

高炉渣熔滴连续凝固过程的数值模拟

冯鹏博¹, 楼国锋^{1*}, 武新晨¹, 肖永力²

(1. 北京科技大学能源与环境工程学院, 北京 100083; 2. 宝山钢铁股份有限公司, 上海 201900)

摘要:高炉渣熔滴在冷却过程中的结晶行为会降低其商业价值, 为了研究不同冷却条件下熔滴的凝固行为特征, 将熔滴的飞行模型以及高炉渣结晶模型相结合对熔滴的连续凝固过程进行了数值模拟研究。结果表明: 熔滴粒径的增加会导致其表面结壳所需距离大幅度增加, 冷却后的平均晶相含量也会增加, 熔滴粒径通过影响内部导热速率与冷却均匀性, 成为主导凝固行为与晶相生长的关键因素。5 mm 熔滴在 15 m/s 初速度下, 冷却全程不反熔需水平飞行 16 m, 当对流换热系数从 $70 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 提至 $150 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时, 所需距离缩短至 12 m。冷却条件需相互匹配, 即表面结壳时延长飞行距离可降低初级流化床内冷却强度要求, 增大初级流化床内冷却强度能缩小造粒装置尺寸。

关键词:高炉渣; 焓; 凝固; 结晶; 数值模拟

中图分类号: TF534, TP391.9

文献标志码: A

文章编号: 1004-7638(2025)05-0023-10

DOI: 10.7513/j.issn.1004-7638.2025.05.003

开放科学(资源服务)标识码(OSID):



听语音
与作者
聊科研

Numerical simulation of continuous solidification process for blast furnace slag droplets

FENG Pengbo¹, LOU Guofeng^{1*}, WU Xincheng¹, XIAO Yongli²

(1. School of Energy and Environmental Engineering, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China; 2. Baoshan Iron & Steel Co., Ltd, Shanghai 201900, China)

Abstract: The crystallization behavior of granulated blast furnace slag droplets during cooling reduces their commercial value. In order to investigate the solidification characteristics of droplets under varying cooling conditions, a numerical simulation of the continuous solidification process was performed by integrating a droplet flight model with an enthalpy-based slag crystallization model. The results show that an increase in droplet size leads to a significant increase in the distance required for surface crust formation, and also results in an increase in the average crystalline phase content after cooling. Droplet size becomes a key factor governing solidification behavior and crystalline phase growth by influencing internal heat conduction rates and cooling uniformity. A 5-mm molten droplet at 15 m/s initial velocity requires 16 m horizontal flight to avoid remelting during cooling; increasing the primary fluidized bed convective heat transfer coefficient from $70 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ to $150 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ shortens this distance to 12 m. Two-stage molten droplet cooling must be matched: extending flight distance during surface crust formation reduces bed cooling intensity requirements, while increasing bed cooling intensity decreases granulation device size.

Key words: blast furnace slag, enthalpy, solidification, crystallization, numerical simulation

收稿日期: 2025-05-27; 修回日期: 2025-06-18; 接受日期: 2025-06-20

基金项目: 河北省重点研发计划项目(22373805D)。

作者简介: 冯鹏博, 1997 年出生, 男, 河北石家庄人, 硕士研究生, 主要从事高炉渣换热过程研究, E-mail: fengpengbo97@163.com; * 通讯作者: 楼国锋, 1969 年出生, 男, 博士, 副教授; 主要从事高炉渣处理工艺和余热回收研究, E-mail: lgf@ustb.edu.cn。

0 引言

高炉渣是炼铁过程中产生的主要副产品,其排放温度在 1 450 ℃ 左右^[1]。液态高炉渣在不同的冷却速度下会形成不同的固相结构(玻璃相和晶相)^[2]。玻璃相渣拥有更好的水力活性,可以直接当作水泥熟料来使用^[3-5],而晶相渣只能经筛分后用作道路填埋材料,商业价值会大打折扣。水淬法可以轻松获得高玻璃相含量的渣粒^[6],但是存在浪费水与热能,污染环境等问题^[7-8]。为了保护环境以及更好地回收高炉渣余热,研究者们提出了以空冷为特点的干式造粒技术,包括机械破碎法^[9-10],离心造粒法^[11-12],风淬法^[13-14]等。粒化之后的渣滴需要与空气进行充分换热来实现快速冷却,否则,渣滴在冷却过程中生成的晶相含量会增加,从而会降低高炉渣的商业价值。

通过试验很难清楚地了解熔滴在凝固过程中的内部细节变化,因此数值模拟目前仍是探索熔滴凝固行为的主流方法。刘小英等人^[15]假设高炉渣发生凝固时的温度点是恒定的,并通过温度法建立了高炉渣换热的一维(1D)模型,研究了单个颗粒的温度演化和凝固界面运动。邱勇军等人^[16]使用 fluent 软件计算了熔滴在冷却过程中的变形凝固过程,他们假设高炉渣在凝固过程中存在一个 10 K 范围的糊状区域。WANG 等人^[17]提出了一个基于焓理论的一维数值模型,并讨论了相变温度区间的存在及可变导热系数对凝固过程的影响。丁斌等人通过定向凝固试验^[18]拟合的试验关联式开发出了一个有关高炉渣结晶行为的一维模型^[19],首次将物相演化与换热耦合,初步揭示了在固定冷却条件下高炉渣结晶的部分规律。之后 GAO 等人^[20-21]在此基础上研究了高炉渣单侧受风时的单颗粒以及双颗粒的结晶行为。

现有研究多基于固定冷却条件,但 DING 等人^[18]试验表明,熔滴凝固存在相变温度区间及潜热释放差异,这与传统模型假设不同,因此需结合变冷却条件进一步研究。将高炉渣熔滴的飞行模型与结晶模型相结合,探究了熔滴的连续凝固过程,揭示了熔滴在变冷却条件下的凝固行为变化规律,并讨论了熔滴初始飞行速度、熔滴飞行距离、初级流化床冷却强度以及熔滴粒径对其凝固行为的影响,意在为造粒装置的尺寸设计以及系统运行参数做理论指导。

