

弥散流工况下矩形窄缝通道鼓包对流动传热的影响

卢嘉鸣, 王言, 姚嘉晔, 洪钢*, 张尧立

(厦门大学能源学院, 福建 厦门 361102)

摘要: [目的] 分析弥散流膜态沸腾工况下鼓包尺寸及间距对通道流动传热的影响. [方法] 采用 Ansys Fluent 软件对带鼓包结构的矩形窄缝通道进行几何建模和网格划分, 并针对弥散流传热机理构建弥散流传热数值计算模型, 对不同鼓包高度、直径和间距的矩形窄缝通道流动传热特性进行计算分析. [结果] 鼓包对流体出口温度及鼓包区域局部温度产生明显影响. 鼓包的出现导致流域横截面变小、鼓包顶部和壁面间的流体流速增大, 使得局部传热能力增强, 但由于多个鼓包排列导致阻力增大, 使燃料板后段的整体传热能力下降, 壁面温度波动接近 15.0 K, 容易导致传热恶化的提前发生. 鼓包高度、直径和间距的增大, 均使流体温度和壁面温度上升的趋势逐渐增强, 温度最高值也呈上升趋势. [结论] 弥散流工况下, 鼓包的出现使得矩形窄缝通道后段的整体传热能力下降, 壁面温度波动加剧, 容易导致传热恶化的提前发生. 在实际应用中需充分考虑该因素, 以保证燃料元件在冷却剂丧失事故下的安全性和完整性.

关键词: 矩形窄缝通道; 鼓包; 弥散流膜态沸腾; 数值模拟

中图分类号: TL352.1

文献标志码: A

文章编号: 0438-0479(2025)01-0177-09

Effect of blisters on flow heat transfer in rectangular narrow channels under dispersed flow condition

LU Jiaming, WANG Yan, YAO Jiaye, HONG Gang*, ZHANG Yaoli

(College of Energy, Xiamen University, Xiamen 361102, China)

Abstract: [Objective] In the core of a nuclear reactor, a loss of coolant accident (LOCA) can result in the rapid depletion of coolant, resulting in insufficient cooling of fuel elements and the possibility of dispersed flow film boiling conditions. Under these circumstances, blistering on the fuel elements may further deteriorate heat transfer. This study focuses on the influence of blister size and spacing on channel flow heat transfer under the condition of dispersed flow film boiling. [Methods] Ansys Fluent software was used for geometric modeling and meshing of the rectangular narrow channel with blisters structures. A numerical model of dispersed flow heat transfer was constructed for the mechanism of dispersed flow heat transfer. The Eulerian model, wall and vapor-liquid two-phase heat transfer model, and interphase model coupling were used to describe the pressure and mass transfer between the liquid phase and the gas phase and to construct the boiling model of dispersed flow. The flow heat transfer characteristics of rectangular narrow channels with different blisters heights, diameters, and spacings were calculated and analyzed. [Results] The blisters destabilize the flow field, causing a significant obstruction to the local flow velocity and a significant effect on the interface temperature. When multiple blisters are arranged along the flow direction, the first blister receives the strongest fluid shock and has the lowest surface temperature. The highest temperature occurs at the end of the last blister. An increase in the height of the blisters results in a greater influence of the blisters on the fluid temperature and the wall temperature. From the starting point of the first blister to the end position of the last blister, the fluid temperature varies by 1.1 K for the no-blisters condition, while the fluid temperature fluctuates up to 3.9 and 5.8 K when the blister height is 1.3 and 1.6 mm (conditions 2 and 3), respectively. In terms of

收稿日期: 2023-09-11 录用日期: 2024-02-24

* 通信作者: honggang@xmu.edu.cn

引文格式: 卢嘉鸣, 王言, 姚嘉晔, 等. 弥散流工况下矩形窄缝通道鼓包对流动传热的影响[J]. 厦门大学学报(自然科学版), 2025, 64(1): 177-185.

Citation: LU J M, WANG Y, YAO J Y, et al. Effect of blisters on flow heat transfer in rectangular narrow channels under dispersed flow condition[J]. J Xiamen Univ Nat Sci, 2025, 64(1): 177-185. (in Chinese)



the wall temperature, there is a variation of 1.9 K for the no-blister condition, and the wall temperature fluctuates by 9.6 and 12.5 K for conditions 2 and 3, respectively. As the diameter of the blisters increases, the effect on the fluid temperature and wall temperature increases. When the blister diameter is 8.0, 6.0, and 4.0 mm (conditions 3, 4, and 5), the maximum value of fluid temperature at the location of the blister is 3.8, 2.8, and 2.0 K higher compared to that in the condition without blister, respectively. The wall temperature fluctuation in the condition without blister is 5.9 K, whereas for conditions 3 to 5, the fluctuation in the wall temperature is 12.5, 10.8, and 10.6 K, respectively. The increase in the blister spacing will lead to an increase in the effect of blisters on the fluid temperature and wall temperature as well. The values of fluid temperature fluctuation at the location of the blisters are 3.9, 6.8, and 7.7 K. The wall temperature fluctuation is 9.6, 13.4, and 14.4 K when the blister spacing is 20.0, 40.0 and 60.0 mm, respectively. The increase in the height, diameter, and spacing of the blisters will lead to a gradual increase in the fluid and wall temperatures, while the maximum temperature will also show an increasing trend. [Conclusion] The appearance of blisters leads to a reduction in the cross-sectional area of the channel, increased fluid flow rate between the top of the blisters and the wall, and enhanced local heat transfer capacity. However, increased resistance due to the arrangement of multiple blisters can lead to a decrease in the overall heat transfer capacity of the rear section of the fuel plate, and the fluctuation of the wall temperature is close to 15.0 K. Under the dispersed flow condition, it is easy for heat transfer deterioration to occur in advance. Therefore, in practical applications, the effect of blisters on the flow heat transfer in the fuel plate should be fully considered to prevent the safety and integrity of the fuel element from being threatened under the dispersed flow condition in a LOCA.

