

移动床吸附塔内颗粒沉降与磨损影响的 CFD-DEM 数值模拟

卿唐彦庭¹, 雷洁珩², 雷 林³, 邓 健¹, 雷泽勇¹, 杨一鸣¹

(1. 南华大学 机械工程学院, 湖南 衡阳 421001;

2. 南华大学 电气工程学院, 湖南 衡阳 421001;

3. 南华大学 资源环境与安全工程学院, 湖南 衡阳 421001)

摘要: 为提高移动床吸附塔内铀酰离子的提取效率并降低饱和树脂的损耗, 采用 CFD-DEM 耦合方法, 建立了包含关键内构件的几何模型, 并利用实验数据验证了模型的可靠性。在此基础上, 系统模拟了不同入口流量下颗粒的沉降过程, 分析了最佳流量下的动力学行为; 并进行了结构优化, 对比了优化前后的颗粒流动与碰撞特性。仿真结果表明, 颗粒沉降过程可分为初始均匀沉降、加速定向输运和能量耗散沉积 3 个阶段。布液装置诱导的局部涡流主导了颗粒的空间分布, 导致其在塔底区域聚集。在最佳流量下, 超过 90% 的颗粒处于低速区间, 系统呈现显著的群体稳定性。颗粒接触统计表明, 磨损风险主要源于颗粒-颗粒碰撞, 而非颗粒-构件相互作用。不同流量对比显示, 流速通过改变流场动能而显著影响颗粒碰撞频率与能量。优化设计虽改善了颗粒分布的均匀性, 但也导致碰撞能量轻微升高, 体现了流动均匀性与碰撞动力学之间的权衡关系。本研究揭示了移动床吸附塔内颗粒输运与磨损的微观机理, 为设计优化与操作参数调控提供了理论依据。

关键词: 移动床吸附塔; 饱和树脂颗粒; CFD-DEM; 颗粒沉降; 数值模拟; 颗粒磨损; 颗粒动力学

中图分类号: TQ051.1; TL212.3 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-8063(2026)02-0049-12

DOI: 10.13426/j.cnki.yky.2025.10.07

天然铀是无可替代的紧缺战略资源, 是核工业发展的重要物质基础^[1]。离子交换技术作为铀湿法冶金体系中的核心分离与纯化手段, 其工艺效能直接决定了铀资源回收过程的经济效益与运行稳定性。移动床吸附塔作为该工艺的关键装备, 广泛应用于处理堆浸及地浸工艺产生的低浓度铀浸出液。与固定床相比, 移动床吸附塔实现了树脂的连续进出, 保证了生产的连续性, 但引入了更为复杂的固液两相流动体系。移动床吸附塔内流场结构、树脂颗粒的运动与分布特性, 直接决定了传质效率与树脂寿命。因此, 深入探究移动床吸附塔内固液两相流动的机理, 对推动离子交换技术进步具有重要意义。

对吸附塔的早期研究主要集中在应用设计^[2-8]和结构优化^[9-15]。随着计算流体力学(CFD)与离散元方法(DEM)等数值模拟技术的发展, 针对多相流体系微观机理的研究取得了显著进展。赵小微

通过 CFD-DEM 分析了关键操作参数对倒置液固流化床和喷动床内双组分颗粒流动特性的影响^[16]; 黎明等采用基于颗粒轨道模型的欧拉-拉格朗日数值模拟方法对二维流化床进行了数值模拟^[17]; 张博伦利用 DEM 分析了移动床内部颗粒流动特性, 阐明了床层厚度及内部构件对颗粒运动的调控作用^[18]; 胡海滨则为特定工业移动床装置构建了数值模型^[19]; 杨一鸣等通过 Fluent 与 EDEM 的仿真, 以铀提取效率为指标, 优化了移动床吸附塔的入口流量, 为该类设备的操作参数优化提供了依据^[20]。

目前, 相关研究已取得了积极进展, 但仍存在明显局限性。首先, 多数研究集中于未饱和树脂的流化过程或理想化的颗粒系统, 对饱和树脂颗粒在移动床内的沉降环节缺乏系统关注; 实际上, 饱和树脂因密度增大而发生沉降, 是决定吸附塔处理能力和树脂损耗率的核心过程。其次, 已有

收稿日期: 2025-10-25; 修回日期: 2026-01-04

通信作者: 雷泽勇

研究采用的双流体模型将颗粒相视为拟连续介质,难以精确解析颗粒尺度的动力学行为(如颗粒碰撞、局部涡流对颗粒轨迹的影响等),从而限制了对微观机理的深入理解,导致移动床吸附塔进液口的优化设计缺乏理论支撑。

为探究移动床吸附塔进液口邻近区域在复杂两相流作用下的颗粒输运与磨损微观机理,本研究采用 CFD-DEM 耦合数值方法,对移动床吸附塔内饱和树脂颗粒的沉降运动特性进行模拟与机理解析。本研究旨在:1)揭示最佳流量下饱和树脂颗粒的运动轨迹、空间分布及浓度演化规律;2)阐明布液装置诱导的局部流场结构对颗粒沉降路径与二次环流的主导机制;3)探明进口区域颗粒损耗现象的根源。

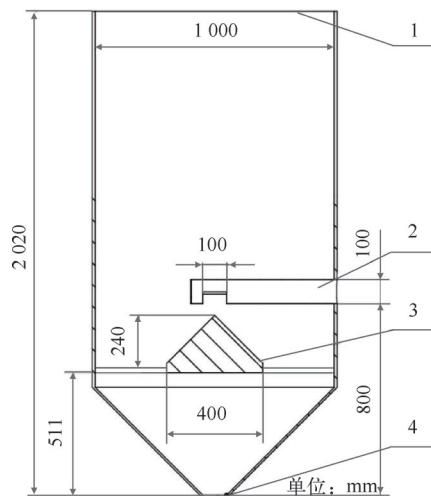
1 CFD-DEM 数值模拟

1.1 几何建模

在移动床吸附塔运行过程中,含铀溶液自塔底进液口连续进入,以恒定空塔线速度向上流经树脂床层,实现含铀溶液与树脂的离子交换,吸附尾液由塔顶连续排出。当树脂接近饱和时,暂停溶液进料,自塔底排出已沉降的饱和树脂,并同步从塔顶补充等量树脂,以实现吸附过程的循环运行。该移动床吸附塔的设计目标流量为 $2 \sim 6 \text{ m}^3/\text{h}$,空塔线速度为 $2.55 \sim 7.64 \text{ m/h}$,经过试验得到最佳进液流量为 $4.2 \text{ m}^3/\text{h}$ 。

以上述吸附塔底部的分层区域为研究对象,构建三维计算模型。基于移动床吸附塔二维图纸,采用 SolidWorks 软件进行三维几何建模。模型(图1)总体高度为 $2\,020 \text{ mm}$,直径为 $1\,000 \text{ mm}$,进液管直径为 100 mm ,模型高度设置考虑了计算时间及模型收敛情况。布液装置设计为圆锥体结构,底部直径 400 mm ,高度 240 mm 。将三维几何模型导入 SpaceClaim 软件进行计算前处理。边界条件设定:进液管定义为入口(inlet),模型顶部设为出口(outlet),其余壁面均设为无滑移壁面(wall)。采用全局单元尺寸 10 mm 进行网格划分,并在边缘区域实施标准划分策略,以确保计算域离散充分。同时,通过控制单元长宽比($<5:1$)与歪斜度(<0.4)等网格质量关键指标,从而避免数值发散并提升求解精度。最终选定网格数为 $2\,446\,935$,该

