

基于计算流体力学-离散单元法的 U 形管冲蚀磨损数值模拟研究^①

梁景银^{②*} 许磊^{③*} 陈文飞^{**} 包士毅^{*}

(* 浙江工业大学化工过程机械研究所 杭州 310032)

(** 宁波市特种设备检验研究院 宁波 315048)

摘要 采用计算流体力学-离散单元法(CFD-DEM)和切向撞击能模型(SIEM)来研究气固两相流中高速煤粉颗粒冲击导致的 U 形弯管冲蚀磨损问题。分析了颗粒粒径、气体流速、固体颗粒形状对其冲蚀磨损特性的影响,并验证粗粒化模型应用于此磨损过程的准确性。结果表明,U 形弯头的冲蚀磨损位置主要有 3 处;磨损率随粒径的增大呈现整体减小的趋势;U 形管拱背磨损率随气速的增加而增大,且前 2 处磨损率峰值位置随气速的增加向入口方向偏移;长椭圆对 U 形管造成的磨损最严重,扁椭圆次之,球形最轻;粗粒化 CFD-DEM 能够基本准确预测 U 形管冲蚀磨损,且显著降低计算时间。

关键词 气固两相流;计算流体力学-离散单元法(CFD-DEM);U 形管;冲蚀磨损;颗粒形状;粗粒化模型

冲蚀磨损是指含固多相流在设备中流动时对材料表面造成破坏的一类磨损现象^[1],是现代工业过程中造成生产设备失效的重要原因之一。具体来说,高速煤粉会对管道造成较为严重的冲蚀磨损,影响燃煤电厂安全经济的运行。由于 U 形弯头可以有效增加空间的利用率,其被大量应用于燃煤电厂烟道及煤粉输送管道。因此,研究 U 形弯头磨损位置及磨损速率对燃煤电厂安全运行有重要作用。

随着数值方法的发展,计算流体力学-离散单元法(computation fluid dynamics-discrete element method,CFD-DEM)^[2]已被广泛应用于管道冲蚀磨损预测中。Xu 等人^[3]基于 CFD-DEM 研究了不同颗粒浓度、摩擦系数、弹性系数以及恢复系数对 90°弯管的磨损情况,结果表明颗粒浓度对弯管磨损最严重,浓度的增大导致水平管道出现狭长磨损区。Zeng 等人^[4]研究了 4 种多面体颗粒对 90°弯管的冲蚀情况,得出球形度较小的颗粒流对弯管的磨损速率主要由冲击速度和冲击角度决定。Zhou 等人^[5]采用

CFD-DEM 方法,结合多面体模型和扫描的真实煤粉颗粒形状完成建模,并且计算球形度来表征它们的形态。目前,学者们对 90°弯管的冲蚀磨损研究较多,而针对颗粒形状对 U 形管冲蚀磨损影响的研究几乎没有。

由于管道中煤粉颗粒数量巨大,采用颗粒层次 CFD-DEM 难以在合理时间内完成计算,而粗粒化方法^[6]可以有效减少计算时间。到目前为止,该模型已被应用于计算多种颗粒体系,包括气力输送管^[6]、流化床^[7]、喷动床^[8]、重质旋风分离器^[9]中的气固流和双螺杆锥形混合器中的颗粒流^[10]等。而将粗粒化模型应用于 U 形管冲蚀磨损预测的研究尚未发现。

本文将采用 CFD-DEM 方法和切向撞击能模型^[11](shear impact energy model,SIEM)来研究气固两相流中不同粒径、不同形状的颗粒、不同气速下对 U 形弯头的冲蚀磨损,并尝试将粗粒化方法应用于 U 型弯头冲蚀磨损预测。

① 国家自然科学基金(52075489),浙江省公益技术研究计划(LGG20E050017)和浙江省市场监督管理局科研项目(20200121)资助项目。

② 男,1997 年生,硕士生;研究方向:管道磨损数值模拟;E-mail: lly1836175509@163.com。

③ 通信作者,E-mail: xulei@zjut.edu.cn。

(收稿日期:2022-11-16)

1 数学模型

1.1 连续相方程

一般认为颗粒体积分数小于 10% 时,可采用单向耦合 CFD-DEM 以平衡计算量和准确性。其中,CFD 基于压力求解器计算流体运动,气体控制方程用 SIMPLEC 求解,对流相使用二阶迎风格式离散。DEM 是在时域上显式求解,追踪每个颗粒的运动。为了获得流场数据,控制方程如下:

连续性方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_f) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho_f u_j) = 0 \quad (1)$$

动量守恒方程为

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho_f u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho_f u_i u_j) = \\ - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_{\text{eff}} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] + \rho_f g \end{aligned} \quad (2)$$

其中, ρ_f 为流体密度, u 为流体速度, p 是流体的压力, g 是重力, μ_{eff} 为流体有效黏度。

1.2 离散相方程

用牛顿第二定律描述颗粒的运动规律,假设颗粒在运动过程中有平动和转动 2 种运动方式。计算方程如下:

$$m \frac{dv}{dt} = mg + \sum F_c + F_d + F_{\text{IM}} + F_{\text{IS}} + F_b \quad (3)$$

$$I \frac{d\omega}{dt} = \sum T_c + T_f \quad (4)$$

式中, m 为颗粒质量, dv/dt 为加速度, F_c 为接触力, F_d 为曳力, F_{IS} 为 Saffman 升力, F_{IM} 为 Magnus 升力, F_b 为浮力, I 为转动惯量, T_c 和 T_f 分别为接触扭矩以及流体相产生的扭矩。采用 Cundall 和 Strack^[12] 提出的线弹性-阻尼模型来计算接触力 F_c :

$$F_c = F_{c,n} + F_{c,t} \quad (5)$$

$$F_{c,n} = -k_n \delta_n - \eta_n v_n \quad (6)$$

$$F_{c,t} = -k_t \delta_t - \eta_t v_t \quad (7)$$

其中, n 为法向分量, t 为切向分量。 k 为弹性系数, δ 为位移, v 为相对速度, η 为阻尼系数。阻尼系数可根据 Ting 和 Corkum^[13] 提出的方程得到,当接触力 2 个分量满足式(8)时,则接触力切向分量按照式(9)求解。

$$|F_{c,t}| > f_s |F_{c,n}| \quad (8)$$

$$F_{c,t} = -\frac{f_s |F_{c,n}| \delta_t}{|\delta_t|} \quad (9)$$

其中, f_s 为滑动摩擦系数。

由于非球形颗粒在运动中存在各向异性,引入局部坐标系来获得非球形的转动惯量 I , 但接触扭矩 T_c 仍按全局坐标系计算求解,具体如式(10)所示。

$$T_c = L \times (F_{c,n} + F_{c,t}) \quad (10)$$

式中, L 为从颗粒中心到接触点的矢量。

颗粒所受曳力使用 Di Felice^[14] 模型计算,表达式如下:

$$F_d = \frac{1}{2} \rho_f C_D \frac{\pi d_p^2}{4} \alpha_f^2 |v_f - v_p| (v_f - v_p) \alpha_f^{1-\gamma} \quad (11)$$

$$\gamma = 3.7 - 0.65 \exp \left[-\frac{(1.5 - \log_{10}(\text{Re}_{p,\alpha}))^2}{2} \right] \quad (12)$$