Keywords: rectangular narrow channel; blister; dispersed flow film boiling; numerical simulation

与传统的棒束燃料元件相比,板状燃料具有结构紧凑、传热效率高、燃料温度低的特性,能够满足不同领域对燃料性能和燃烧特性的要求^[1],因此其应用日渐广泛.然而,板状燃料反应时,由于窄缝通道间隙尺寸小,燃料长期处于高辐照状态,且在热应力的影响下很容易产生燃料包壳鼓包现象,导致传热恶化^[2-4].冷却剂丧失事故(loss of coolant accident, LOCA)是核电厂中常见的事故之一.在 LOCA 中,反应堆中冷却剂的流动和压力突然失控,导致反应堆内部温度升高、压力剧增^[5];如果未能及时采取有效的应急措施,可能导致液体冷却剂汽化和沸腾,包括出现弥散流膜态沸腾.在核反应堆中,工质在流动沸腾过程中会依次经历过冷液态、核态沸腾、过渡沸腾、膜态沸腾等阶段.在膜态沸腾结束但未达到过热蒸汽状态前,流体呈夹带大量液滴的水蒸气形态,称之为弥散流.弥散流是反应堆事故工况下一种重要的流动状态,具有特殊的流体性质,在工程应用中具有重要作用.燃料包壳出现鼓包之后在 LOCA 中弥散流膜态沸腾工况下可能加剧传热恶化现象.因此,为了进一步明确弥散流膜态沸腾在 LOCA 中的安全风险,有必要针对发生鼓包现象的板状燃料在弥散流工况下的流动传热进行研究.

已有多位学者针对弥散流工况进行了研究. Meholic 等^[6]建立了一种液滴沉积机理模型来量化弥散流膜态沸腾过程中的直接接触传热. Park 等^[7]通过实验发现已有的弥散流理论模型缺乏对直接接触传热量的准确预测,需要考虑局部润湿效果并对模型进行改进. Lin 等^[8]开发了一个采用数值方法解耦合控

制方程的弥散流膜态沸腾物理模型.该模型在高壁面过热度工况下与实验数据吻合良好,但当壁面过热度降低时吻合度下降,不能真实地模拟液滴传热效应,因此该模型只能用于空泡率接近 100% 的低含液率工况.关于鼓包的板状燃料的流动传热研究,目前针对其在弥散流工况下的研究较少,大多关注其单相流或是过冷沸腾工况下的两相流. Xu 等^[9]通过实验和数值模拟研究了单相流下不同数量和不同排列方式的球冠突起对对流传热和流动结构的影响,发现球冠突起的排列方式不同会对总传热能力和努塞特数(Nu)产生影响,进而影响传热性能. Liu 等^[10]发现在过冷沸腾工况下单个鼓包在通道出口和窄边处的位置,空泡率的峰值会更高,空泡率的局部最大值可达 80% 以上,并可能导致传热恶化.目前针对鼓包现象的研究大部分为单鼓包,少数研究多鼓包现象的主要针对单相流,未见针对多鼓包、汽液两相流的研究.然而在实际情况中鼓包一般为多个^[11]且鼓包尺寸大小不同,同时鼓包在弥散流工况下会对传热造成更大的影响,故需要研究鼓包在汽液两相流工况下的复合效应.

本研究首先建立弥散流传热模型,在此基础上,通过数值模拟研究通道中不同尺寸、不同间距鼓包工况下的流体温度和壁面温度,评估鼓包尺寸与间距对弥散流膜态沸腾工况下板状燃料元件的流动传热影响.

1 分析建模

1.1 几何建模

为了分析矩形燃料板因辐照肿胀对冷却剂流动

及传热特性产生的影响,针对肿胀产生的鼓包进行数值模拟.如图 1 所示,冷却剂通道尺寸为 $200.0\text{ mm} \times 40.0\text{ mm} \times 2.0\text{ mm}$,燃料板尺寸为 $200.0\text{ mm} \times 40.0\text{ mm} \times 3.0\text{ mm}$,在左侧燃料板布置 3 个鼓包,右侧燃料板布置 2 个鼓包.图中蓝色高亮部分为流体域通道.鼓包在燃料板与冷却剂通道接触的内侧部分突出,在外侧部分凹入,确保燃料板各处厚度一致.

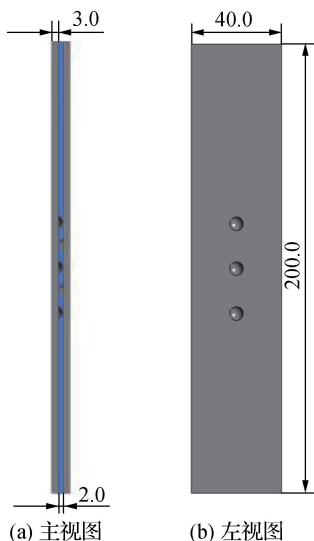


图 1 带鼓包矩形通道的几何结构(单位:mm)

Fig.1 Geometric structure of rectangular channel with blisters (unit: mm)

为了研究不同鼓包尺寸和间距对传热的影响,在模拟计算中考虑了鼓包直径、鼓包高度和鼓包间距 3 个影响因素,具体尺寸参数如表 1 所示.系统压力为 3.9 MPa ,入口温度为 523.0 K ,入口质量流量密度为 $70.0\text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$,燃料板功率为 600.0 W ,入口干度为 0.8 .