配置下残差曲线平稳且关键参数(如流速场)无明显网格依赖性。



1—颗粒入口/流体出口;2—进液管;
3—布液装置;4—饱和树脂排出口。

图1 移动床吸附塔底部二维图

Fig. 1 Two-dimensional diagram of moving bed adsorption tower bottom

1.2 耦合框架与参数设置

1.2.1 耦合理论与控制方程

耦合计算通过 Fluent (CFD 模块) 与 Rocky (DEM 模块) 协同实现。在 CFD-DEM 方法中,流体相被视为一个连续体,在瞬态条件下基于网格体积平均的 Navier-Stokes (N-S) 方程进行求解;而颗粒相则在拉格朗日框架下基于 DEM 方法求解。

CFD 求解器将计算当前流场得到的流体速度、压力等信息传递给 DEM 求解器;根据流场信息,DEM 求解器计算每个颗粒受到的流体力(主要是曳力),更新所有颗粒的位置和速度,并将更新后的颗粒信息(如动量交换源项和新的空隙率分布)反馈给 CFD 求解器。基于这些信息,CFD 求解器更新流场;如此循环往复,实现流体与颗粒的相互作用模拟。

1) 质量守恒方程^{[21]14}

液相

$$\frac{\partial}{\partial t}(\epsilon_l \rho_l) + \nabla \cdot (\epsilon_l \rho_l \mathbf{v}_l) = 0, \quad (1)$$

固相

$$\frac{\partial}{\partial t}(\epsilon_s \rho_s) + \nabla \cdot (\epsilon_s \rho_s \mathbf{v}_s) = 0, \quad (2)$$

式中: ϵ 为体积分数; ρ 为密度, kg/m^3 ; $\mathbf{v}$ 为速度,

m/s;下角标 l 表示液相;s 表示固相。

2) 动量守恒方程^{[21]15}

液相

$$\frac{\partial}{\partial t}(\epsilon_l \rho_l v_l) + \nabla \cdot (\epsilon_l \rho_l v_l v_l) = -\epsilon_l \nabla p_l + \epsilon_l \nabla \cdot \boldsymbol{\tau}_l + \epsilon_l \rho_l g + \beta(v_s - v_l), \quad (3)$$

固相

$$\frac{\partial}{\partial t}(\epsilon_s \rho_s v_s) + \nabla \cdot (\epsilon_s \rho_s v_s v_s) = -\epsilon_s \nabla p_s - \nabla p_s + \epsilon_s \nabla \cdot \boldsymbol{\tau}_s + \epsilon_s \rho_s g + \beta(v_l - v_s), \quad (4)$$

式中: p 为压力, Pa; g 为重力加速度, m/s^2 ; β 为相间曳力系数, $\text{kg}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$; $\boldsymbol{\tau}_l$ 为液相应力张量, Pa。其中, 液相应力张量计算式为 $\boldsymbol{\tau}_l = v_l [\nabla v_l + (\nabla v_l)^T] - \frac{2}{3}(\nabla \cdot v_l) \mathbf{I}$, $\mathbf{I}$ 为单位张量, Pa。

3) 颗粒相运动控制方程^{[22]33}

针对某一颗粒 i 的运动方程可以表示为

$$\frac{dX_p^i}{dt} = v_p^i, \quad (5)$$

$$m_p^i \frac{dv_p^i}{dt} = m_p^i g + F_{\text{pre}}^i + F_c^i + F_d^i, \quad (6)$$

$$I_p^i \frac{d\omega_p^i}{dt} = T_p^i, \quad (7)$$

式中: m_p^i 为颗粒质量, kg; v_p^i 为颗粒速度, m/s ; 压力梯度力 $F_{\text{pre}}^i = -\nabla P_g V_p^i$, N; 其中 P_g 为液体压力, Pa; V_p^i 为颗粒 i 的体积, m^3 ; I_p^i 为转动惯量, kg/m^2 ; ω_p^i 为颗粒角速度, rad/s ; T_p^i 为颗粒所受扭矩, $\text{N} \cdot \text{m}$; F_c^i 为颗粒碰撞力, N。

颗粒碰撞力

$$F_c^i = \sum_{j=1, j \neq i}^{N_p^i} (F_{c,n}^{ij} + F_{c,t}^{ij}), \quad (8)$$

式中: $F_{c,n}^{ij}$ 和 $F_{c,t}^{ij}$ 分别为颗粒 i 和 j 之间的法向和切向碰撞接触力, N; N_p^i 为与颗粒 i 相接触的颗粒数量。

法向接触力

$$F_{c,n}^{ij} = -(k_n^{ij} \delta_n^{ij} + \eta_n^{ij} v_{\text{rel},n}^{ij}) \mathbf{n}^{ij}, \quad (9)$$

式中: k_n^{ij} 是法向弹性系数, N/m ; η_n^{ij} 为法向阻尼系数, kg/s ; δ_n^{ij} 为颗粒 i 和 j 之间的法向重叠量, m; $v_{\text{rel},n}^{ij}$ 为法向相对速度, m/s ; $\mathbf{n}^{ij}$ 表示从颗粒 i 质心指向颗粒 j 质心的单位向量。

切向接触力

$$F_{c,t}^{ij} = \begin{cases} -(k_t^{ij} + \delta_t^{ij} + \eta_t^{ij} v_{\text{rel},t}^{ij}) \mathbf{n}^{ij}, & |F_{c,t}^{ij}| \leq \mu_c^{ij} |F_{c,n}^{ij}| \\ -\mu_c^{ij} |F_{c,n}^{ij}| \mathbf{t}^{ij}, & |F_{c,t}^{ij}| > \mu_c^{ij} |F_{c,n}^{ij}| \end{cases}, \quad (10)$$

式中: k_t^{ij} 是切向弹性系数, N/m ; η_t^{ij} 为切向阻尼系数, kg/s ; δ_t^{ij} 为颗粒 i 和 j 之间的法向重叠量; $v_{\text{rel},t}^{ij}$ 为接触点切向相对速度, m/s ; 当颗粒间的切向碰撞力达到最大静摩擦力时, 颗粒间将会发生滑动, 此时颗粒间的切向碰撞力通过引入库仑摩擦系数 μ_c^{ij} 计算; $\mathbf{t}^{ij}$ 为接触平面的切向单位向量。

4) Gidaspow 曳力模型^{[23]37}:

$$\beta_{\text{Gidaspow}} = \begin{cases} 150 \frac{\epsilon_s (1 - \epsilon_l) \mu_l}{\epsilon_l d_p^2} + 1.75 \frac{\rho_l \epsilon_s}{d_s} |v_l - v_s|, & \epsilon_l < 0.8 \\ \frac{3C_d \epsilon_l \epsilon_s \rho_l |v_l - v_s|}{4d_p} \epsilon_l^{-2.65}, & \epsilon_l \geq 0.8 \end{cases}; \quad (11)$$

$$C_d = \begin{cases} \frac{24}{Re} (1 + 0.15 Re^{0.687}), & Re < 1000 \\ 0.44, & Re \geq 1000 \end{cases}; \quad (12)$$

$$Re = \frac{|v_l - v_s| d_p \epsilon_l \rho_l}{\mu_l}. \quad (13)$$

式中: β_{Gidaspow} 为液固相间曳力系数, $\text{kg} \cdot \text{m}^3/\text{s}$; d 为颗粒直径, m; μ_l 为流体动力黏度, $\text{kg}/(\text{m} \cdot \text{s})$; C_d 为单颗粒曳力系数; Re 为雷诺数。