其中, $\text{Re}_{p,\alpha} = \frac{\rho_f d_p \alpha_f |v_f - v_p|}{\mu_f}$ 是颗粒雷诺数, μ_f 为流体黏度, α_f 为流体体积分数, d_p 为颗粒直径, v_f 为气体速度, v_p 为颗粒速度。球形颗粒的阻力系数 C_D ^[14] 计算如式(13)所示。

$$C_D = \begin{cases} \frac{24}{\text{Re}_{p,\alpha}} & \text{Re}_{p,\alpha} \leq 1 \\ \left(0.63 + \frac{4.8}{\text{Re}_{p,\alpha}^{0.5}} \right)^2 & \text{Re}_{p,\alpha} > 1 \end{cases} \quad (13)$$

对于非球形颗粒,阻力系数 C_D 由 Hölzer/Sommerfeld 模型^[15] 给出:

$$\begin{aligned} C_D = \frac{8}{\text{Re}_{p,\alpha}} \frac{1}{\sqrt{\varphi_\perp}} + \frac{16}{\text{Re}_{p,\alpha}} \frac{1}{\sqrt{\varphi}} \\ + \frac{3}{\sqrt{\text{Re}_{p,\alpha}}} \frac{1}{\varphi^{3/4}} + 0.42 \times 10^{0.4(-\log \varphi)^{0.2}} \frac{1}{\varphi_\perp} \end{aligned} \quad (14)$$

其中,规则球形度 φ 是体积等效球的表面积与实际粒子表面积之间的比值。通过体积等效球的截面面积除以实际颗粒垂直于流动的投影截面面积,得到横向球形度 φ_\perp 。

在管道中,如果颗粒的线速度大于流体的线速度,则 Saffman^[16] 升力会推动颗粒向着管壁运动,否

这就推动颗粒向着管心运动。表达式如下:

$$F_{IS} = 1.165d_p^2 \sqrt{\frac{\rho_f \mu_f}{|\omega_f|}} C_{IS} [(v_f - v_p) \times \omega_f] \quad (15)$$

$$\omega_f = \nabla \times v_f \quad (16)$$

$$C_{IS} = \begin{cases} (1 - 0.3314\sqrt{\beta})e^{-\frac{Re_p}{10}} + 0.3314\sqrt{\beta} & Re_p \leq 40 \\ 0.0524(\beta Re_p)^{\frac{1}{2}} & Re_p > 40 \end{cases} \quad (17)$$

$$Re_p = \frac{\rho_f d_p |v_f - v_p|}{\mu_f} \quad (18)$$

$$\beta = \frac{d_p |\omega_f|}{2 |v_f - v_p|} \quad (19)$$

其中, ω_f 为流体角速度; C_{IS} 为升力系数, 可根据 Mei^[17] 的研究成果得到; Re_p 为颗粒雷诺数。

颗粒在流体中运动, 由于各方向受力不均而发生旋转。使颗粒发生旋转的力即 Magnus 升力, 计算式如下:

$$F_{IM} = \frac{\pi}{8} \rho_f d_p^3 \frac{Re_p}{Re_r} C_{IM} [\omega \times (v_f - v_p)] \quad (20)$$

$$C_{IM} = 0.45 + \left(\frac{Re_r}{Re_p} - 0.45 \right) e^{-0.05684Re_r^{0.4} Re_p^{0.3}} \quad (21)$$

$$Re_r = \frac{\rho_f d_p^2 |\omega|}{\mu_f} \quad (22)$$

$$\omega = 0.5 \nabla \times v_f - \omega_p \quad (23)$$

式中, Re_p 为 Magnus 升力作用下的雷诺数, Re_r 为颗粒旋转的雷诺数, ω_p 为颗粒角速度, C_{IM} 为升力系数, 可根据 Oesterlé 和 Dinh^[18] 的研究成果得到。

浮力计算公式为

$$F_b = -V_p \rho_f g \quad (24)$$

式中, V_p 为单个颗粒的体积。

根据 Rubinow 和 Keller^[19], 旋转颗粒产生的扭矩可以写成如下形式。

$$T_f = \frac{\rho_f}{2} \left(\frac{d_p}{2} \right)^5 C_R |\omega_r| \omega_r \quad (25)$$

$$C_R = \begin{cases} \frac{64\pi}{Re_r} & Re_r \leq 32 \\ \frac{12.9}{Re_r^{1/2}} + \frac{128.4}{Re_r} & 32 < Re_r < 100 \end{cases} \quad (26)$$

其中, C_R 为旋转扭矩系数, 可以从 Rubinow 和 Keller^[19] 及 Dennis 等人^[20] 的直接数值模拟中获得。粒子旋转的雷诺数可以使用方程式(22)计算。

1.3 磨损模型

本文算例中弯管的磨损情况将采用 SIEM 模型^[11]来计算, 表达式如下:

$$W = \frac{E_{shear}}{4.0p} \quad (27)$$

$$E_{shear} = - \int_{t_0}^{t_1} F_{c,t} \cdot v_t dt \quad (28)$$

$$F_{c,t} \cdot v_t < 0 \text{ 且 } F_{c,t} \cdot v < 0$$

式中, W 为材料被碰撞后所损失的体积, E_{shear} 为颗粒碰撞壁面后损失的切向动能, p 为壁面塑性流动压力, t_0 为碰撞开始时间, t_1 为接触持续时间, $F_{c,t}$ 为颗粒与壁面接触时对壁面的切向力, v_t 为切向速度。仅当 $F_{c,t} \cdot v_t < 0$ 和 $F_{c,t} \cdot v < 0$ 时可以累计剪切冲击能。冲蚀磨损将通过每次撞击去除的材料表面体积和来计算。