表 1 鼓包几何参数

Tab.1 Geometry parameters of blisters mm

工况	鼓包直径	鼓包高度	鼓包间距
1	无	无	无
2	8.0	1.3	20.0
3	8.0	1.6	20.0
4	6.0	1.3	20.0
5	4.0	1.3	20.0
6	8.0	1.3	40.0
7	8.0	1.3	60.0

1.2 网格划分

使用 ICEM 软件对给定的几何结构进行网格划

分.该几何结构包括冷却剂通道、燃料板和鼓包,分别作为流体域和固体域进行处理.如图 2 所示,流体域和固体域均采用六面体结构化网格进行划分,同时对鼓包进行 O 型切分以提高网格质量.流体域和固体域之间通过 interface 面连接以实现二者之间的耦合传热.在固体域内,使用源项对均匀体积内的热源进行设置,以模拟元件板的发热.为保证计算结果不受网格单元数的影响,将出口壁面温度和距出口最近的鼓包尾部壁面温度作为参考指标,以工况 3 为例进行网格无关性检验.由于鼓包处网格结构较为复杂,所以通过控制鼓包处网格层数绘制了 4 种不同数量的网格(网格单元数分别为 $350\ 984, 521\ 462, 690\ 522, 869\ 548$),对网格无关性进行检验,仿真结果如图 3 所示.与网格单元数为 $869\ 548$ 的壁面温度相比,网格单元数为 $690\ 522$ 时壁面温度的相对偏差小于 0.1% ,因此认为单元数为 $690\ 522$ 的网格满足网格无关性分析要求.

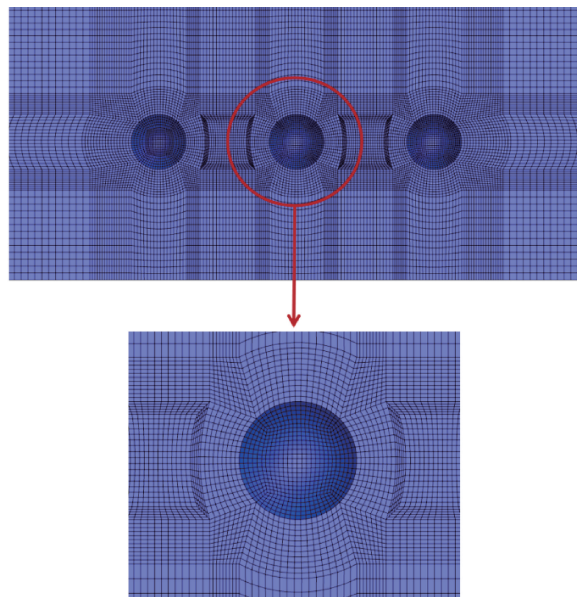


图 2 左侧流体域网格

Fig.2 Left fluid field grid

2 弥散流模型的构建

由于弥散流工况通常发生在空泡率超过 40.0% 的情况下,所以流域中的蒸汽为主要成分,流道中仅存在分散液滴.因此在考虑传热现象时,可以将其简化为以下 3 个部分:

- 1) 壁面到分散液滴的传热,主要包括热传导和辐射传热;

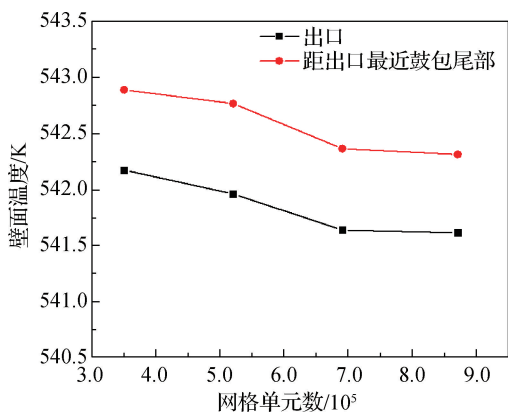


图 3 网格单元数对壁面温度计算值的影响

Fig. 3 Influence of the number of grid elements on the calculated wall temperature value

2) 壁面到蒸汽的传热, 主要包括对流传热和辐射传热;

3) 蒸汽到分散液滴的传热, 包括蒸汽到分散液滴的相间对流传热和辐射传热等.

将各组分视为互相渗透的连续相, 采用欧拉模型^[12]、壁面和气液两相传热模型以及相间模型耦合以描述液相和气相之间的压力和质量传输, 构建弥散流沸腾模型. 研究选取 RNG(renormalization group) $k-\epsilon$ 模型^[13] 作为湍流模型. 基于 Ansys Fluent 软件对窄缝通道中弥散流膜态沸腾进行数值模拟. 采用 SIMPLE 算法进行压力和速度的耦合计算.

2.1 壁面和气液两相传热模型

壁面与蒸汽的对流传热通过壁面函数进行计算. 采用可伸缩壁面函数(scalable wall function)求解能量传递的无量纲温度(T^*), 如式(1)所示, T^* 被定义为:

$$T^* = \frac{(T_w - T_v)\rho c_p C_\mu^{1/4} k_p^{1/2}}{q_w} = Pr_t \left[\frac{1}{\kappa} \ln(Ey^*) + P \right], \quad (1)$$

$$P = 9.24 \left[\left(\frac{Pr}{Pr_t} \right)^{3/4} - 1 \right] (1 + 0.28e^{-0.007Pr/Pr_t}), \quad (2)$$

$$y^* = \frac{\rho C_\mu^{1/4} k_p^{1/2} y_p}{\mu}. \quad (3)$$

其中, q_w 为壁面热流密度, T_w 和 T_v 分别为壁面温度和气相温度, ρ 为气体密度, c_p 为气体的比热容, C_μ 为近似湍流输运方程中的系数, k_p 为紧邻壁面网格中心的湍动能, Pr_t 为湍流普朗特数, Pr 为普朗特常数, κ 为冯卡门常数, E 为表面粗糙度相关常数, y^* 为近壁面

网格高度的无量纲数, y_p 为网格高度, μ 为气体的动力黏度.

