



电磁搅拌条件下结晶器内钢液多相流动和卷渣现象的大涡模拟

李琪蓝 张立峰 陈威 王亚栋 赵震 张静

Large eddy simulation on the multiphase fluid flow and slag entrainment in a continuous casting mold with electromagnetic stirring

LI Qi-lan, ZHANG Li-feng, CHEN Wei, WANG Ya-dong, ZHAO Zhen, ZHANG Jing

引用本文:

李琪蓝, 张立峰, 陈威, 王亚栋, 赵震, 张静. 电磁搅拌条件下结晶器内钢液多相流动和卷渣现象的大涡模拟[J]. 工程科学学报, 2022, 44(4): 690–702. doi: 10.13374/j.issn2095–9389.2021.11.01.003

LI Qi-lan, ZHANG Li-feng, CHEN Wei, WANG Ya-dong, ZHAO Zhen, ZHANG Jing. Large eddy simulation on the multiphase fluid flow and slag entrainment in a continuous casting mold with electromagnetic stirring[J]. *Chinese Journal of Engineering*, 2022, 44(4): 690–702. doi: 10.13374/j.issn2095–9389.2021.11.01.003

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.13374/j.issn2095–9389.2021.11.01.003>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

卷渣类夹杂物在结晶器钢液中成分转变的动力学模型

Kinetic model of the composition transformation of slag inclusions in molten steel in continuous casting mold

工程科学学报. 2021, 43(6): 786 <https://doi.org/10.13374/j.issn2095–9389.2020.04.13.003>

浸入式水口对结晶器钢水流动与液面波动的影响

Effect of SEN on fluid flow and surface fluctuation in a continuous casting slab mold

工程科学学报. 2018, 40(6): 697 <https://doi.org/10.13374/j.issn2095–9389.2018.06.007>

圆坯凝固末端电磁搅拌作用下的流动与传热行为

Melt flow and heat transfer at the crater end of round billet continuous casting using final electromagnetic stirring

工程科学学报. 2019, 41(6): 748 <https://doi.org/10.13374/j.issn2095–9389.2019.06.006>

连铸结晶器内渣膜形成及传热的研究现状

Research overview of formation and heat transfer of slag film in mold during continuous casting

工程科学学报. 2019, 41(1): 12 <https://doi.org/10.13374/j.issn2095–9389.2019.01.002>

结晶器旋转数值模拟及对高速钢电渣锭碳化物的影响

Numerical simulation of mold rotation and its effect on carbides in HSS ESR ingot

工程科学学报. 2020, 42(4): 516 <https://doi.org/10.13374/j.issn2095–9389.2019.07.07.001>

连铸控流模式对大方坯及棒材组织结构与宏观偏析影响

Macrostructure and macrosegregation behavior of bloom products under various flow control modes of the casting process

工程科学学报. 2021, 43(8): 1081 <https://doi.org/10.13374/j.issn2095–9389.2021.01.27.007>

电磁搅拌条件下结晶器内钢液多相流动和卷渣现象的大涡模拟

李琪蓝¹⁾, 张立峰^{2)✉}, 陈 威^{3)✉}, 王亚栋¹⁾, 赵 震⁴⁾, 张 静⁴⁾

1) 北京科技大学冶金与生态工程学院, 北京 100083 2) 北方工业大学机械与材料工程学院, 北京 100144 3) 燕山大学机械工程学院, 秦皇岛 066004 4) 燕山大学车辆与能源学院, 秦皇岛 066004

✉通信作者, 张立峰, E-mail: zhanglifeng@ncut.edu.cn; 陈威, E-mail: weichen@ysu.edu.cn

摘 要 针对大方坯连铸结晶器内的流动和卷渣行为进行了三维数值模拟仿真, 应用大涡模拟模型模拟湍流、应用 VOF 模型模拟渣相–钢液和空气–渣相–钢液的多相流。研究对比了钢液单相流动、渣相–钢液两相流动和空气–渣相–钢液三相流动 3 种模型下结晶器内的流动、钢–渣界面液位形状和波动及卷渣行为, 并通过工业用计算机断层成像技术(工业 CT)检测了连铸坯中大颗粒卷渣类夹杂物数量随着电磁搅拌电流强度的变化。结果表明, 在 150 A、2 Hz 结晶器电磁搅拌下, 3 种模型得到的结晶器内钢液流场差别较小, 但在钢–渣界面处差别较大。钢液单相模型下钢液表面流动速度比其他两种模型钢–渣界面处的速度更大。渣相–钢液两相模型和空气–渣相–钢液三相模型的卷渣速率分别为 0.00118 和 0.00040 kg·s⁻¹。渣相–钢液两相模型条件下, 由于上表面即渣的顶面不能弯曲, 所以钢–渣界面处的湍动能没有得到耗散, 所以比三相模型的湍动能更大, 因此其预测的卷渣速率偏大。当搅拌电流强度增大到 300 A, 渣相–钢液两相模型和空气–渣相–钢液三相模型的卷渣速率分别为 150 A 条件下的 5 倍和 15 倍; 当电流频率增大到 4 Hz, 渣相–钢液两相模型的卷渣速率变化很小, 空气–渣相–钢液三相模型的卷渣速率降低为 2 Hz 条件下的 1/3。因此, 为了正确的模拟和预测结晶器钢–渣界面处的卷渣行为, 必须使用空气–渣相–钢液三相瞬态模型进行模拟仿真。

关键词 多相流; 卷渣; 电磁搅拌; 大涡模拟; 方坯结晶器

分类号 TG142.71

Large eddy simulation on the multiphase fluid flow and slag entrainment in a continuous casting mold with electromagnetic stirring

