

铅铋合金夹杂颗粒对含缺陷弯管侵蚀的数值模拟*

唐江, 许洪瀚, 姜乃斌

中山大学中法核工程与核技术学院, 广东 珠海 519082

摘要: 采用计算流体力学与离散相模型耦合的方法, 计算不同工况条件下存在缺陷管道的侵蚀速率。对比不同工况下的侵蚀速率和侵蚀关键区域, 揭示了缺陷对侵蚀的影响模式。研究表明: (1) 随着铅铋共晶流速的增加, 含缺陷管道和完整管道的侵蚀区域均显著扩大。含缺陷管道的最大侵蚀速率降低, 完整管道的侵蚀速率略有上升。(2) 颗粒尺寸的增大会导致含缺陷管道的侵蚀区域从缺陷位置转移至入口直管段; 对于完整管道, 侵蚀则集中在弯管入口附近, 两种管道的侵蚀区域均明显扩大。(3) 缺陷的存在增加了凹坑位置的湍流强度, 弯管的侵蚀位置集中于凹坑位置, 并随着凹坑尺寸的增大, 凹坑位置的最大侵蚀速率也显著上升。

关键词: 铅铋合金; 颗粒; 凹坑缺陷; 离散相模型; CFD-DPM 模型; 侵蚀率

中图分类号: TL334 **文献标志码:** A **文章编号:** 2097-0137 (2024) 05-0156-11

Numerical simulation of erosion in defective L-bends caused by particles in lead-bismuth alloy

TANG Jiang, XU Honghan, JIANG Naibin

Sino-French Institute of Nuclear Engineering and Technology, Sun Yat-sen University, Zhuhai 519082, China

Abstract: The method of coupling computational fluid dynamics and discrete phase model was used to calculate the erosion rate of defective pipes under different working conditions. The erosion rate and erosion key areas under different working conditions are compared, and the influence mode of defects on erosion is revealed. The results show that: (1) With the increase of lead-bismuth eutectic flow velocity, the erosion area of both defective and intact pipelines expands significantly. However, the maximum erosion rate of defective pipes decreased, and the erosion rate of intact pipes increased slightly. (2) The increase in particle size will cause the erosion area of the defective pipe to shift from the defective location to the inlet straight pipe section; for intact pipelines, the erosion is concentrated near the entrance of the elbow, and the erosion area of both pipelines is significantly expanded. (3) The existence of defects increases the turbulence intensity at the pit location, and the erosion position of the elbow is concentrated in the pit position, and the maximum erosion rate of the pit position increases significantly with the increase of the pit size.

Key words: lead-bismuth alloy; particles; concave defects; discrete phase model; CFD-DPM model; erosion rate

* 收稿日期: 2024-01-07

录用日期: 2024-01-24

网络首发日期: 2024-07-22

基金项目: 国家自然科学基金(11872060)

作者简介: 唐江(2001年生), 男; 研究方向: 反应堆热工水力; E-mail: tangj253@mail2.sysu.edu.cn

通信作者: 姜乃斌(1980年生), 男; 研究方向: 反应堆热工水力; E-mail: jiangnb@mail.sysu.edu.cn

全文阅读



ZR20240013

铅铋冷却反应堆作为第四代核能系统中的关键反应堆型, 具有良好的固有安全性以及紧凑的设计和模块化结构, 因此具有广泛的应用前景。铅铋合金作为反应堆冷却剂, 同时具有熔点低、密度大、比热高、导热性能优异、化学稳定性好等特点, 能够有效地吸收和传递反应堆内的热量 (Barbin et al., 2016)。尽管如此, 铅铋合金与钢材之间存在明显的不相容性, 钢材中的 Fe、Cr 和 Ni 等元素可以溶解于铅铋中, 导致管道内的腐蚀和侵蚀问题, 并可能形成碎屑 (杜晓超等, 2021)。碎屑以固体形式存在, 其熔点较高, 当铅铋共晶 (LBE) 处于循环流动状态时, 碎屑颗粒在钢表面产生高速相对运动从而对管道造成侵蚀; 侵蚀的机械作用导致管壁氧化膜变薄和破裂, 或可能引起材料塑性变形和应力集中, 导致局部能量升高, 形成所谓的“应变差电池”, 从而加速腐蚀 (Liu et al., 2023)。此外氧化膜层的表面结构相对多孔, 在侵蚀作用下容易脱落, 导致氧化膜变薄 (李明杨等, 2018), 产生微湍流, 增加侵蚀强度 (陈茜等, 2005)。这种现象被称为“侵蚀-腐蚀”, 对铅铋反应堆的运行存在潜在危害 (Zhang et al., 2003)。

目前, 已通过实验或数值模拟方法揭示了弯头的侵蚀机制和规律 (Wang et al., 2022)。其中数值方法包括计算流体动力学 (CFD) 与离散相模型 (DPM) 或离散元模型 (DEM) 耦合法, 这些方法已被用于模拟弯头截面的侵蚀 (Carlos et al., 2015)。由于 DPM 忽略了颗粒相互作用, CFD-DPM 耦合方法只适用于稀相流, 而 CFD-DEM 耦合方法适用于密相流 (Xu et al., 2016)。Peng et al. (2016) 应用 CFD-DPM 方法研究了弯头的侵蚀分布和颗粒轨迹, 进而建立了预测最大侵蚀位置的方程。赵云淦 (2023) 对氧化铝 (PBO) 陶瓷在液态 LBE 中的侵蚀进行了实验研究, 并将实验数据与 Fluent 中四种湍流模型计算得到的冲蚀数据进行了对比; 结果表明, 大涡模拟 (LES) 模型与实验数据最接近。杜

晓超等 (2021) 研究了采用了数值模拟方法计算 LBE 中的颗粒对钢表面的侵蚀, 发现弯头角度、颗粒粒径和温度对侵蚀磨损有显著影响。

在铅铋反应堆运行过程中, 固体颗粒的存在不仅影响了物质输送效率, 还对管道造成严重的侵蚀。然而, 目前尚未有关于 LBE 中夹杂固体颗粒对含缺陷管道侵蚀和磨损的报道。因此, 本文基于欧拉-拉格朗日两相流模型, 研究了 LBE 中夹杂的固体颗粒对弯管的侵蚀, 分析了凹坑缺陷对侵蚀的影响, 讨论了流速、颗粒直径和凹坑尺寸对弯管侵蚀特性的影响。通过预测铅铋反应堆管道在各种工况下的侵蚀速率和损伤位置, 分析管道内固体颗粒的运动轨迹、两相流分布和侵蚀形态来揭示弯管侵蚀机理。本研究为铅铋反应堆管道回路设计及寿命预测提供了重要参考价值。

1 物理模型与方法

1.1 几何模型

图 1 为不同凹坑尺寸的弯管结构示意图。椭圆凹坑的长-短半径尺寸分别为 12 - 9、20 - 14、26 - 20、32 - 22 mm 等。管道的直径 r 为 22 mm, 弯管的曲率半径 R 为 39.6 mm。弯头入口直管段 L_1 为 220 mm, 出口直管段 L_2 为 286 mm。入口直管段的长度 $L_1 = 10r$ 确保了管道内的流体得到充分发展。铅铋共晶的物性如表 1 所示。