1 模型建立

1.1 物理模型

如图 1 所示,熔滴的整个凝固过程会在造粒装置以及流化装置内进行,首先粒化后的高炉渣熔滴会在造粒装置中飞行一段时间,在这个过程中完成了初步换热,熔滴在飞行过程中速度较快且温度较高,会受到冷空气对流和壁面辐射的双重冷却作用,通常表面会形成一层薄壳。随后熔滴落入初级流化床继续换热,此时颗粒呈半熔融状态,空气对流主导冷却过程。但冷却速率降低可能导致表面重熔,未凝固区域析出晶相,威胁系统稳定性。高炉渣熔滴的凝固在实际情况下是一个非常复杂的物理过程,包括变形、传热以及相演化,因此为了更好地研究熔滴的凝固过程,需要对其进行如下简化处理:①高炉渣与气淬空气接触瞬间即被粒化,气淬空气只起破碎作用,暂不考虑其对熔滴飞行过程中空气流场的影响;②忽略熔滴在冷却过程中的变形,高炉渣熔滴始终保持为球形;③高炉渣的结晶开始温度与结晶结束温度是固定的,玻璃相潜热与结晶相潜热在一定温度范围内均匀释放;④熔滴在飞行过程中与在初级流化床内的冷却空气温度分别保持不变,飞行过程的内壁面温度等于其冷却空气温度;⑤熔滴内部的热量仅沿径向传递,忽略熔滴在冷却过程中的自然对流换热,熔滴内部热量靠导热进行传递。

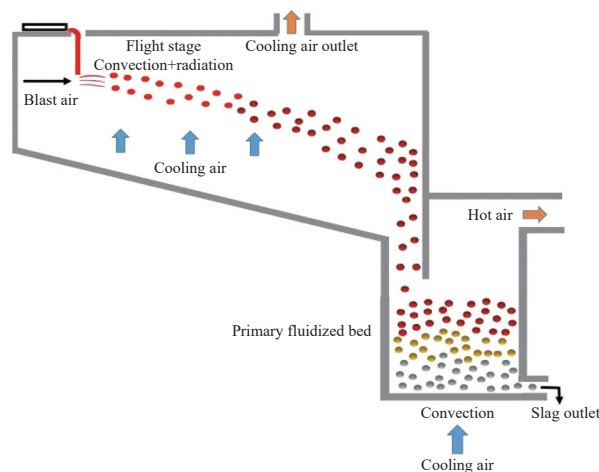


图 1 熔滴冷却过程示意

Fig. 1 Schematic diagram of droplet cooling process

基于上述假设,高炉渣熔滴在飞行过程中以及初级流化床内的冷却可以看作是球形一维传热模型,其物理模型如图 2 所示。

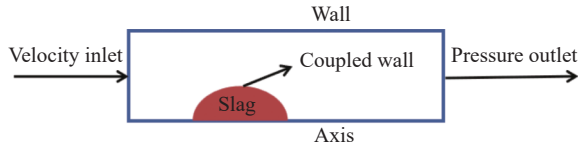


图 2 物理模型示意

Fig. 2 Schematic diagram of physical model

1.2 数学模型

连续性方程如式 (1) 所示。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{u}) = 0 \quad (1)$$

动量方程如式 (2) 所示。

$$\frac{\partial (\rho \vec{u})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{u} \vec{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot \vec{\tau} + \rho \vec{g} \quad (2)$$

能量方程如式 (3) 所示。

$$\frac{\partial (\rho H)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{u} H) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + S_E \quad (3)$$

式中 ρ 是密度, kg/m^3 ; p 是静态压力, Pa ; $\vec{g}$ 是重力加速度, m/s^2 ; $\vec{u}$ 是速度矢量, m/s ; $\vec{\tau}$ 是应力张量, Pa ; S_E 是能量方程的源项; H 是显热焓值, J/kg 。

熔滴在飞行过程中以及初级流化床内的传热控制方程可以表示为式 (4)。

$$\frac{\partial (\rho_s H)}{\partial t} = \lambda \left[\frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 \frac{\partial T}{\partial r} \right) \right] + S_E \quad (4)$$

式中 H 表示高炉渣的显热焓值, J/kg ; S_E 是能量方程的源项。

需要在能量方程中添加源项来描述这种结晶行为, 源项可以表示为式 (5)。

$$S_E = \frac{\partial (\rho \Delta H)}{\partial t} \quad (5)$$

式中 ΔH 代表高炉渣的有效潜热, J/kg 。

由于高炉渣在形成晶相与玻璃相时释放的潜热值不同, 因此其有效潜热由生成的玻璃相与晶相之间的比例来确定, 之前的研究中已经给出了晶相与玻璃相的潜热值 ($L_{\text{crystal}} = 456 \text{ kJ/kg}$, $L_{\text{vitreous}} = 284 \text{ kJ/kg}$)。关于高炉渣有效潜热的描述方法如式 (6) ~ (8) 所示^[21]。

$$\Delta H = \alpha \Delta H_{\text{crystal}} + (1 - \alpha) \Delta H_{\text{vitreous}} \quad (6)$$

$$\Delta H_{\text{crystal}} = \begin{cases} L_{\text{crystal}}, & T \geq T_0 \\ \frac{T - T_e}{T_0 - T_e} L_{\text{crystal}}, & T_e < T < T_0 \\ 0, & T \leq T_e \end{cases} \quad (7)$$

$$\Delta H_{\text{vitreous}} = \begin{cases} L_{\text{crystal}}, & T \geq T_1 \\ L_{\text{crystal}} - \frac{T_1 - T}{T_1 - T_g} L_{\text{vitreous}}, & T_g < T < T_1 \\ L_{\text{crystal}} - L_{\text{vitreous}}, & T \leq T_g \end{cases} \quad (8)$$

当高炉渣熔滴进入结晶温度区间后, 冷却速率

决定了每个时间步内熔滴的晶相生长速率, 进而可以通过积分得到熔滴在当前时间的晶相含量。晶相含量计算方法如式 (9) ~ (11) 所示。

$$v_\alpha = \begin{cases} 0, & v \geq 19.6 \\ 14.065e^{-0.228v}, & 8.15 \leq v < 19.6 \\ 2.333 - 2.374e^{-0.251v}, & 0.74 \leq v < 8.15 \\ 0.36, & 0 \leq v < 0.74 \end{cases} \quad (9)$$

$$v = \left| \frac{\Delta T}{\Delta t} \right| \quad (10)$$

$$\alpha = \int v_\alpha dt, \quad T_e \leq T \leq T_0 \quad (11)$$

式中, v 是高炉渣冷却速率的绝对值, K/s ; v_α 是高炉渣的晶相生长速率, $\%/s$; α 是高炉渣的晶相含量, $\%$ 。

熔滴在飞行过程中受到对流和辐射的双重冷却, 边界条件如式 (12) ~ (13) 所示。

$$r = 0, \quad \lambda \frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad (12)$$

$$0 < t \leq t_1, \quad r = R, \quad -\lambda \frac{\partial T}{\partial r} = h_1 (T - T_n) + \sigma \varepsilon (T^4 - T_w^4) \quad (13)$$

式中 t_1 是熔滴的飞行时间, s ; R 是熔滴的半径, m ; T 是熔滴的温度, K ; T_n 是飞行过程中的冷却空气温度, K ; T_w 是飞行过程的内壁面温度, K ; ε 是高炉渣表面的发射率; σ 是斯蒂芬-玻尔兹曼常数, 5.67×10^{-8} ; h_1 是熔滴飞行过程的对流换热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 。

