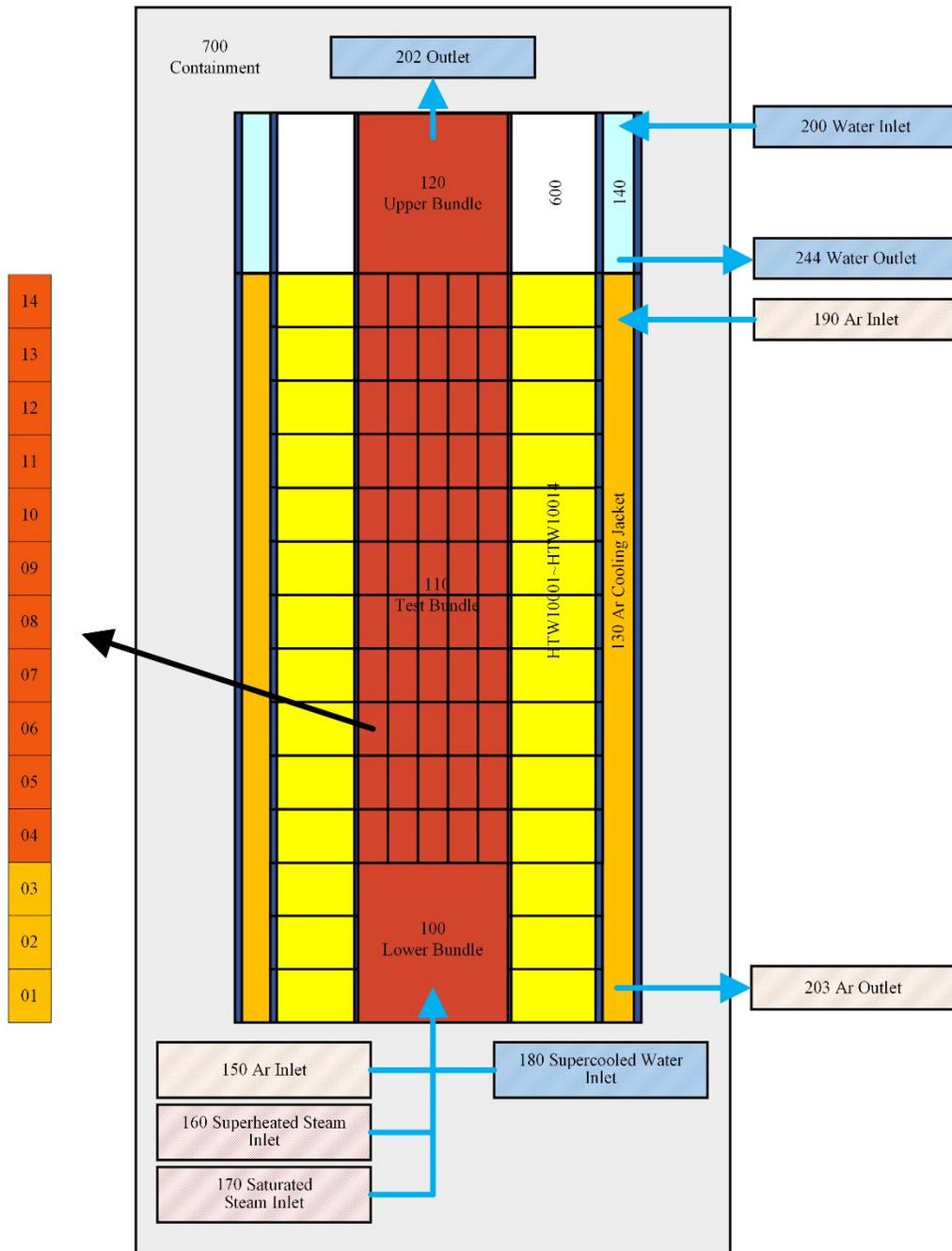


图7 QUENCH实验装置节点划分示意图
Fig.7 Sketch map of node division of QUENCH experimental device