1.2 物理模型

夹杂颗粒的 LBE 对管道壁面的冲蚀是一个复杂过程, 其结果受到壁面与颗粒材料特性的影响。Oka 模型在预测侵蚀趋势和最大侵蚀速率方面表现出很好的准确性 (Oka et al., 2005a; Oka et al., 2005b)。因此, 本研究选择 Oka 侵蚀模型。湍流模型的选择基于赵云淦 (2023) 在液体 LBE 中进行的 PbO 侵蚀实验和模拟数据, 其使用的 LES 和 SST 模型计算数据与实验接近。考虑到 LES 需要大量的计算资源, 本研究采用 SST 湍流模型进行侵蚀计算, SST 模型不仅保留了 $k - \omega$ 在近壁面区的精确

表 1 液态 LBE 物性参数

Table 1 The physical property parameters of liquid LBE

LBE 物性参数	表达式
热导率 $\lambda / (\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	$\lambda = 4.21 + 1.2 \times 10^{-2} T$
流体密度 $\rho_{\text{LBE}} / (\text{kg} \cdot \text{cm}^{-3})$	$\rho = 11096 - 1.326 T$
比热容 $c_p / (\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1})$	$c_p = 159 - 2.72 \times 10^{-2} T + 7.21 \times 10^{-6} T^2$
动力黏度 $\eta / (\text{Pa} \cdot \text{s})$	$\eta_{\text{LBE}} = 4.94 \times 10^{-4} \cdot \exp\left(\frac{754}{T}\right)$

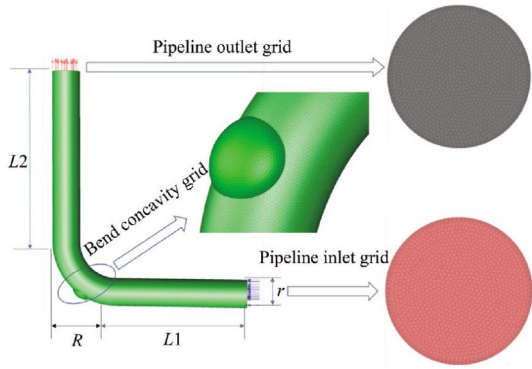


图1 不同凹坑尺寸管道结构示意图

Fig. 1 Pipeline structure diagram

性, 还解决了它在自由流区衰减过快的问题。该模型对网格要求较高, 因此网格第一层划分较薄, 其中 $y^+ = 0.8$ 满足使用条件, 边界层为 12 层, 以准确捕捉边界层内的速度梯度与湍流特性。求解方式采用 SIMPLE 算法, 离散相与流体相之间采用相互耦合的方式。

1.3 网格敏感性验证

本节选择 0-0、12-9、20-14、26-20、32-22 mm 的椭圆凹坑管道作为研究对象。为了验证数据可靠性, 对模型网格进行敏感性分析, 其中 LBE 入口流速设置为 2 m/s, 颗粒粒径设置为 50 μm , 敏感性研究对象为管道最大冲蚀率。当所有模型网格达到 150 万网格时, 侵蚀数据达到收敛。因此, 为了同时满足精度和效率的要求, 本文选取的计算网格数量为 150 万。

2 数学模型

2.1 离散相控制方程

在 DPM 中, 通过对颗粒作用力微分方程积分得到颗粒运动轨迹, 其中颗粒作用力平衡方程为

$$\frac{dV_p}{dt} = \frac{g(\rho_p - \rho_f)}{\rho_p} + F_a + F_d(V - V_f),$$

式中 ρ_p 为氧化物颗粒密度, V 为 LBE 速度, F_a 为额外的加速度力, 单位颗粒质量的粒子阻力

$$F_d = \frac{18\mu C_p Re}{\rho_p d_p^2 24},$$

式中 $Re = \frac{\rho_f d_p (V_p - V)}{\mu}$, d_p 表示颗粒直径, 粒子阻力系数 C_p 由 Haider et al. (1989) 定义为

$$C_p = \frac{24}{Re} (1 + MRe^N) + \frac{E}{1 + F/Re}.$$

定义 $\phi = \frac{sv}{SV}$ 来描述颗粒形状, 其中 SV 表示

粒子的实际表面积, sv 表示相同体积的球体表面积。在本研究中, 粒子形状因子 sv 设为 0.58。用最小二乘法对实验数据拟合得到经验常数:

$$M = \exp(2.3288 - 6.4581\phi + 2.4486\phi^2),$$

$$N = 0.0964 + 0.5565\phi,$$

$$E = \exp(4.905 - 13.8944d\phi + 18.4222\phi^2 - 10.2599\phi^3),$$

$$F = \exp(1.4681 + 12.2584\phi - 20.7322\phi^2 + 15.8855\phi^3).$$

2.2 连续相模型

流体与壁面控制满足动量方程

$$\begin{aligned} -\frac{\partial p_l}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_i \partial x_j} + \left(\frac{1}{3} \mu + \mu_t \right) \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) + f_i \\ = \rho_f \left(\frac{\partial V_l}{\partial t} + u_i \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right), \end{aligned}$$

连续性方程

$$\frac{\partial \rho_l}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho_l u_i) = 0,$$

能量方程

$$\rho_l \frac{\partial E}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_l E + p_l)}{\partial x_i} = -\frac{\partial q}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\partial (\tau u_i)}{\partial x_j} \right),$$

$$E_l = e + \frac{1}{2} \rho (u^2 + v^2 + w^2),$$

式中 ρ_l 为 LBE 的密度, V_l 为 LBE 的动力黏度, μ_t 为 LBE 的湍流黏度, E_l 为液固两相流总能量。铅铋回路内的自然循环满足

$$\frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + N_k - M_k = \frac{\partial}{\partial t} (\rho_f k) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho_f k u_i),$$

$$\frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + N_\omega + M_\omega + L_\omega$$

$$= \frac{\partial}{\partial t} (\rho_f \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho_f \omega u_i),$$

式中 Γ_k , Γ_ω 为 k 和 ω 的有效扩散速率; M_k , M_ω 表示 k 和 ω 的湍流耗散, L_ω 为交叉扩散项, N_k 为液体 LBE 中平均速度梯度产生的湍流动能, N_ω 为浓度梯度产生的湍流动能。

2.3 颗粒-壁面反弹模型

当固体颗粒与壁面碰撞时, 颗粒的一部分动能被耗散, 颗粒轨迹在反弹后发生变化。为了模拟这一过程, 建立颗粒壁面回弹恢复模型。该模型通过法向系数和切向系数描述粒子与壁面的碰撞过程。其中, Grant et al. (1975) 利用统计方法分析了砂土对铝和钢的影响实验数据, 提出了被广泛采用的颗粒回弹恢复模型 (Guan et al., 2014):

$$e_{\text{Nor}} = 0.993 - 1.76\beta + 1.56\beta^2 - 0.49\beta^3,$$

$$e_{\text{Tan}} = 0.998 - 1.66\beta + 2.11\beta^2 - 0.67\beta^3,$$

式中 e_{Nor} 为法向回弹恢复系数, e_{Tan} 为切向回弹恢复系数, β 为颗粒撞击角。

2.4 冲蚀模型

冲蚀速率指单位面积颗粒物撞击造成的靶材磨损质量, 计算模型包括 Finnie 模型、Oka 模型和 DNV 模型 (Zhou et al., 2021)。本研究采用 Oka 侵蚀模型进行冲蚀计算。该模型通过考虑冲击速度、冲击角度和目标材料硬度等参数来计算侵蚀速率。侵蚀速率

$$\text{ER} = \text{ER}_{90} \left(\frac{v_s}{v_{\text{ref}}} \right)^{k_1} \left(\frac{d_s}{d_{\text{ref}}} \right)^{k_2} f(\alpha),$$