LI Qi-lan¹⁾, ZHANG Li-feng^{2)✉}, CHEN Wei^{3)✉}, WANG Ya-dong¹⁾, ZHAO Zhen⁴⁾, ZHANG Jing⁴⁾

1) School of Metallurgical and Ecological Engineering, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China

2) School of Mechanical and Materials Engineering, North China University of Technology, Beijing 100144, China

3) School of Mechanical Engineering, Yanshan University, Qinhuangdao 066004, China

4) School of Vehicle and Energy, Yanshan University, Qinhuangdao 066004, China

✉ Corresponding author, ZHANG Li-feng, E-mail: zhanglifeng@ncut.edu.cn; CHEN Wei, E-mail: weichen@ysu.edu.cn

ABSTRACT Due to the closed environment with high temperature and pressure in the continuous casting (CC) process, numerical simulation technology with flexible control and low cost of phenomena in the CC mold has been a research hotspot. The multiphase flow, heat transfer, solidification of steel and slag, and other complex interaction in the mold are some of the simulation difficulties. Various physical models have been established in recent studies to obtain the reactions and effects of the different phases. However, the

收稿日期: 2021-11-01

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(E2021203222); 河北省省级科技计划资助项目(20591001D)

influence of different models on the simulation results is rarely studied. In the current study, a three-dimensional (3D) mathematical model, coupled with the large eddy simulation (LES) turbulent model and volume of fluid (VOF) multiphase model, was established to investigate the multiphase flow, slag-steel interface level fluctuation, and slag entrainment in the mold of a steel bloom CC with mold electromagnetic stirring (M-EMS). The air-slag-steel three-phase flow, slag-steel two-phase flow, and steel single-phase flow were compared. An industrial computerized tomography (CT) was used to detect the large entrainment slag inclusions in blooms with different stirring current intensities. With a 150-A current intensity and a 2-Hz frequency electromagnetic stirring at the mold, the multiphase flows are approximately identical for the three models, although different at the slag-steel interface. The speed on the top surface of the single-phase model is higher than that of the multiphase models. The level fluctuation of the two-phase model is slightly more severe than that of the three-phase model, and the net slag entrainment rates of the two-phase and three-phase models are 0.00118 and $0.00040 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$, respectively. The turbulence kinetic energy at the slag-steel interface of the two-phase model is significantly greater than that of the three-phase model because the turbulence kinetic energy can not be dissipated, unlike that in the actual process. Thus, the predicated slag entrainment obtained by the two-phase model is higher. On increasing the stirring current intensity to 300 A, the net slag entrainment rate is 5 times and 15 times higher for the two-phase and three-phase model higher than that under 150 A; when the current frequency increases to 4 Hz, the net slag entrainment rate of the two-phase model varies little, while that of the three-phase model becomes 1/3 of that under 2 Hz. To accurately simulate and predict the slag entrainment phenomena at the CC mold, the air-slag-steel three-phase multiphase model should be mandatory.

KEY WORDS multiphase flow; slag entrainment; mold electromagnetic stirring; large eddy simulation; bloom continuous casting mold

由于钢液的高温和不透明特性, 在研究钢液流动的时候, 工业测量变得非常困难, 很难把连铸结晶器立体空间内的钢液流动测量出来, 数值模拟仿真成为研究钢液流动的有利工具. 结晶器内流动是一个复杂的物理现象, 包含钢液、渣相和空气三相、高温传热且发生钢液和渣的凝固现象. 关于结晶器内流动的研究自从 20 世纪 80 年代开始就得到了广泛的关注, 建立的模型包括钢液单相模型、渣相-钢液或钢液-气两相模型和空气-渣相-钢液三相模型. 钢液单相模型主要应用于研究钢液流动、传热及凝固、气泡和非金属夹杂物的运动和捕获等现象. Thomas 和 Zhang^[1]详细总结了结晶器区域内钢液流动现象的模拟研究. 谭金池等^[2]通过板坯结晶器三维稳态流场的计算, 分析了钢液流股上下回流区的特征对流场的影响. 李超与王斌^[3]使用雷诺平均模拟(RANS)和大涡模拟(LES)探讨了模型对结晶器内钢液湍流流动特性的影响, 在近壁处使用 LES 方法保证精度, 在远壁处使用 RANS 降低计算量. Zhao 等^[4]通过瞬态大涡模拟和工厂试验研究了钢液的湍流流动和结晶器区域内钢液的热量传输. 刘中秋等^[5]研究了通过水口向结晶器钢液内吹入氩气后的非稳态湍流运动. 陈威与张立峰^[6]通过大涡模拟模型、凝固模型和离散相(DPM)模型的耦合计算, 研究了湍流对夹杂物在结晶器内运动和去除的影响. 单相模型主要用来研究钢液内部的流动现象,

不能准确研究渣相和钢液界面处的物理现象.

两相模型和三相模型既可以研究钢液内部的流动现象, 也可以研究渣相-钢液界面处的卷渣和渣滴的运动等现象. Anagnostopoulos 与 Bergeles^[7]通过对比水-油模型的测量结果和渣相-钢液两相模型的计算结果, 研究了流速和水口浸入深度对结晶器钢渣界面形状的变化. 王军等^[8]利用 VOF 多相流模型和 Lagrangian 离散相模型模拟了钢-渣界面的波动行为和界面形状. Sun 等^[9]采用 VOF 多相流模型研究了电磁搅拌和电磁制动对板坯结晶器内钢渣界面的影响. 刘中秋等^[10]基于 $k-\varepsilon$ 湍流模型和 VOF 两相流模型对板坯连铸结晶器内的钢-渣界面的非稳态波动进行了研究. Chen 等^[11]耦合了 LES 模型、VOF 多相流模型和离散相模型, 在钢液-空气两相模型的基础上以离散相的方式注入氩气泡, 研究了结晶器中钢液和弯月面的流动以及气泡分布. Wang 与 Zhang^[12]研究了局部电磁制动对板坯连铸坯结晶器中渣相-钢液两相模型中流体流动、传热、夹杂物运动和氩气泡运动的影响. Chen 等^[13]建立了大涡模拟模型和 VOF 渣相-钢液两相流模型, 通过用户自定义函数(UDF)计算了钢液中卷入渣滴的数量、大小、速度和概率, 提出了卷入渣滴当量直径的分布公式. Zhang 等^[14]通过 VOF 模型和 $k-\varepsilon$ 模型模拟了空气-渣相-钢液三相的流场、凝固和弯月面的现象. 卢春晓等^[15]耦合计算了空气-渣相-钢液三