堆芯节点划分主要参考已发表文章中的相关描述^[18,20-21]。堆芯径向划分为5个环形节点,分别对应报告^[14]给出的实验棒分组类别。如图6所示,例如标号1代表第一组实验棒,对应模型中的第1环节点。模型轴向划分为14个节点,如图7所示,轴向第1节点到第3节点对应实验棒束底部,第4节点到第14个节点对应钨加热器的加热长度,每个节点高度均为0.1 m。实验棒的几何参数取自报告^[14]。实验棒直径为10.75 mm,包壳厚度为0.725 mm,钨加热元件的直径为6 mm,棒中心间距为14.3 mm。堆芯围筒结构由圆柱形热构件模拟。

2.3 初始边界条件

QUENCH-L0 实验是在系统压力约为0.3 MPa的环境下进行,主要包括三个阶段:加热阶段、冷却阶段和淹没阶段。其中,加热阶段持续约200 s,是本文模拟分析的重点。事故序列见表1,实验开始时,电加热功率设置为4.6 kW,实验棒束底部通入温度470 K、质量流量 $0.2 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$ 的氩气作为初始稳态条件,棒束最高温度为800 K。瞬态开始时,在加热阶段,电功率快速增加到27 kW,然后稳定增加到44 kW,如图8所示。

表1 QUENCH-L0 实验进展顺序
Table 1 Events and phases of the QUENCH-L0

阶段 Phase	时间 Time / s	事件 Event
0. 预备阶段 Preparation	-1 000	开始记录数据, $T_{\max} = 800 \text{ K}$, 电功率为4.62 kW Start data recording, $T_{\max} = 800 \text{ K}$, electrical power at 4.62 kW
I. 加热阶段 Heating phase	0	以最大电加热功率启动瞬态 Start of transient with max electrical power increase rate
	2	电功率27 kW Electrical power 27 kW
	186.6	将电功率转换为3.4 kW, $T_{\max} = 1317 \text{ K}$, 电功率为41 kW Switch of the electrical power to decay heat of 3.4 kW, $T_{\max} = 1317 \text{ K}$, electrical power 41 kW
II. 冷却阶段 Cooldown phase	200	达到包壳壁面最大温度, $T_{\max} = 1349 \text{ K}$ Cladding surface temperature maximum reached, $T_{\max} = 1349 \text{ K}$
	217.8	启动快速蒸汽供应管线($50 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$)并接入到蒸汽($2 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$)和氩气($6 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$)缓慢供应管线 Initiation of rapid steam supply line ($50 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$) additionally to slow steam supply ($2 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$) and carrier argon ($6 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$)
	223~225	包壳快速冷却至400 K Rapid cladding cooling to 400 K
	237~263	将棒束温度增加到660 K Increase of bundle temperature to 660 K
III. 淹没阶段 Flooding phase	362	启动应急冷却水供应, 关闭蒸汽供应, 将氩气切换到从棒束顶部供应 Initiation of quench water supply, switch-off of steam supply, switch of argon to bundle top supply
	387	达到最大骤冷速率 $100 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$ Maximum quench rate ($100 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$) reached
	480	组件完全被水淹没 Bundle completely filled with water
	528	关闭加热电源, $T_{\max} = 333 \text{ K}$ Electrical power switched off, $T_{\max} = 333 \text{ K}$
	1 100	数据记录结束 End of data recording

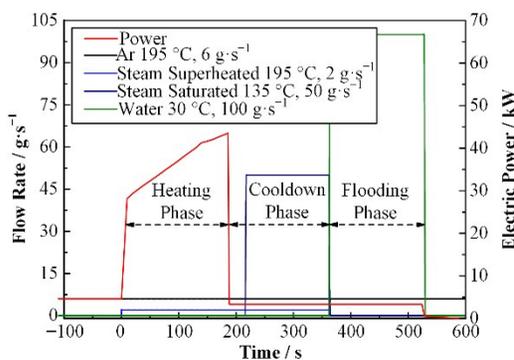


图8 棒束加热功率和蒸汽流量
Fig.8 Bundle heating power and steam flow ratio

当实验棒包壳峰值温度达到1300 K后功率降至3.4 kW,以模拟衰变热。随后在冷却阶段中,在215 s时通入质量流量为 $50 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$ 的饱和蒸汽,使包壳温度快速冷却至约400 K,这是由蒸汽管道中夹带的凝结的水引起的。冷却阶段之后,实验棒温度再轻微加热至约660 K,并在360 s时以 $100 \text{ g}\cdot\text{s}^{-1}$ 的注水速度完成淹没阶段。这些质量流量边界条件采用时间相关的控制体和流道部件进行建模。流体温度和压力通过时间相关的控制体指定,而流体质量流量通过时间相关的流道指定。如图7所示,与时间相关的控制体CV150、CV160、CV170、CV180和相应的流道分别代表氩气、过热蒸汽、饱和蒸汽和冷却水的入口条件。