1.2.2 参数设置

在 Fluent 中, 采用欧拉双流体模型描述流体-颗粒相互作用。流体相遵循质量守恒与 Navier-Stokes 动量方程; 而固体相被视为拟流体, 通过本构关系模拟其应力应变行为。固体相的具体参数由 DEM 模块独立计算, 故 CFD 端仅需定义流体属性。

在 Fluent 中, 流体设为 water-liquid, 采用压力基求解器, 速度-压力耦合采用 Phases Coupled SIMPLE 算法, 其他采用一阶迎风格式。入口为进液管, 设置为速度入口, 入口流速设为 0.15 m/s (对应流量 $4.2 \text{ m}^3/\text{h}$); 出口为模型顶面, 设为质量流出口。收敛残差设为 10^{-4} , 计算时间步长设为 0.005 s , 确保数值稳定性并保证计算效率。

在 Rocky 中, 颗粒设为均匀球形, 颗粒入口设置在模型顶面, 与流体出口重合。将颗粒入口直径设置为 980 mm , 小于模型的实际直径, 避免颗粒在生成时即与边界发生碰撞, 进而影响计算的稳定性。根据斯托克斯公式计算得到颗粒生成速率为 0.045 kg/s , 模拟饱和树脂的沉降过程。颗粒物理参数见表 1。

表 1 Rocky 颗粒参数
Table 1 Rocky particle parameters

颗粒密度/ (kg/m ³)	颗粒 直径/mm	固体体积 分数	杨氏模量/ (N/m ²)	泊松比
1 300	1	1	1×10 ⁸	0.3

1.3 基于几何模型精度的仿真对比验证

几何模型精度对 CFD-DEM 计算的准确性影响较大。杨一鸣等采用简化移动床吸附塔三维模型(以下称简化模型)进行了研究,其进液管直接连接在吸附塔底部侧面,未伸入塔体内部^{[20]5}。这种简化处理降低了网格划分的复杂度和计算资源需求,对塔内部整体的流体流速、颗粒浓度等仿真结果影响不大;但对塔内关键流动结构(如进液口附近的射流发展、涡旋形成及局部流速分布)的预测偏差较为明显。简化模型与本研究构建模型(简称高分辨率模型)的结构对比见图 2。

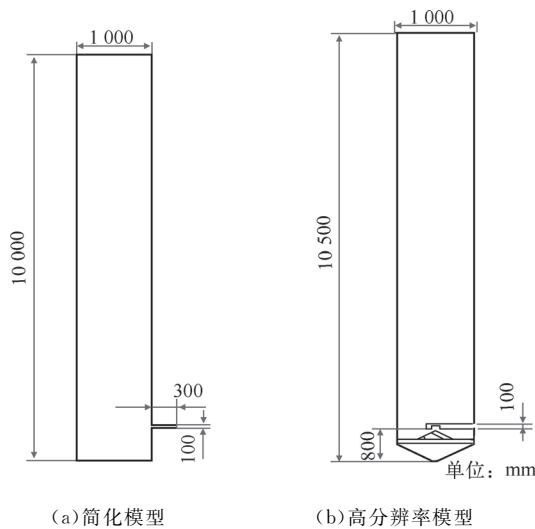


图 2 简化模型与高分辨率模型示意图
Fig. 2 Schematic diagram of simplified model and high-resolution model

与简化模型相比,高分辨率几何模型增加了布液装置、进液管及底部斜面等核心内构件,能够更真实地反映实际工业场景中浸出液流入塔体后的流场发展情况。在相同参数设置下,对两种模型进行了 60 s 的 CFD-DEM 仿真,结果见图 3。可以看出,由于简化模型省略了布液装置、进液管及底部斜面等核心内构件,流体入口条件被过度理想化,导致其入口区域的流场结构与实际情况

发生偏离。这种流场的失真直接导致颗粒沉降行为出现显著偏差。在简化模型的仿真中,颗粒在重力作用下近乎均匀地沉降,并最终在塔底形成平铺式分布,在流场再现与颗粒行为预测方面均与实际情况存在较大偏差。该结果与在高分辨率模型下观察到的颗粒在底部区域高度聚集、并在涡流影响下呈现非均匀分布的现象不符。

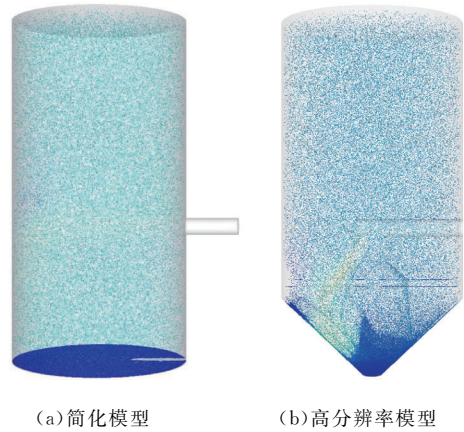


图 3 饱和树脂颗粒沉降情况对比
Fig. 3 Sedimentation comparison of saturated resin particles

本对比研究证实,在对移动床吸附塔等具有复杂内构件的工业设备进行高保真数值模拟时,构建包含关键几何细节的精细化模型是确保流场再现与颗粒行为预测准确性的前提。

1.4 仿真模型的实验验证

为确保本 CFD-DEM 数值模型预测结果的准确性与可靠性,基于研究团队前期在同规格移动床吸附塔上取得的工艺实验数据,对仿真模型进行验证。在不同入口流量下,以连续进料模式运行 8 h,实时监测饱和树脂的沉降状态。不同入口流量下饱和树脂的沉降体积见图 4。可以看出,在 4.2 m³/h 的最佳流量工况下,仿真得到的树脂沉降体积为 0.125 m³/h;该值与实验中测得的树脂单位时间沉降体积(0.128 m³/h)的相对误差小于 5%。证明本模型能够基本复现实际工况中固液两相流的传质过程,可准确捕捉流体流动、颗粒分布与传质效率之间的内在关联。

宏观工艺效能是微观流动与颗粒行为的直接体现,上述验证表明构建的 CFD-DEM 耦合模型不仅在流体流动再现上是可靠的,其在预测颗粒输运、分布及碰撞等微观机理方面也具有高度的可信性。