壁面与流体间的辐射传热主要通过离散坐标辐射模型实现. 定义辐射边界条件、材料的辐射特性和吸收率, 设置辐射模型的相关参数, 对辐射传热过程进行模拟. 离散坐标辐射模型通过求解空间内有限的离散立体角的发射传递方程来模拟辐射过程, 每个离散坐标都是用—个矢量方向来代表—个固体的辐射角度, 同时产生—个和辐射强度相关的输运方程^[14]. 在 Fluent 软件中, 离散坐标辐射模型基于辐射传递方程描述沿不同方向传播的辐射能量. 该模型可以考虑不同材料的辐射特性和吸收率的变化, 能够描述复杂的辐射现象. 此外, 离散坐标辐射模型还可以考虑温度和辐射之间的相互作用, 提供更准确的温度场预测.

2.2 相间模型

在气液两相之间存在质量传递、热量传递和动量传递. 在液滴蒸发过程中, 热量的吸收会影响物质的扩散速率, 而物质的扩散速率也会影响液滴的蒸发速率. 蒸汽从壁面传递给液滴的热量与液滴吸收的热量以及用于液滴蒸发的热量达到平衡. 简而言之, 液滴与蒸汽之间的热量和质量交换是相互耦合的过程.

在此情形下采用 Ranz-Marshall^[15] 对流传热模型模拟相间热, 其中 i 相的努塞特数 (Nu_i) 如式(4)所示:

$$Nu_i = 2.0 + 0.6Re_i^{1/2} Pr^{1/3}. \quad (4)$$

两流体间的对流传热系数(h_{ij})如式(5)所示:

$$h_{ij} = \frac{k_j Nu_i}{d}. \quad (5)$$

两相间的能量传递(Q_{ij})如式(6)所示:

$$Q_{ij} = h_{ij} A_i (T_i - T_j). \quad (6)$$

其中: ij 表示两相, 当 i 为气相时, j 为液相; 反之, 当 i 为液相时, j 为气相. Re_i 为 i 相的雷诺数, k_j 为 j 相静止时的导热系数, d 为特征长度, A_i 为 i 相的界面密度, T_i 和 T_j 分别为 i 相和 j 相的温度.

指定相间传质模型为蒸发冷凝模型, 界面面积处理模型为 ia-symmetric. 在弥散流膜态沸腾工况中, 相间的动量传递主要由蒸汽对液滴的曳力构成, 采用 Schiller-Naumann^[16] 模型计算曳力. 该模型通过将雷诺数分成两个范围来关联单个刚性球体的拖曳力系数, 该曳力模型适用于所有的流体系统, 在弥散流的模拟中被广泛应用.

2.3 模型验证

为了准确模拟气泡条件下矩形窄缝通道内的弥

散流特性,需要对计算流体力学(computational fluid dynamics,CFD)中的物理模型进行验证.文献[17]给出了几组弥散流的实验数据.实验段流道内径为 22.0 mm,同心插入流道中的加热棒外径为 12.3 mm,加热长度为 2.0 m.在加热棒表面嵌入 10 个护套直径为 0.5 mm 的铬铝护套热电偶后,测量加热棒表面温度.比较工况参数如下:压力为 3.0 MPa,壁面加热热流密度为 346.0 kW/m²,入口质量流量密度为 310.0 kg/(m²·s).靠近试验段底部的混合器将锅炉中产生的蒸汽和热水混合在一起,蒸汽和液体的两相混合物向上流入入口区域的试验段后再进入加热试验段.两相流体在冷凝器中冷凝并排干到大气层.

将 CFD 计算值与 Koizumi 等改进的 Groeneveld 关系式^[18]计算值同实验值^[17]进行对比,结果如图 4 所示.

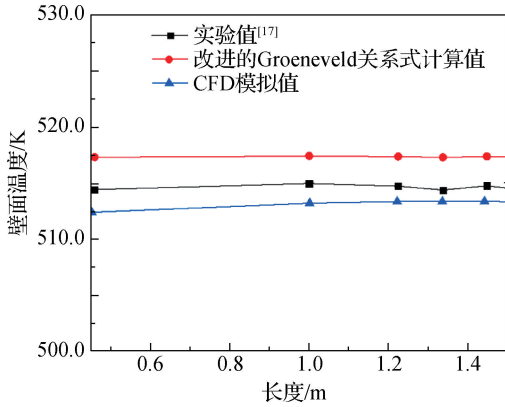


图 4 CFD 模拟值与改进的 Groeneveld 关系式计算值同实验值的对比

Fig. 4 Comparison of CFD simulation values and calculated values of the improved Groeneveld relationship with experimental values

与实验值相比,CFD 计算值的相对偏差最大为 0.4%,最小为 0.2%;Groeneveld 改进关系式计算值的相对偏差最大为 -4.2%,最小为 0.5%.综合各数据点比较,CFD 计算所得结果与实验结果符合得较好.

3 结果和讨论

图 5(a)和(b)分别是工况 4 下沿宽边、窄边轴向的流体温度和速度云图.由图可见鼓包对流动造成扰动,对局部流速有明显阻碍,对流体温度也存在明显影响.第 1 个鼓包受到的流体冲击最强,其流体温度最低.在最后一个鼓包的终点处出现温度最高值.