相的流动、传热与凝固,研究了板坯结晶器内弯月面处液态保护渣的流动行为. 王林杰等^[16]建立了方坯连铸结晶器内空气-渣相-钢液三相的三维流动、传热与凝固的耦合模型,研究了结晶器内钢液的瞬态流动及其对弯月面液面波动和保护渣流动的影响.

上述研究主要是研究结晶器内钢液的流动、传热、凝固或者夹杂物行为,有的也模拟了结晶器表面钢-渣两相界面的形状. 对于渣滴从钢-渣界面处扭曲、撕裂和脱落然后进入钢液的运动行为的模拟仿真还不成熟. 此外,在模拟钢液单相流动或者钢渣两相流动时,一般都假设渣相上面没有空气相,即计算域的上表面是平的,这会造成能量在计算域的顶部无法有效耗散,进而导致临近计算域顶面附近区域的流动比实际要剧烈、湍动能比实际要高. 所以本文的研究对比了结晶器内钢液单相流动、渣相-钢液两相、空气-渣相-钢液三相的多相流动.

目前已有较多文献研究了结晶器内部的现象以及钢-渣界面的行为. 在研究钢液表面卷渣时,无论是钢包吹氩过程,还是结晶器流动过程,都不能使用 $k-\varepsilon$ 双方程湍流模型,这是因为: (1) $k-\varepsilon$ 湍流模型是时间平均模型,只能模拟稳态流场,无法模拟非稳态过程. 而钢液表面卷渣行为从钢-渣界面的变形、撕裂、卷入到运动都是一个变化的过程,都是非稳态的过程. 如果使用 $k-\varepsilon$ 双方程湍流模型模拟钢液面的卷渣行为,即使钢-渣界面有弯曲变形,其弯曲的形状也是固定不变的,不会出现渣滴变形、从钢-渣界面撕裂并卷入钢液的现象. $k-\varepsilon$ 双方程湍流模型和多相流模型相结合时,可以模拟渣相的流动和形状,但不能模拟渣滴的撕裂及进入钢液的非稳态行为. 如果使用 $k-\varepsilon$ 双方程湍流模型模拟钢-渣界面的行为,并强制使用非稳态方式模拟(而忽略了 $k-\varepsilon$ 湍流模型是一个时间平均模型的概念)时,即使出现了渣滴从钢-渣界面撕裂并进入钢液的行为,这也是因为所模拟的流动还没有收敛,也就是说流动还没有达到稳定状态; (2) $k-\varepsilon$ 双方程湍流模型假设湍流流动是各向同性的,即 3 个方向的脉动速度是相等的,即 $u_x' = u_y' = u_z'$. 所以湍动能的表达式可以写为 $k = \frac{1}{2} (u_x'^2 + u_y'^2 + u_z'^2) = \frac{3}{2} (u_x')^2$. 而实际上,结晶器内流动的水模型粒子图像测速法 (Particle image velocimetry, PIV) 测量的结果^[17] 和数学模拟仿真得到的结果^[18-19] 已经表明 3 个方向的脉动速度是不

相等的,即 $u_x' \neq u_y' \neq u_z'$. 下文的模拟结果也表明结晶器内钢液流动 3 个方向上的脉动速度是不相等的. 所以,不能使用 $k-\varepsilon$ 双方程湍流模型模拟钢液面的卷渣行为.

只有能够模拟各向异性流动的非稳态湍流模型才能模拟结晶器钢液面的卷渣行为,例如雷诺应力模型 (Reynolds stress model)^[20-21] 和大涡模拟模型 (Large eddy simulation, 即 LES)^[15, 22-27]. 本文的研究使用 LES 湍流模型来模拟结晶器钢液面的卷渣行为.

结晶器电磁搅拌在钢的连铸过程中被广泛应用,电磁搅拌对钢质量有利影响的报道已经很多^[28-32]. 文献 [33-34] 指出,电磁搅拌可以显著减少皮下夹杂物和皮下气泡. 但是,结晶器位置强烈的电磁搅拌必然会加剧钢液面的波动进而导致卷渣的发生,关于结晶器电磁搅拌对钢-渣界面卷渣的定量影响的模拟仿真还鲜有报道.