其中 ER_{90} 代表 90° 冲击角的参考侵蚀率。 v_s 表示粒子撞击速度, d_s 表示粒子直径; v_{ref} 和 d_{ref} 分别为参考速度和参考直径; k_1 和 k_2 为冲击速度和颗粒直径的指数常数; 函数 $f(\alpha)$ 包含了颗粒撞击角和壁材硬度。

$$f(\alpha) = (\sin\alpha)^{Z_1} [1 + H_v(1 - \sin\alpha)]^{Z_2},$$

式中 α 为颗粒与管壁表面的碰撞角, H_v 为管材的维氏硬度, Z_1 和 Z_2 为常数。Oka 模型的默认参数如表 2 所示。

表 2 Oka 模型参数

Table 2 Parameters of the Oka model

侵蚀模型参数	数值
$\text{ER}_{90} / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1})$	6.154×10^{-4}
k_1	2.35
k_2	0.19
$d_{\text{ref}} / (\mu\text{m})$	326
$v_{\text{ref}} / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	104
$H_v / (\text{GPa})$	1.8
Z_1	0.8
Z_2	1.3

3 结果与讨论

3.1 入口速度对侵蚀的影响

图 2 为含缺陷弯管在不同流速下的冲蚀速率云图。随着 LBE 流速的增大冲蚀区域逐渐扩大, 最大冲蚀速率逐渐减小, 且集中在凹坑附近。凹坑的存在加剧了局部颗粒碰撞, 导致这些区域冲蚀集中。图 3 为完整弯管在不同流速下的冲蚀速率云图, 与含缺陷弯管工况对应一致。随着 LBE 流速的增大, 图 3 中最大冲蚀速率呈增长趋势, 冲蚀区域主要集中在出口直管段内侧。与含缺陷弯管相

比, 完整管道对应流速下的最大侵蚀速率降低数个量级。例如, 当 LBE 流速为 1.4 m/s 时, 最大侵蚀速率从 $4.27 \times 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ 降低到 $2.16 \times 10^{-7} \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ 。侵蚀形态与含缺陷管道之间有显著差异, 完整管道在出口直管段内侧形成 V 形冲蚀带, 其原因在于: 弯管出口直管段内侧压力梯度的增大, 引起出口段内侧流体内部产生剪切力, 增加了颗粒对内壁侵蚀的可能性; 在 LBE 穿过弯管的弯曲段时, 产生了流体分离和涡流, 当这些涡流沿着管道内壁运动时, 加剧了颗粒对管壁的冲击, 从而形成 V 形侵蚀带。

从图 4~6 可以看出, 弯管入口直管段的流场表现出相对稳定的特性。然而, 当 LBE 流过弯头时, 流场发生变化, 从图 7 可以看出凹坑部位产生了二次流。管道的弯头部位均呈现较大压差并在内侧产生负压, 其原因是当载体将流体输送到弯曲管道中时, 流体的流动方向发生变化, 在离心力的作用下, 弯曲管道外壁受到的压力增强, 其次由于流体流动受到阻碍, 因此管道弯头部位产生负压。

综上所述, 随着 LBE 流速的增加, 流体颗粒表现出更多的线性和高速轨迹, 偏离其路径的可能性降低。而颗粒穿过间隙或与间隙相互作用的可能性增加, 导致侵蚀速率增加, 特别是在凹坑或管道壁面附近的区域。

3.2 颗粒粒径对冲蚀的影响

选取 20、62、65 和 120 μm 四种不同的颗粒粒径, 其他工况参数保持不变。图 8 与图 9 展示了管道在不同粒径条件下的冲蚀云图, 图 10 为最大侵蚀速率随粒径的变化。在含凹坑的弯道中, 当颗粒直径小于 62 μm 时, 最大冲蚀磨损区域集中在凹坑周围; 而当颗粒直径大于 62 μm 时, 最大冲蚀磨损区域则从凹坑处转移至入口直管段的内侧。

这主要是因为: 对于粒径小于 62 μm 的颗粒, 由于颗粒惯性较小, 颗粒会贴近流体流线进行运动, 在弯管的凹坑部位流体流速较低, 颗粒更容易沉积在该区域; 而颗粒较大时, 惯性力成为影响颗粒运输的重要参数, 颗粒的动量很大, 所以 LBE 流场对颗粒运动的影响很小, 颗粒更倾向于沿原轨迹运动, 导致在管道内侧壁面撞击和沉积; 其次由于近壁面效应, 颗粒可能在接触壁面后反弹在相对更高的位置。

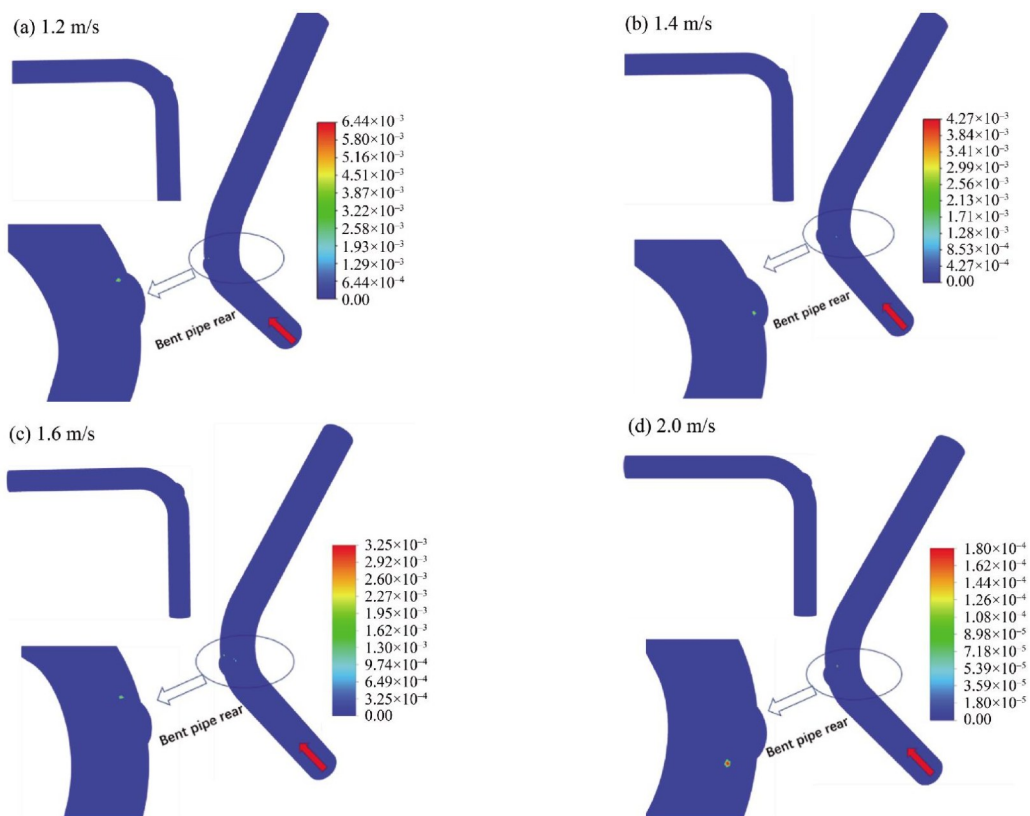


图2 不同流速下含缺陷弯管侵蚀速率云图(单位:kg·m⁻²·s⁻¹)