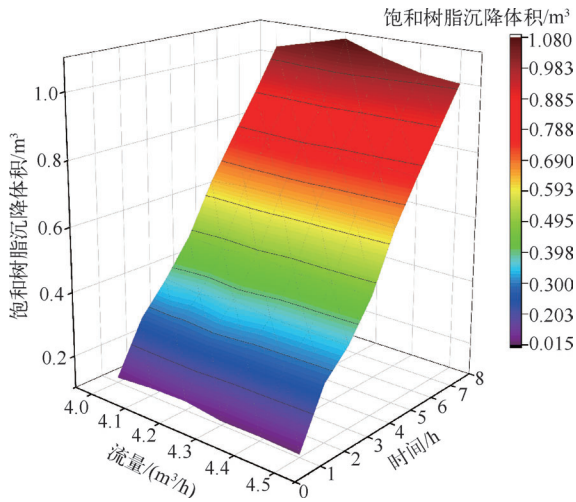


图4 饱和树脂沉降体积 3D 映射曲面图

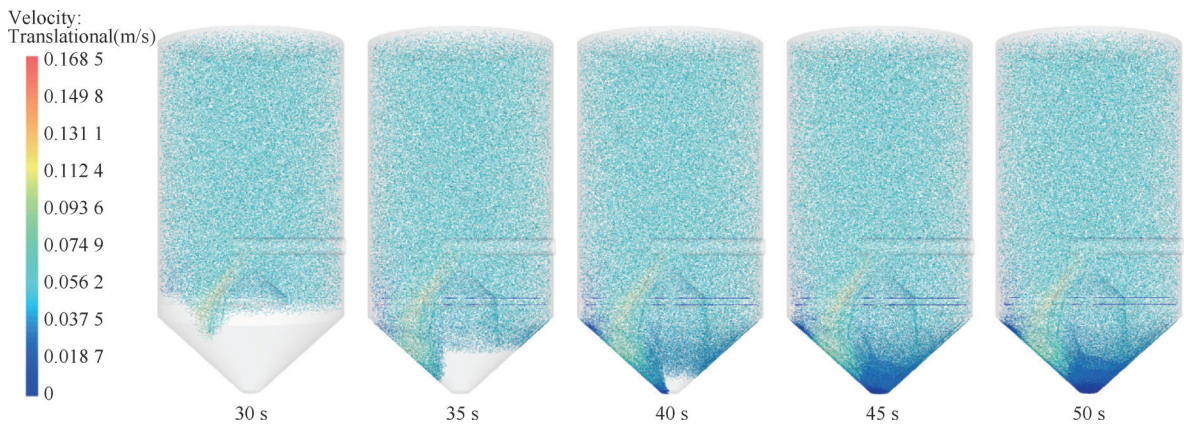
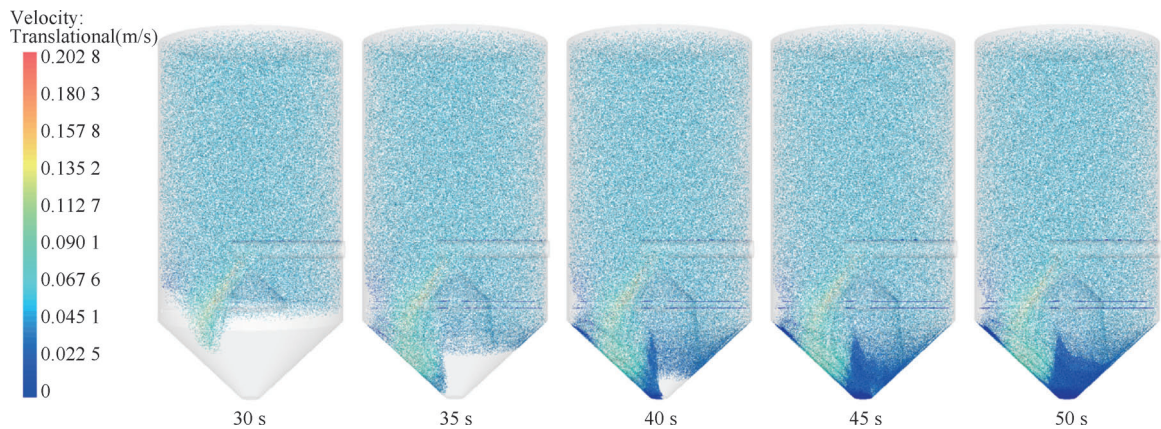
Fig. 4 3D mapping surface graph of saturated resin settling volume

2 结果与讨论

在其余参数不变的情况下,为观察不同流量下的树脂沉降情况,选择3种入口流速0.10、0.15、0.20 m/s,分别进行时长60 s的CFD-DEM耦合仿真模拟。

2.1 颗粒沉降情况和体积分布

在3种流速下,截取30~50 s时的颗粒沉降情况,结果见图5~图7。图中白色区域是没有颗粒只有液体的区域,下同。可以看出,尽管入口流速不同,但颗粒群体的宏观运动模式遵循相似的物理过程,其差异主要体现在局部流场作用强度所引发的动力学行为上。颗粒的沉降过程可根据其受力特征与流场相互作用,划分为3个阶段:1)初始匀速沉降阶段($t \leq 30$ s)。在此阶段,颗粒群

图5 $v=0.10$ m/s 时饱和树脂颗粒沉降情况Fig. 5 Sedimentation of saturated resin particles at $v=0.10$ m/s图6 $v=0.15$ m/s 时饱和树脂颗粒沉降情况Fig. 6 Sedimentation of saturated resin particles at $v=0.15$ m/s

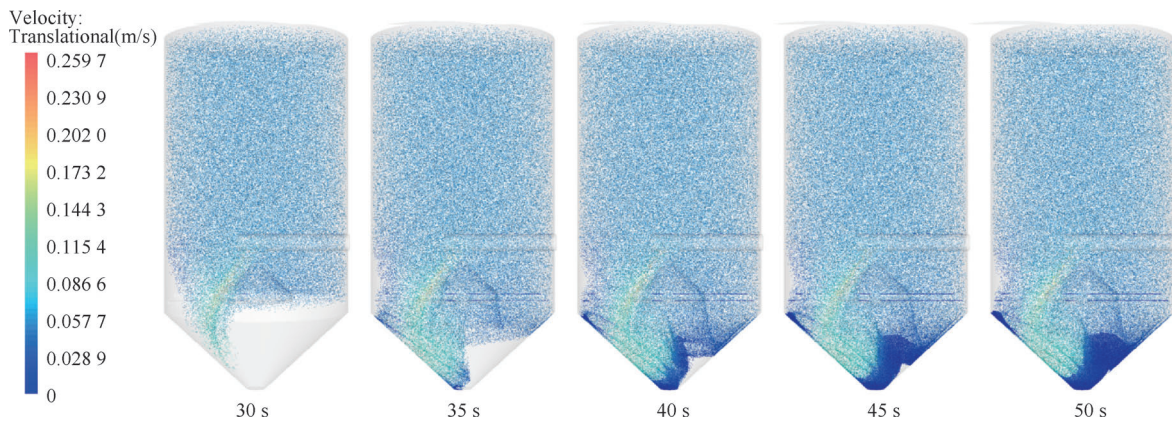


图 7 $v=0.20$ m/s 时饱和树脂颗粒沉降情况

Fig. 7 Sedimentation of saturated resin particles at $v=0.20$ m/s

尚未进入进液口射流的影响区域,其运动主要受重力与浮力支配;在不同流量下,颗粒均表现为近似匀速的沉降运动,在塔体上部空间呈密集且均匀的分布状态。2)加速定向输运阶段。当颗粒沉降至进液口区域后,其运动轨迹开始受流体曳力主导而发生显著变化,位于进液口正前方的颗粒被高速主流体捕获,获得动能并加速向塔底输运。3)能量耗散与沉积阶段。高速运动的颗粒在接近吸附塔底部区域时,因水体黏性阻力、湍流扩散及固液界面摩擦等效应,其动能被快速耗散。同时,颗粒与

底部已沉积的颗粒床层发生碰撞,进一步导致其运动速度快速衰减至接近零。至此,颗粒实现稳定沉积,后续流场难以对其产生显著扰动。

进液口射流冲击塔底结构后,会在不同方向产生尺度不等的上行涡流。此涡流结构对颗粒运动构成逆向阻力,显著降低了涡流上方自由沉降颗粒的下行速度,从而导致颗粒在涡流核心区出现明显的局部滞留与堆积。图 8 明确显示,入口流量越大,该涡流的强度与影响范围也越大,颗粒的局部堆积现象愈发显著。