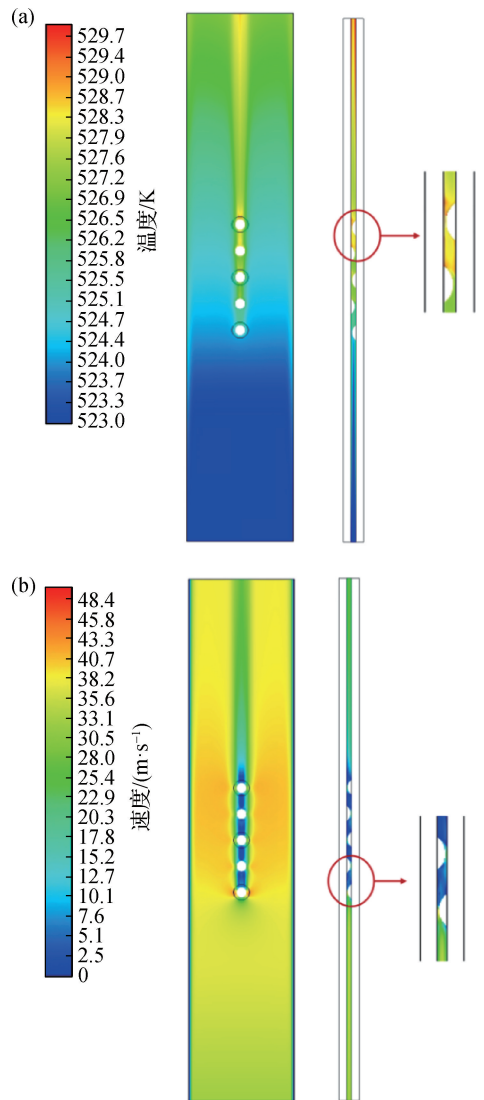


图 5 工况 4 下沿宽边、窄边轴向的流体温度(a)和速度(b)云图
Fig. 5 Fluid temperature (a) and velocity (b) cloud maps along the wide and narrow edge axes in condition 4

图 6 是工况 4 和工况 1 下沿左侧燃料板的传热系数对比.由图可见鼓包可以加强燃料板的局部传热,但对整体而言,尤其是对第 3 个鼓包后的传热有明显阻碍作用.

3.1 鼓包高度的影响

通过对比无鼓包、鼓包高度 1.3 mm、鼓包高度 1.6 mm 3 种情况分析通道内固定间隔的不同鼓包高度对壁面温度的影响.

图 7 显示了工况 1~3 中沿燃料板近壁面中心轴线的流体温度的变化趋势.由图可见当第 1 个鼓包出现时流体温度降低,随后几个鼓包处流体温度都出现了飞升,并且流体温度的最高值均出现在最后一个鼓包的终点处.当流体流经第 1 个鼓包前端时,流体流

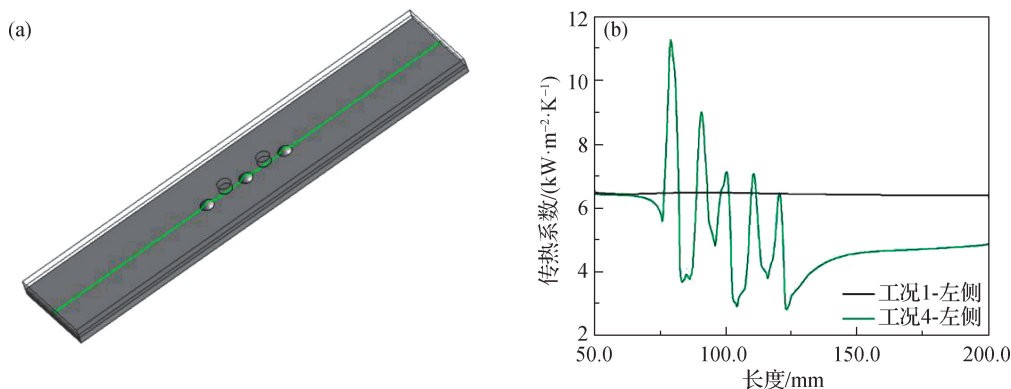


图 6 近壁面中心轴线位置(a),以及工况 1 和工况 4 下沿左侧燃料板近壁面中心轴线的传热系数对比(b)

Fig. 6 Position of the central axis near the wall (a), and comparison of heat transfer coefficient along the central axis of the left fuel plate near the wall in condition 1 and condition 4 (b)

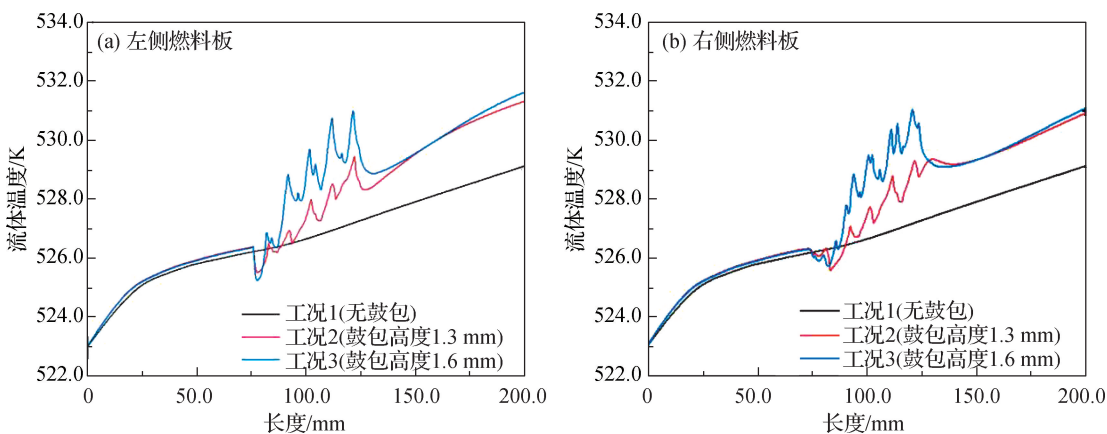


图 7 不同鼓包高度工况下沿燃料板近壁面中心轴线的流体温度对比

Fig. 7 Comparison of fluid temperature along the central axis of the fuel plate near the wall under different blister height conditions

速减小,而由于流体被鼓包挤到边缘,其鼓包两侧区域流速反而增大.鼓包前端的流体流速减小,传热能力下降.由图 6 可印证在鼓包前端即 75.0 mm 处燃料板的传热系数也出现明显降低,此时流体温度出现局部下降,壁面温度升高.当流体经过第 1 个鼓包上端时,鼓包的存在使流体流通面积大大减小,流速迅速增大,此时局部传热能力增强,流体温度迅速升高,壁面温度降低.对比工况 1~3,随着鼓包的高度增大,流体温度上升的趋势也逐步增强.自第 1 个鼓包的起点至最后一个鼓包的终点处,无鼓包工况的温度变化为 1.1 K,工况 2 和工况 3 的流体温度波动分别为 3.9 和 5.8 K.这一现象主要是由于鼓包的出现导致流域横截面变小,鼓包顶部和壁面间的流体流速增加,局部传热能力增强所致.值得注意的是,虽然鼓包的出现加强了局部的传热,但就出口端温度而言,鼓包的高度越大,流体温度上升得越高,两者呈正相关.