3 结果与讨论

3.1 包壳温度

包壳温度是 QUENCH-L0 实验测量的关键参数,包壳的氧化反应和破裂等物理现象与实验棒的温度密切相关。因此,准确地模拟包壳温度对后续包壳破裂时刻和流道堵塞率的精确计算至关重要。图9(a)为轴向高度950 mm处包壳温度的实验测量值和计算结果之间的比较。图中黑色虚线为实验测量值,红色实线和蓝色实线分别为 ISAA 和 ISAA-FRTMB 的计算结果。原版 ISAA 的计算结果在100 s之前与实验值符合得较好,但是在100~200 s 低于实验值。而 ISAA-FRTMB(添加了 FRTMB 模块)的计算结果与实验测量值相比具有良好的一致性,在大约200 s之前与实验值符合得较好。这是因为添加了 FRTMB 模块后,程序可以模拟流道堵塞对包壳换热的影响。从局部放大图可以看出,在约100 s时,包壳发生形变使组件的流通面积减小,导

致包壳温度升高,所以 ISAA-FRTMB 的计算结果能够更好地与实验值符合。然而原版的 ISAA 不能考虑流道堵塞带来的影响,所以100 s之后的温度低于实验值。在200 s之后,进入冷却阶段,模拟结果与实验值符合得不太好,这是因为在这个阶段饱和蒸汽夹带的以液滴的形式存在的水在棒束中移动。在实验过程中,当液滴到达热电偶时,热电偶的温度很快下降到饱和温度,但附近的温度可能更高,特别是棒内部。因此,包壳温度在一段时间热量传递后才上升。但是 ISAA 程序的流体动力学模块不能模拟液滴移动这一过程,所以在模拟中假设夹带的液滴质量流量是时间的平滑函数。文献中已说明3~5 kg 的夹带水总量是一个很好的估计^[22]。虽然这样能够使包壳温度很快下降到饱和温度,基本与实验符合,但是之后包壳温度就无法出现再次升高的情况了。图9(b)、(c)、(d)分别为不同区域实验棒的包壳温度随时间的变化,轴向位置分别为:750 mm、550 mm 和450 mm。

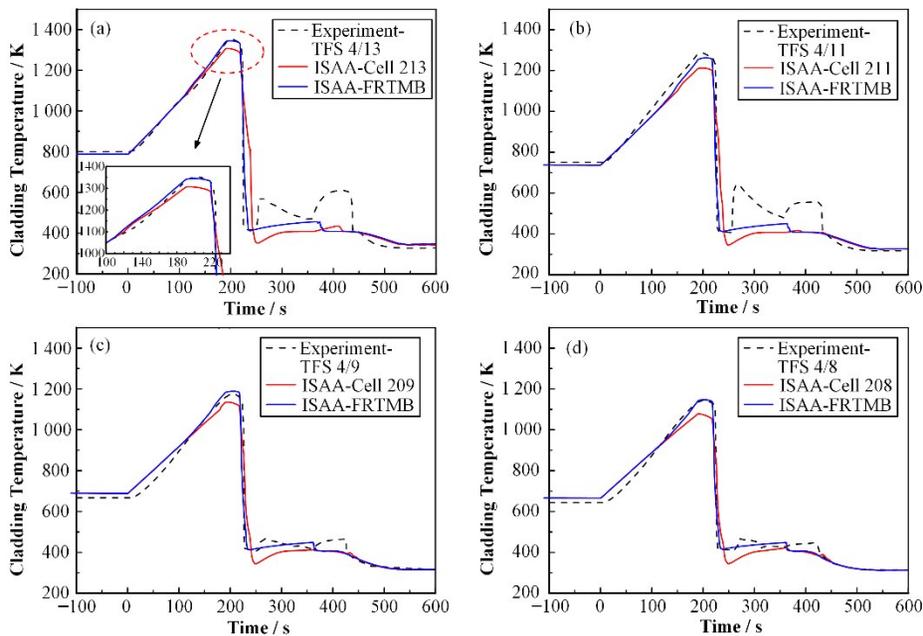


图9 轴向950 mm、750 mm、550 mm、450 mm处的包壳温度变化
Fig.9 Cladding temperature variation at axial elevations of 950 mm, 750 mm, 550 mm, and 450 mm