对于在大范围气流中冷却的单个熔滴, h_1 可以通过熔滴直径和来流空气的性质计算出来, 如式 (14) 所示。

$$Nu = 2 + 0.6Re^{1/2}Pr^{1/3} = \frac{h_1 d}{\lambda_a}, \quad Re = \frac{\rho_a |\vec{u}_a - \vec{u}_s| d}{\mu_a} \quad (14)$$

式中 λ_a 是空气的导热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$; μ_a 是空气的动力粘度, $\text{Pa} \cdot \text{s}$ 。

对于初级流化床内的渣粒冷却, 边界条件如 (15) ~ (16) 所示。

$$r = 0, \quad \lambda \frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad (15)$$

$$t_1 < t \leq t_2, \quad r = R, \quad -\lambda \frac{\partial T}{\partial r} = h_2 (T - T_{n2}) \quad (16)$$

式中 $t_2 \sim t_1$ 是高炉渣在初级流化床的停留时间, s ; h_2 是高炉渣在初级流化床内的对流换热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$; T_{n2} 是初级流化床内的空气温度, K 。

h_2 的数值可以参考试验得到一个经验公式^[22], 如式 (17) 所示。

$$Nu = 2 + 0.90 Re^{0.62} (d/d_b)^{0.2} = \frac{h_2 d}{\lambda_a}, Re = \frac{\rho_a U d}{\mu_a} \quad (17)$$

($U \leq U_{mf}$)

式中 d_b 是床内颗粒的平均粒径, m ; U 是空气的表观流速, m/s ; U_{mf} 是颗粒流化所对应的最小空气表观流速, m/s 。

熔渣在飞行过程中会受到空气曳力 $\vec{F}_w$ 的作用, 其与空气和熔滴之间的相对速度方向保持一致, $\vec{F}_w$ 的表达式如式 (18) 所示。

$$\vec{F}_w = \frac{1}{2} C_D A_s \rho_a (\vec{u}_a - \vec{u}_s) |\vec{u}_a - \vec{u}_s| \quad (18)$$

式中 ρ_a 是空气的密度, kg/m^3 ; A_s 是高炉渣熔滴的投影面积, m^2 ; $\vec{u}_a$ 是空气速度, m/s ; $\vec{u}_s$ 是高炉渣熔滴速度, m/s ; C_D 是空气曳力系数。

C_D 的大小与雷诺数 Re 有关, 其表达式如式 (19) 所示。

$$C_D = 0.3 + \frac{23.5}{Re} + \frac{4.6}{\sqrt{Re}} \quad (19)$$

高炉渣熔滴在 L 和 W 方向上的运动方程可以通过牛顿第二定律来计算, 如式 (20) ~ (21) 所示。

$$\frac{1}{6} \rho_s \pi d^3 \vec{g} + \frac{1}{2} C_D A_s \rho_a |\vec{u}_a - \vec{u}_s| (\vec{u}_a - \vec{u}_s) \sin \eta = \frac{1}{6} \rho_s \pi d^3 \frac{d\vec{u}_{sw}}{dt} \quad (20)$$

$$\frac{1}{2} C_D A_s \rho_a |\vec{u}_a - \vec{u}_s| (\vec{u}_a - \vec{u}_s) \cos \eta = \frac{1}{6} \rho_s \pi d^3 \frac{d\vec{u}_{sl}}{dt} \quad (21)$$

式中 η 是飞行过程中空气曳力与水平方向之间的锐角夹角, $^\circ$; $\vec{u}_{sw}$ 是熔滴在垂直轴 W 方向上的分速度值, m/s ; $\vec{u}_{sl}$ 是熔滴在水平轴 L 方向上的分速度值, m/s 。

熔滴的运动轨迹为如式 (22) 所示。

$$\frac{dL}{dt} = \vec{u}_{sl}, \quad \frac{dW}{dt} = \vec{u}_{sw} \quad (22)$$

式中 L 是熔滴在水平轴方向上的运动距离, m ; W 是熔滴在垂直轴方向上的运动距离, m 。

1.3 网格划分与无关性验证

建立熔渣换热二维物理模型, 采用对称结构减小网格数量, 计算域为 $10 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ 的长方形, 因为网格质量对计算结果的准确性和计算时间有很大影响。采用四边形网格进行模拟, 并对渣粒内部和周围的网格进行了加密。这样可以捕捉渣粒周围变

化较大的温度梯度, 以确保计算结果的准确性, 网格结果如图 3 所示。

使用五组不同数量的网格 (56 910、72 877、85 715、102 344、130 375) 来探讨网格密度对模拟结果的影响。空气速度 V 和空气温度 T_f 分别设置为 0.5 m/s 和 300 K 。初始炉渣温度 T_i 和粒径 d 分别设置为 1723 K 和 5 mm 。从图 4 可以看出, 当网格数从约 85 000 增加到约 130 000 时, 结晶结束时间 t_c 的相对误差小于 0.3% 。因此, 超过 85 000 的网格数可用于接下来的模拟。

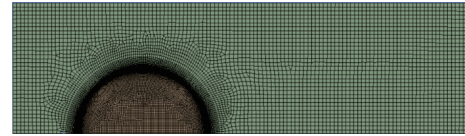


图 3 计算模型使用的网格

Fig. 3 The grid used in the calculation model

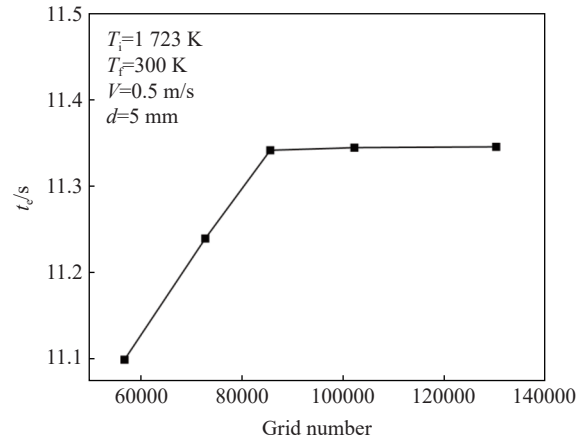


图 4 网格独立性验证

Fig. 4 Grid independence verification

1.4 参数选取与边界条件设置

冷却空气从计算域的左侧流入, 然后从右侧流出, 相应的边界条件分别为速度入口以及压力出口, 将计算域的上壁面设置为无滑移绝热壁面边界, 渣粒的表面设置为耦合壁面边界, 中轴线上的边界设置为轴对称边界, 计算域里的空气和熔滴温度在初始时刻都是均匀的, 重力方向竖直向下, 大小为 9.98 m/s^2 。高炉渣表面发射率 ε 、液相线温度 T_l 、结晶开始温度 T_0 、结晶结束温度 T_c 、玻璃化转变温度 T_g 等物理参数如表 1 所示。

