

椭球形下封头内熔融物瞬态传热研究

刘 鹏^{1,2,3}, 周 涛^{1,2,3,*}, 刘晓芳^{1,2,3}, 张豪磊^{1,2,3}, 白宗艳^{1,2,3}, 顿世雷^{1,2,3}, 毛 赏⁴

(1. 东南大学 能源与环境学院 核科学与技术系, 江苏 南京 211189;

2. 核热工安全与标准化研究所, 江苏 南京 211189;

3. 大型发电装备安全运行与智能测控国家工程研究中心, 江苏 南京 211189;

4. 郑州轻工业大学 能源与动力工程学院, 河南 郑州 450002)

摘要: 堆内熔融物滞留(IVR)技术作为三代核电中应对严重事故的典型技术之一, 已被广泛应用于压水堆核电站。基于 VVER-1000 堆芯发生严重事故并熔毁, 熔融物滞留于椭球形下封头内, 建立了一种反应堆严重事故下椭球形下封头内熔融物瞬态对流传热模型, 计算了椭球形下封头内熔池的瞬态对流传热过程, 分析了熔池的主流温度、壁面热流密度、凝固氧化壳厚度和热阻分布的瞬态趋势。结果表明: 熔池的主流温度呈现出指数次幂的衰减规律; 压力容器壁面热流密度随时间不断减小; 氧化壳占据了熔池内部热阻的主要部分, 氧化壳厚度随时间不断增大, 且熔池越靠上部的氧化壳增长速率越快。从核安全的角度, 氧化壳热阻的出现起到了隔热的作用, 一定程度上保护了压力容器的完整性与安全性。

关键词: 椭球形下封头; 瞬态; 热流密度; 氧化壳; 堆内熔融物滞留

中图分类号: TL334 文献标志码: A 文章编号: 1000-6931(2025)03-0550-08

doi: [10.7538/yzk.2024.youxian.0593](https://doi.org/10.7538/yzk.2024.youxian.0593)

Study of Transient Heat Transfer of Melt in Ellipsoidal Lower Head

LIU Peng^{1,2,3}, ZHOU Tao^{1,2,3,*}, LIU Xiaofang^{1,2,3}, ZHANG Haolei^{1,2,3},

BAI Zongyan^{1,2,3}, DUN Shilei^{1,2,3}, MAO Shang⁴

(1. Department of Nuclear Science and Technology, School of Energy and Environment, Southeast University, Nanjing 211189, China;

2. Institute of Nuclear Thermal-hydraulic Safety and Standardization, Nanjing 211189, China;

3. National Engineering Research Center of Power Generation Control and Safety, Nanjing 211189, China;

4. School of Energy and Power Engineering, Zhengzhou University of Light Industry, Zhengzhou 450002, China)

Abstract: The in-vessel melt retention (IVR) technology, as one of the typical technologies to cope with severe accidents in third-generation nuclear power, is widely used in pressurized water reactor (PWR) nuclear power plants. Based on the study of VVER-1000 under severe accidents, melt was retained in the lower head of the ellipsoidal pressure vessel, a transient heat transfer model for melt retention in the ellipsoidal lower head under severe accidents in reactors was developed by using Python language, the transient heat transfer process of the molten pool in the ellipsoidal lower head was computed, the transient trends of the main stream temperature, the wall heat flux, the thickness of oxidic crust and the thermal resistance distribution of the molten pool in the ellipsoidal lower head were

收稿日期: 2024-07-28; 修回日期: 2024-09-11

基金项目: 国防科技工业核动力技术创新中心项目(HDLCXZX-2022-HD-010-01)

* 通信作者: 周 涛

analyzed. The results show that the main stream temperature of the oxidic pool and the metal layer shows an exponential decay law, similar to the trend of the volume heat release rate inside the molten pool. After 400 ks of serious accidents, the decreasing trend of the decay heat power of the molten pool, the main stream temperature and the wall heat flux gradually become flat, and it can be initially considered that the ellipsoidal molten pool will be in a long-term cooling state, and the thermal parameters inside the molten pool will not change substantially, and the molten pool will be in a relatively stable state. The pressure vessel wall heat flux of each place decays over time, and the heat flux attenuation trend of the metal layer in contact with the pressure vessel wall is the most intense. The heat flux at the contact part between the pressure vessel wall and the metal layer reaches its maximum value, while the heat flux at the bottom of the oxidation tank wall is the smallest, the metal layer has a thermal focusing effect, the place is also the most vulnerable to failure of the pressure vessel part. The closer to the upper part of the oxidic pool, the faster the growth of the oxidic crust thickness, but the growth rate of the oxidic crust thickness slows down with time, the thickness of the oxidic crust decreases with the increase of the axial height of the oxidic pool. Oxidic crust also occupies a major part of the thermal resistance of the molten pool, the largest thermal resistance of the oxidic crust generates at bottom of the molten pool, from the nuclear safety point of view, the appearance of the oxidic crust resistance plays the role of thermal insulation, the integrity and safety of the pressure vessel is protected to a certain extent.