1.4 超椭球模型

在模拟计算的过程中, 往往球形颗粒已经不能满足实际要求。所以需要添加一些不规则的非球形的颗粒来更接近实际情况。

Barr^[21] 提出的超椭球方程如下:

$$f(x, y, z) = \left(\left| \frac{x}{a} \right|^{s_2} + \left| \frac{y}{b} \right|^{s_2} \right)^{\frac{s_1}{s_2}} + \left| \frac{z}{c} \right|^{s_1} - 1 = 0 \quad (29)$$

式中, s_1 和 s_2 为颗粒形状系数, a, b, c 为颗粒沿轴线方向的半轴长。

1.5 粗粒化模型

在粗粒化模型^[22]中, 使用一个粗颗粒来代替 α^3 个原始颗粒。粗粒比 α 表示的是粗颗粒直径与原始颗粒直径的比值。假设粗粒化的能量耗散率与原始颗粒相同, 则碰撞时的耗散能量为

$$\begin{cases} E_{dis} = - \int_0^{\Delta t} \eta_n v_n^2 dt - \int_0^{\Delta t} \eta_n v_t^2 dt & |F_{c,t}| \leq f_s |F_{c,n}| \\ E_{dis} = - \int_0^{\Delta t} \eta_n v_n^2 dt - \int_0^{\Delta t} (f_s |F_{c,n}| \delta_i / |\delta_i|) \cdot v_t dt & |F_{c,t}| > f_s |F_{c,n}| \end{cases} \quad (30)$$

其中, Δt 表示自然振荡周期。当 $|F_{c,t}| \leq f_s |F_{c,n}|$

时,认为粒子速度在原始粒子和粗粒化粒子之间是均匀的,从而导致二者之间的能量耗散率一致。当 $|F_{c,t}| > f_s |F_{c,n}|$ 时,应校正滑动摩擦 f_s , 以保持系统之间能量耗散率的一致性,即 $f_s^* = f_s / \sqrt{\alpha}$, 其中 f_s^* 表示校正后的滑动摩擦^[23]。根据总能量守恒理论,作用在粗粒化粒子上的阻力是原始粒子的 α^3 倍,即 $F_{d_{cc}} = \alpha^3 F_{d_0}$ 。因此,上面阻力的相关性无法正确计算作用在粗粒化粒子上的阻力。则修正后颗粒的阻力系数和雷诺数为

$$Re_{p,\alpha}^* = Re_{p,\alpha} / \alpha = \frac{\rho_f d_p \varepsilon |v_f - v_p|}{\alpha \mu} \quad (31)$$

$$C_D^* = \begin{cases} \frac{24\alpha}{Re_{p,\alpha}^*} & Re_{p,\alpha}^* \leq 1 \\ \alpha \left[0.63 + \frac{4.8}{(Re_{p,\alpha}^*)^{0.5}} \right] & Re_{p,\alpha}^* > 1 \end{cases} \quad (32)$$

修正后颗粒的升力系数为

$$Re_p^* = Re_p / \alpha = \frac{\rho_f d_p |v_f - v_p|}{\alpha \mu_f} \quad (33)$$

$$C_{is}^* = \begin{cases} \alpha \cdot \left[(1 - 0.3314 \sqrt{\beta}) \cdot e^{-\frac{Re_p^*}{10}} + 0.3314 \sqrt{\beta} \right] & Re_p^* \leq 40 \\ 0.0524 \alpha (\beta Re_p^*)^{\frac{1}{2}} & Re_p^* > 40 \end{cases} \quad (34)$$

2 数值模拟

2.1 模型验证

由于 U 形管实验数据较少,本文将模拟结果与已有 90° 弯管实验结果^[24] 进行对比,验证文中使用磨损模型的准确性。实验中使用的是直径为 25.4 mm、弯曲半径为 38.1 mm 的 90° 弯管。为了使流体在到达弯管时达到一个稳定的状态,入口前增加一段 1.2 m 的直管,出口连接 0.1 m 的直管。质量流量为 $0.000208 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$, 粒径为 $150 \mu\text{m}$, 密度为 $2650 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ 的砂粒均匀地随气速为 $45.74 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 的空气竖直向上流入直管。在 Fluent 中使用 RNG k- ε 湍流模型,并使用 SIMPLEC 求解气体控制方程,入口为 velocity-inlet 边界条件,出口为 pressure-outlet 边界条件。壁面设置为无滑移壁面边界条件。

磨损模型验证曲线见图 1。从图中可以看出,模拟结果和实验结果曲线吻合性较好,可以证明本文所使用磨损模型的准确性,此模型可用于以下模拟中。

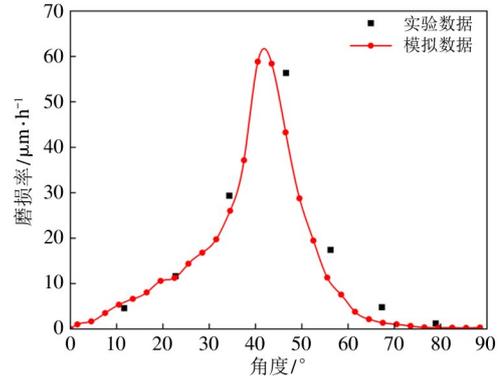


图 1 磨损模型验证曲线

2.2 模型参数及边界条件

模拟中使用的几何模型如图 2 所示,假设 2 段管径为 41 mm、管长为 20D 的直管与 U 形弯管无缝相连。弯管的入口设置参考角度为 0°, 出口为 180°。使用的网格如图 3 所示,管道边界层最小尺寸为 0.0001 m,增长率为 2。模拟中使用空气作为连续相,砂粒作为离散相从横管入口均匀流入,并给定一