表 1 高炉渣的物理参数^[19,23-24]

Table 1 Physical properties of the BF slag^[19,23-24]

参数	ε	$L_{\text{vitreous}}/(J \cdot kg^{-1})$	$L_{\text{crystal}}/(J \cdot kg^{-1})$	T_l/K	T_0/K	T_c/K	T_g/K
数值	0.8	284 000	456 000	1 643	1 623	1 483	1 013

当高炉渣温度小于 1013 K 时, 高炉渣密度 ρ_s 为 2840 kg/m^3 , 当高炉渣温度在 $1013 \text{ K} \sim 1643 \text{ K}$

之间时, ρ_s 为 2750 kg/m^3 , 当高炉渣温度 T 大于 1643 K 时, ρ_s 取值为 $2973.41 - 0.1317 \times T$ 。

高炉渣的比热容 C_{ps} 以及导热系数 λ_s 随温度变化的公式见式 (23) ~ (24)。

$$C_{ps} = 937 + 0.156T - 0.185 \times 10^{-8} T^{-2} \quad (23)$$

$$\lambda_s = \begin{cases} 0.7095 + 7.3468 \times 10^{-4} T + 7.6638 \times 10^{-7} T^2 - 6.5718 \times 10^{-10} T^3, & T \leq 1373.15 \text{ K} \\ -99.552 + 0.19672T - 1.2574 \times 10^{-4} T^2 + 2.625 \times 10^{-8} T^3, & T > 1373.15 \text{ K} \end{cases} \quad (24)$$

2 模型验证

炉渣结晶的有关公式取自丁斌等人所做的定向凝固试验^[18], 由于缺乏高炉渣熔滴结晶的有关试验数据, 因此对丁斌等人所做的定向凝固试验进行了验证。根据试验测量得到的数据, 将高炉渣初始温度设置为 1723 K, 底面平均对流换热系数设置为 $897 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$, 将模拟中计算出的中心线上不同高度 H 处的玻璃相含量 $(1-\alpha)$ 与试验数据做比较, 结果如图 5 所示, 玻璃相含量变化的趋势与试验保持一致, 最大相对误差为 18% 左右, 考虑到试验与模拟之间的差异 (如平均对流换热系数简化、非完全绝热环境等), 18% 的最大相对误差处于工程模拟合理范围内, 验证了模型的可靠性。

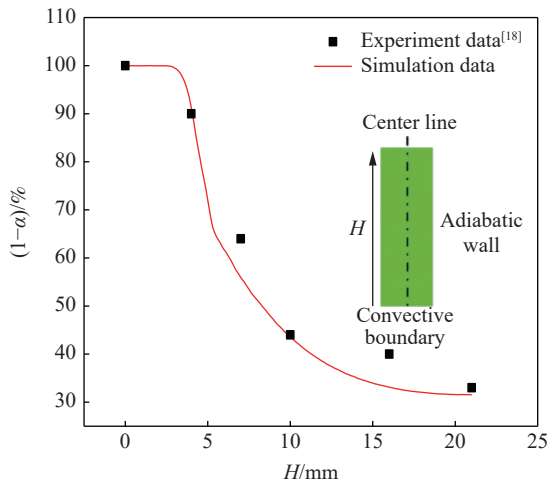


图 5 不同高度处高炉渣玻璃相含量的对比

Fig. 5 Comparison of vitreous phase content of blast furnace slag at different heights

3 结果与讨论

3.1 高炉渣熔滴在飞行过程中的冷却

液态高炉渣粒化之后会形成具有不同初始速度大小的熔滴。因此, 研究熔滴在不同初始速度下的冷却过程对于造粒装置的设计具有指导作用。

图 6 显示了 2、3 mm 以及 5 mm 的熔滴在不

同初始飞行速度下其表面温度随水平飞行距离的变化情况, 可以看出熔滴表面温度下降的速率会随飞行距离的增加而减小, 且熔滴的粒径与初始飞行速度越大, 熔滴表面结壳时所需的飞行距离就越远。

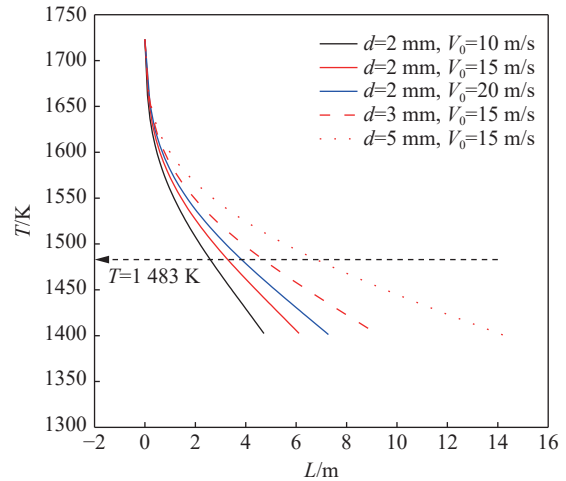


图 6 熔滴表面温度随水平飞行距离的演化

Fig. 6 Evolution of droplet surface temperature with horizontal flight distance

图 7 显示了在不同初始飞行速度下的 1 ~ 5 mm 熔滴表面结壳时的水平飞行距离变化, 由图可知, 熔滴粒径一定时, 水平飞行距离和初始飞行速度呈正相关, 且熔滴的粒径越大, 其水平飞行距离随初始飞行速度的变化越剧烈。由此可见, 熔滴初始飞行速度以及粒径的增大均不利于熔滴在飞行过程中的表面结壳。

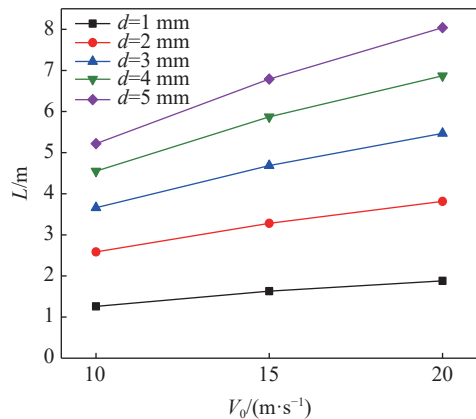


图 7 熔滴表面结壳时的水平飞行距离演化

Fig. 7 Evolution of horizontal flight distance when the droplet surface is crusted