结晶器内钢液存在传热和凝固现象,关于结晶器内由传热引起的温度梯度对钢液流动产生的热浮力的影响已有研究进行了详细讨论^[1, 35-37]. Lan^[35] 等得出了在钢包更换过程中,结晶器液相区范围由于受到热浮力的明显影响而会发生沿轴向缩小、沿径向扩大的结论. 但是,此文中采用的钢液热膨胀系数为 10^{-3} K^{-1} ,比钢液实际的热膨胀系数大 10 倍,所以模拟结果和实际肯定不符合^[36-37],所以,此文错误的得出了热浮力明显影响结晶器内钢液流动的结论. Thomas 和 Zhang^[1] 的研究指出,热浮力对钢液流动的影响在结晶器内钢液的不同区域内是不同的:热浮力对钢液流动的影响主要在结晶器流股下方即强制流动较弱的区域,而在结晶器上部钢液的流动主要由浸入式水口射流引起的强制流动来驱动,所以,热浮力对钢-渣界面流动的影响是可以忽略的^[1, 36]. 结晶器电磁搅拌主要是对搅拌器所在的区域附近产生影响,且电磁力沿着连铸坯表面至中心呈现减小的趋势. 弯月面处的凝固坯壳非常薄,仅仅会对铜板与钢液相和渣相接触的三相接触线处的流动速度有一定的影响,而对于三相接触线之外的钢渣界面上的流动不会产生很大的影响^[38]. 本文主要研究钢渣界面处的卷渣行为,所以忽略了传热和凝固的影响.

本研究利用 LES 模型模拟湍流,利用 VOF 模型模拟多相流,分别研究了结晶器内钢液单相模型、渣相-钢液两相模型和空气-渣相-钢液三相模型 3 种情况下的三维瞬态流场分布、钢-渣界面液

位波动和卷渣的现象, 并讨论了结晶器电磁搅拌对卷渣的定量影响。

1 数学模型

1.1 电磁场控制方程

由于本研究中电磁场频率较低, 故在讨论电磁作用的影响时, 忽略了位移电流的影响^[39-41], 在描述计算域中每一点的电磁场关系时, 可通过简化的麦克斯韦方程组, 式 (1)~(4), 和媒质的本构关系式, 式 (5)~(7) 求解:

$$\nabla \times \mathbf{H} = \mathbf{J} \quad (1)$$

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (2)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{D} = \rho_V \quad (3)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \quad (4)$$

$$\mathbf{D} = \varepsilon \mathbf{E} \quad (5)$$

$$\mathbf{B} = \mu \mathbf{H} \quad (6)$$

$$\mathbf{J} = \sigma \mathbf{E} \quad (7)$$

式中: ∇ 为哈密尔顿算子, 是某一物理量在空间三个坐标方向的偏导数的矢量和; $\mathbf{H}$ 为磁场强度, $\text{A} \cdot \text{m}^{-1}$; $\mathbf{E}$ 为电场强度, $\text{V} \cdot \text{m}^{-1}$; $\mathbf{D}$ 为电通密度, $\text{C} \cdot \text{m}^{-2}$; $\mathbf{B}$ 为磁通密度, T; $\mathbf{J}$ 为电流密度, $\text{A} \cdot \text{m}^{-2}$; t 为时间, s; ρ_V 为电荷密度, $\text{C} \cdot \text{m}^{-3}$; ε 为介电常数, $\text{C}^2 \cdot \text{N}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$; μ 为磁导率, $\text{H} \cdot \text{m}^{-1}$; σ 为电导率, $\text{S} \cdot \text{m}^{-1}$ 。

当求解分析谐波电磁场时, 电磁力被分解为时间平均电磁力和脉动电磁力。在耦合计算过程中采用了时间平均洛伦兹力^[39, 41], 其表达式如下:

$$\mathbf{F}_{\text{mag}} = \frac{1}{2} \text{Re}(\mathbf{J} \times \mathbf{B}^*) \quad (8)$$

式中: $\mathbf{F}_{\text{mag}}$ 为洛伦兹力, N; $\mathbf{B}^*$ 为 $\mathbf{B}$ 的共轭复数, Re 为共轭复数的实部。在本研究中电磁场对多相流动的影响通过在动量方程加入电磁力源项来实现。

1.2 湍流流动控制方程

VOF 多相流模型条件下的连续性方程为

$$\frac{\partial \alpha_q}{\partial t} + \mathbf{u}_q \cdot \nabla \alpha_q = 0 \quad (9)$$

式中, α_q 和 $\mathbf{u}_q$ 分别为第 q 相的体积分数和速度。

在多相流动中, 第 q 相的动量方程为:

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + \frac{\partial u_i u_j}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_j} \left((\mu + \mu_t) \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right) + F \quad (10)$$

式中, F 为电磁力源项, 将 X 、 Y 两个方向的电磁力通过用户自定义函数 (User defined function, UDF) 加载到动量方程中。在搅拌电流为 150 A、频率为

2 Hz 条件下的电磁力表达式如式 (11) 和 (12) 所示。

$$\left\{ \begin{array}{l} F_X = -11728.6646 Y + 245929.9438 YZ - \\ 2057307.5377 YZ^2 + 8749619.4946 YZ^3 - \\ 19853934.2769 YZ^4 + 22623206.1462 YZ^5 - \\ 10143780.0100 YZ^6 \quad (0.1602 < Z \leq 0.5782) \\ F_X = -1260704.1846 Y + 10646439.3992 YZ - \\ 36882272.3877 YZ^2 + 66651554.6069 YZ^3 - \\ 66634896.6500 YZ^4 + 34937243.4008 YZ^5 - \\ 7517359.9008 YZ^6 \quad (0.5782 < Z < 1.0133) \\ F_X = 0 \quad (Z \leq 0.1602, Z \geq 1.0133) \end{array} \right. \quad (11)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} F_Y = 11728.6646 X - 245929.9438 XZ + \\ 2057307.5377 XZ^2 - 8749619.4946 XZ^3 + \\ 19853934.2769 XZ^4 - 22623206.1462 XZ^5 + \\ 10143780.0100 XZ^6 \quad (0.1602 < Z \leq 0.5782) \\ F_Y = 1260704.1846 X - 10646439.3992 XZ + \\ 36882272.3877 XZ^2 - 66651554.6069 XZ^3 + \\ 66634896.6500 XZ^4 - 34937243.4008 XZ^5 + \\ 7517359.9008 XZ^6 \quad (0.5782 < Z < 1.0133) \\ F_Y = 0 \quad (Z \leq 0.1602, Z \geq 1.0133) \end{array} \right. \quad (12)$$