Key words: ellipsoidal lower head; transient; heat flux; oxidic crust; in-vessel melt retention

堆内熔融物滞留(IVR)是反应堆发生严重事故后的重要缓解措施,该技术最早成功应用于芬兰的 Loviisa 核电站^[1]中。压力容器下封头内部熔融物的瞬态传热特性决定了压力容器壁面的热流密度分布,如果壁面热流密度超过压力容器外部自然循环的临界热流密度(CHF),则会造成压力容器下封头达到临界热流密度,从而使熔融物熔穿压力容器壁,导致放射性物质泄漏。热负荷有效性是评价 IVR^[2]成功与否的关键指标。针对 IVR 的研究,国内外的学者进行了一系列实验与理论研究,如 COPO^[3]、UCLA^[4]、BALI^[5]、REPEC^[6]项目,得到了下封头内熔融物自然对流的经验关联式和传热特性。Kymäläinen 等^[1]率先在芬兰 Loviisa 核电站探索了 IVR 技术的应用。Kymäläinen 等通过搭建一个全高度的一维试验台架进行了实验研究,研究结果表明在热负荷有效性方面,Loviisa 核电站的压力容器下封头的实际热流密度远低于 1200 kW/m^2 的临界热流密度,压力容器因热负荷而导致失效的概率也被证实远远低于 10^{-3} 的水平。Zhang 等^[7]基于实验开发了 IVRASA 程序,分析了反应堆严重事故下球形压力容器下封头内熔融物的传热特性。相较于球形压力容器下封头,椭球形下封头内熔融物瞬态传热特性的研

究较少,而椭球形下封头相较于球形结构具有更大的壁面散热面积,散热效果更好,不易引起压力容器失效。因此,本文针对 VVER-1000 建立椭球形下封头内熔融物瞬态对流传热模型,得到熔融物瞬态传热特性,可为 IVR 策略提供相应的理论依据。

1 研究对象

1.1 几何模型

基于美国加州大学圣芭芭拉分校(UCSB)^[8]提出的两层熔池分层结构的观点,以 VVER-1000 的椭球形下封头为原型建立了如图 1 所示的椭球形熔池几何模型。从图 1 可看出,模型的上部为较轻的金属层,主要由堆芯掉落到下封头的锆和

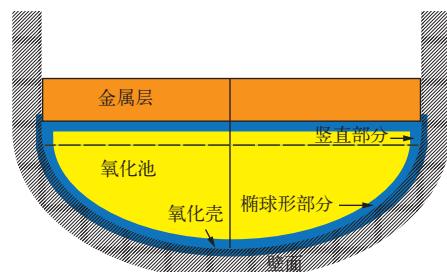


图 1 熔池几何模型

Fig. 1 Geometric model of molten pool

不锈钢构成,下部是由 UO_2 和 ZrO_2 组成的氧化池。

1.2 计算参数

1) 衰变热功率

在考虑裂变产物释放的情况下,用于熔融物瞬态计算的初始成分为 85.9 t 的 UO_2 , 15.6 t 的 Zr, 17.1 t 的 ZrO_2 和 69.84 t 的 Fe。氧化池中的衰变热功率随时间的变化^[9]如图 2 所示。

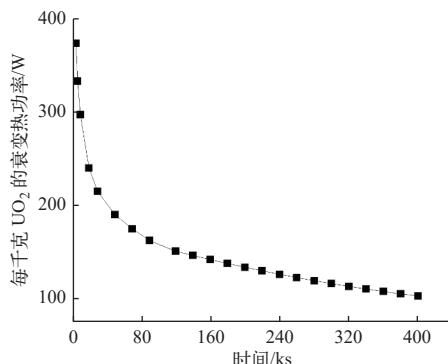


图 2 衰变热功率随时间的变化
Fig. 2 Decay heat power change with time

2) 物性参数

熔融物瞬态传热模型的主要物性参数^[2]如表 1 所列。表 1 中: ρ_{UO_2} 、 ρ_{ZrO_2} 、 ρ_{Fe} 和 ρ_{Zr} 分别为 UO_2 、 ZrO_2 、Fe 和 Zr 的密度; T 为温度。