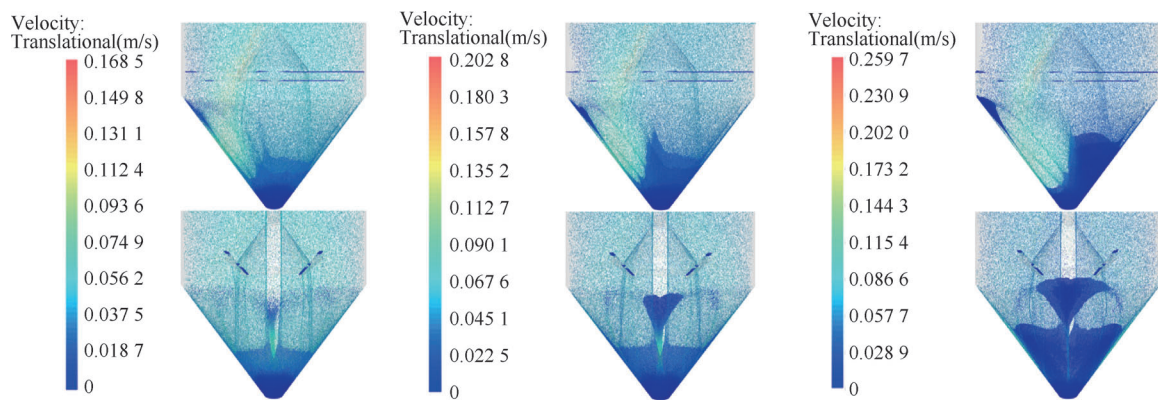


图 8 颗粒的局部聚集现象

Fig. 8 Local aggregation phenomenon of particles

2.2 颗粒速度分布

选取 30、45、60 s 的时间节点,对颗粒速度分布情况进行统计,结果见图 9。可以看出,90%以上的颗粒处于速度最低的 3 个区间内,低速颗粒占比极高;且随着时间推移,颗粒沉降数量增加,低速颗粒占比持续上升。受流场影响,高速颗粒的数量极

少,且随水流向下运动过程中,受布液装置分流、流体黏性阻力及颗粒-颗粒间碰撞耗散等因素影响,其运动速度逐渐衰减,对树脂的磨损影响极低。结果表明,布液装置诱导的底部涡流及进液口射流的影响范围有限,仅能扰动少数颗粒,颗粒沉降过程以群体稳定性为主,有利于降低树脂磨损。

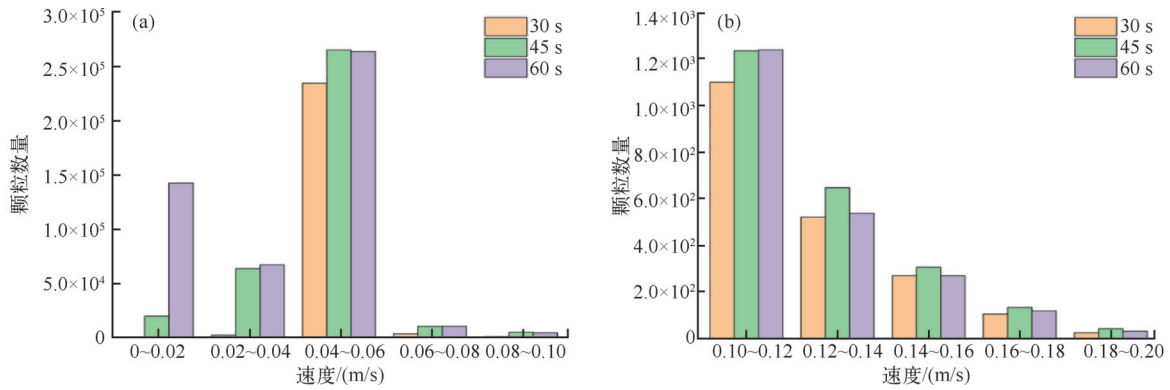


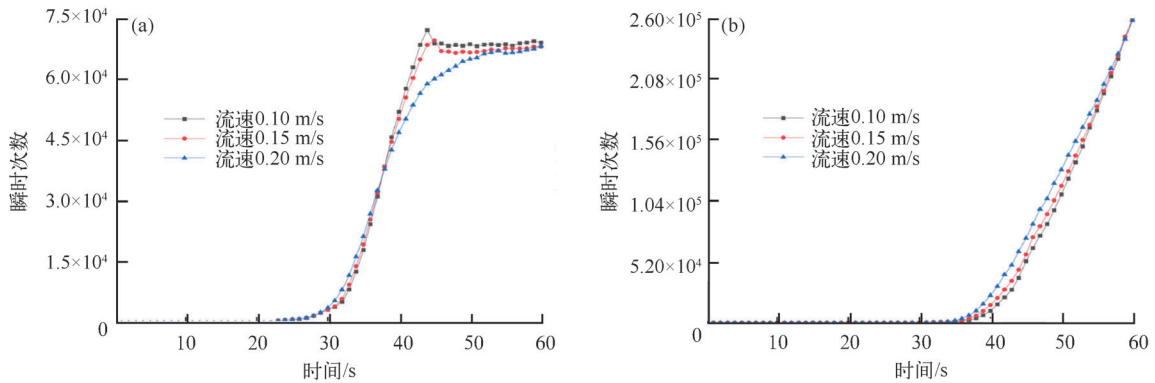
图9 颗粒速度分布

Fig. 9 Particle velocity distribution

2.3 颗粒接触与磨损风险分析

对颗粒-颗粒及颗粒-构件的接触摩擦次数以及碰撞能量进行统计,见图10和图11。可以看出,在沉降初期(25 s后),颗粒开始与进液管等构件发生

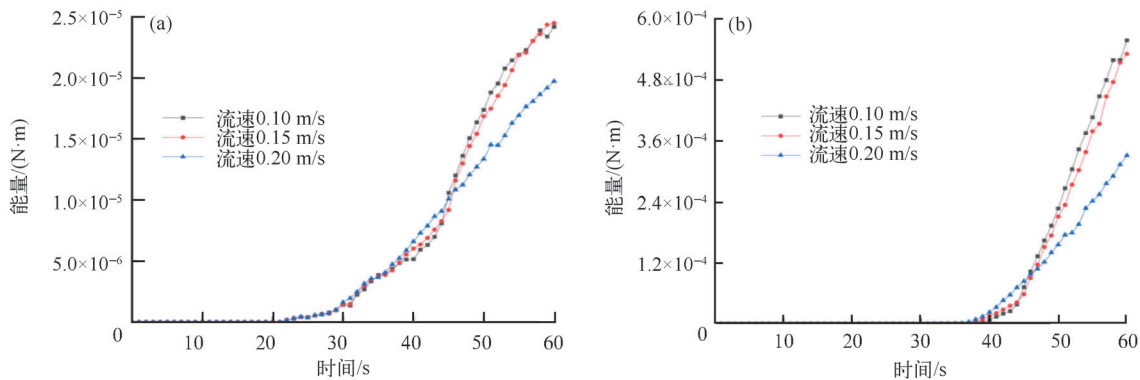
接触。值得注意的是,在0.10 m/s的低流速工况下,颗粒-构件碰撞频率的峰值反而略高于0.15 m/s的工况。而在整个沉降过程中,3种流速下的碰撞次数最终收敛于同一数量级(约 6.8×10^4 次)。



(a)颗粒-构件接触摩擦;(b)颗粒-颗粒接触摩擦。

图10 接触摩擦统计

Fig. 10 Contacts friction statistics



(a)颗粒-构件碰撞能量;(b)颗粒-颗粒碰撞能量。

图11 碰撞能量统计

Fig. 11 Impact energy statistics

这一现象揭示了流速对构件碰撞的非线性抑制效应。在较低流速下,流体赋予颗粒的动能较小,颗粒在构件附近区域的滞留时间相对较长,从而增加了与构件发生多次接触的概率。而在较高流速(0.20 m/s)下,颗粒被流体快速输运至塔底,其运动轨迹受构件影响的时间窗口缩短,因此未出现明显的碰撞峰值。所有工况在系统稳定后碰撞次数趋同,表明在床层充分形成后,构件接触已成为一种稳定的边界效应,其对流速变化的敏感度降低。