3.2 高炉渣熔滴的连续凝固过程

由于造粒装置的尺寸限制, 熔滴在飞行一段距离后就会与壁面发生碰撞, 之后会进入初级流化床中继续进行换热, 相同初始飞行速度下, 5 mm 熔滴

表面结壳所需的水平飞行距离最远。为使得不同粒径熔滴表面结壳后顺利进入流化床冷却,需针对5 mm 熔滴的连续凝固过程展开讨论。由图7可知,5 mm 的熔滴在15 m/s 的初速下需飞行6.79 m 表面才会结壳,为形成足够固相层,将5 mm 熔滴的水平飞行距离 L 增至10 m。如图8(a)所示,熔滴在飞行的过程中受到对流和辐射的双重冷却,冷却强度较大,高炉渣的外表面会形成凝固外壳,但内部因导

热系数限制产生显著温度梯度。当熔滴进入初级流化床之后,冷却速度发生骤降,表面热量积聚导致温度最高回升至1531.7 K,重新进入了结晶温度区间,这意味着熔滴的表面发生了反熔,有发生粘结的风险。之后,随着内部热量的释放,熔滴内的温度梯度减小,表面温度又会开始逐渐降低,当 $t=12.75$ s 时,熔滴中心的温度降到了1483 K 以下,此时熔滴凝固完成,可转入后续余热回收。

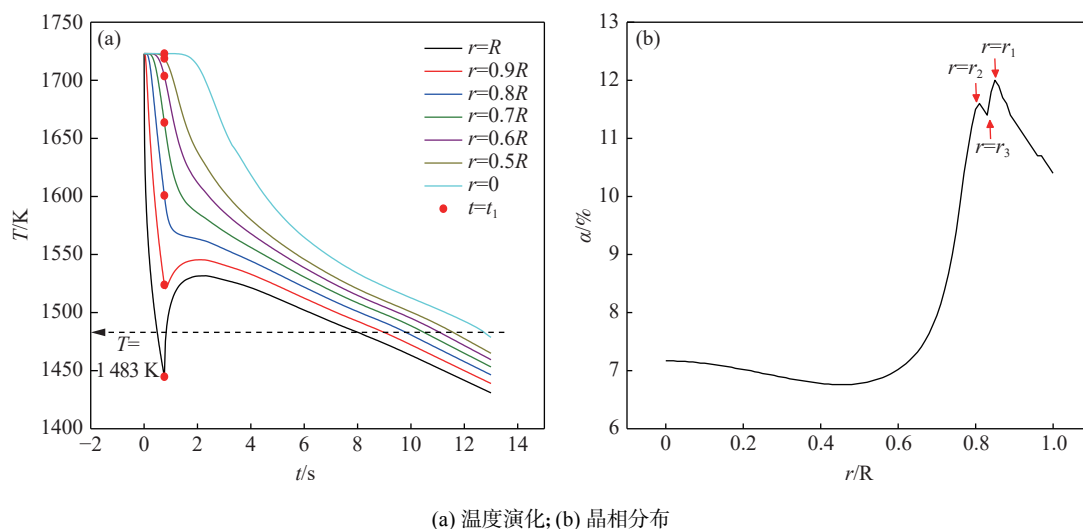


图8 熔滴的温度演化和晶相分布

Fig. 8 Temperature evolution and crystal phase content distribution inside the droplet

图8(b)显示熔滴进入初级流化床内因冷却速率降低导致晶相析出, r 为测量点与熔滴半径 R 的相对位置, r_1 和 r_2 处出现晶相含量峰值,前者源于表面温度回升延长结晶时间,后者因飞行阶段积累温差加速中心冷却。 r_3 处作为温度回升边界区,其温度-时间曲线斜率较低,结晶驱动力弱于前两区域,导致晶相生长速率最小。

3.3 熔滴水平飞行距离的影响

熔滴在飞行时的表面结壳可以防止熔滴与壁面发生粘结,有限的飞行空间导致了熔滴在飞行阶段的停留时间较短,因此对其飞行距离进行了探讨。图9显示了5 mm 熔滴在水平飞行距离分别为10~8 m 时的内部温度分布图,可以看出随着水平飞行距离从10 m 增加到18 m,熔滴表面温度从1445.13 K 降到了1361.94 K,熔滴撞壁时的固相区比例得到了有效增加。

熔滴凝固过程的温度演化如图10(a)所示,飞行距离达到16 m 时,5 mm 熔滴的表面最高回升温度降至结晶结束温度(1483 K)以下,此时,熔滴在冷却全程无表面反熔风险。图10(b)揭示了晶相分布规律:水平飞行距离为18 m 时晶相集中分布于(0.6~0.8) R 范围;水平飞行距离为16 m 时除近表

面区域外均存在晶相;水平飞行距离减小至14 m 之后熔滴因表面反熔导致全域均有晶相分布。不同工况对应平均晶相含量分别为0.26%、1.99%、5.23%、8.64%、9.52%。结果表明,增大造粒装置尺寸可有效促进表面凝固、降低晶相含量,保障复合装置稳定运行。

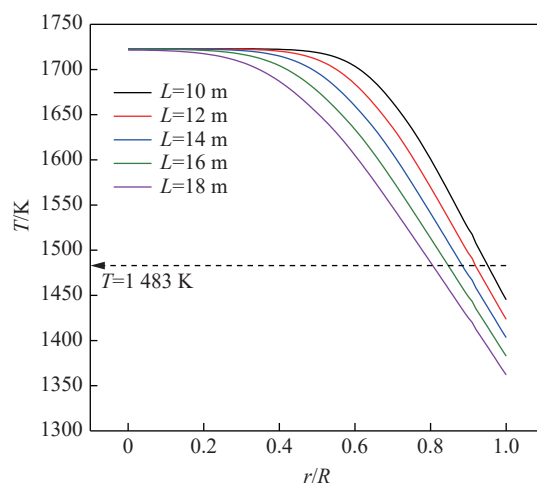


图9 不同水平飞行距离下熔滴内部的温度分布

Fig. 9 Temperature distribution inside the droplet under different horizontal flight distances

3.4 初级流化床内对流换热系数的影响

由 3.3 节可知, 当水平飞行距离降到 14 m 时, 5 mm 的熔滴表面就会发生反熔, 为了研究初级流化床内的冷却强度对高炉渣熔滴凝固行为的影响, 在 12 m 的水平飞行距离下, 给 5 mm 熔滴在初级流化床内的冷却设置了几组不同的对流换热系数 h_2 。熔滴的温度演化如图 11(a) 所示, 当 h_2 从 $70 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$

提高到 $150 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时, 熔滴的表面最高回升温度从 1512.39 K 降到了 1479.08 K , 这说明此时 5 mm 熔滴的表面已经不会再发生反熔。图 11(b) 显示了 5 mm 熔滴的平均晶相含量 α_{average} 随时间的演化过程, 可以看出, 对流换热系数的增加明显缩短了晶相的生长时间, 5 mm 熔滴的平均晶相含量从 8.64% 下降到了 0.31%。