表 1 物性参数
Table 1 Physical parameter

物性参数	参数值	
	氧化池	金属层
熔点, K	2 850	1 600
体积平均密度, kg/m ³	$\rho_{\text{UO}_2}=8\ 740$, $\rho_{\text{ZrO}_2}=5\ 990$	$\rho_{\text{Fe}}=7\ 020$, $\rho_{\text{Zr}}=6\ 130$
热导率, W/(m·K)	$5.3\pm1.6(\pm30\%)$	$25\pm6.3(\pm25\%)$
黏度, 10 ⁻³ Pa·s	$\frac{5.3}{33.4}\exp\left(\frac{10\ 403}{T}\right)$	$\frac{4.1}{37.0}\exp\left(\frac{5\ 776}{T}\right)$
热扩散系数, 10 ⁻⁴ K ⁻¹	$1.05\pm0.12(\pm11\%)$	$1.1\pm0.18(\pm16\%)$
有效热导率, W/(m·K)	氧化壳: $2.8\pm0.4(\pm14\%)$	压力容器壁: 35

2 计算模型及验证

2.1 熔池内部传热模型

1) 熔池模型

熔池内部传热模型本质上可以视为堆芯组件熔化坍塌至压力容器下封头内部,形成熔池向外

传热的分层分布结构。熔池主要包括上部金属层和下部氧化池,以及液相熔融物靠近压力容器壁被冷却形成的凝固氧化壳。利用能量守恒方程和基于经验关系式的自然对流模型,建立了一种准二维的熔池内部传热模型,在每个计算时间步长内采取了准稳态假设,用于熔融物瞬态传热计算。

2) 氧化池

氧化池的衰变热功率与氧化池向上、向下和侧向的热流守恒:

$$Q \cdot V = q_{\text{up}} S_{\text{up}} + q_{\text{dn}} S_{\text{dn}} + q_{\text{sd}} S_{\text{sd}} \quad (1)$$

式中: Q 为体积释热率, W/m³; V 为体积, m³; S_{up} 、 S_{dn} 和 S_{sd} 分别为氧化池上表面积、氧化池椭球部分表面积和氧化池圆柱部分表面积, m²; q_{up} 、 q_{dn} 和 q_{sd} 分别为向上、向下和侧向的热流密度, W/m²。设定对流边界条件,热流密度 q 由下式计算得出:

$$q = h(T_{\text{max}} - T_{\text{m}}) \quad (2)$$

式中: T_{max} 为氧化池主流温度,即氧化池内远离氧化壳的流体温度, K; T_{m} 为氧化池液相温度,即氧化池内靠近氧化壳的流体温度, K; h 为对流换热系数, W/(m²·K)。这里取氧化壳的熔点温度^[2]约为 2 973 K。

利用热平衡原理,氧化池各方向的热负荷由各方向的热流密度和凝固氧化壳中产生的衰变热组成,也对应于通过氧化壳传导的热流。

$$q_{\text{dn}} + \frac{Q \cdot \delta_{\text{cr}}}{2} = \frac{k_{\text{cr}}}{\delta_{\text{cr}}} (T_{\text{m}} - T_{\text{cr}}) \quad (3)$$

式中: δ_{cr} 为氧化壳厚度, m; k_{cr} 为氧化壳热导率, W/(m·K); T_{cr} 为氧化壳外表面温度, K。

通过氧化壳的热流也与通过压力容器下封头壁的热流相等。

$$\frac{k_{\text{cr}}}{\delta_{\text{cr}}} (T_{\text{m}} - T_{\text{cr}}) = \frac{k_{\text{w}}}{\delta_{\text{w}}} (T_{\text{cr}} - T_{\text{w}}) \quad (4)$$

式中: δ_{w} 为压力容器壁厚, m; k_{w} 为压力容器壁热导率, W/(m·K); T_{w} 为压力容器壁温度, K。

3) 金属层

根据保守假设的策略,可忽略金属层产生的衰变热和金属层上部的辐射散热^[9],金属层的热流由氧化池向上的热流与氧化池和金属层之间的氧化壳内产生的衰变热构成。

$$q_{\text{l}} = q_{\text{up}} + \frac{Q \cdot \delta_{\text{cr, top}}}{2} \quad (5)$$