颗粒-颗粒碰撞在35 s后成为绝对主导的接触模式,且其频率随流速增加而显著升高。该现象反映了流体动能对颗粒系统内摩擦强度的驱动作用。更高的入口流速意味着流体携带了更大的动能,这部分能量通过曳力传递给颗粒,转化为颗粒群的湍流动能,使得颗粒间的相对运动加剧,从而导致更频繁的碰撞。

尽管中期表现不同,但3种流速下的两种碰撞频率在60 s时均趋于非常接近的数值。这标志着系统已达到动态平衡状态。此时,塔底颗粒床层的堆积密度和空间分布趋于稳定,碰撞频率不再显著增长,主要受限于床层自身的孔隙率和颗粒填充结构。这一趋同现象表明,在足够长的沉降时间后,不同流速所导致的瞬态差异会减弱,系统的固有物理属性(如颗粒浓度)成为决定碰撞频率的主导因素。

由图11可得,在入口流速为0.2 m/s的工况下,系统内的颗粒碰撞能量低于其他流速工况。结合图8分析,此现象归因于该流速下产生的涡

流所引发的颗粒局部堆积效应。高浓度的颗粒聚集使得颗粒间相对运动减弱,碰撞更多地表现为低动能的挤压接触,从而导致整体碰撞能量的降低。

需明确指出,在3种工况下观测到的碰撞能量本身已处于极低的量级;且实验证实,在此流速条件下,树脂沉降效果和铀吸附效果并不理想。这表明,尽管0.2 m/s的流速工况在理论上对应了更低的机械磨损风险,但其代价是牺牲了吸附塔的核心工艺功能。

2.4 布液装置优化设计方案仿真分析

2.4.1 颗粒沉降与聚集情况模拟

前述研究表明,布液装置引发的局部涡流是导致颗粒在塔底区域局部聚集的主要原因。为改善流动均匀性,对布液装置进行了结构优化:将其顶部角度由 90° 增大至 120° ,并将进液管改为弯管结构,以期通过更平缓的流线过渡削弱涡流强度。

采用前文的仿真条件进行CFD-DEM模拟,截取30~50 s时的颗粒沉降情况,如图12所示。优化设计前后的颗粒聚集和涡流对比见图13~图14。可以看出,优化设计有效改善了颗粒的输运路径。与原始结构相比,优化后的流场中,由布液装置直接冲击产生的核心涡流区范围减小,二次环流更为平缓。这使得颗粒在沉降过程中受到的定向输运力分布更广,显著缓解了塔底区域的局部高浓度聚集现象。颗粒在塔底的空间分布更为均匀,证明了布液装置结构优化在改善流场均匀性方面的积极效果。

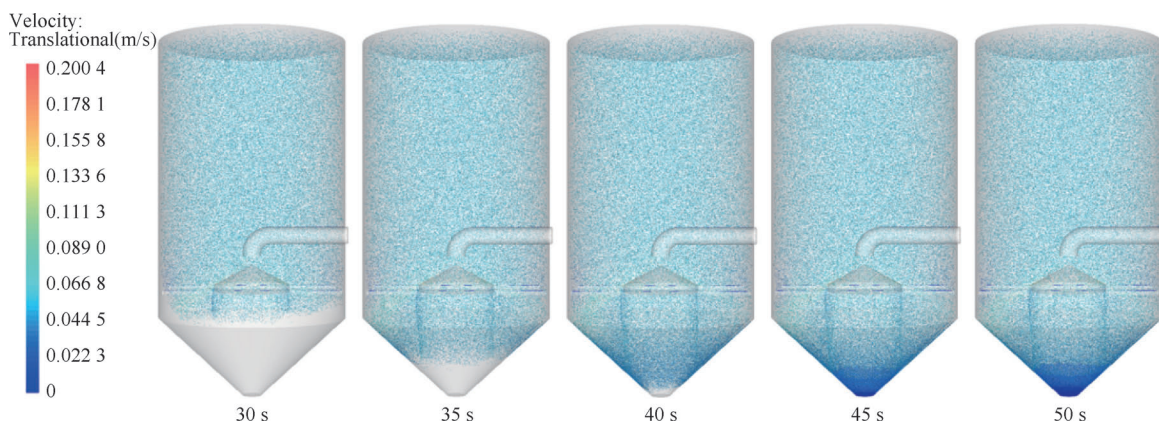


图12 优化布液装置设计后饱和树脂颗粒沉降情况

Fig. 12 Sedimentation of saturated resin particles after optimized design

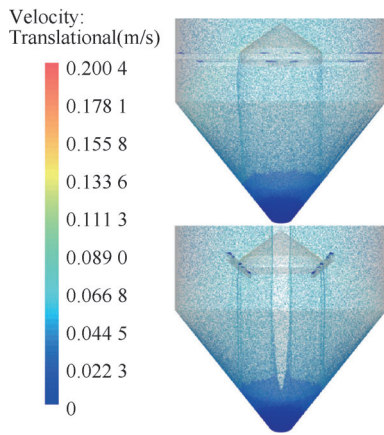
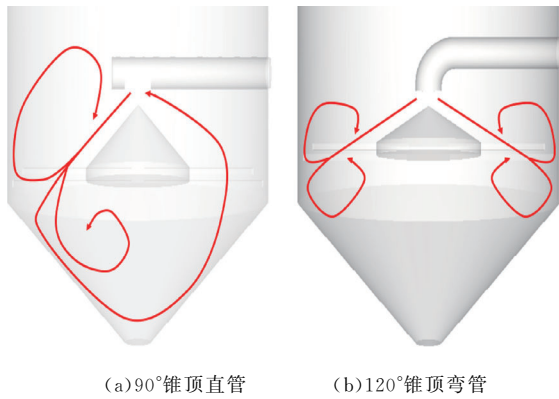


图 13 优化布液装置设计后颗粒的局部聚集现象

Fig. 13 Local aggregation phenomenon of particles after optimized design



(a) 90° 锥顶直管 (b) 120° 锥顶弯管

图 14 两种设计产生的涡流对比示意图

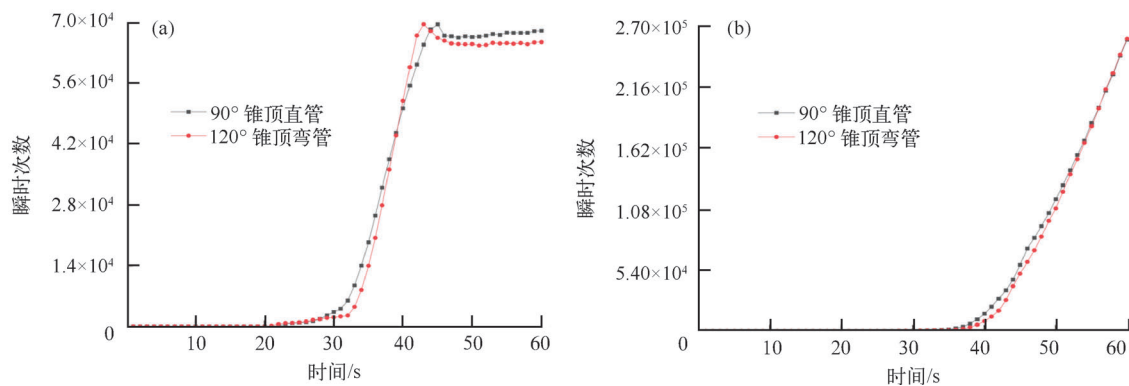
Fig. 14 Comparative schematic diagram of vortices generated by the two designs