式中, F_X 和 F_Y 分别为 X 、 Y 方向的电磁力, $\text{N} \cdot \text{m}^{-3}$; X 、 Y 、 Z 分别为宽度方向、厚度方向和拉坯方向的坐标, m。

大涡模拟湍流模型的基本原理是使用滤波函数分离大尺度脉动和小尺度脉动, 对大尺度的大涡结构进行直接数值模拟求解, 对小尺度湍流构造亚格子模型求解。相比于雷诺平均模拟, 该模型可以更好地分辨在不同方向上各向异性的湍流, 能够捕捉流场的非稳态信息。本研究采用 Smargorinsky-Lilly^[42] 涡黏模式计算亚格子涡黏性系数, 其计算方程如下:

$$\mu_t = \rho L_s^2 |\bar{S}| \quad (13)$$

式中: μ_t 是亚格子涡黏性系数; ρ 是流体的密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; $|\bar{S}| \equiv \sqrt{2 \bar{S}_{ij} \bar{S}_{ij}}$, $\bar{S}_{ij}$ 为可解尺度的应变率张量, $\bar{S}_{ij} \equiv \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right)$, i 和 j 代表 x 、 y 、 z 三个方向; L_s 是亚格子尺度的混合长度, m, 使用式 (14) 计算:

$$L_s = \min(\kappa d, C_S V^{1/3}) \quad (14)$$

式中: κ 为 von Kármán 常数; d 为到最近的壁面的距离, m; C_S 为 Smargorinsky 常数, 取 0.18; V 为计算

单元的体积, m^3 .

1.3 计算域及网格

基于国内某厂的 $280\text{ mm}\times 250\text{ mm}$ 大方坯连铸结晶器内的多相流动现象进行模拟研究, 由于钢-渣液面运动剧烈, 为了更加准确地捕获液位波动和卷渣, 对钢-渣交界处的网格进行了细化处理. 三相模型的计算域和局部网格设置如图 1 所示.

模型包括直通式浸入式水口(水口浸入深度 120 mm)、连铸机结晶器(顶部空气相高度为 65 mm 、渣相高度为 35 mm)和部分二冷区. 连铸机浇铸半径为 10.25 m , 具体模型尺寸和物性参数如表 1 所示. 两相模型和单相模型在三相模型的基础上, 分别省略了空气相和渣相. 计算域总体积 $0.112\sim 0.119\text{ m}^3$, 网格数为 $33.5\text{ 万}\sim 38.3\text{ 万}$.

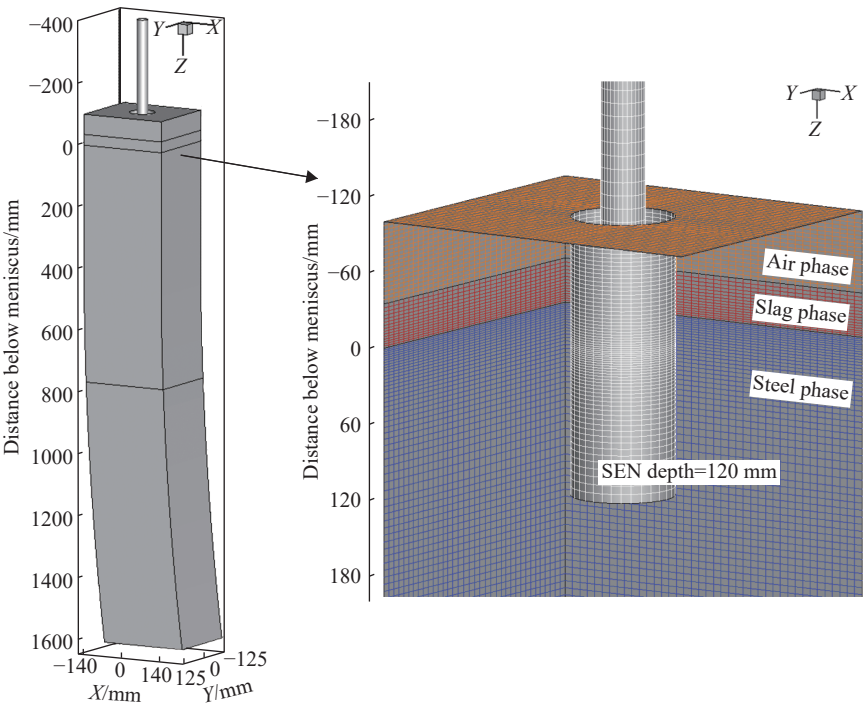


图 1 空气-渣相-钢液三相模型的物理模型尺寸和网格设置

Fig.1 Schematic of physical model size and mesh distribution of the steel-slag-air three-phase model

表 1 模型尺寸及物性参数

Table 1 Model dimensions and material parameters

Parameters	Value	Parameters	Value
Submergence depth of SEN/ mm	120	Molten steel density/ $(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	7020
Mold length/ mm	800	Molten steel viscosity/ $(\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1})$	0.0055
Air phase thickness/ mm	65	Superheat of molten steel/ K	20
Slag phase thickness/ mm	35	Slag density/ $(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	2500
Radius of curvature/ m	10.25	Slag viscosity/ $(\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1})$	0.18
Section size/ $(\text{mm}\times\text{mm})$	280×250	Liquidus temperature of molten steel/ K	1727
Casting speed/ $(\text{m}\cdot\text{min}^{-1})$	0.62	Surface tension of molten steel/ $(\text{N}\cdot\text{m}^{-1})$	1.6
M-EMS parameters	150 A, 2 Hz	Total length of domain/ m	2
	300 A, 2 Hz		
	150 A, 4 Hz		