3.2 流道堵塞率

轴向位置950 mm处的流道堵塞率如图10所示,可以看出,约75 s时单元213和单元313处的流道堵塞率开始急剧增加。流道堵塞率与包壳外径相关,此时包壳温度逐渐升高,同时在棒内外压差的作用下包壳开始发生肿胀,占据了棒束原有的流通面积。在约120 s时,包壳破裂,流道堵塞率达到最大值并保持不变。而单元413处的包壳温度略低,包壳肿胀程度较小,所以流道堵塞率在150 s时达到最

大值。图11显示了包壳破裂后不同径向环处的流道堵塞率,图中黑色方块散点为实验测量值,其他颜色的散点分别对应径向环的流道堵塞率。可以看出,峰值节点处的流道堵塞率最大,其他轴向位置处的流道堵塞率基本很小,即未发生流道堵塞。第二环、第三环和第四环的最大流道堵塞率分别为:36.42%、39.47%和41.53%。与实验值相比,模拟结果偏大。实验中的堵塞率是通过棒束横截面积的总和减去棒束以及围板之间的空隙获得的。由于肿胀

位置分散在轴向高度 930~1 010 mm 之间,堵塞不太明显。最大堵塞发生在 994 mm 处,堵塞率达到 21%。本文模拟过程中将实验棒轴向划分为 14 个节点,分别计算不同轴向高度处的堵塞率。所以,模拟结果代表了同一水平面处的平均流道堵塞率。根据 QUENCH-L0 实验报告^[14],如果所有肿胀位置都位于同一水平面,堵塞率为 46%。

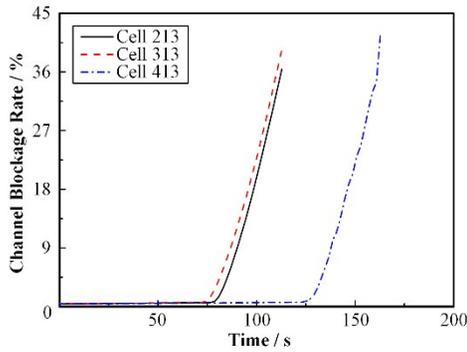


图 10 轴向位置 950 mm 处流道堵塞率
Fig.10 Channel blockage rate at 950 mm axial elevation

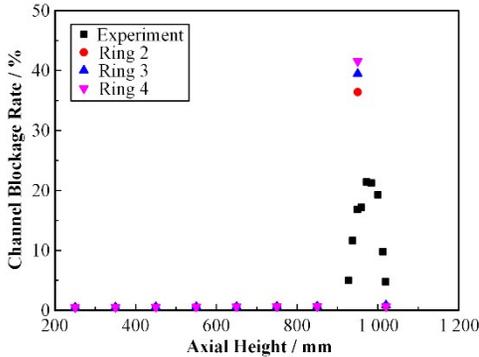


图 11 不同径向环的流道堵塞率
Fig.11 Blockage rate of coolant channel at different radial rings

3.3 包壳肿胀和破损

包壳破损是严重事故早期现象之一,所以 QUENCH-L0 实验的另一个重要目的就是分析包壳

的热-力行为。图 12 为实验加热阶段第 4 号实验棒破裂时,包壳周向应变以及温度的实验测量值与模拟结果的对比。实验测量的第 4 号实验棒破裂时间为 114.6 s,温度为 1 073 K,周向应变为 33.7%。在模拟中,径向第 2 环代表第 4 号实验棒。从图中可以看出,模拟结果与实验值具有良好的一致性,破裂时间为 118.81 s,温度为 1 101.49 K,周向应变为 35.99%。虽然模拟的破裂时间稍微晚于实验值,温度和应变稍微偏大,但是基本与实验值符合。ISAA-FRTMB 程序预计的包壳破损时间和温度与实验值和其他程序的模拟结果对比见表 2。实验测量的包壳破裂位置大致在 930~1 000 mm 之间,基本与模型中功率峰值节点位置对应。