2.4.2 接触摩擦次数和碰撞能量分析

两种结构的接触摩擦次数对比见图 15。可以看出,优化后的颗粒-颗粒碰撞频率并未发生显著降低,而颗粒-构件碰撞频率有所改善。这一现象表明,虽然宏观上的颗粒分布均匀性得到改善,但单位体积内的颗粒浓度和碰撞动力学并未发生根本性改变。磨损的主要来源依然是颗粒-颗粒碰撞,结构优化通过改变流场形态,影响了颗粒的空间位置,但未显著改变颗粒群内部的碰撞频率。因为在最佳操作流量($4.2 \text{ m}^3/\text{h}$)下,颗粒沉降本身已具有较高的群体稳定性,结构优化带来的改善边际效应相对有限。

两种结构的碰撞能量对比见图 16。可以看出,优化后的颗粒-颗粒碰撞、颗粒-构件碰撞能量均有所提高,其原因在于:原始结构产生的局部涡流导致颗粒在塔底区域高度聚集、形成近乎静态的堆积。这种堆积状态限制了颗粒间的相对运动,其碰撞更多地表现为低动能的挤压与接触,从而导致整体平均碰撞能量被维持在较低水平。

优化后,局部涡流强度减弱,流场分布更为平缓。这使得颗粒在塔底的分布更加均匀,局部浓度降低。颗粒获得了更大的运动空间,其定向输运更为顺畅,个体动能因流体曳力而有效增加的几率变大。因此,颗粒间的碰撞从静态堆积时的低能接触,转变为更多具有明显相对速度的动态碰撞,碰撞能量随之升高。虽然能量升高,但是其数值仍处于极低的量级。这表明,优化后的碰撞能量本身并不构成严重的磨损威胁。



(a) 颗粒-构件接触摩擦; (b) 颗粒-颗粒接触摩擦。

图 15 接触摩擦统计对比

Fig. 15 Contacts friction statistics comparison

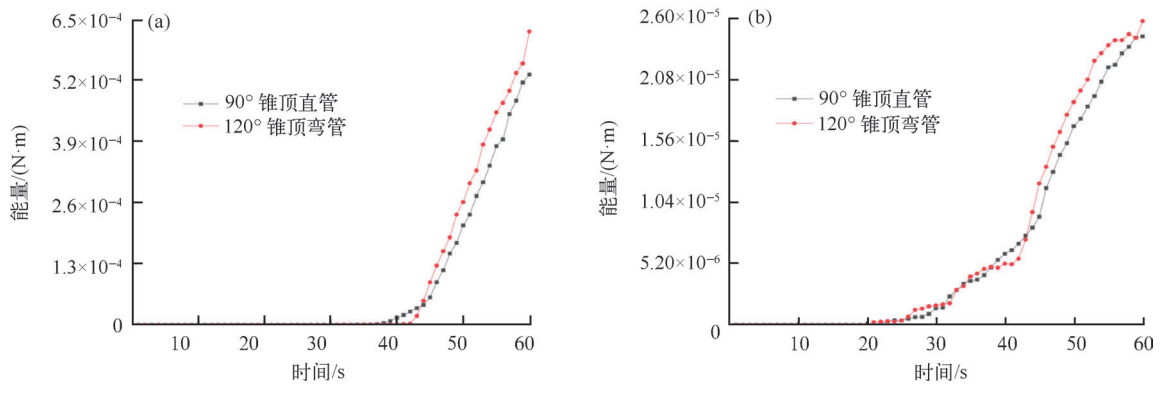


图 16 碰撞能量统计对比

Fig. 16 Impact energy statistics comparison

优化方案的核心收益在于消除了原始结构中的颗粒堆积现象。该现象不仅导致传质效率降低,还可能引发树脂板结等更严重问题。优化后颗粒分布的均匀性极大改善了吸附过程的稳定性和传质效率。

3 结论与展望

3.1 结论

通过 CFD-DEM 耦合数值模拟与实验验证相结合的系统方法,对移动床吸附塔内饱和树脂颗粒的沉降运动机理进行了深入研究,证实了 CFD-DEM 耦合方法在复杂固液两相流研究中的有效性与实用性。主要得出以下结论:

1) 通过与简化模型的对比,证实了布液装置、进液管等关键内构件对塔内流场结构及颗粒沉降行为的决定性影响,构建包含真实几何细节的模型是进行高保真仿真与可靠机理分析的前提。

2) 揭示了颗粒沉降的三阶段特征,并明确了布液装置引发的局部涡流是主导颗粒空间分布、导致塔底区域聚集的核心流体力学机制。在最佳入口流量($4.2 \text{ m}^3/\text{h}$)下,系统内超过 90% 的颗粒处于低速状态,证实了沉降过程具有高度的群体稳定性。

3) 揭示了稳定状态下树脂磨损主要源于颗粒-颗粒碰撞。通过多工况对比,发现流速对颗粒碰撞行为存在非线性影响:低流速下颗粒-构件碰撞更显著,而高流速则会加剧颗粒-颗粒碰撞。所有工况在达到稳定后碰撞频率趋同,表明系统固有属性最终主导磨损风险。

4) 优化设计有效改善了颗粒分布的均匀性,

但并未显著降低碰撞频率,甚至因颗粒流动性增强而导致碰撞能量微幅上升。表明在已达到群体稳定的系统中,单一结构优化对磨损的改善存在边界,其核心收益在于消除流动死区、提升传质均匀性。

3.2 展望

本研究主要聚焦于饱和树脂颗粒的物理运动过程,暂未考虑吸附反应引起的颗粒物性动态变化及可能的破碎行为。未来工作可在以下方面进一步深化:建立吸附反应动力学与颗粒物性的动态耦合模型,模拟从吸附到饱和的全过程;引入基于能量或磨损功的定量预测模型,取代宏观统计方法,实现对特定区域树脂磨损率的精准预测与寿命评估;基于本研究揭示的机理,发展操作参数与结构参数的多目标协同优化策略,以期在保证高传质效率的同时,进一步降低能耗与树脂损耗,实现移动床吸附塔性能的全面提升。

参考文献:

- [1] 苏学斌,原渊,贾秀敏,等.我国铀水冶技术现状与展望[J].核化学与放射化学,2025,47(4):313-326.
SU Xuebin, YUAN Yuan, JIA Xiumin, et al. Review and prospect of uranium hydrometallurgy in China [J]. Journal of Nuclear and Radiochemistry, 2025, 47(4):313-326.
- [2] 于湘浩,刘正镛,刘素贤,等.密实移动床吸附塔吸附及多塔串联淋洗的研究[J].铀矿冶,1997,16(3):167-174.
YU Xianghao, LIU Zhengyong, LIU Suxian, et al. Adsorption with packed moving resin bed and elution with multi-stage tandem columns [J]. Uranium