图 8 显示了工况 1~3 中沿燃料板内壁面中心轴

线的壁面温度变化趋势.在第 1 个鼓包处,壁面温度先上升后急剧下降,再升高.与无鼓包工况的同一位置相比,有鼓包工况的第 1 个鼓包处的壁面温度较低,第 3 个鼓包处的壁面温度则较高.自第 1 个鼓包的起点至最后一个鼓包的终点位置处,无鼓包工况的壁面温度升高 1.9 K,工况 2 和工况 3 的壁面温度波动分别为 9.6 和 12.5 K.这是因为在第 1 个鼓包前端流体流速降低使局部壁面温度升高到约 536.0 K.相应地,鼓包顶部和无鼓包区域之间流速增加,局部传热能力增强,壁面温度先降低后升高.但在之后几个鼓包区域,流动阻力明显增强,流体沿轴向位置流动,降低了随后鼓包区域的传热性能.因此,随着鼓包高度的增加,鼓包对壁面温度的影响增大.

3.2 鼓包直径的影响

图 9 显示了工况 1、工况 3~5 中沿燃料板近壁面中心轴线的流体温度变化趋势,由图可见,在相同鼓包高度和间距的情况下,随着鼓包直径的增大,流体

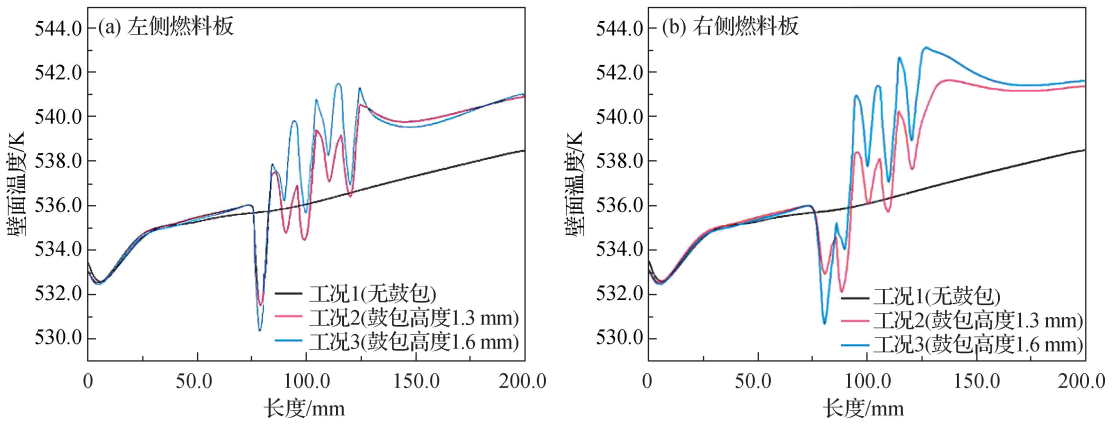


图 8 不同鼓包高度工况下沿燃料板内壁面中心轴线的壁面温度对比

Fig. 8 Comparison of wall temperature along the central axis of the inner wall of the fuel plate under different blister height conditions

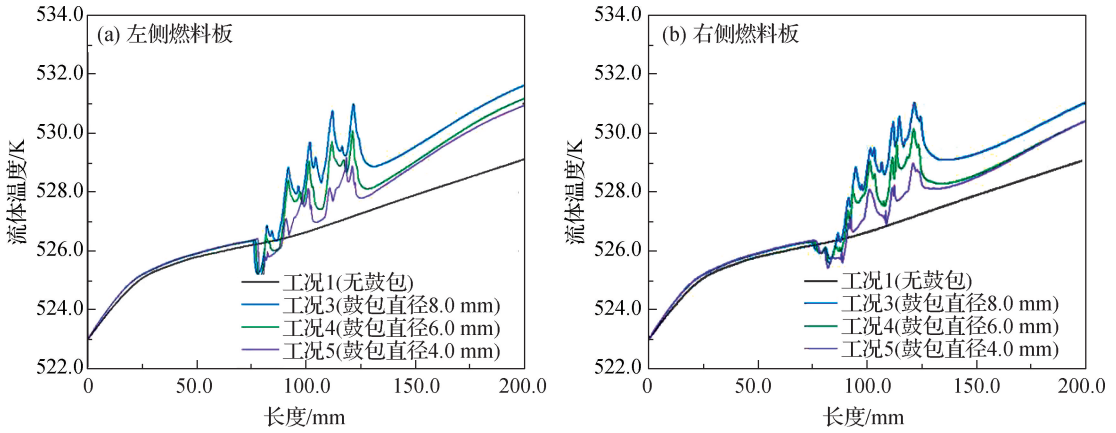


图 9 不同鼓包直径工况下沿燃料板近壁面中心轴线的流体温度对比

Fig. 9 Comparison of fluid temperature along the central axis of the fuel plate near the wall under different blister diameter conditions

温度整体呈上升趋势. 工况 3~5 中鼓包位置的流体温度最高值与无鼓包工况相比分别高出 3.8, 2.8, 2.0 K. 这是由于鼓包出现时, 对流场产生了一定的阻力, 导致周围流体速度减小; 而随着鼓包直径增大, 阻碍效应也变得更加显著. 由于阻力作用, 流体在鼓包尾

部会积累更多热量, 因此温度最高值出现在最后一个鼓包的尾部.