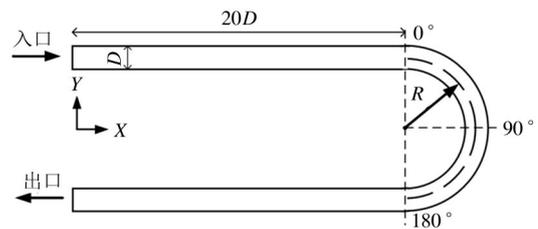


图 2 几何模型示意图

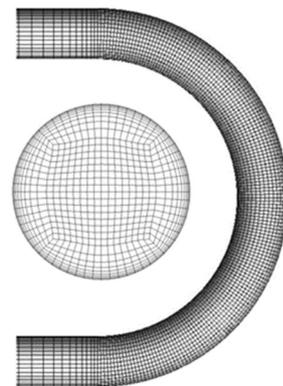


图 3 网格示意图

个初速度与脉动速度。管道入口定义为速度入口,出口定义压力出口边界条件。首先对连续相进行稳态求解,流场达到稳定收敛后,再加入固体颗粒。所有残差的收敛标准设置为 0.000 001。模拟中所使用的具体参数和材料属性如表 1 所示。

表 1 模拟中使用的参数

参数名称		数值
管道参数	管材	铝
	密度/ $\text{kg} \cdot \text{s}^{-3}$	2 700
	管径/mm	41
	弯径比 R/D	1.5;2.5;3.25
	流体性质	
密度/ $\text{kg} \cdot \text{s}^{-3}$	1.225	
黏度/ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$	0.000 017 894	
气速/ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$	15.24;30.48;45.72	
颗粒性质	颗粒密度/ $\text{kg} \cdot \text{s}^{-3}$	2 650
	颗粒质量流量/ $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$	0.000 208
	颗粒粒径/ μm	60;100;150;200;250
	法向弹性系数/ $\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$	2 100
	切向弹性系数/ $\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$	600
	初速度/ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$	2.5
	脉动速度/ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$	1.6
	恢复系数	0.8

流体与颗粒之间使用单向耦合计算。先使固体颗粒充满管道(有颗粒从出口流出),计算时间为 1 s,再计算磨损,设置磨损时间为 10 s。

2.3 网格无关性验证

为了提高模拟结果数据的准确性,减少模拟误差对模拟结果的影响,网格无关性的验证是模拟仿真中不可缺少的一部分。其目的在于尽可能地减少网格的数量、大小等对模拟结果的影响。尽可能地使用少量的网格数达到所要求精度,从而减少计算时间。由于本文主要研究的是 U 形弯管的冲蚀磨损情况,则通过比较 U 形管拱背磨损率来确定网格的无关性。如图 4 所示,经 5 组不同网格数量的结果对比发现,在网格数达到 48 600 时磨损率曲线基本达到稳定。为了减少模拟的计算时间成本,本文将使用此数量的网格计算。

3 结果分析与讨论

3.1 流场分析

图 5 为气速 $30.48 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 、弯径比 3.25 时的 U

形管截面速度云图和压力云图。在流体进入弯管前,速度均匀分布。进入弯管时,贴近外壁面的气速低于内壁面,压力高于内壁面。流经弯管时,由于壁

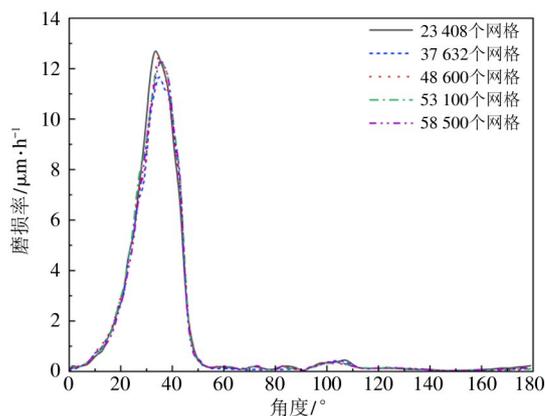
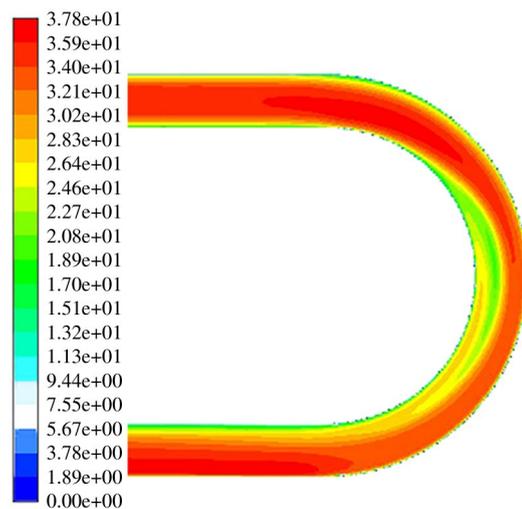
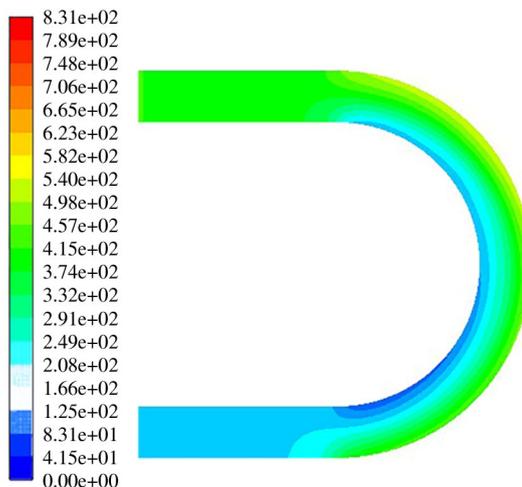


图 4 网格无关性验证数据对比图



(a) 速度云图/ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$



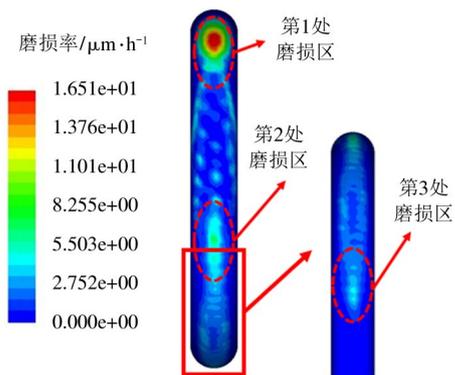
(b) 压力云图/Pa

图 5 速度云图和压力云图

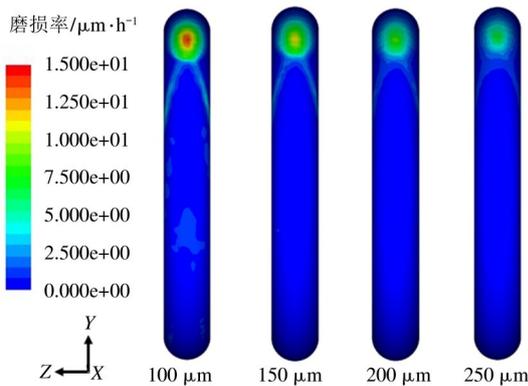
面的约束,迫使流体在离心力的作用下改变流向。因为惯性作用,流体冲击外壁面,内壁面附近出现低速区。靠近外壁面的流体速度明显高于内壁面,外壁面的压力同时高于内壁面。随着弯管角度的增加,内壁面附近压力略有降低,速度逐渐增加。其原因是随着气体的流动,弯管内外壁压差增加,流体受到一个朝向出口的加速度,致使流速增加。在出口直管段,流体没有弯管的约束,流体速度和压力逐渐恢复均匀。