电磁搅拌的安装位置如图 2(a) 所示. 图 2(b) 显示了沿结晶器中心线上磁感应强度分布的计算值与使用高斯仪空载测量的测量值之间的对比. 电磁感应强度沿拉坯方向先增大后减小, 并在距

离结晶器顶面 700 mm 左右处达到最大值. 计算值与测量值基本吻合, 进而验证了结晶器电磁搅拌模型的准确性. 图 3 为结晶器垂直中心线上的电磁力分布, 可以看出, 改变电流强度大小和频率大

小, 结晶器内钢液受到的电磁力大小发生变化, 电磁力随电流强度增大而增大, 随电流频率增大而

减小. 由于Z方向上的电磁力远小于X、Y方向的电磁力, 故可以忽略.

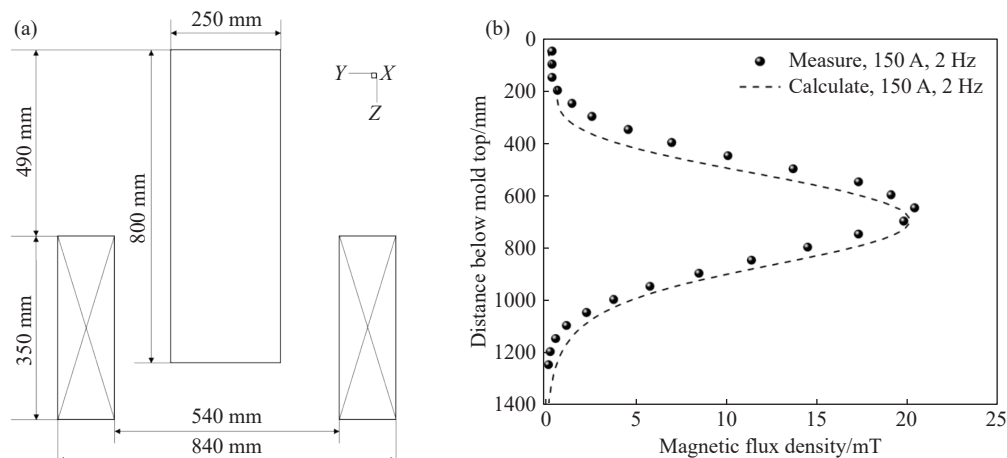


图2 电磁搅拌位置示意图及模型验证. (a) 电磁搅拌安装位置示意图; (b) 结晶器中心线处磁通密度测量值与计算值的对比

Fig.2 Diagram of the M-EMS installing location and model validation: (a) M-EMS installing location; (b) magnetic flux density along the mold center vertical direction

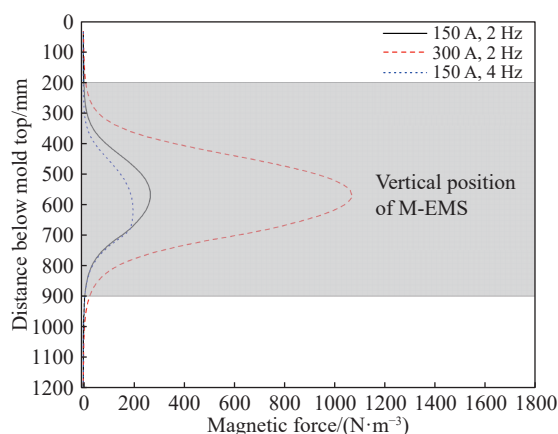


图3 结晶器垂直中心线上的电磁力分布

Fig.3 Distribution of the electromagnetic force along the vertical distance below the meniscus

1.4 边界条件

浸入式水口入口处采用速度入口边界条件, 其速度大小根据质量守恒由拉速和连铸坯断面尺寸和钢液密度确定. 计算域结晶器最上部采用自由边界条件, 表面剪切力为零. 计算域出口采用压力出口条件, 回流温度通过设置 UDF 实现^[12]. 其余壁面均采用无滑移边界条件.

本研究通过商业软件 ANSYS FLUENT 17.0 并 UDF 对以上方程进行求解, 求解方法采用非迭代时间推进法 (Non-iterative time advance), 压力-速度耦合采用 PISO 算法, 能量方程的离散采用的是二阶隐式格式. 控制方程中的连续性和动量方程的计算残差控制在 0.001 以下. 模拟计算的时间步长为 0.005 s, 结晶器内多相流动计算至 110.0 s 基

本稳定后, 取随后的 30 s 内的计算值进行时均处理. 在 32 核 64 线程的计算机上, 三相模型、两相模型和单相模型的运行时间分别为 177、71 和 35 h.

2 结晶器钢液多相流动、液位波动与卷渣

图 4 显示了不同模型下钢液的时均速度分布, 由于电磁搅拌作用加快了钢液的流动, 钢液从浸入式水口射出后在结晶器电磁搅拌器附近的流动速度更大. 整体而言, 结晶器内钢液的速度分布在目前 3 种模型下差别不大.

本文监测了钢液单相模型中 P 点 (钢液面以下 5 mm、厚度中心、宽度 1/4) 处钢液沿 X 、 Y 、 Z 3 个方向的脉动速度, 如图 5 所示. 可以看出, 3 个方向的脉动速度值明显不同. P 点处钢液沿 X 、 Y 、 Z 脉动速度绝对值的平均大小分别为 0.020、0.029 和 0.012 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$. 因此, “各向同性”的 $k-\varepsilon$ 湍流模型本质上是不能正确模拟结晶器内的非稳态湍流流动的, LES 模型可以用来模拟结晶器内的非稳态湍流流动.