Fig. 2 Erosion rate distribution in L-bend with defect for different flow velocities (unit:kg·m⁻²·s⁻¹)

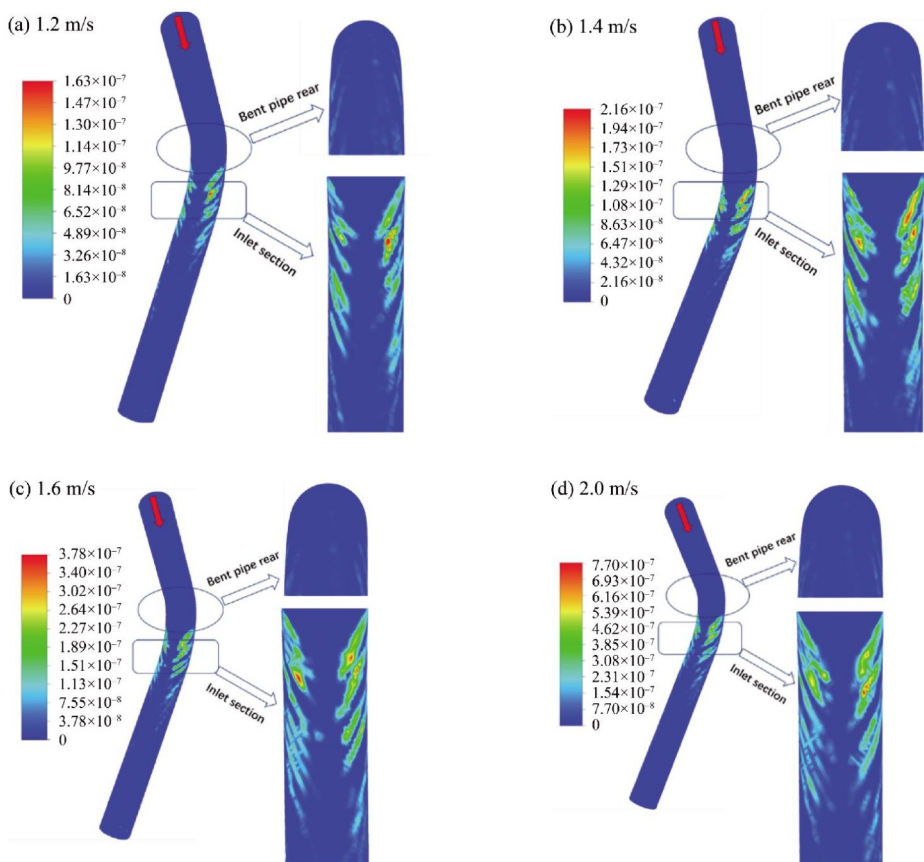


图3 不同流速下完整弯管侵蚀速率云图(单位:kg·m⁻²·s⁻¹)

Fig. 3 Erosion rate distribution in L-bend for different flow velocities (unit:kg·m⁻²·s⁻¹)

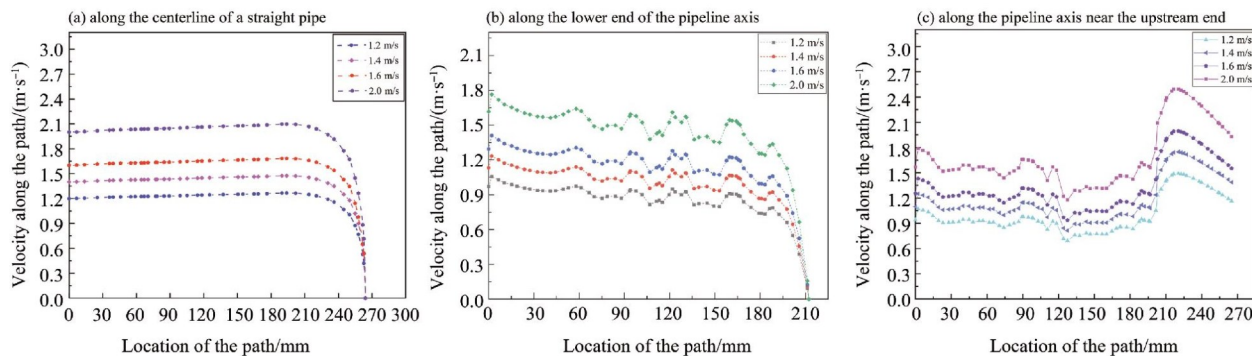


图 4 管道入口段速度分布曲线

Fig. 4 Velocity distribution in pipeline inlet section

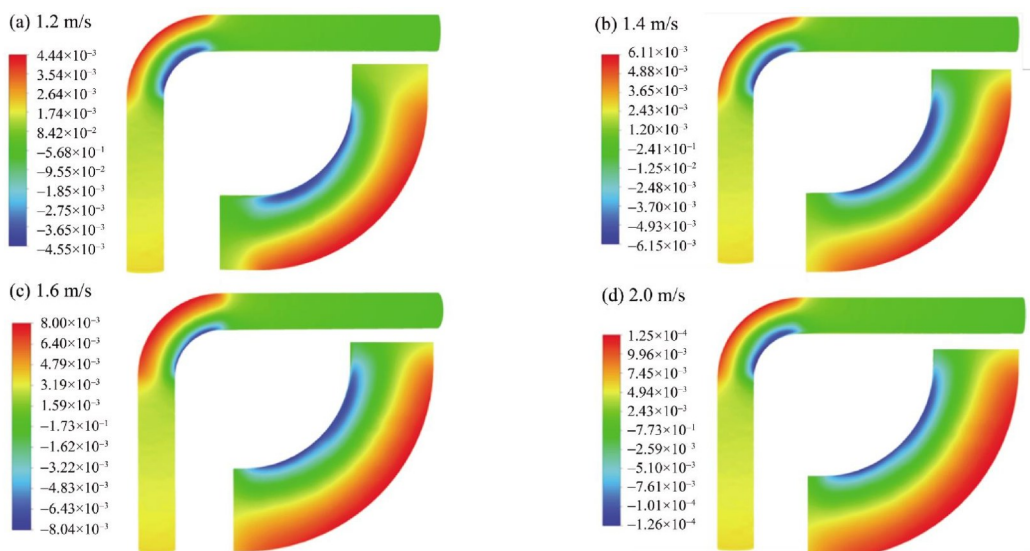


图 5 不同流速下弯管压力云图(单位:Pa)

Fig. 5 Pressure contours of L-bend for different flow velocities (unit:Pa)