式中: q_{l} 为金属层的热流密度, W/m²; $\delta_{\text{cr, top}}$ 为氧化

池顶部的氧化壳厚度, m。

利用热平衡原理, 金属层热流与通过压力容器壁的热流相等。

$$q_l = h_l(T_b - T_l) = \frac{k_w}{\delta_w}(T_l - T_w) \quad (6)$$

式中: h_l 为金属层对流换热系数, 由努塞尓数经验关联式求出, $W/(m^2 \cdot K)$; T_b 为金属层主流温度, 即金属层内远离压力容器壁的流体温度, K ; T_l 为金属层液相温度, 即金属层内靠近压力容器壁的流体温度, K 。这里可取金属相的熔点温度^[2] 约为 1 600 K。

2.2 熔池自然对流模型

1) 修正的瑞利数

采用全经验关联式方法建立熔池内部的自然对流模型, 对于含内热源的自然对流问题, 需要通过修正的瑞利数 (Ra') 来计算壁面的平均努塞尓

数 (Nu), 进一步通过努塞尓数得到对流换热系数 (h), Ra' 为:

$$Ra' = \frac{g\beta QH^5}{\lambda v \alpha} \quad (7)$$

式中: g 为重力加速度, m/s^2 ; β 为体积膨胀系数, $1/K$; H 为氧化池高度, m ; λ 为导热系数, $W/(m \cdot K)$; v 为运动黏度, m^2/s ; α 为热扩散系数, m^2/s 。

2) 努塞尓数关联式对比

为了选取适用于椭球形熔池的关联式建模, 计算了各关联式全瑞利数范围内的上部和下部平均努塞尓数, 如图 3 所示。

从图 3 可看出, 高瑞利数范围内的平均努塞尓数均在 $10^2 \sim 10^3$ 数量级。结合熔池传热模型, 根据上部和下部平均努塞尓数的经验关联式定量计算了氧化池壁面热流密度分布, 并与 Gencheva 等^[10] 的结果进行对比, 如图 4 所示。

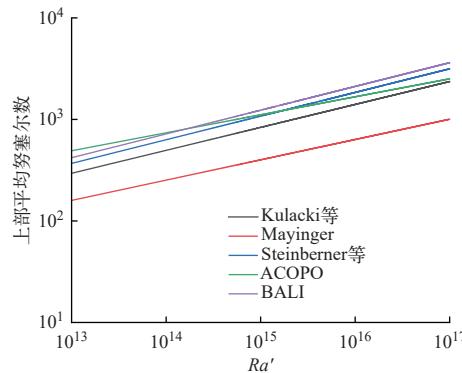


图 3 上部、下部的平均努塞尓数
Fig. 3 Upper and lower average Nusselt number

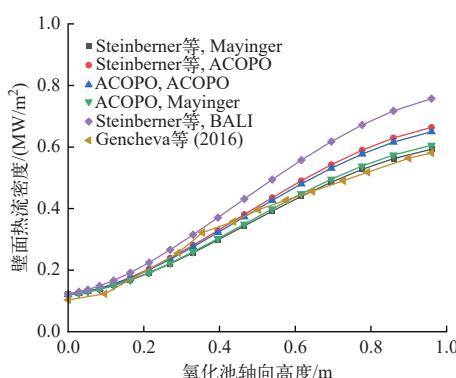
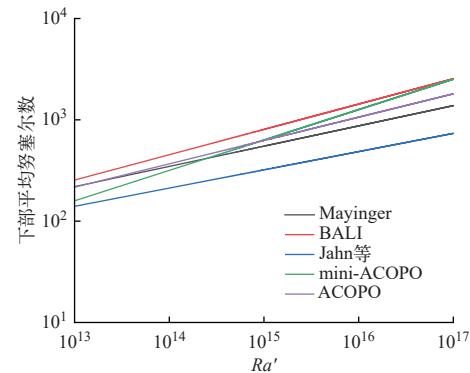


图 4 氧化池壁面热流密度
Fig. 4 Wall heat flux in oxidic pool

从图 4 可看出, 使用 Steinberner 等^[11] 和 Mayinger^[12] 的关联式计算得到的氧化池热流密度

分布与文献^[10]中结果的相对误差最大为 7.8%, 在可接受范围内, 因此选用此关联式建模。

3) 氧化池关联式

氧化池上部平均努塞尓数 Nu_{up} 为:

$$Nu_{up} = 0.345 Ra'^{0.233} \quad (8)$$

式(8)的使用范围为: $10^{12} < Ra' < 3 \times 10^{14}$ 且 $2.6 < Pr < 10.8$ 。

氧化池下部平均努塞尓数 Nu_{dn} 为:

$$Nu_{dn} = 0.55 Ra'^{0.2} \quad (9)$$

式(9)的使用范围为: $7 \times 10^6 < Ra' < 5 \times 10^{14}$ 。

氧化池侧向圆柱部分的平均努塞尓数 Nu_{sd} 也采用 Steinberner 等^[11] 的关系式:

$$Nu_{sd} = 0.85 Ra'^{0.19} \quad (10)$$

式(10)的使用范围为: $Ra' < 10^{14}$ 。

氧化池椭球形部分的局部努塞尔数随下封头弧长变化^[13]的公式为:

$$\frac{Nu_{dn}(s)}{Nu_{dn}} = k \left(1.07 - 0.95 \cos \frac{\pi s}{s_{max}} \right) \quad (11)$$

式中: k 为比例系数; s 为椭球形压力容器下封头的弧长, m; s_{max} 为弧长的最大值。模型中 k 取 0.694, s_{max} 取 2.816。

4) 金属层关联式

金属层底部采用 Globe 等^[14] 的关系式:

$$Nu = 0.15Ra^{1/3} \quad (12)$$

式(12)的使用范围为: $10^9 < Ra < 10^{13}$ 。

金属层侧壁采用 Churchill 等^[15] 的关系式:

$$Nu = \left[0.825 + \frac{0.387Ra^{1/6}}{(1 + (0.492/Pr)^{9/16})^{8/27}} \right]^2 \quad (13)$$

式中, Pr 为普朗特数。式(13)的使用范围为: $0.1 < Ra < 10^{12}$ 。

2.3 模型验证

采用相似理论经验关系式的集总参数法建模, 通过求解熔池的能量方程可快速得到壁面热流密度, 为了验证模型的准确性, 使用 Gencheva 等^[10] 的算例进行验证, 压力容器壁面热流密度分布如图 5 所示。

从图 5 可看出, 通过计算得到压力容器壁面热流密度分布与 Gencheva 等的计算结果较为吻合, 在金属层的最大相对误差为 5.4%, 造成这种差异的原因是模型采取了保守假设的策略, 忽略

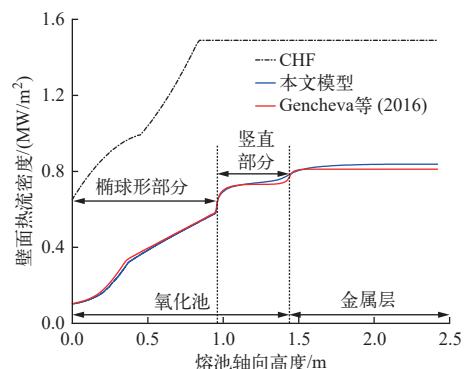


图 5 壁面热流密度分布

Fig. 5 Wall heat flux distribution

了金属层顶部结构的辐射传热, 因此, 本模型预测的金属层热流密度会略偏大一些。

3 计算结果及分析

3.1 主流温度瞬态趋势

在初始熔池配置和计算模型的基础上, 分别计算了氧化池和金属层主流温度的瞬态趋势, 并与计算得到的熔池体积释热率趋势进行对比, 如图 6 所示。

从图 6 可看出, 氧化池和金属层的主流温度呈指数次幕的衰减规律, 与熔池内部体积释热率和 UO_2 的衰变热功率变化趋势相似, 这是由于熔池内热源主要来源于 UO_2 的衰变热, 而氧化池和金属层的内热来源于熔池体积释热的再分配。氧化池和金属层主流温度随时间的推移不断降低, 最终会使熔池达到长期冷却的稳定状态。

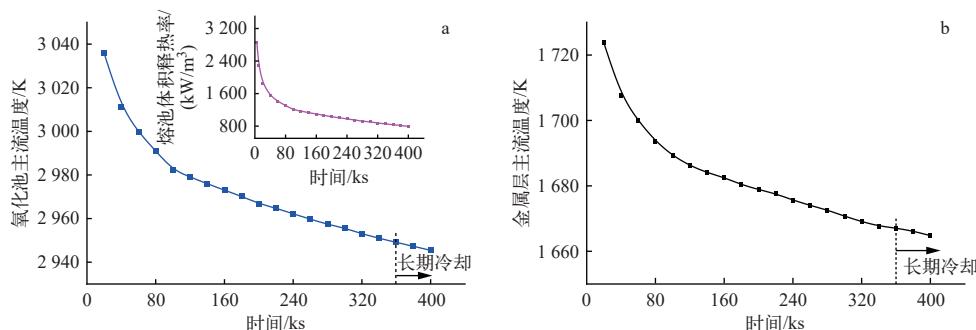


图 6 氧化池(a)与金属层(b)的主流温度趋势

Fig. 6 Mainstream temperature trend in oxidic pool (a) and metal layer (b)