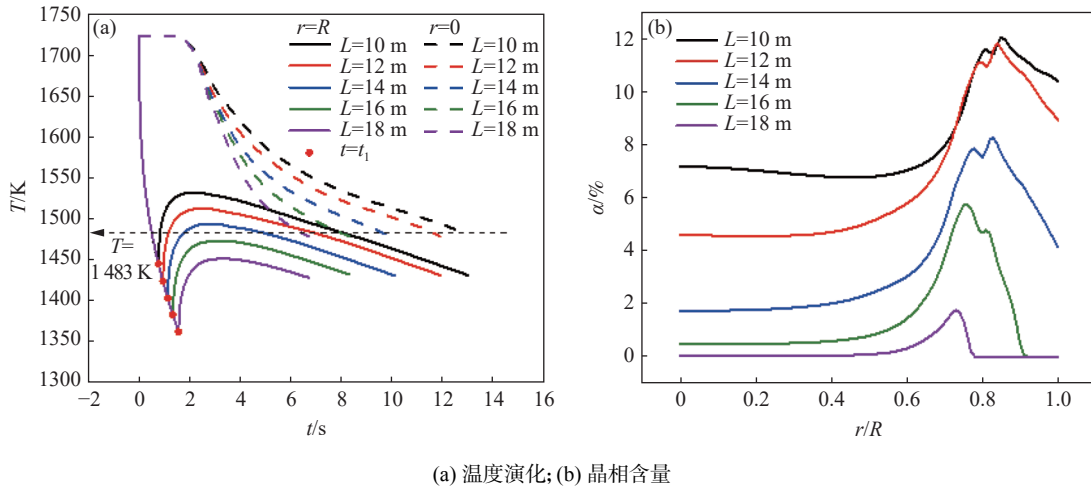


图 10 不同水平飞行距离下熔滴内的温度演化和晶相含量分布

Fig. 10 Temperature evolution and crystal phase content distribution inside the droplet under different horizontal flight distances

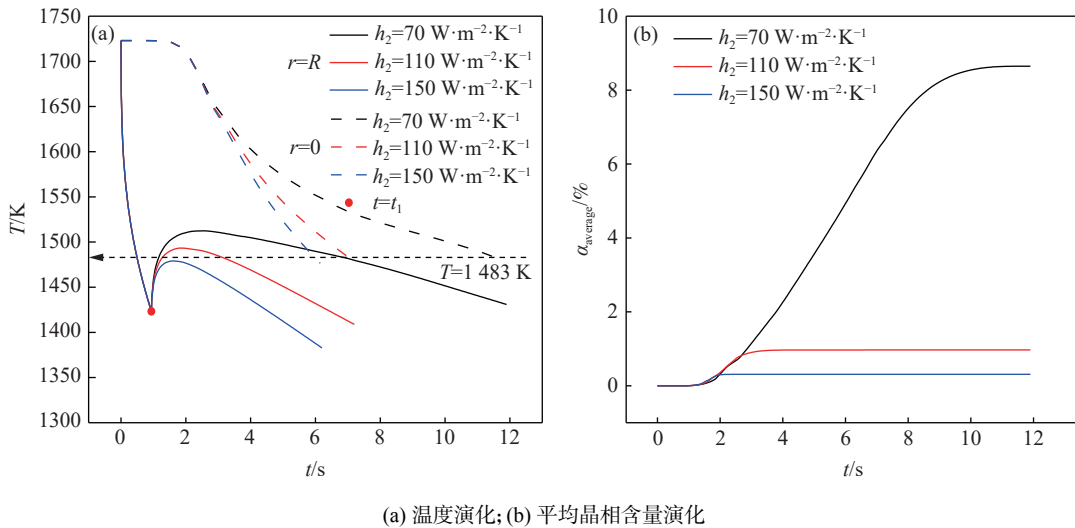


图 11 不同对流换热系数下熔滴的温度演化和平均晶相含量演化

Fig. 11 Temperature evolution and average crystal phase content evolution inside the droplet under various convective heat transfer coefficients

对于高炉渣熔滴的冷却, 最值得关注的三个参数便是熔滴的平均晶相含量 α_{average} , 初级流化床内表面回升的最高温度 T_{max} 以及高炉渣熔滴的结晶结束时间 (t_e)。图 12 显示了这三个重要参数随 h_2 的变化趋势, 可以看出当 h_2 从 $70 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 增加到

$110 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时, α_{average} 从 8.64% 快速降到了 0.97%, 当 h_2 进一步增加到 $150 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 时, α_{average} 缓慢地降到了 0.31%, t_e 随 h_2 的变化趋势与 α_{average} 随 h_2 的变化趋势类似。我们可以将其归因于晶相与放热之间的耦合关系, 当 h_2 较小时, 熔滴的冷却

速率小,生成晶相含量较多,而生成的晶相会释放更多潜热,进一步减小冷却速率,此时结晶与放热之间形成了一种正反馈关系;当 h_2 增加到一定程度时,熔滴的凝固成分几乎全是玻璃相,释放潜热较少,此时再增加 h_2 ,熔滴的冷却速率会受到内部导热系数的限制, α_{average} 以及 t_c 的下降趋势就会变缓。相比之下, T_{max} 随 h_2 的增加呈现出了一种线性减小的趋势。

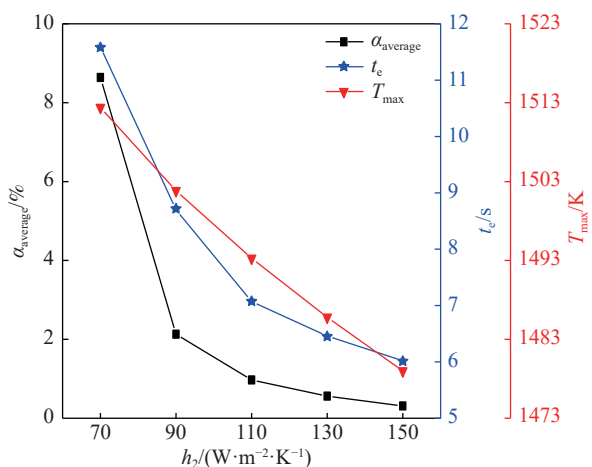


图 12 三个重要参数随对流换热系数的变化

Fig. 12 Variation of three key parameters with convective heat transfer coefficient

3.5 熔滴粒径的影响

图 13 是 2~5 mm 熔滴在水平飞行距离为 12 m 时的内部温度分布图,从图 13 可以看出,随着颗粒粒径的减小,熔滴的固相层比例会迅速增加,尤其是当熔滴的粒径减小到 2 mm 时,在飞行的过程中便已完全凝固。