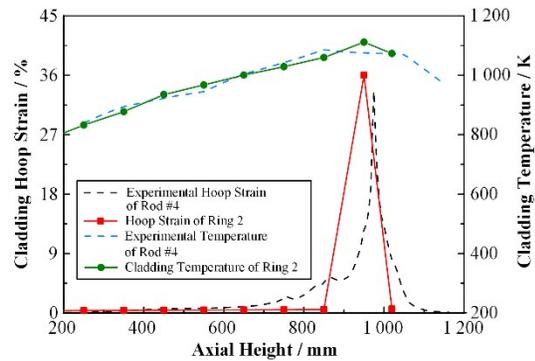


图 12 第 4 号棒破裂时的周向应变以及温度的实验值与模拟值对比
Fig.12 Comparison of experimental and simulated values of cladding hoop strain and temperature for rod #4

图 13 为包壳峰值点的周向应变随时间的变化趋势。在模拟实验过程中,包壳在内压引起的应力作用下,随着温度的升高,由于热蠕变而向外变形。由于热蠕变率与温度呈指数关系,当接近破裂时,应变率迅速增加。快速的热蠕变和肿胀一直持续,直到在最大应变超过破裂应变准则,包壳由于破裂而发生失效。

表 2 包壳失效
Table 2 Cladding burst

燃料棒编号 Fuel rod number	实验值 ^[18] Experiment	耦合系统 ISAA-FRTMB	SOCRAT/V3 ^[19]
Rod #4	114.6 s at 1 073 K (高度 967.8 mm) (Elevation 967.8 mm)	118.81 s at 1 101.49 K (高度 950 mm) (Elevation 950 mm)	150.56 s at 1 077.35 K (高度 950 mm) (Elevation 950 mm)
Rod #3	119.2 s at 1 089 K (高度 954 mm) (Elevation 954 mm)	119.63 s at 1 112.52 K (高度 950 mm) (Elevation 950 mm)	146.52 s at 1 066.36 K (高度 950 mm) (Elevation 950 mm)
Rod #11	167.2 s at 1 141 K (高度 957.8 mm) (Elevation 957.8 mm)	169.76 s at 1 115.35 K (高度 950 mm) (Elevation 950 mm)	138.43 s at 1 192.68 K (高度 950 mm) (Elevation 950 mm)

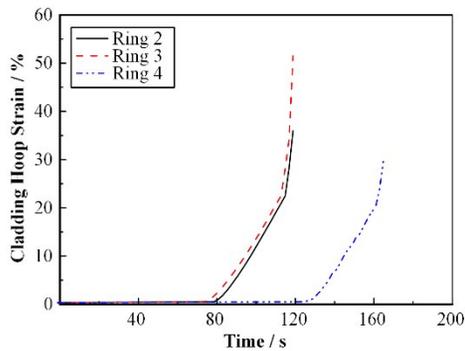


图13 在轴向高度950 mm处的包壳周向应变
Fig.13 Cladding hoop strain at 950 mm axial elevation

不同初始压力的实验棒内部压力的计算结果和实验测量值的对比如图14所示。选取实验中第4号、第7号和第11号实验棒内部压力与计算值对比。定义“Ring=2”表示第4号实验棒放置在径向第2环中,初始压力为5.0 MPa。其他环的定义也相同,“Ring=3”对应第7号实验棒,初始压力为5.5 MPa。“Ring=4”对应第11号实验棒,初始压力为4.0 MPa。包壳破损前,ISAA-FRTMB程序倾向于过高预测实验棒内气体压力。这可能是由于FRTMB模块中计算的包壳自由体积与 UO_2 芯块的中心孔体积和孔隙体积相关。而实验中采用钨和氧化锆制成的环形芯块,与真实的 UO_2 芯块存在区别。导致模型预计的棒内压力偏高。之后随着包壳温度升高,包壳肿胀程度越来越严重,棒内压力开始降低。最终包壳破损,棒内部压力与外部环境压力保持一致。总的来说,ISAA-FRTMB程序模拟的包壳热-力行为结果和实验测量值符合较好。