3.2 粒径对冲蚀磨损的影响

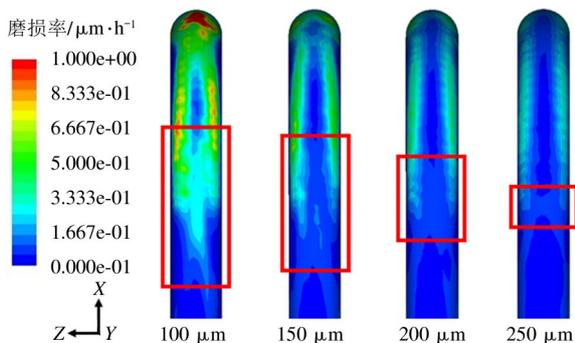
图6(a)是粒径为60 μm的U形管拱背磨损率



(a) 粒径为 60 μm 的 U 形管磨损率云图



(b) 粒径为 100、150、200、250 μm 的 U 形管拱背磨损率云图

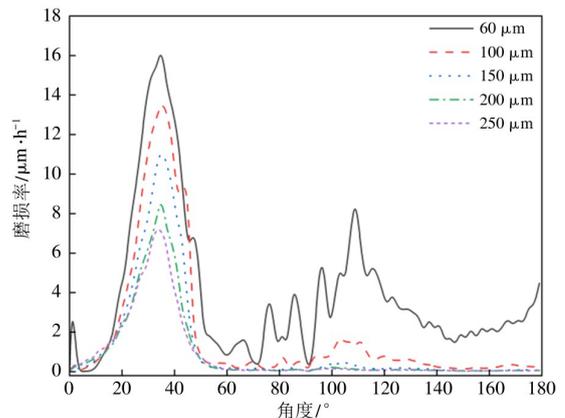


(c) 粒径为 100、150、200、250 μm 的 U 形管出口部分壁面磨损率云图

图 6 U 形管外壁面磨损率云图

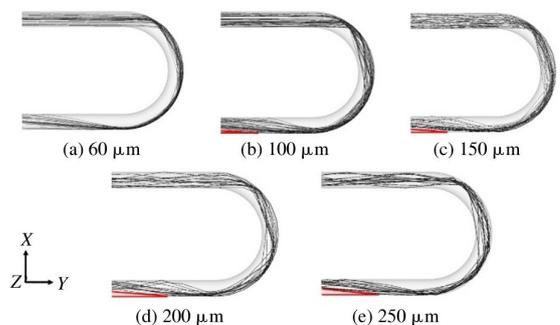
云图。从图中可以看出,弯头有 3 处严重磨损位置,分别位于 U 形管入口附近、弯管中部和出口附近。第 1 处是颗粒水平冲击壁面形成。第 2 处磨损区与第 3 处磨损区是颗粒第 1 次与壁面碰撞后反弹,又多次与壁面碰撞造成。由于颗粒与壁面每次碰撞都会造成速度及能量的损失,因此,第 1 处磨损区磨损情况最严重,第 2 处其次,第 3 处最轻。

从图 6、7 中可以看出,随着颗粒粒径的增大,拱背所受磨损情况呈整体减弱趋势。可能的原因有 2 个:在相同质量流量下,随着粒径的减小,颗粒数量增多,使颗粒与壁面碰撞频率增加;粒径的增大使单个颗粒动能增大,但增大比例与曳力相关,即成平方比例增大,作用小于碰撞频率。而弯头磨损率的变化是这两部分原因叠加形成,导致磨损率随粒径增大而逐渐减小。从图 6(c) 中可以发现,第 3 处磨损区长度和磨损率都随粒径的增大而减小,原因是颗粒在 U 形管出口与壁面碰撞反弹过程中,碰撞的混乱程度随粒径增大而减小,导致壁面接受的切向撞击能量随粒径增大而减小(图 8 中反弹角随粒径的



(流速为 30.48 m·s⁻¹,弯径比 R/D = 3.25)

图 7 不同粒径下 U 形管外壁面冲蚀磨损曲线比较



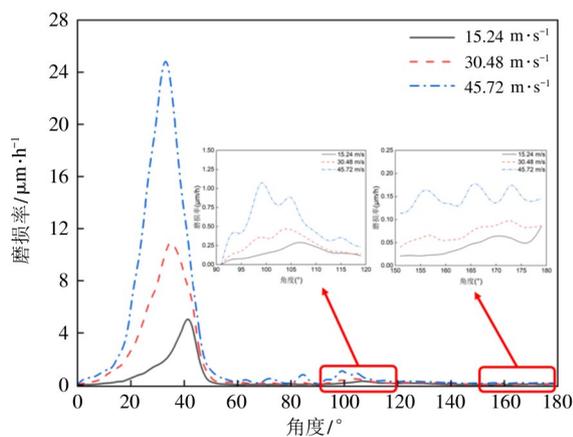
(流速为 30.48 m·s⁻¹,弯径比 R/D = 3.25)