图 14 显示了熔滴粒径对三个重要参数的影响,当熔滴的粒径从 5 mm 减小到 4 mm 时, α_{average} 从 8.64% 减小到了 1.79%,当粒径减小到 3 mm 时,颗粒内部已经不存在晶相。同样, t_c 也会随着熔滴粒径的减小而迅速减少。另外,当熔滴粒径从 3 mm 减小到 2 mm 时,其表面最大回升温度有一个迅速下降的过程。综上所述,熔滴粒径是对其凝固行为以及晶相生长影响最大的因素。

熔滴在复合装置内的凝固行为决定了系统能否稳定运行,而熔滴粒径又是对其凝固行为影响最大的因素,因此在熔滴初始飞行速度为 15 m/s,初始温度为 1723 K,两个阶段冷却空气温度分别为 300 K 和 773 K 的条件下总结了 2~5 mm 粒径的熔滴在不同水平飞行距离下冷却时后续表面不发生

反熔所需要的临界对流换热系数(h_{2c}),结果如图 15 所示。

图(15)上的数字代表此时熔滴的垂直下落距离,可以看出熔滴的垂直下落距离会随着熔滴横向飞行距离的增加而迅速增加,为了保证复合装置的稳定运行,两个阶段的冷却条件要相互匹配,在熔滴表面结壳的情况下继续延长熔滴的飞行距离可以使其在初级流化床内的冷却强度要求降低,而增大初级流化床内的冷却强度则可以缩小造粒装置的尺寸。此外,熔滴粒径的减小可以有效降低其对冷却强度的要求,缩小造粒装置的尺寸,我们可以根据造粒过程中的主要粒径分布来选择合适的冷却条件。

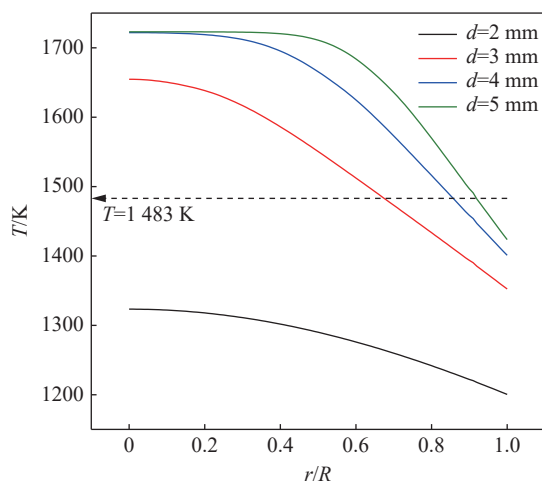


图 13 不同粒径熔滴在水平飞行距离为 12 m 时的内部温度分布

Fig. 13 Temperature distribution inside the droplet at horizontal flight distance of 12 m under various droplet diameters

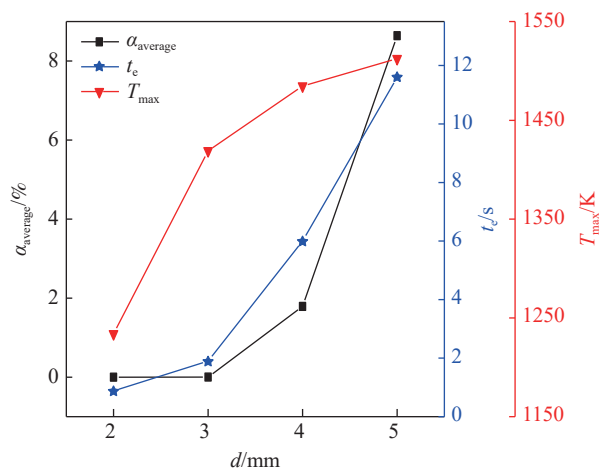


图 14 三个重要参数随熔滴粒径的变化

Fig. 14 Variation of three key parameters with droplet diameter

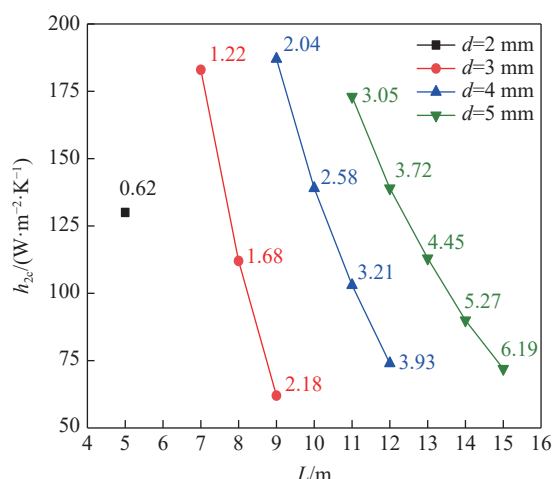


图 15 熔滴粒径对水平飞行距离及临界对流换热系数的影响
Fig. 15 Effect of droplet diameter on horizontal flight distance and critical heat transfer coefficient

4 结论

使用了熔滴的飞行模型以及基于焓法的高炉渣结晶模型对高炉渣熔滴在造粒-流化复合装置内的连续凝固过程进行了数值模拟研究。此外,还讨论了熔滴初始飞行速度、水平飞行距离、初级流化床中的对流传热系数和熔滴直径对凝固和结晶行为的影响。得出了以下结论:

1) 2 mm 粒径的熔滴初始飞行速度从 10 m/s 变

为 20 m/s, 熔滴表面结壳所需飞行距离增加了 35.5%。初始飞行速度为 15 m/s 条件下, 熔滴直径从 2 mm 变为 5 mm, 熔滴表面结壳所需飞行距离增加了 84.2%, 在造粒装置尺寸受限制的情况下, 熔滴初始飞行速度以及粒径的增大均不利于其在飞行过程中的表面结壳。

2) 由于初级流化床中冷却强度的骤降, 熔滴在整个冷却过程中表面温度会经历先快速下降后升高再缓慢下降的过程, 颗粒落入初级流化床后表面温度出现回升, 如果此时冷却强度不够则会出现表面反熔现象。

3) 熔滴粒径由 5 mm 减小到 4 mm 时, 平均晶相含量从 8.64% 减小到了 1.79%, 粒径低于 3 mm 时不产生晶相。熔滴粒径通过影响内部导热速率与冷却均匀性, 成为主导凝固行为与晶相生长的关键因素。

4) 5 mm 直径熔滴在 15 m/s 初速度条件下, 冷却全程不发生反熔所需要的水平飞行距离为 16 m, 当初级流化床对流传热系数从 $70 W/(m^2 \cdot K)$ 提高到 $150 W/(m^2 \cdot K)$ 时, 需要的水平飞行距离降为 12 m。熔滴两阶段冷却条件需匹配, 即表面结壳时延长飞行距离可降低初级流化床内冷却强度要求; 增大初级流化床内冷却强度, 能缩小造粒装置尺寸。