3.2 壁面热流密度分布

1) 瞬态趋势

椭球形熔池不同位置的瞬态热流密度变化如

图 7 所示。从图 7 可看出: 压力容器壁面热流密度随时间不断减小, 与金属层接触的压力容器壁面热流密度衰减趋势最剧烈, 越靠近氧化池底部

的壁面热流密度衰减趋势越平缓,这是由于熔池内部的衰变热功率随时间不断减小;此外,同一时刻下与金属层接触的压力容器壁面热流密度最大,氧化池底部的壁面热流密度最小。

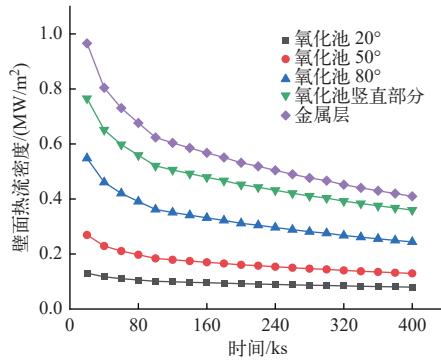


图 7 壁面热流密度随时间的变化
Fig. 7 Wall heat flux change with time

2) 轴向分布

椭球形熔池不同时刻的壁面热流密度沿轴向高度的变化如图 8 所示。从图 8 可看出:椭球形熔池下封头底部的热流密度最低,下封头椭球形部分的热流密度沿椭圆边界变化,从椭球形部分向竖直部分的过渡能观察到热流密度的突增,压力容器壁面的最大热流密度出现在与金属层接触的区域,这是由于金属层的热导率大,氧化池竖直上部的自然对流相较椭球形下部的更加剧烈;从 20~400 ks 的峰值热流密度衰减速率明显减小,且不同时刻的峰值热流密度均小于 CHF。

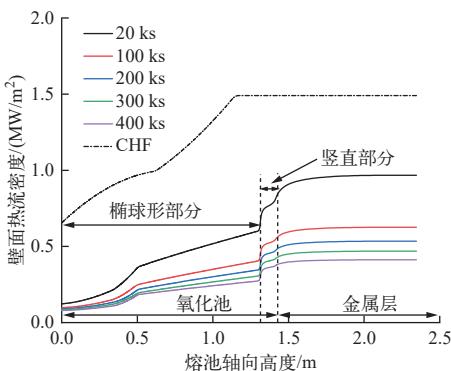


图 8 壁面热流密度沿轴向高度的变化
Fig. 8 Wall heat flux change with axial height

3.3 氧化壳厚度分布

1) 瞬态趋势

当氧化池熔融物与压力容器下封头和金属层接触时,会受到冷却作用凝固,从而形成一层氧化

物硬壳,熔池内部不同位置的氧化壳增长趋势如图 9 所示。

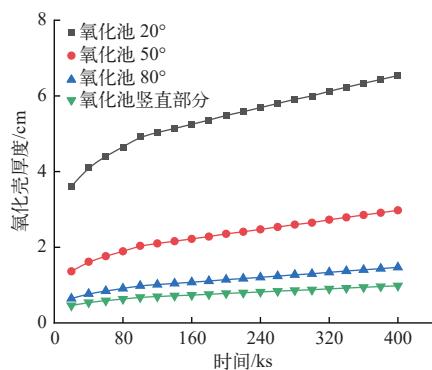


图 9 氧化壳厚度随时间的变化
Fig. 9 Oxidic crust thickness change with time

氧化池越靠上部的氧化壳增长越快,但氧化壳的增长速率随时间减慢,这是由于熔池内部热流密度也在不断降低。此外,结合图 6a、7 和 9 可发现:在 400 ks 时,衰变热功率、熔池主流温度和壁面热流密度的下降趋势逐渐变得平缓,在 360~400 ks 之间,金属层热流密度下降 4.7%,氧化池底部热流密度仅下降 2.6%,氧化池竖直部分氧化壳厚度增加 4.2%,底部氧化壳厚度仅增加 3.1%,可认为椭球形熔池由初期的最大热负荷状态过渡至长期冷却状态,在之后的一段时间内,熔池内部的各项热参数将不会出现大幅变化,熔池将处于一个相对稳定的状态。