对于钢液单相模型来说, 可通过简单的势能关系, 即式 (15) 估算钢液顶面的液面位置 (Δz)^[43] 来近似描述 “弯月面” 的形状.

$$\Delta z(x, y) = \frac{P(x, y) - P_{\text{mean}}}{(\rho_{\text{steel}} - \rho_{\text{slag}})g} \quad (15)$$

式中: $P(x, y)$ 和 P_{mean} 分别为顶面各坐标点处的压力和整个顶面的平均压力, Pa; ρ_{steel} 和 ρ_{slag} 分别为钢液和渣的密度, $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$; g 为重力加速度, $9.8 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$.

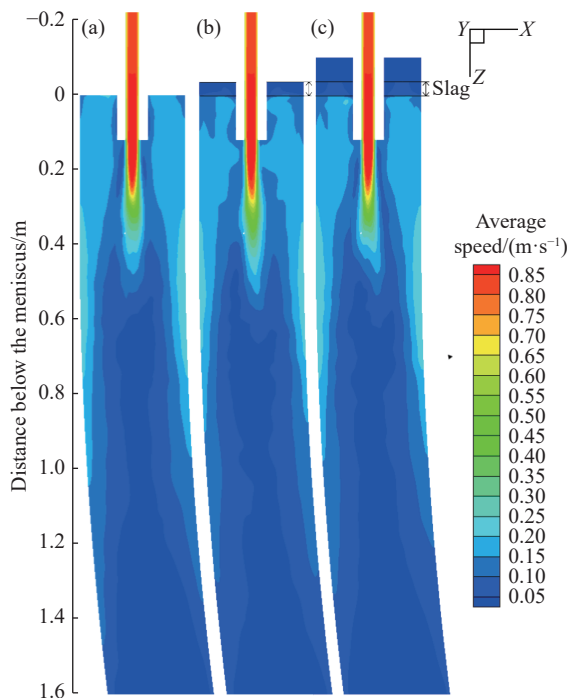


图 4 时均速度大小分布。(a) 钢液单相模型; (b) 渣相-钢液两相模型; (c) 空气-渣相-钢液三相模型

Fig.4 Distribution of time-average velocity magnitude: (a) steel-slag single-phase model; (b) steel-slag two-phase model; (c) steel-slag-air three-phase model

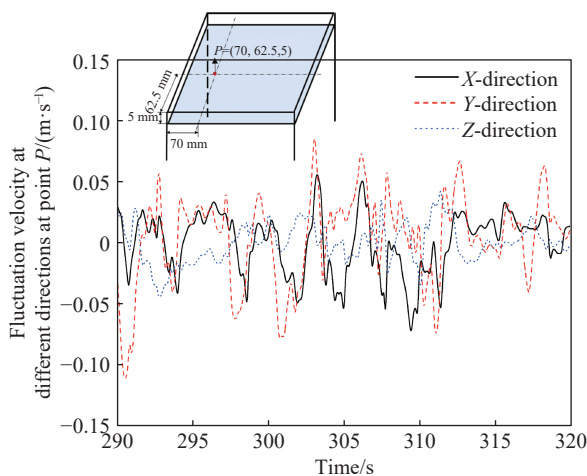


图 5 监测点 P 处钢液 3 个方向上的脉动速度

Fig.5 Steel fluctuation velocity in different directions at monitored point P

对于渣相-钢液两相流动和空气-渣相-钢液三相流动行为, 假定钢液体积分数(f_{steel})为 0.9 的等值面为钢-渣界面, 即钢液表面的弯月面。

图 6 显示了 3 个模型条件下弯月面的三维轮廓、时均速度分布及其中心线上的速度大小的定量结果。弯月面都呈现壁面处液位较高而中心处液位较低的液面形状。单相模型、两相模型和三相模型下弯月面的最大速度分别为 0.227、0.166

和 $0.168 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, 整体平均时均速度分别为 0.1373、0.0976 和 $0.1029 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。两相模型与三相模型的平均时均速度非常接近, 而单相模型较两相模型和三相模型的平均时均速度分别增大了 40.67%、33.43%, 这是因为渣相覆盖在钢液上层对钢液的流动产生了抑制效果, 故多相模型预测得到的弯月面钢液速度较单相模型小。因此, 钢液上表面的物相存在状态对钢液表面的速度产生了较为明显的影响。

由于钢液单相模型不涉及钢-渣液面波动和卷渣现象, 本小节只对比讨论渣相-钢液两相模型和空气-渣相-钢液三相模型。如图 7 所示, 本文沿着结晶器宽面中心线和窄面中心线, 分别在距离浸入式水口外壁 4 mm 处 (P_1 、 P_4)、1/4 断面处 (P_2 、 P_5)、距离结晶器壁面 5 mm 处 (P_3 、 P_6) 的液位分布进行了实时监测。

图 8 为结晶器宽面中心面靠近水口 P_1 点和结晶器壁面处 P_3 点的液位波动分布。本文首先使用 Savitzky-Golay 滤波方法^[44-45]对监测点的液位进行了平滑处理, 然后使用原始液位减去平滑后的数据来计算液位波动值^[45-46]。由于结晶器电磁搅拌器安装在结晶器下部靠近出口的位置, 整体液面波动并不剧烈, 在 150 A、2 Hz 的电磁搅拌条件下液面波动范围在 $\pm 5 \text{ mm}$ 内。由图 8 可见, 两相模型和三相模型靠近水口处的液位波动最大值分别为 3.6 和 1.9 mm, 靠近结晶器壁面处的液面波动最大值分别为 3.0 和 0.4 mm。即靠近水口处液位波动较靠近结晶器壁面处更加剧烈, 且两相模型计算得到的液位波动较三相模型也更加剧烈。