图 10 显示了工况 1、工况 3~5 中沿燃料板内壁面中心轴线的壁面温度变化趋势. 由图可见, 在相同鼓包高度和间距的情况下, 随着鼓包直径的增大, 壁

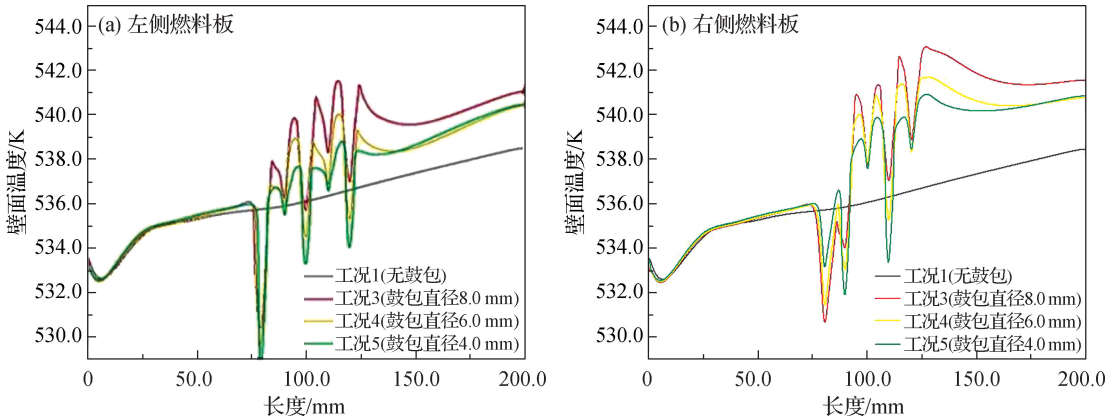


图 10 不同鼓包直径工况下沿燃料板内壁面中心轴线的壁面温度对比

Fig. 10 Comparison of wall temperature along the central axis of the inner wall of the fuel plate under different blister diameter conditions

面温度整体呈现上升趋势. 无鼓包工况下壁面温度波动为 5.9 K, 工况 3~5 的壁面温度波动分别为 12. 5, 10. 8, 10. 6 K. 随着鼓包直径的增大, 鼓包对壁面温度的影响增大.

3.3 鼓包间距的影响

图 11 显示了工况 1、2、6、7 中沿燃料板内壁面中心轴线的流体温度变化趋势. 由图可见, 随着鼓包间距的增大, 流体温度的最高值呈上升趋势. 在工况 2、6 和 7 中, 自第 1 个鼓包的起点至最后一个鼓包的终点处流体温度波动分别为 3. 9、6. 8 和 7. 7 K. 随着鼓包

间距增大, 流体在鼓包间的传热过程中有更多的机会将热量分散到更远的区域, 使得流体温度最高值逐渐升高. 工况 7 中最后一个鼓包靠近出口, 流体温度在鼓包的作用下升高, 使得其最高温度点比其他工况高.

图 12 显示了工况 1、2、6、7 中沿燃料板内壁面中心轴线的壁面温度变化趋势. 由图可见, 鼓包间距越大, 出口端壁面温度越高, 进而使得工况 7 壁面温度的最高值比其他工况的高. 工况 2、6、7 中壁面温度波动分别为 9. 6、13. 4、14. 4 K. 随着鼓包间距的增大, 对壁面温度的影响增大.

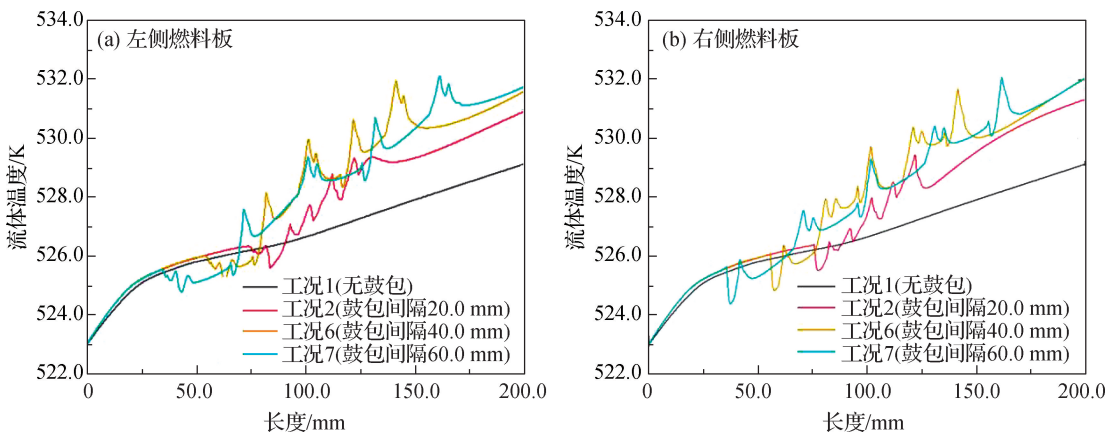


图 11 不同鼓包间距工况下燃料板近壁面中心轴线的流体温度对比

Fig. 11 Comparison of fluid temperature along the central axis of the fuel plate near the wall under different blister spacing conditions