参考文献

- [1] SI W H, ZHANG Y Q. Current status and development trend of waste heat recovery technology for high-temperature slag[J]. Yizhong Technology, 2025(1): 1-4.
(姒伟华, 张元奇. 高温熔渣余热回收技术现状及发展趋势[J]. 一重技术, 2025(1): 1-4.)
- [2] DING B, LIAO Q, ZHU X, *et al.* Deep insight into phase transition and crystallization of high temperature molten slag during cooling: A review[J]. Applied Thermal Engineering, 2021, 184: 116260.
- [3] ZHANG X, WANG S, WU Z, *et al.* Optimizing heat transfer and solidification crystallization in dry granulation of blast furnace slag[J]. Powder Technology, 2024, 447: 120202.
- [4] KUMAR S S, SINGH A R, KARTIK S. Utilizing ground granulated blast furnace slag during carbon sequestration in concrete[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2025, 37(2): 12-27.
- [5] LIU J X, QIN Q, YU Q B. The effect of size distribution of slag particles obtained in dry granulation on blast furnace slag cement strength[J]. Powder Technology, 2020, 362(C): 32-36.
- [6] KAVEH T M, MOHAMMADI E, MEHRNAHAD H. Durability of steel slag as railway ballast under freezing-thawing and salt crystallization weathering[J]. Journal of Material Cycles and Waste Management, 2025, 27(3): 1-14.
- [7] SUN R J, KANG Y, SHAO C, *et al.* Numerical simulation on intensified cooling and solidification process of gas-quenched blast furnace slag beads[J]. China Metallurgy, 2024, 34(9): 34-44.
(孙瑞靖, 康月, 邵宸, 等. 气淬高炉渣珠强化冷却凝固过程数值仿真[J]. 中国冶金, 2024, 34(9): 34-44.)
- [8] LI X H, WANG X S, LIU Z L, *et al.* New direction for comprehensive utilization of high-titanium blast furnace slag[J]. Iron Steel Vanadium Titanium, 2009, 30(3): 10-16.
(李兴华, 王雪松, 刘知路, 等. 高钛高炉渣综合利用新方向[J]. 钢铁钒钛, 2009, 30(3): 10-16.)

- [9] FANG W Y, WANG H, ZHU X, *et al.* Heat transfer characteristics of molten slag in rotary cup granulation process[J]. *Iron and Steel*, 2020, 55(8): 151-159.
(方维扬, 王宏, 朱恂, 等. 转杯粒化工艺高温熔渣换热数值模拟[J]. *钢铁*, 2020, 55(8): 151-159.)
- [10] SUN G T. Study on mechanical centrifugal granulation characteristics of blast furnace slag[D]. Qingdao: Qingdao University, 2020.
(孙广彤. 高炉熔渣机械离心粒化特性研究[D]. 青岛: 青岛大学, 2020.)
- [11] SHAO C, KANG Y, XING H W, *et al.* Experimental and simulation on the granulation process of blast furnace slag[J]. *Iron Steel Vanadium Titanium*, 2024, 45(1): 104-114.
(邵宸, 康月, 邢宏伟, 等. 高炉熔渣粒化工艺试验及其数值仿真研究分析[J]. *钢铁钒钛*, 2024, 45(1): 104-114.)
- [12] CHANG Q M, CHENG Y K, LI X W, *et al.* Modeling and simulation study on dry centrifugal granulation of blast furnace slag[J]. *Iron Steel Vanadium Titanium*, 2014, 35(1): 69-73.
(常庆明, 程永楷, 李先旺, 等. 高炉渣干式离心粒化的建模仿真研究[J]. *钢铁钒钛*, 2014, 35(1): 69-73.)
- [13] LI X H. Study on mechanism of gas-liquid atomization and solidification heat transfer characteristics of blast furnace slag [D]. Beijing: University of Science and Technology Beijing, 2025.
(刘晓宏. 高炉熔渣气雾粒化机理及凝固换热特性研究[D]. 北京: 北京科技大学, 2025.)
- [14] WANG Z B, LIU Y, ZHANG Y Z, *et al.* Experimental study on heat recovery of blast furnace slag by gas quenching granulation[J]. *Iron Steel Vanadium Titanium*, 2018, 39(4): 93-98.
(王子兵, 刘跃, 张玉柱, 等. 高炉熔渣气淬粒化热量回收试验研究[J]. *钢铁钒钛*, 2018, 39(4): 93-98.)
- [15] LIU X Y, ZHU X, LIAO Q, *et al.* Theoretic analysis on transient solidification behaviors of a molten blast furnace slag particle[J]. *CIESC Journal*, 2014, 65(S1): 285-291.
(刘小英, 朱恂, 廖强, 等. 高温熔融高炉渣颗粒相变冷却特性分析[J]. *化工学报*, 2014, 65(S1): 285-291.)
- [16] QIU Y J, ZHU X, WANG H, *et al.* Three-dimensional simulation of solidification and heat transfer for air-cooling molten blast furnace slag droplet[J]. *CIESC Journal*, 2014, 65(S1): 340-345.
(邱勇军, 朱恂, 王宏, 等. 熔渣颗粒空冷相变换热的三维数值模拟[J]. *化工学报*, 2014, 65(S1): 340-345.)
- [17] WANG H, DING B, LIU X Y, *et al.* Solidification behaviors of a molten blast furnace slag droplet cooled by air[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2017, 127: 915-924.
- [18] DING B, WANG H, ZHU X, *et al.* Crystallization behaviors of blast furnace (BF) slag in a phase-change cooling process[J]. *Energy & Fuels*, 2016, 30(4): 3331-3339.
- [19] DING B, ZHU X, WANG H, *et al.* Numerical investigation on phase change cooling and crystallization of a molten blast furnace slag droplet[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2018, 118: 471-479.
- [20] GAO J, FENG Y H, FENG D L, *et al.* Solidification with crystallization behavior of molten blast furnace slag particle during the cooling process[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2020, 146: 118888.
- [21] GAO J, FENG Y H, FENG D L, *et al.* The effects of interactions between multiple blast furnace slag particles on crystallization characteristics[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2022, 185: 122374.
- [22] FAN F H, MIN Z, YANG S L, *et al.* Numerical study of fluid dynamics and heat transfer property of dual fluidized bed gasifier[J]. *Energy*, 2021, 234: 74-83.
- [23] WANG B, QIU J Y, GUO Q H, *et al.* Numerical simulations of solidification characteristics of molten slag droplets in radiant syngas coolers for entrained-flow coal gasification[J]. *ACS omega*, 2021, 6(31): 20388-20397.
- [24] YANG P, MA C, MA G, *et al.* Waste heat recovery of blast furnace slag in moving bed: Influencing of structural parameters and operating parameters[J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2024, 107: 109421.