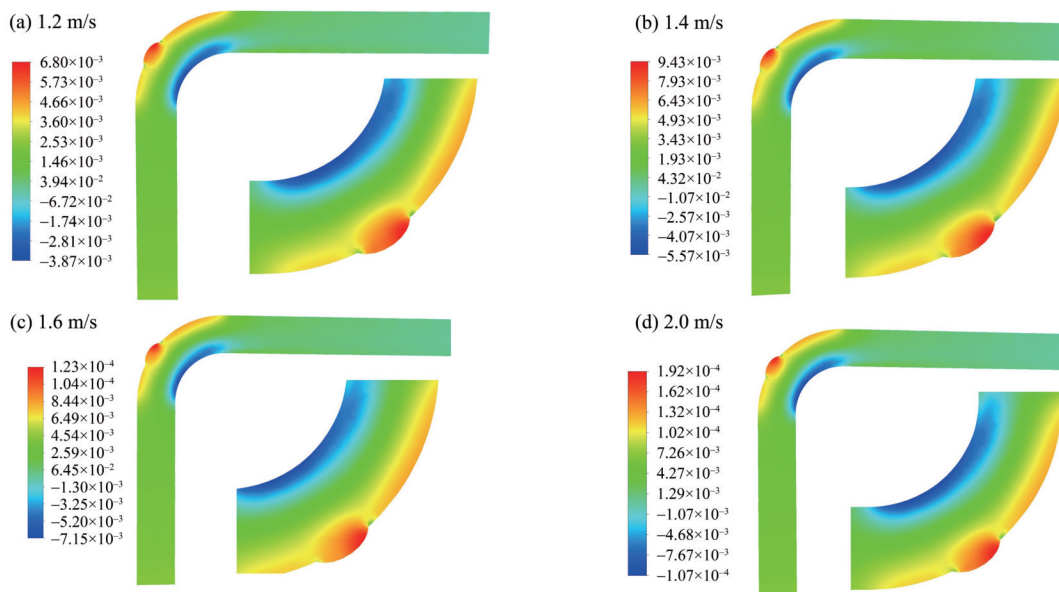


图 6 不同流速下含凹坑弯管压力云图(单位:Pa)

Fig. 6 Pressure contours of L-bend with gap for different flow velocities (unit:Pa)

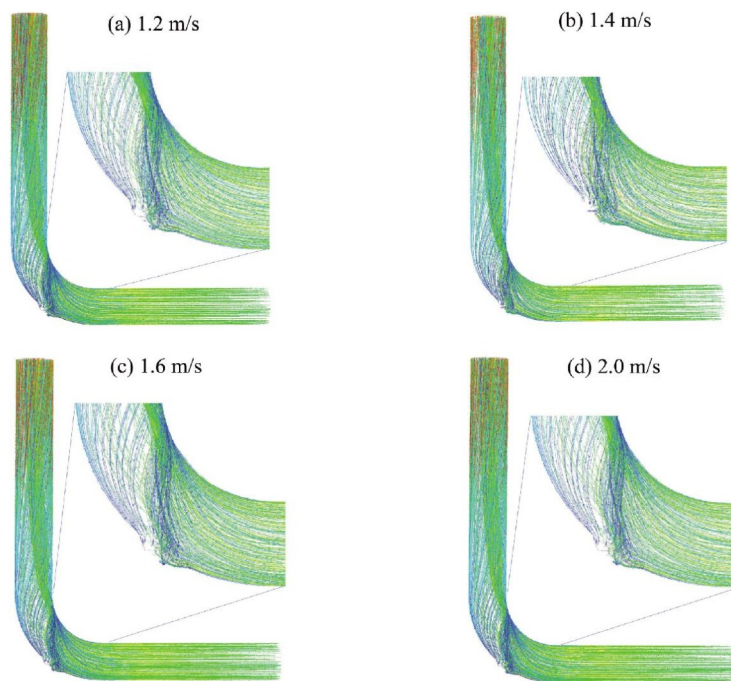


图7 不同流速下含凹坑弯管流线图

Fig. 7 Trajectory plots for different fluid flow velocity

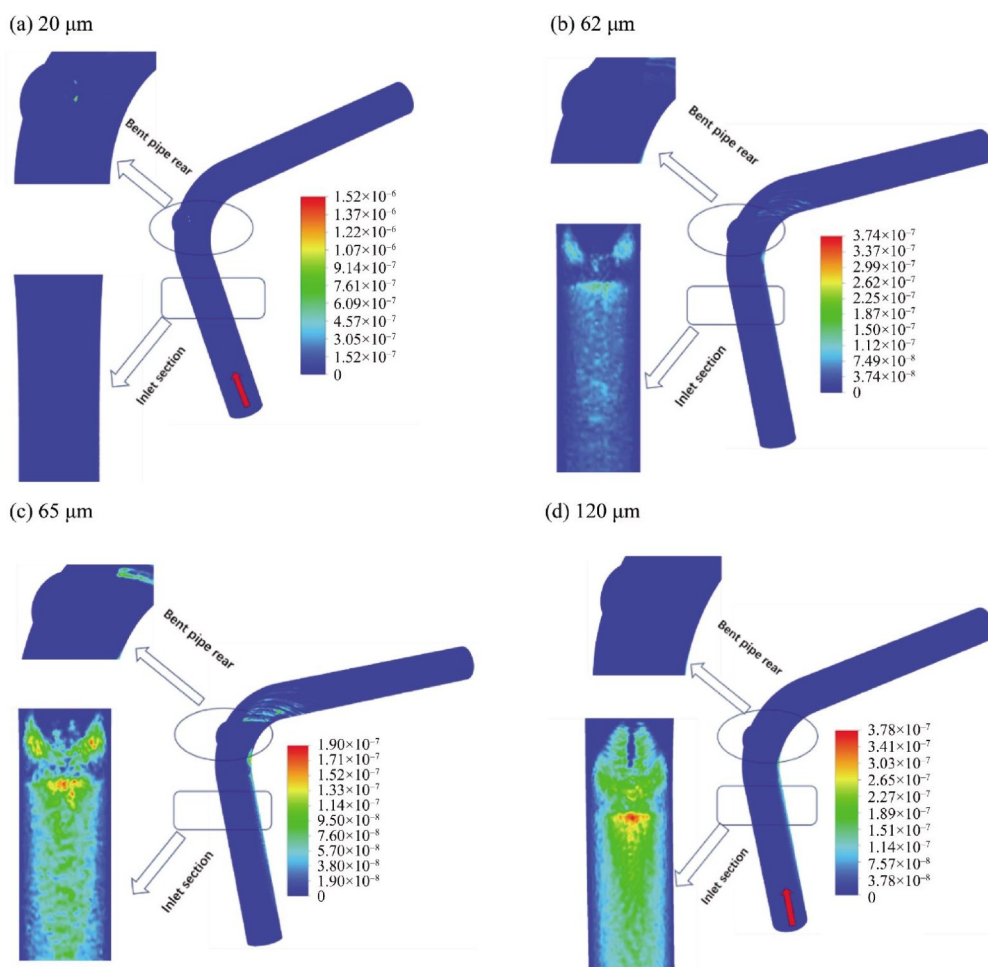


图8 不同粒径下含凹坑的弯管侵蚀速率云图(单位: $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$)