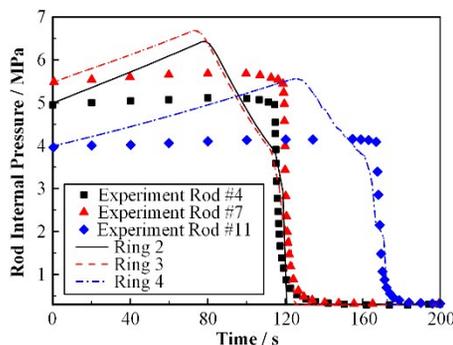


图14 实验棒内部压力
Fig.14 Internal pressure values of test rods

4 结语

本文将已开发的FRTMB模块集成在自主开发的严重事故分析程序ISAA中,并改进已有的流道堵塞模型。改进后的模型能够用于分析由于燃料棒形变导致的冷却剂流量变化。使用ISAA-FRTMB

程序模拟了QUENCH-LOCA-0实验,并给出了热工水力学和热力学模拟的结果。预计的流道堵塞率与实验测量值基本一致,验证了改进的流道堵塞模型的正确性和有效性。考虑了流道堵塞对包壳换热的影响后,ISAA-FRTMB程序模拟的包壳温度能够更好地与实验值符合。对于其他模拟结果,例如包壳破损时间、温度以及周向应变等,都与实验数据和其他程序的计算结果进行了比较,结果显示具有良好的一致性。主要结论如下:

1) ISAA-FRTMB程序预计的流道堵塞率与实验测量值比较接近。考虑了流道堵塞对换热的影响后,包壳温度的模拟结果能够更好地与实验值符合。

2) 包壳在内压引起的应力作用下,随着温度的升高,由于热蠕变而向外变形。快速的热蠕变和肿胀使包壳由于破裂而发生失效。

3) 模拟的包壳最大周向应变结果在实验给出的25%~50%范围内,预计的包壳破裂时刻和破裂温度误差均在4%以内。

包壳形变导致的流道堵塞会影响流量分布,进而影响氧化过程。这使得燃料棒在LOCA事故再淹没阶段的冷却成为一个非常复杂的过程。后期工作会在本次研究的基础上,继续改进ISAA-FRTMB程序的流道堵塞模型,分析包壳肿胀以及流道堵塞对堆芯瞬态和降级后续部分产生的影响。

作者贡献声明 高鹏程负责软件开发、初稿准备;张斌负责调研、方法论;杨皓负责数据整理、图像处理;单建强负责修改文章。

参考文献

- 1 Repetto G, Dominguez C, Durville B, *et al.* The R&D PERFROI project on thermal mechanical and thermal hydraulics behaviors of a fuel rod assembly during a Loss Of Coolant Accident[C]//16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-16). Chicago, IL (United States), 2015.
- 2 Grandjean C. Coolability of blocked regions in a rod bundle after ballooning under LOCA conditions: main findings from a review of past experimental programmes [J]. Nuclear Engineering and Design, 2007, **237**: 1872 - 1886. DOI: 10.1016/J.NUCENGDES.2007.02.022.
- 3 Carrillo J P, Oliveira A, Labergue A, *et al.* Experimental thermal hydraulics study of the blockage ratio effect during the cooling of a vertical tube with an internal steam-droplets flow[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2019, **140**: 648 - 659.
- 4 Williams E, Martin R, Gandrille P, *et al.* Recent revisions