图 8 不同粒径颗粒迹线图

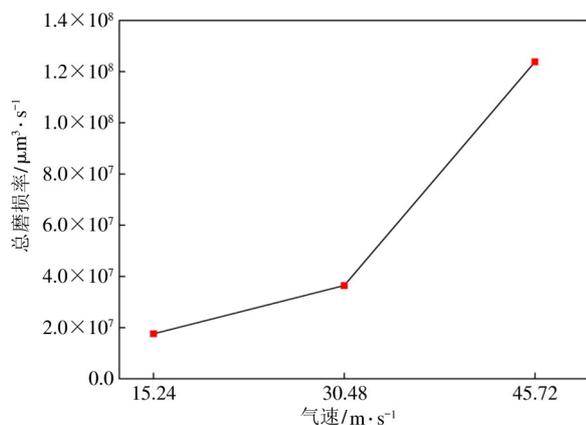
增大而增大同样支持上述分析)。

3.3 气速对冲蚀磨损的影响

图9为不同气速下U形管拱背处的磨损率和总磨损率曲线。从图中可以看出,随着气速的增加,U形管拱背磨损率曲线整体呈现增大趋势,总磨损率也明显增大。磨损率最大值位置略有差别,气速为 $45.72 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时,最大磨损率出现在 33° 处。气速为 $30.48 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时,最大磨损率出现在 35° 处,相比于高气速($45.72 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$)几乎不变。而当气速为 $15.24 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时,最大磨损率位置相比其他2种情况明显后移。同样,在 $90 \sim 120^\circ$ 范围内,第2处磨损区也呈现相同的规律。而第3处磨损区出现在 173° 左右的弯管出口附近。出现上述现象的原因是在相同条件下,随着气速的增加,颗粒与壁面的撞击动能和碰撞频率增大,进而造成更大的磨损,



(a) 不同气速下U形管拱背冲蚀磨损曲线



(b) 不同气速下总磨损率

(流速为 $15.24 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 、 $30.48 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 、 $45.72 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$,
弯管比 $R/D=3.25$,粒径为 $150 \mu\text{m}$)

图9 不同气速下U形管外壁面冲蚀磨损曲线和总磨损率

图10可以支持此观点。随着颗粒速度的增加,其所受到弯管处气流的扰动影响略有降低,因此较高速度情况下的最大磨损率位置更靠近弯管入口。

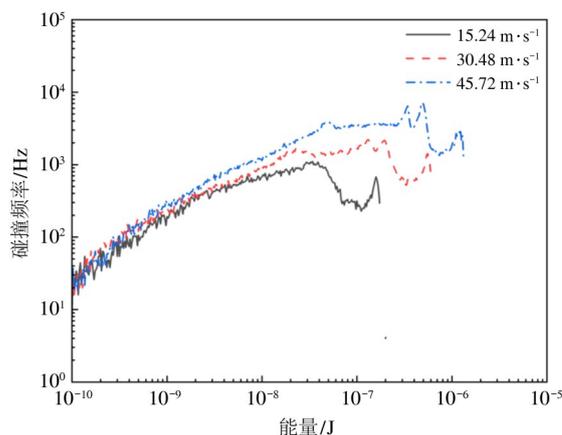
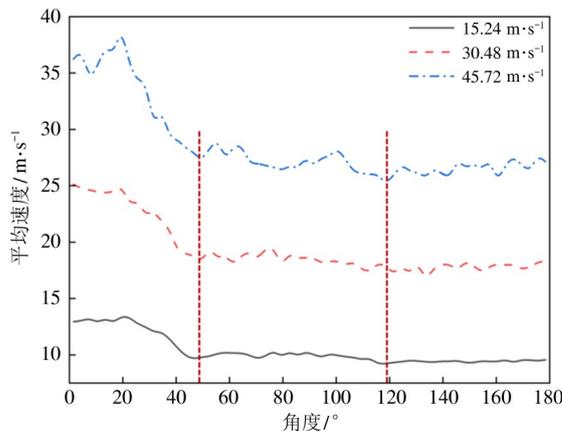


图10 不同气速下作用于壁面的碰撞频谱图

如图11所示,气速的增加提高了颗粒的平均速度。平均速度整体呈现快速下降、略有降低和平稳波动3个阶段。这是因为颗粒与壁面第1次水平碰撞过程中,受壁面约束,速度减小幅度较大。在反弹与滚动过程中,较低速的颗粒与壁面碰撞造成的动能损失较小,由于又受到较高速气流的影响,使得颗粒平均速度变化较小。图中虚线标记的是2处平均速度转折点,大概位置为 50° 和 120° ,这与图9(a)中前2处磨损区的结束位置几乎相同。



(U形管每 3° 范围内颗粒的平均速度)

图11 不同气速下颗粒平均速度

3.4 颗粒形状对冲蚀磨损的影响

图12为本节所研究的3种形状的颗粒,分别为球、扁椭球和长椭球。为了控制变量,则单个不同形状颗粒质量均相同。从图13中可以看出,U形管的

磨损情况呈现长椭球严重、扁椭球其次、球形最轻的规律。在第 1 处磨损区,长椭球对 U 形管的磨损明显高于其他 2 种,而扁椭球略高于球形。根据图 14

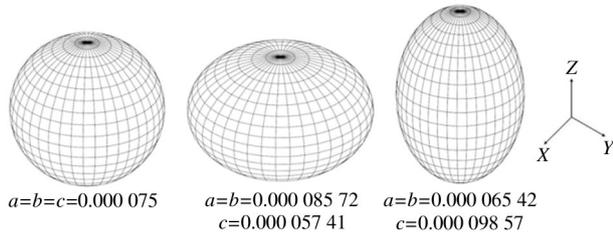


图 12 颗粒形状示意图及尺寸

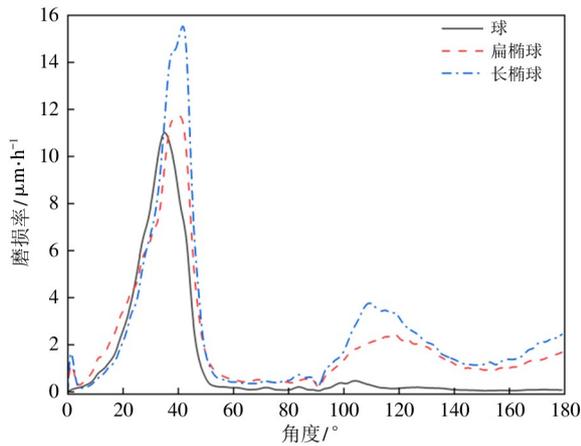
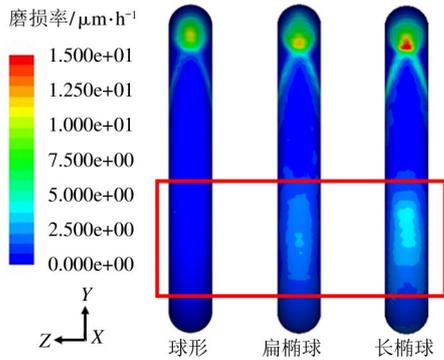
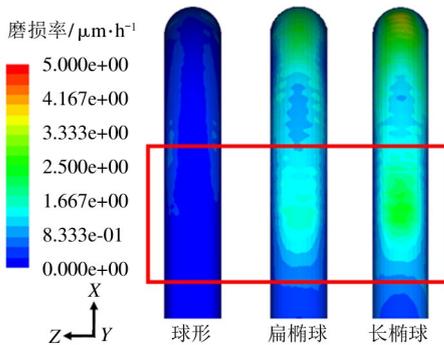