Fig. 8 Erosion nephogram of L-bend with defect under different particle sizes (unit: $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$)

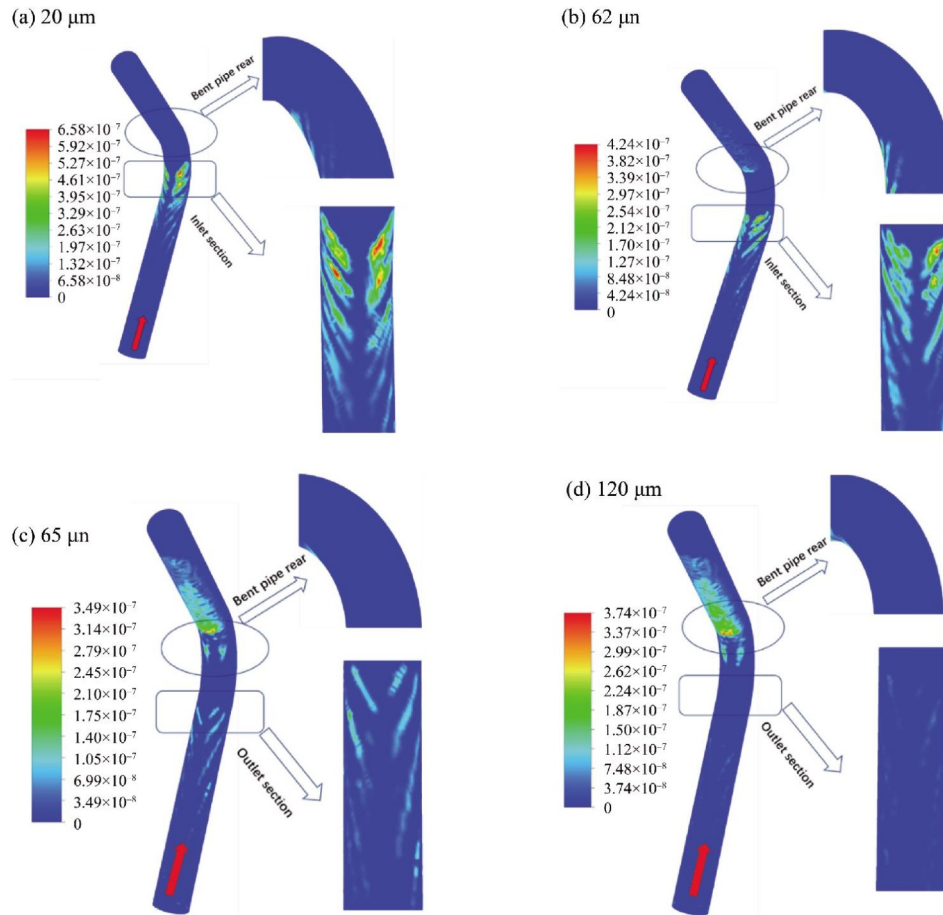


图9 不同粒径下完整弯管侵蚀速率云图(单位:kg·m⁻²·s⁻¹)

Fig. 9 Erosion nephogram of L-bend under different particle sizes (unit:kg·m⁻²·s⁻¹)

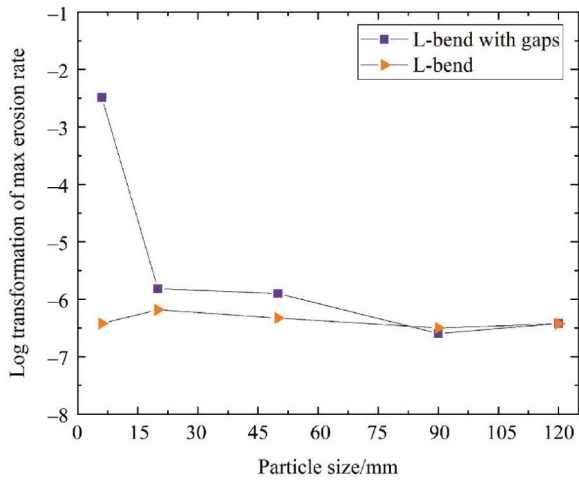


图10 不同颗粒尺寸下的侵蚀速率(对数变换后)

Fig. 10 Erosion rates under different particle sizes

图9中,在完整管道中,当颗粒粒径较小时,冲蚀主要集中在入口直管段内侧;当颗粒粒径较大时,冲蚀主要集中在出口直管段内侧,冲蚀区域呈扩大趋势。主要原因是在无凹坑影响下,颗粒粒径较小时,颗粒的沉积主要受到流体影响,

在入口直管段的流速较低,颗粒容易被流体携带并冲蚀沉积在管壁;当颗粒粒径较大时,由于惯性作用主导,颗粒更容易沉积在流体运动的相对静止区域。

冲蚀面积扩大主要因为颗粒尺寸的增大导致颗粒与壁面之间的接触面积增大,进而引起管道表面的侵蚀区域扩大。其次较大的粒子在液态LBE中表现出较低的相对速度,较低的相对速度意味着颗粒与管壁之间的冲击能量降低,从而导致最大侵蚀速率降低。这表明,虽然较大的颗粒不会单独造成严重的破坏,但它们较高的质量仍然导致侵蚀面积的总体增加。

3.3 弯曲角度对冲蚀的影响

研究不同弯曲角度的含缺陷弯管冲蚀,其中弯曲角度分别为90°、120°、150°和160°。LBE速度设置为1.6 m/s,颗粒直径为10 μm,颗粒流速为1 m/s。从图11~13可以看出,随着弯曲角度的增大,管道的最大侵蚀速率减小,最大冲蚀区域逐渐由凹坑处向出口直管段内侧转移。

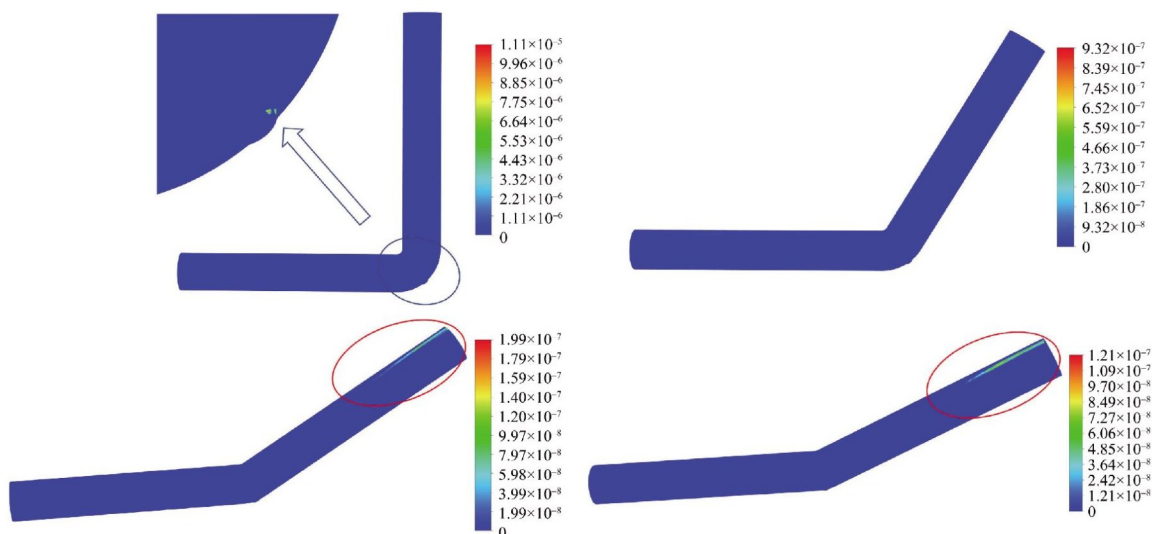


图 11 不同弯曲角度下的侵蚀云图(单位: $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$)