- to MAAP4 for U.S. EPR severe accident applications[C]// ICAPP - 2008 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants, 2008.
- 5 Gauntt R O C J E, Cole R K. MELCOR computer code manuals 1-2[R]. Sandia National Laboratories, U. S.: Nuclear Regulatory Commission, 2005.
- 6 Chatelard P, Reinke N, Arndt S, *et al.* ASTEC V2 severe accident integral code main features, current $V_{2.0}$ modelling status, perspectives[J]. Nuclear Engineering and Design, 2014, **272**: 119 - 135.
- 7 Co L. RELAP5/MOD3 code manual. Volume 4, models and correlations[R]. US Nuclear Regulatory Commission (NRC), Washington, DC (United States), 1995. DOI: [10.2172/106466](https://doi.org/10.2172/106466).
- 8 Guo Y C, Wang G B, Qian D Z, *et al.* Thermal hydraulic analysis of loss of flow accident in the JRR-3M research reactor under the flow blockage transient[J]. Annals of Nuclear Energy, 2018, **118**: 147 - 153. DOI: [10.1016/j.anucene.2018.04.014](https://doi.org/10.1016/j.anucene.2018.04.014).
- 9 Lu T Y, Shan J Q, Gou J L, *et al.* Preliminary safety analysis on loss of flow accidents and external source transients for LBE cooled ADSR core[J]. Progress in Nuclear Energy, 2016, **88**: 134 - 146. DOI: [10.1016/j.pnucene.2016.01.001](https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2016.01.001).
- 10 Gao P C, Zhang B, Li J S, *et al.* Development of mechanistic cladding rupture model for integrated severe accident code ISAA. Part I: module verification and application in CAP1400[J]. Annals of Nuclear Energy, 2021, **158**: 108305. DOI: [10.1016/j.anucene.2021.108305](https://doi.org/10.1016/j.anucene.2021.108305).
- 11 Zhang B, Deng J, Jing M L, *et al.* A newly developed suppression pool model based on the ISAA code[J]. Nuclear Science and Engineering, 2021, **195**(8): 1 - 11. DOI: [10.1080/00295639.2020.1861862](https://doi.org/10.1080/00295639.2020.1861862).
- 12 Gao P C, Zhang B, Li J S, *et al.* Development of mechanistic cladding rupture model for severe accident analysis and application in PHEBUS FPT3 experiment[J]. Nuclear Engineering and Technology, 2022, **54**(1): 138 - 151. DOI: [10.1016/j.net.2021.07.029](https://doi.org/10.1016/j.net.2021.07.029).
- 13 Gao P C, Zhang B, Li J S, *et al.* Development of mechanistic cladding rupture model for integrated severe accident code ISAA. Part II: DVI line small-break LOCA in CAP1400[J]. Annals of Nuclear Energy, 2021, **164**: 108613. DOI: [10.1016/j.anucene.2021.108613](https://doi.org/10.1016/j.anucene.2021.108613).
- 14 Stuckert J, Grosse M, Roessger C, *et al.* Experimental results of the commissioning bundle test QUENCH-LO performed in the framework of the QUENCH-LOCA program[R]. Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2015. DOI: [10.5445/IR/1000083018](https://doi.org/10.5445/IR/1000083018).
- 15 Pettersson K, Chung H, Billone M, *et al.* Nuclear fuel behaviour in loss-of-coolant accident (LOCA) conditions [R]. Organisation for Economic Co-Operation and Development, Nuclear Energy Agency - OECD/NEA, 2010.
- 16 Grandjean C. A state-of-the-art review of past programs devoted to fuel behaviour under LOCA conditions - Part one: clad swelling and rupture assembly flow blockage [R]. French Institute de Radioprotection et de Sûreté Nucleaire (IRSN), 2005.
- 17 Idelchik I E, Fried E. Handbook of hydraulic resistance [M]. 4th Ed. Research Institute for Gas Purification, Moscow, Russia, 2008.
- 18 Fernandez-Moguel L. Preliminary analysis of air ingress experiment QUENCH-16 using RELAP/SCDAPSim3.5 and MELCOR 1.8.6[C]. 21st International Conference Nuclear Energy for New Europe, 2012.
- 19 Fernandez-Moguel L, Birchley J. Analysis of QUENCH-10 and-16 air ingress experiments with SCDAPSim3.5[J]. Annals of Nuclear Energy, 2013, **53**: 202 - 212. DOI: [10.1016/j.anucene.2012.08.030](https://doi.org/10.1016/j.anucene.2012.08.030).
- 20 Kaliatka T, Algirdas K, Virginijus V. Application of best estimate approach for modelling of QUENCH-03 and QUENCH-06 experiments[J]. Nuclear Engineering and Technology, 2016, **48**(2): 419 - 433. DOI: [10.1016/j.net.2015.12.011](https://doi.org/10.1016/j.net.2015.12.011).
- 21 Gómez-García-Toraño I, Sánchez-Espinoza V H, Stieglitz R. Validation of ASTEC V2.1 based on the QUENCH-08 experiment[J]. Nuclear Engineering and Design, 2017, **314**: 29-43. DOI: [10.1016/j.nucengdes.2016.12.039](https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2016.12.039).
- 22 Vasiliev A D, Stuckert J. Application of thermal hydraulic and severe accident code SOCRAT/V3 to bottom water reflood experiment QUENCH-LOCA-0[J]. Nuclear Engineering and Design, 2013, **261**: 352 - 361. DOI: [10.1016/j.nucengdes.2012.11.021](https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2012.11.021).