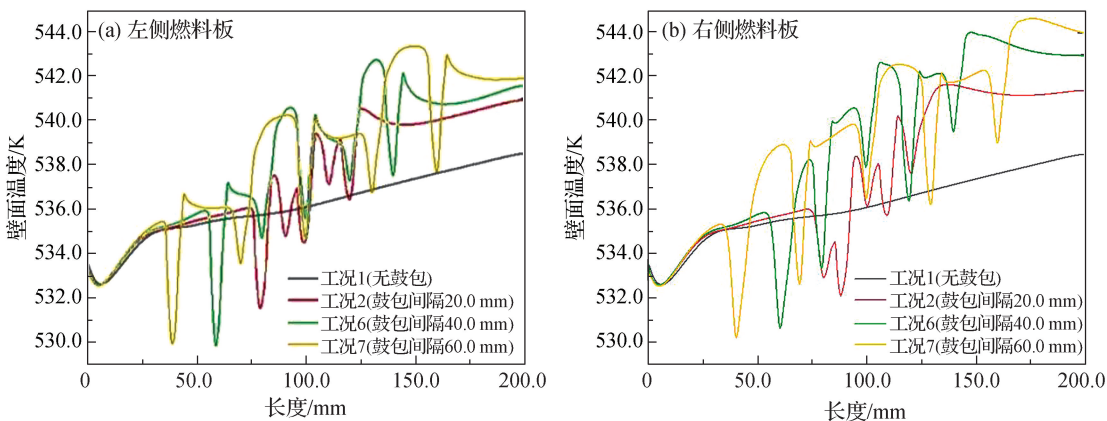


图 12 不同鼓包间距工况下沿燃料板内壁面中心轴线的壁面温度对比

Fig. 12 Comparison of wall temperature along the central axis of the inner wall of the fuel plate under different blister spacing conditions

4 结 论

本研究构建了矩形窄缝通道的弥散流膜态沸腾数值模型, 模拟了矩形窄缝通道中不同鼓包尺寸和间

距下的传热变化. 通过对计算结果的分析, 得出以下结论:

1) 鼓包的出现导致流域横截面变小、鼓包顶部和壁面间的流体流速增加, 使得局部传热能力增强. 与 Xu 等^[9] 研究中单相流下鼓包沿流向排列时整体传热

能力变差的情况相似,本研究中由于多个鼓包排列导致阻力增大,使燃料板后段整体传热能力下降,壁面温度波动接近 15.0 K,容易导致传热恶化的提前发生。

2) 鼓包高度、直径和间距的增大,均使流体和壁面温度的上升趋势逐渐增强,温度最高值也呈上升趋势。

参考文献:

- [1] 宋磊,郭赞,曾和义. 板状燃料组件入口堵流事故下流场和温度场的瞬态数值计算[J]. 核动力工程,2014,35(3):6-10.
- [2] 丁丽,骆贝贝,花晓,等. 板状燃料元件流道堵塞事故预防与探测技术研究[J]. 核技术,2020,43(4):11-17.
- [3] LI L F, FANG D, ZHANG D L, et al. Flow and heat transfer characteristics in plate-type fuel channels after formation of blisters on fuel elements [J]. *Annals of Nuclear Energy*,2019,134:284-298.
- [4] XIA J H, XU W, HE H, et al. Modeling of heat transfer in a narrow rectangular channel with partial swelling blockage[J]. *Nuclear Engineering and Design*,2022,397:111929.
- [5] 李剑. AP1000 核电厂冷却剂流量丧失事故分析[D]. 哈尔滨:哈尔滨工程大学,2014:2-7.
- [6] MEHOLIC M J, AUMILLER D L, CHEUNG F B. A mechanistic model for droplet deposition heat transfer in dispersed flow film boiling [J]. *Nuclear Technology*,2013,181(1):106-114.
- [7] PARK J, KIM H. Direct-contact heat transfer of single droplets in dispersed flow film boiling: experiment and model assessment[J]. *Nuclear Engineering and Technology*,2021,53(8):2464-2476.
- [8] LIN T F, JOU J F, HWANG C H. Turbulent forced convective heat transfer in two-phase evaporating droplet flow through a vertical pipe[J]. *International Journal of Multiphase Flow*,1989,15(6):997-1009.
- [9] XU W, OUYANG K, GUO J Y, et al. Experimental and numerical investigations on heat transfer and flow behavior of flow blockage in narrow rectangular channel with protrusions[J]. *Applied Thermal Engineering*,2022,203:117954.
- [10] LIU K X, XU J J, CAO X X, et al. Effect of different blister positions on void fraction distribution under subcooled boiling conditions in narrow rectangular channel [J]. *Progress in Nuclear Energy*,2023,159:104638.
- [11] 高利军,陈炳德,姜胜耀,等. 弥散型燃料板的辐照起泡机理分析[J]. 原子能科学技术,2012,46(增刊2):819-825.
- [12] Ansys Inc. Ansys Fluent theory guide[M]. Canonsburg: Ansys Inc,2018:606-608.
- [13] ORSZAG S A, YAKHOT V, FLANNERY W S, et al. Renormalization group modeling and turbulence simulations[J/OL]. *Near-wall Turbulent Flows*,1993:1031-1046. [2023-09-11]. <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:221988440>.
- [14] 韩立勇,杨星团,姜胜耀,等. 真空石墨加热器温度场数值模拟与分析[J]. 原子能科学技术,2011,45(5):559-563.
- [15] RANZ W E, MARSHALL W R, et al. Evaporation from drops: part II [J]. *Chemical Engineering Progress*,1952,48(4):173-180.
- [16] SCHILLER L, NAUMANN A. A drag coefficient correlation [J]. *Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure*,1935,77:318-320.
- [17] GROENEVELD D C, DELORME G G J. Prediction of thermal non-equilibrium in the post-dryout regime[J]. *Nuclear Engineering and Design*,1976,36(1):17-26.
- [18] KOIZUMI Y, YONOMOTO T, KUMAMARU H, et al. Post-dryout heat transfer coefficient of high-pressure steam-water two-phase flow in multi-rod bundle [J]. *Journal of Nuclear Science and Technology*,1988,25(1):104-106.

(责任编辑:曾礼娜)