图 13 不同颗粒形状下 U 形管拱背冲蚀磨损曲线



(a) 不同颗粒形状下 U 形管拱背磨损率云图



(b) 不同颗粒形状下 U 形管出口部分壁面磨损率云图

图 14 U 形管外壁面磨损率云图

可以看出,在 90 ~ 180 °范围内的第 2 处磨损区和第 3 处磨损区,扁椭球和长椭球造成的磨损明显高于球形,而长椭球依然最大。出现上述现象的原因为:相比于球形颗粒,椭球形颗粒球形度小,更容易滑动,导致 U 型管冲蚀磨损情况更为严重。图 15 为在 U 形管弯曲部分不同形状颗粒的速度极值图。从图中可以看出长椭球在弯管中的速度损失量大于扁椭球。而速度的损失主要是颗粒与壁面碰撞造成。因此,可以解释长椭球对 U 形管的冲蚀磨损率高于扁椭球的现象。

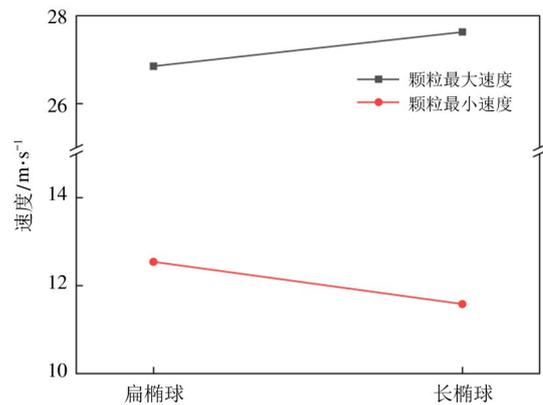
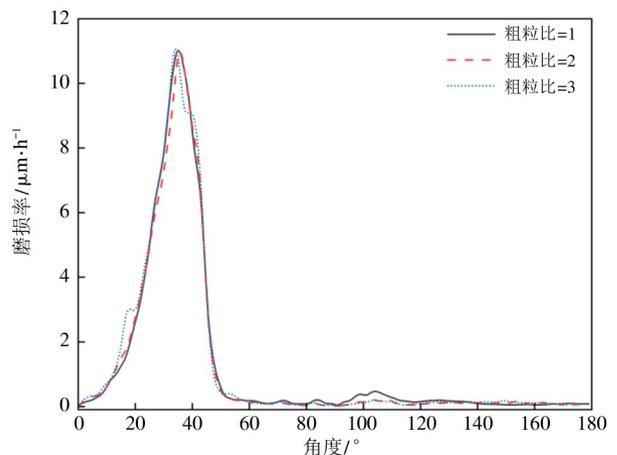


图 15 U 形管内不同形状颗粒速度极值

3.5 粗粒化对 U 形管冲蚀磨损的影响

将粗粒化模型应用于 U 形管冲蚀磨损过程中,以讨论其预测 U 形弯管冲蚀磨损的可能性。图 16 为不同粗粒比下 U 形管拱背冲蚀磨损曲线。从图中可以看出,3 种情况的磨损率曲线几乎吻合。但在第 2 处磨损区,粗粒比为 2 和 3 时的磨损率略低



(粒径为 150 μm,流速为 30.48 m · s⁻¹,弯径比 R/D=3.25)

图 16 不同粗粒比下 U 形管拱背冲蚀磨损曲线

于粗粒比为 1 的情况。可能原因是随着粗粒比的增大,粗粒化之后的颗粒体积增大。在反弹和碰撞过程中,气流脉动对颗粒的运动作用降低,从而导致磨损率偏低。还可能是修正系数的误差导致第 2 处磨损区的磨损率减小。目前看来,当前模型可较为准确预测 U 形管最大磨损率及其位置。

图 17 为每个算例计算 10 s 所消耗的实际时间。从图中可以看出,粗粒化模型可以大幅提高计算效率。虽然本文只研究到粗粒比为 3,但颗粒数已经减少了 3^3 倍,计算时间也显著降低(近 40 倍)。

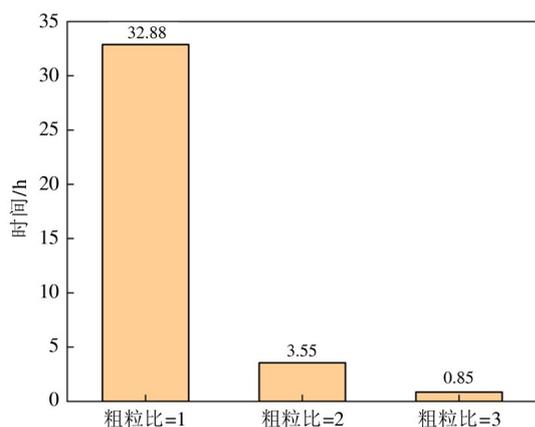


图 17 不同粗粒比下计算所用时间

4 结论

本文基于 CFD-DEM 方法耦合 SIEM 磨损模型研究了气固两相流中不同粒径、风速和颗粒形状对 U 形弯头冲蚀磨损的影响,并尝试将粗粒化方法应用于 U 型弯头冲蚀磨损预测。得到如下结论。

(1) U 形弯头的冲蚀磨损位置主要有 3 处,分别位于入口附近($30 \sim 40^\circ$)、弯管中部($100 \sim 110^\circ$)和出口附近($170 \sim 180^\circ$)。第 1 处磨损区磨损情况最严重,第 2 处其次,第 3 处最轻;在相同质量流量、风速与弯径比的情况下,粒径的增大导致颗粒与壁面的碰撞频率降低,导致拱背所受磨损情况呈整体减弱趋势;U 形管拱背磨损率随风速的增加而增大,前 2 处磨损率峰值位置随风速的增加向入口方向偏移。