- Mining and Metallurgy, 1997, 16(3):167-174.
- [3] 赵伯毅. 反向流化床连续逆流离子交换技术(一)[J]. 铀矿冶, 2001, 20(2):85-92.
ZHAO Boyi. The reverse flow fluidized bed technology for continuous counter-current ion exchange[J]. Uranium Mining and Metallurgy, 2001, 20(2):85-92.
- [4] 宫传文. 离子交换设备在我国铀提取工艺中的应用(待续)[J]. 铀矿冶, 2004, 23(1):31-34.
GONG Chuanwen. Application of ion-exchange unit in uranium extraction process in China(To be continued)[J]. Uranium Mining and Metallurgy, 2004, 23(1):31-34.
- [5] 宫传文. 离子交换设备在我国铀提取工艺中的应用(续完)[J]. 铀矿冶, 2004, 23(2):78-83.
GONG Chuanwen. Application of ion-exchange unit in uranium extraction process in China (The end)[J]. Uranium Mining and Metallurgy, 2004, 23(2):78-83.
- [6] 周根茂, 王廷学, 王致远, 等. 铀水冶离子交换塔中树脂床层状态的研究[J]. 铀矿冶, 2006, 25(3):133-136.
ZHOU Genmao, WANG Tingxue, WANG Zhiyuan, et al. State of resin bed in ion exchange columns in uranium hydrometallurgy[J]. Uranium Mining and Metallurgy, 2006, 25(3):133-136.
- [7] 宫传文. 密实移动床离子交换提铀设备的结构特点及选型计算[J]. 铀矿冶, 2007, 26(3):135-141.
GONG Chuanwen. Structural features of packed moving-bed ion-exchange equipment and calculation of lectotype for uranium extraction process[J]. Uranium Mining and Metallurgy, 2007, 26(3):135-141.
- [8] 钟平汝, 雷泽勇, 曾毅君. ZLX-1600 型离子交换设备的研制[J]. 铀矿冶, 2006, 25(3):144-147.
ZHONG Pingru, LEI Zeyong, ZENG Yijun. Design and application of ZLX-1600 ion exchange column for uranium recovery[J]. Uranium Mining and Metallurgy, 2006, 25(3):144-147.
- [9] 韩青涛, 赵良仁, 张春雷, 等. 我国铀矿冶领域应用的离子交换塔[J]. 湿法冶金, 2008, 27(3):176-180.
HAN Qingtao, ZHAO Liangren, ZHANG Chunlei, et al. Ion-exchange tower using in uranium hydrometallurgy[J]. Hydrometallurgy of China, 2008, 27(3):176-180.
- [10] 阳翔. LZX-1600A 型离子交换设备的设计和研究[D]. 衡阳:南华大学, 2010.
- [11] 许艳玲, 张保. 吸附塔的疲劳分析[J]. 现代制造技术与装备, 2012(1):70-71.
XU Yanling, ZHANG Bao. Fatigue analysis of the adsorption tower[J]. Modern Manufacturing Technology and Equipment, 2012(1):70-71.
- [12] 肖微. 密实移动床吸附塔的改进设计[J]. 铀矿冶, 2014, 33(2):99-101.
XIAO Wei. Improvement for the design of packed moving bed adsorption column[J]. Uranium Mining and Metallurgy, 2014, 33(2):99-101.
- [13] 赵宏伟, 赵文清, 王宏斌. 某水冶厂密实移动床吸附塔结构改进设计[J]. 铀矿冶, 2023, 42(1):23-29.
ZHAO Hongwei, ZHAO Wenqing, WANG Hongbin. Improvement structure design of moving bed adsorption tower in a uranium mill[J]. Uranium Mining and Metallurgy, 2023, 42(1):23-29.
- [14] 张兆光. 某水冶厂密实移动床吸附塔溢流液塔盘密封装置的研制总结[J]. 中国矿业, 2020, 29(S2):390-393.
ZHANG Zhaoguang. Study on the sealing device of packing moving bed adsorption towers overflow tray in the uranium mine[J]. China Mining Magazine, 2020, 29(S2):390-393.
- [15] 程威, 苏学斌, 阙为民, 等. 基于载铀树脂饱和再吸附-淋洗一体化工艺的 U 型塔设计研究[J]. 湿法冶金, 2023, 42(3):312-316.
CHENG Wei, SU Xuebin, QUE Weimin, et al. Design of U-shaped tower based on the integrated process of saturated readsorption and leaching of uranium-bearing resin[J]. Hydrometallurgy of China, 2023, 42(3):312-316.
- [16] 赵小薇. 基于欧拉-拉格朗日方法的倒置液固流化床及喷动床流动特性数值模拟研究[D]. 大庆:东北石油大学, 2021.
- [17] 黎明, 谢灼利, 张政. 应用离散单元法对二维流化床内流态进行数值模拟研究[J]. 北京化工大学学报(自然科学版), 2002, 29(2):6-10.
LI Ming, XIE Zhuoli, ZHANG Zheng. Numerical study of 2D fluidized bed with the distinct element method[J]. Journal of Beijing University of Chemical Technology (Natural Science Edition), 2002, 29(2):6-10.
- [18] 张博伦. 移动床内颗粒流动特性的 DEM 模拟研究[D]. 北京:中国石油大学(北京), 2023.
- [19] 胡海滨. 液固移动床卸料特性的 CFD-DEM 模拟研究[D]. 北京:中国石油大学(北京), 2023.
- [20] 杨一鸣, 邓健, 雷林, 等. 移动床吸附塔中铀提取过

- 程的数值模拟与实验验证[J]. 铀矿冶, 2025, 44(1):49-60.
- YANG Yiming, DENG Jian, LEI Lin, et al. Numerical simulation and experimental verification of uranium extraction process in moving bed adsorption tower[J]. Uranium Mining and Metallurgy, 2025, 44(1):49-60.
- [21] 袁子涵. 液固流化床内非牛顿流体-颗粒两相流动数值模拟研究[D]. 大庆: 东北石油大学, 2023.
- [22] 练国庆. 流化床中稠密气固反应流的 CFD-DEM 数值模拟研究[D]. 南京: 东南大学, 2024.
- [23] GIDASPOW D. Multiphase flow and fluidization: continuum and kinetic theory description[M]. San Diego: Academic Press, 1994.

CFD-DEM Numerical Simulation of Particle Settling and Wear in a Moving Bed Adsorption Tower

QING Tangyanting¹, LEI Jiecheng², LEI Lin³, DENG Jian¹, LEI Zeyong¹, YANG Yiming¹

(1. School of Mechanical Engineering, University of South China, Hengyang 421001, China;

2. School of Electrical Engineering, University of South China, Hengyang 421001, China;

3. School of Resources Environment and Safety Engineering, University of South China, Hengyang 421001, China)

Abstract: To improve the extraction efficiency of uranyl ions in a moving bed adsorption tower and reduce the loss of saturated resin, a geometric model incorporating key internal components was established using a coupled CFD-DEM approach, with model reliability validated against experimental data. Systematic simulations of particle settling under varying inlet flow rates were conducted, focusing on the kinetic behavior at the optimal flow rate. Based on these findings, structural optimizations were implemented, and the particle flow and collision characteristics before and after optimization were compared. The simulation results indicate that the particle settling process can be divided into three distinct stages: initial uniform settling, accelerated directional transport, and energy dissipation deposition. Local vortices induced by the liquid distribution device predominantly govern particle spatial distribution, leading to accumulation in the bottom region of the tower. At the optimal flow rate, over 90% of particles reside in the low-velocity range, indicating significant collective stability within the system. Particle contact statistics reveal that wear risk primarily stems from particle-particle collisions rather than particle-structure interactions. Comparative analysis of different flow rates demonstrates that velocity markedly influences particle collision frequency and energy by altering the flow field kinetic energy. While the optimized design improves particle distribution uniformity, it also results in a slight increase in collision energy, highlighting a trade-off between flow homogenization and collision dynamics. This study elucidates the microscopic mechanisms of particle transport and wear in moving bed adsorption towers, providing a theoretical basis for the optimization of devices and the regulation of operational parameters.

Key words: moving bed adsorption tower; saturated resin particles; CFD-DEM; particle settling; numerical simulation; particle wear; particle dynamics