2) 轴向分布

不同时刻的氧化壳厚度沿轴向高度的变化如图 10 所示。从图 10 可看出,氧化壳厚度随氧化池轴向高度的增加而减小,从氧化池的椭圆部分过渡到圆柱部分时,氧化壳厚度会有个小的突降,

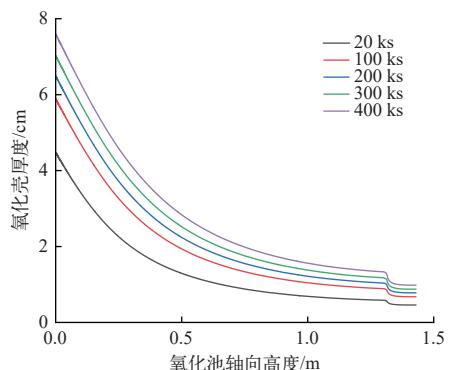


图 10 氧化壳厚度沿轴向高度的变化
Fig. 10 Oxidic crust thickness change with axial height

这是由于氧化池的热流密度随轴向高度的增加而增大,局部换热系数和换热量都增大,导致凝固形成的氧化壳相应减少。

3.4 氧化池热阻分析

熔池内部氧化壳的出现相当于多了1层热阻,可以起到隔热的作用。氧化池径向的热阻从内到外主要由自然对流、氧化壳导热、气隙作用和壁面导热产生,利用等效热阻法计算了氧化池

100~400 ks 不同位置的径向热阻分布,如图11所示。从图11a可看出,氧化壳占据了熔池内部热阻的主要部分,椭球形熔池底部20°处的氧化壳最厚,造成的热阻效应最大。从图11可发现,氧化壳造成的热阻效应随着熔池轴向高度的增大而减小,氧化壳热阻的占比随着时间缓慢增大。从核安全的角度看,氧化壳的出现起到了隔热作用,一定程度上保护了压力容器的完整性与安全性。

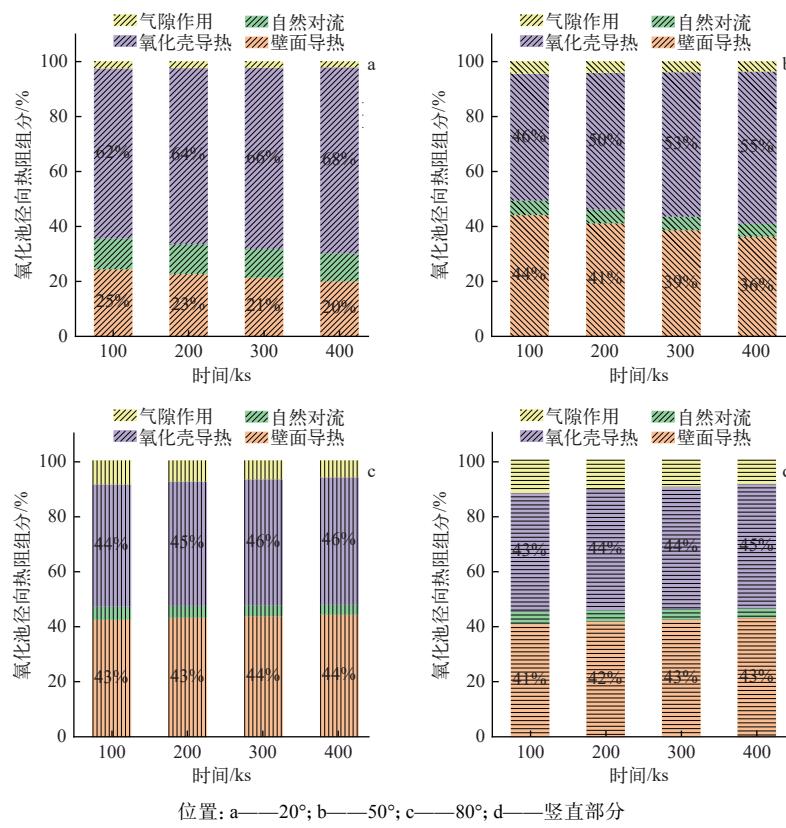


图11 氧化池径向热阻分布

Fig. 11 Radial thermal resistance distribution of oxidic pool

4 结论

为了分析椭球形下封头内熔融物瞬态传热特性,建立了一种针对椭球形下封头内部熔池的瞬态传热模型并开展计算研究,得到了椭球形熔池主流温度、壁面热流密度和氧化壳厚度分布规律以及发展趋势,最后分析了氧化池径向热阻分布情况。本文研究所得到的结论如下。