Fig. 11 Erosion nephogram under different bend angles (unit: $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$)

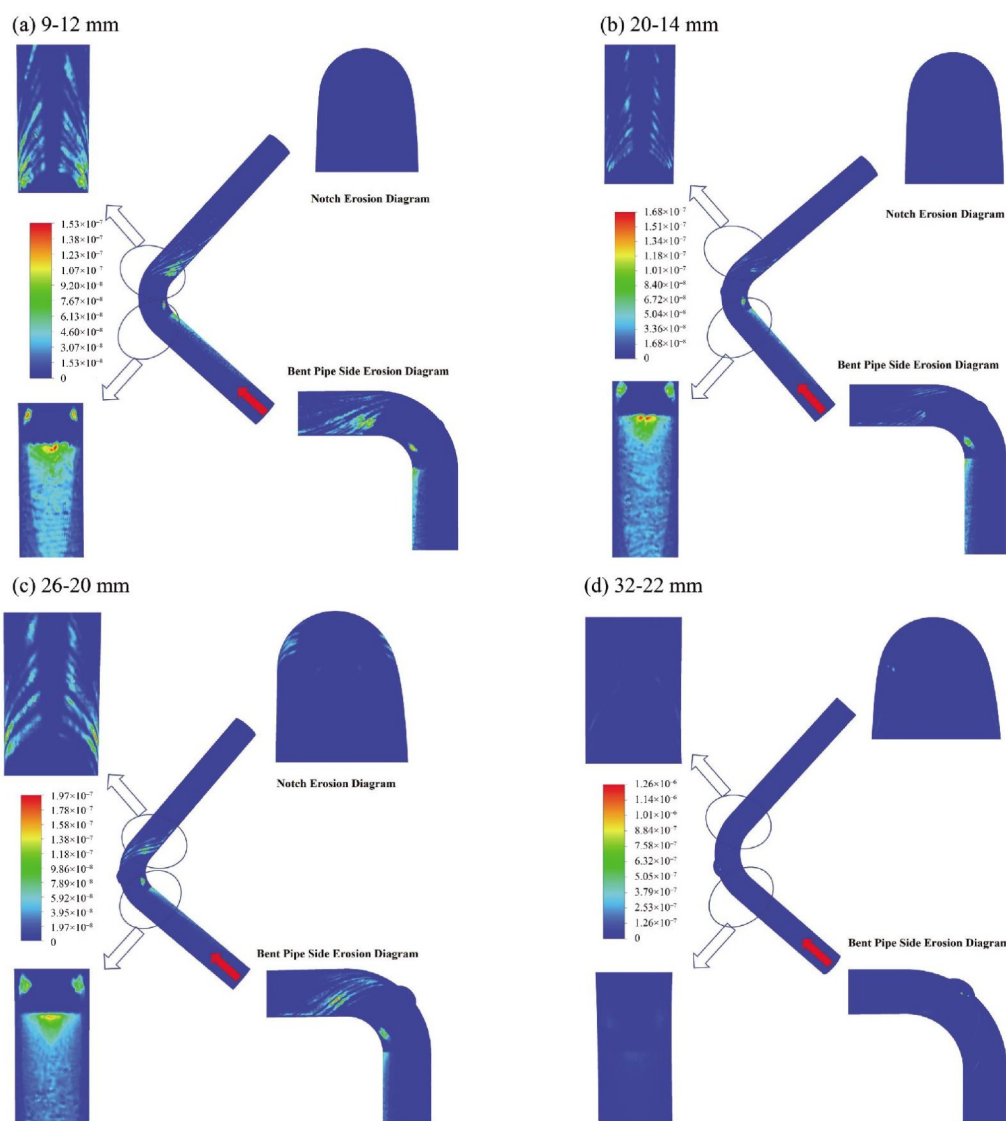


图 12 弯管冲蚀速率随凹坑尺寸变化云图(单位: $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$)

Fig. 12 The contour of the erosion rate in L-bend under different gap sizes (unit: $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$)

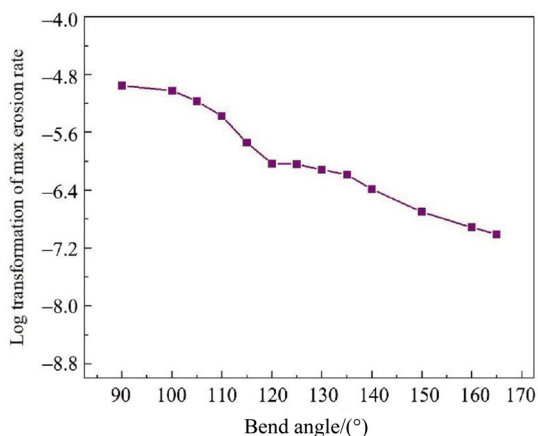


图 13 弯曲角度与最大侵蚀速率(对数变换后)的关系
Fig. 13 The maximum erosion rate under different bend angles

3.4 凹坑尺寸对冲蚀的影响

选取 12 - 9、20 - 14、26 - 20 和 32 - 22 mm 四种椭球凹坑尺寸, 在液态 LBE 合金温度为 623 K, 颗粒粒径 $D = 50 \mu\text{m}$, LBE 流速设为 1.6 m/s 的工况下开展计算。从图 12 可以看出, 随

着凹坑的增大, 弯管内整体侵蚀面积呈减小趋势。当间隙尺寸为 9 - 12 mm 时, 冲蚀区域集中在出入口直管段内侧, 弯头段没有明显的冲蚀现象; 当间隙尺寸增大到 20 - 14 mm 时, 凹坑处受到冲蚀程度增大, 弯管内的侵蚀区域由出口直管段内侧转移到进口直管段内侧。

对于较大的凹坑, 如 26 - 20 mm, 最大冲蚀速率相较于小凹坑继续增大, 弯管内进口直管段内侧的冲蚀面积进一步扩大。间隙位置的冲蚀更加明显, 出口直管段内侧的冲蚀面积明显增大。当间隙尺寸扩大到 32 - 22 mm 时, 弯管内最大冲蚀速率增加了一个数量级, 冲蚀区域集中在间隙位置。此外, 弯管直管段内侧的侵蚀速率显著降低, 与较小的间隙尺寸相比, 总体侵蚀面积大幅减少。

图 14 为四种不同缺口尺寸的湍流强度云图。湍流强度位置与冲蚀分布密切相关。湍流强度越高的位置, 相应的冲蚀速率也越高。在缺口尺寸为 32 - 22 mm 时, 最大湍流强度集中在缺口位置,