(2) 相比于球形颗粒,椭球形颗粒球形度小,更容易滑动,导致 U 型管冲蚀磨损情况更为严重。而长椭球造成的磨损比扁椭球更大。

(3) 不同粗粒比下 U 形管拱背冲蚀磨损曲线对比发现, 90° 之前的结果吻合性较好。在第 2 处磨损区,粗粒比为 2 和 3 的结果略有偏低。将粗粒化模型应用于冲蚀磨损计算中,可以显著降低计算时间。

参考文献

- [1] 曹学文, 李星标, 樊茵, 等. 固体颗粒冲蚀理论与试验研究进展 [J]. 油气储运, 2019, 38(3): 251-257.
- [2] TSUJI Y, KAWAGUCHI T, TANAKA T. Discrete particle simulation of two-dimensional fluidized bed [J]. Powder Technology, 1993, 77(1): 79-87.
- [3] XU L, ZHANG Q, ZHENG J, et al. Numerical prediction of erosion in elbow based on CFD-DEM simulation [J]. Powder Technology, 2016, 302: 236-246.
- [4] ZENG D, ZHANG E, DING Y, et al. Investigation of erosion behaviors of sulfur-particle-laden gas flow in an elbow via a CFD-DEM coupling method [J]. Powder Technology, 2018, 329: 115-128.
- [5] ZHOU J W, LIU Y, LIU S Y, et al. Effects of particle shape and swirling intensity on elbow erosion in dilute-phase pneumatic conveying [J]. Wear: An International Journal on the Science and Technology of Friction, Lubrication and Wear, 2017(380/381): 66-77.
- [6] SAKAI M, KOSHIZUKA S. Large-scale discrete element modeling in pneumatic conveying [J]. Chemical Engineering Science, 2009, 64(3): 533-539.
- [7] LU L, XU Y, LI T, et al. Assessment of different coarse graining strategies to simulate polydisperse gas-solids flow [J]. Chemical Engineering Science, 2018, 179: 53-63.
- [8] MORI Y, KHINAST J G, SAKAI M. Numerical investigation of a coarse-grain discrete element method in solid mixing in a spouted bed [J]. Chemical Engineering Journal, 2018, 346: 316-426.
- [9] CHU K, CHEN J, YU A. Applicability of a coarse-grained CFD-DEM model on dense medium cyclone [J]. Minerals Engineering, 2016, 90: 43-54.
- [10] CAI R, ZHAO Y. An experimentally validated coarse-grain DEM study of monodisperse granular mixing [J]. Powder Technology, 2020, 361: 99-111.
- [11] 许磊. 基于切向撞击能量的颗粒尺度磨损模型及其应用研究 [D]. 杭州: 浙江大学能源工程学院, 2019.
- [12] CUNDALL P A, STRACK O D. A discrete numerical model for granular assemblies [J]. Geotechnique, 1979, 29(1): 47-65.
- [13] TING J M, CORKUM B T. Computational laboratory for discrete element geomechanics [J]. Journal of Computing

- in Civil Engineering, 1992,6(2):129-146.
- [14] DI FELICE R. The voidage function for fluid-particle interaction systems[J]. International Journal of Multiphase Flow, 1994,20(1):153-159.
- [15] HELZER A, SOMMERFELD M. New simple correlation formula for the drag coefficient of non-spherical particles [J]. Powder Technology, 2008,184(3):361-365.
- [16] SAFFMAN P G. The lift on a small sphere in a slow shear flow[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1965,22(2):385-400.
- [17] MEI R. An approximate expression for the shear lift force on a spherical particle at finite Reynolds number[J]. International Journal of Multiphase Flow, 1992,18(1):145-147.
- [18] OESTERLE B, DINH T B. Experiments on the lift of a spinning sphere in a range of intermediate Reynolds numbers[J]. Experiments in Fluids, 1998,25(1):16-22.
- [19] RUBINOW S I, KELLER J B. The transverse force on a spinning sphere moving in a viscous fluid[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1961,11(3):447-459.
- [20] DENNIS S, SINGH S, INGHAM D. The steady flow due to a rotating sphere at low and moderate Reynolds numbers[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1980,101(2):257-279.
- [21] BARR A H. Superquadrics and angle-preserving transformations[J]. IEEE Computer Graphics and Applications, 1981,1(1):11-23.
- [22] ZHOU L, ZHAO Y. CFD-DEM simulation of fluidized bed with an immersed tube using a coarse-grain model [J]. Chemical Engineering Science, 2021,231:116290.
- [23] CAI R, ZHAO Y. An experimentally validated coarse-grain DEM study of monodisperse granular mixing [J]. Powder Technology: an International Journal on the Science and Technology of Wet and Dry Particulate Systems, 2020,361:99-111.
- [24] CHEN X, MCLAURY B S, SHIRAZI S A. Application and experimental validation of a computational fluid dynamics (CFD)-based erosion prediction model in elbows and plugged tees [J]. Computers&Fluids, 2004,33(10):1251-1272.

Numerical simulation of erosion wear of U-shaped elbow based on CFD-DEM

LIANG Jingyin^{*}, XU Lei^{*}, CHEN Wenfei^{**}, BAO Shiyi^{*}

(^{*}Institute of Chemical Process Machinery, Zhejiang University of Technology, Hangzhou 310032)

(^{**}Ningbo Special Equipment Inspection and Research Institute, Ningbo 315048)

Abstract

The erosion wear of U-shaped elbow caused by the impact of high speed pulverized coal particles in gas-solid two-phase flow is studied by using computation fluid dynamics-discrete element method (CFD-DEM) and shear impact energy model (SIEM). The effects of particle size, gas flow velocity, particle shape of the U-shaped elbow on the wear are obtained and analyzed. The accuracy of the coarse-grained model applied to the wear process is also verified. The results show that there are three main erosion wear locations of U-shaped elbows. The wear rate shows an overall decreasing trend with the increase of particle size. The wear rate of U-shaped elbow arch back increases with the increase of gas flow velocity, and the peak positions of the first two wear rates shift to the inlet direction with the increase of gas velocity. The wear of the long ellipsoid on the U-shaped elbow is the most serious, followed by the flat ellipsoid, and the spherical one is the lightest. Coarse-grained CFD-DEM can predict the erosion wear of U-shaped tube accurately and significantly reduce the calculation time.

Key words: gas-solid flow, computation fluid dynamics-discrete element method (CFD-DEM), U-shaped elbow, erosion wear, particle shape, coarse-grain model