1) 氧化池和金属层的主流温度呈指数次幂的衰减规律,与熔池内部体积释热率的变化趋势相似;在严重事故发生400 ks后,熔池衰变热功率、主流温度和壁面热流密度的下降趋势逐渐变得平

缓,可初步认为椭球形熔池将处于长期冷却状态,熔池内部的各项热参数不会出现大幅变化,熔池会处于一个相对稳定的状态。

2) 压力容器壁面各处热流密度随时间衰减,与金属层接触的压力容器壁面热流密度衰减趋势最剧烈;压力容器壁面与金属层接触的部分热流密度达到最大值,氧化池底部的壁面热流密度最小,金属层存在热聚焦效应,该处也是压力容器最易失效的部分。

3) 越靠近氧化池上部的氧化壳厚度增长越快,但氧化壳厚度的增长速率随时间减慢,氧化壳

厚度随着氧化池轴向高度增加而减小; 氧化壳也占据了熔池内部热阻的主要部分, 熔池底部生成的氧化壳热阻效应最大, 压力容器内壁上氧化壳的出现对压力容器起到一定的隔热保护作用。

参考文献:

- [1] KYMÄLÄINEN O, TUOMISTO H, THEOFANOUS T G. In-vessel retention of corium at the Loviisa plant[J]. Nuclear Engineering and Design, 1997, 169(1/2/3): 109-130.
- [2] THEOFANOUS T G, LIU C, ADDITON S, et al. In-vessel coolability and retention of a core melt[J]. Nuclear Engineering and Design, 1997, 169(1/2/3): 1-48.
- [3] HELLE M, KYMÄLÄINEN O, TUOMISTO H. Experimental COPO II data on natural convection in homogeneous and stratified pools[C]//Proceedings of the Ninth International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-hydraulics (NURETH-9). USA: [s. n.], 1999.
- [4] ASFIA F J, DHIR V K. An experimental study of natural convection in a volumetrically heated spherical pool bounded on top with a rigid wall[J]. Nuclear Engineering and Design, 1996, 163(3): 333-348.
- [5] BERNAZ L, BONNET J, SPINDLER B, et al. Thermal-hydraulic phenomena in corium pools: Numerical simulation with TOLBIAC and experimental validation with BALI[R]. [S. l.]: [s. n.], 1999.
- [6] 李飞, 李永春, 程旭. 针对 REPEC 加热实验的 RE-LAP5 程序模拟与分析[J]. 原子能科学技术, 2012, 46(7): 815-820.
- LI Fei, LI Yongchun, CHENG Xu. Simulation and analysis on REPEC heating experimental mechanism[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2012, 46(7): 815-820(in Chinese).
- [7] ZHANG Y P, QIU S Z, SU G H, et al. A simple novel analysis procedure for IVR calculation in core-molten severe accident[J]. Nuclear Engineering and Design, 2011, 241(12): 4634-4642.
- [8] REMPE J L, KNUDSON D L, ALLISON C M, et al. Potential for AP600 in-vessel retention through ex-vessel flooding[R]. US: [s. n.], 1997.
- [9] DOAN M L, NGUYEN V T, TRAN C T. An analysis of in-vessel melt retention strategy for VVER-1000 considering the effect of torospherical lower head vessel[J]. Nuclear Engineering and Design, 2021, 371: 110972.
- [10] GENCHEVA R, STEFANOVA A, GROUDEV P, et al. Study of in-vessel melt retention for VVER-1000/v320 reactor[J]. Nuclear Engineering and Design, 2016, 298: 208-217.
- [11] STEINBERNER U, REINEKE H. Turbulent buoyancy convection heat transfer with internal heat sources [C]//Proceedings of the 6th Int Heat Transfer Conference. Canada: [s. n.], 1978.
- [12] MAYINGER F. Examination of thermohydraulic processes and heat transfer in a core melt: Technical university[R]. Germany: [s. n.], 1976.
- [13] KOLEV N I. External cooling of reactor vessels during severe accident[M]//Multiphase Flow Dynamics 4. [S. l.]: [s. n.], 2009.
- [14] GLOBE S, DROPKIN D. Natural-convection heat transfer in liquids confined by two horizontal plates and heated from below[J]. Journal of Heat Transfer, 1959, 81(1): 24-28.
- [15] CHURCHILL S W, CHU H H S. Correlating equations for laminar and turbulent free convection from a vertical plate[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1975, 18(11): 1323-1329.