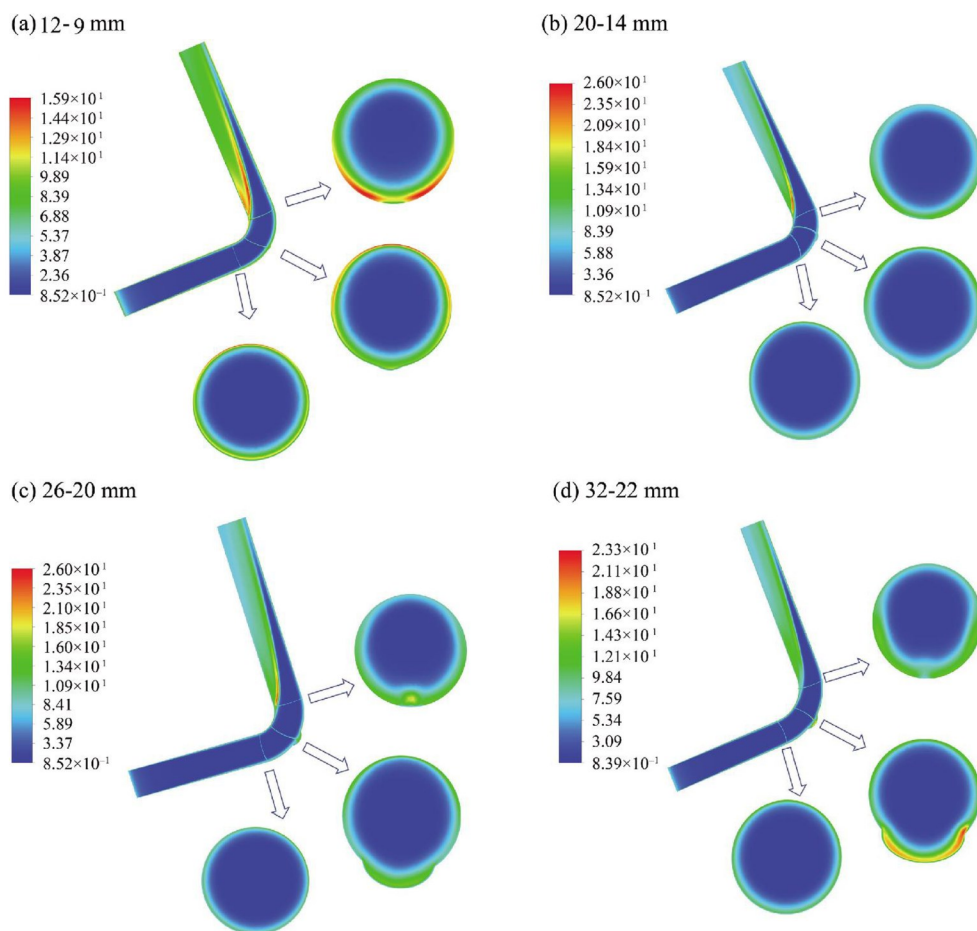


图 14 不同尺寸缺口下弯管湍流强度云图(单位:%)

Fig. 14 Turbulence intensity at the different gap sizes inside the L-bend (unit:%)

此时缺口处的冲蚀速率最高。

4 结 论

本文基于 CFD-DPM 模拟, 采用欧拉-拉格朗日耦合方法研究含颗粒液态铅铋流对凹坑弯管的冲蚀计算。主要结论如下:

(1) 在不同的 LBE 流速条件下, 冲蚀主要发生在完整管道出入口直管段; 当管道形成凹坑时, 冲蚀主要集中在缺陷部位, 并且缺陷的存在显著

加剧了冲蚀。

(2) 对于不同粒径颗粒, 冲蚀主要出现在完整弯管弯后直管段内壁。在含凹坑的弯管中, 较大的颗粒尺寸导致侵蚀面积扩大, 最大侵蚀速率降低。

(3) 缺陷大小对冲蚀速率有显著影响。随着缺陷尺寸的增大, 冲蚀面积减小, 最大冲蚀区域向凹坑靠近。

参考文献:

- 陈茜, 鲍崇高, 2005. 液/固两相流充蚀磨损机理及材料应用现状[J]. 铸造技术, 26(6):548-550.
- 杜晓超, 刘帅, 刘鹏, 等, 2021. 基于 DPM 模型的铅铋合金中颗粒物对管道充蚀的数值模拟研究[J]. 核力工程, 42(1):48-53.
- 李明杨, 姜志忠, 陈刘利, 等, 2018. T91 和 316L 钢在氧控铅铋中 600 小时后腐蚀产物分析[J]. 核科学与工程, 38(5):784-789.
- 赵云淦, 2023. PbO 陶瓷在铅铋合金中充蚀作用的数值模拟及实验研究[J]. 当代化工研究, 10:18-20.
- BARBIN N, TEREENTIEV D, ALEXEEV S, et al, 2016. Thermodynamic modelling of liquid-vapour equilibrium and thermophysical properties of molten Pb-Bi systems [J]. Phys Chem Liq, 55(1):100-110.
- CARLOS A R D, FRANCISCO J D S, VINICIUS F D S, et al, 2015. Vinicius Fagundes dos Santos, numerical investigation of mass loading effects on elbow erosion [J]. Powder Technol, 283: 593-606.
- GRANT G, TABAKOFF W, 1975. Erosion prediction in turbomachinery resulting from environmental solid particles[J]. J Aircr, 12(5):471-478.
- GUAN F, MENG L D, WEI G M, et al, 2014. An experimental study of mechanical behavior of coiled tubing in pipelines[J]. Appl Ocean Res, 44:13-19.
- HAIDER A, LEVENSPIEL O, 1989. Drag coefficient and terminal velocity of spherical and nonspherical particles [J]. Powder Technol, 58(1):63-70.
- LIU Z, LI G, 2023. Numerical simulation of centrifugal pump impeller erosion caused by particles in lead-bismuth alloy [J]. Int J Mod Phys B, 37(23):2350225.
- OKA Y I, OKAMURA K, YOSHIDA T, et al, 2005a. Practical estimation of erosion damage caused by solid particle impact, Part 1: Effects of impact parameters on a predictive equation[J]. Wear, 259:95-101.
- OKA Y I, YOSHIDA T, 2005b. Practical estimation of erosion damage caused by solid particle impact, Part 2: Mechanical properties of materials directly associated with erosion damage[J]. Wear, 259:102-109.
- PENG W S, CAO X W, 2016. Numerical simulation of solid particle erosion in pipe bends for liquid-solid flow [J]. Powder Technol, 294: 266-279.
- WANG S, SHI J, HAN X, et al, 2022. Effect of pipe orientation on erosion of π -shaped pipelines[J]. Powder Technol, 408: 117769.
- XU L, ZHANG Q, ZHENG J Y, et al, 2016. Numerical prediction of erosion in elbow based on CFD-DEM simulation[J]. Powder Technol, 302: 236-246.
- ZHANG J, LI N, 2003. Parametric study of a corrosion model applied to lead-bismuth flow systems [J]. J Nucl mater, 321(2/3): 184-191.
- ZHOU H, ZHANG Y, BAI Y, et al, 2021. Study on reducing elbow erosion with swirling flow [J]. Colloids Surf A Physicochem Eng Aspects, 630:127537.

(责任编辑 王海蓉)