由于在目前工况下的卷渣程度较轻, 很难通过数值模拟结果直接显示卷渣程度的差异, 本研究通过卷渣速率^[15]来定量评估卷渣的剧烈程度, 卷渣速率的定义为:

$$\dot{m}_{\text{net}} = \frac{(m_{\text{dow}} - m_{\text{upw}})}{t} \quad (16)$$

式中, $\dot{m}_{\text{net}}$ 为通过指定 Z 平面的卷渣速率, $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$; m_{dow} 为向下通过指定 Z 平面的渣质量, kg; m_{upw} 为向上通过指定 Z 平面的渣质量, kg; t 为时间, s。

图 9 为通过钢液顶面下方 40 mm 处即 $Z=0.04 \text{ m}$ 平面的渣相质量随时间的变化曲线, 曲线的斜率就是卷渣速率。在电流强度为 150 A、电流频率为 2 Hz 的电磁搅拌条件下, 两相模型与三相模型通过 $Z=0.04 \text{ m}$ 平面的卷渣速率分别为 0.00118 和 $0.00040 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$ 。渣相-钢液两相模型的卷渣速率明

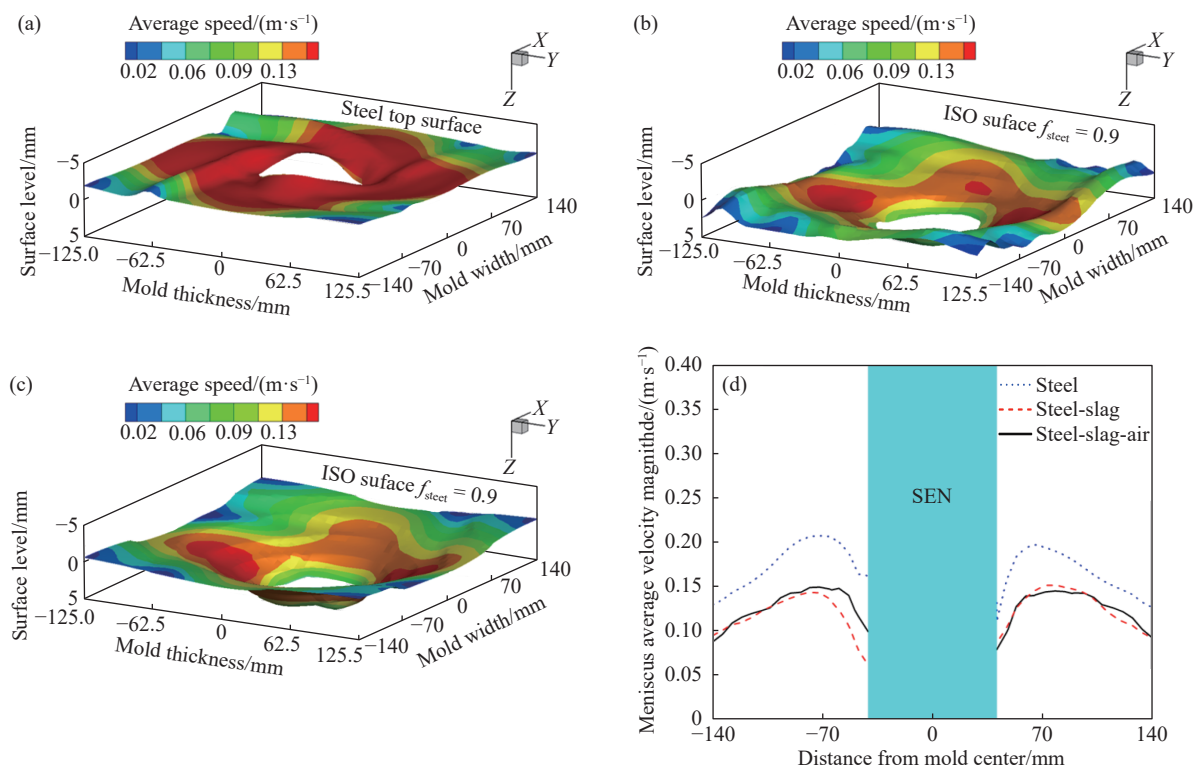


图6 弯月面时均速度分布。(a) 钢液单相模型；(b) 渣相-钢液两相模型；(c) 空气-渣相-钢液三相模型；(d) 弯月面在结晶器厚度中心线上的流动的速度大小

Fig.6 Time-average speed distribution of the meniscus: (a) steel-slag single-phase model; (b) steel-slag two-phase model; (c) steel-slag-air three-phase model; (d) time-average velocity magnitude along meniscus width center line

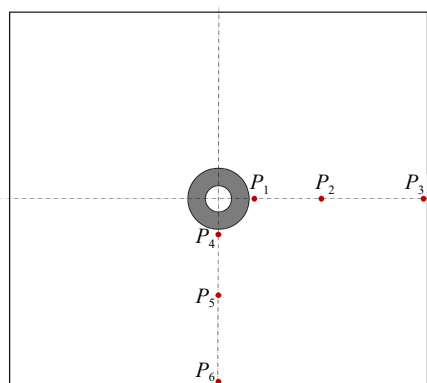


图7 液位监测点

Fig.7 Monitoring points of the surface level

显大于空气-渣相-钢液三相模型的卷渣速率，即两相模型预测的卷渣比三相模型更加剧烈。

湍动能是用来表征湍流的参数之一，本文根据湍动能的定义式(18)^[47-48]来计算大涡模拟模型计算下的湍动能分布。

$$u_i = \bar{u}_i + u_i' \quad (17)$$

$$k = \frac{1}{2} (u_x'^2 + u_y'^2 + u_z'^2) \quad (18)$$

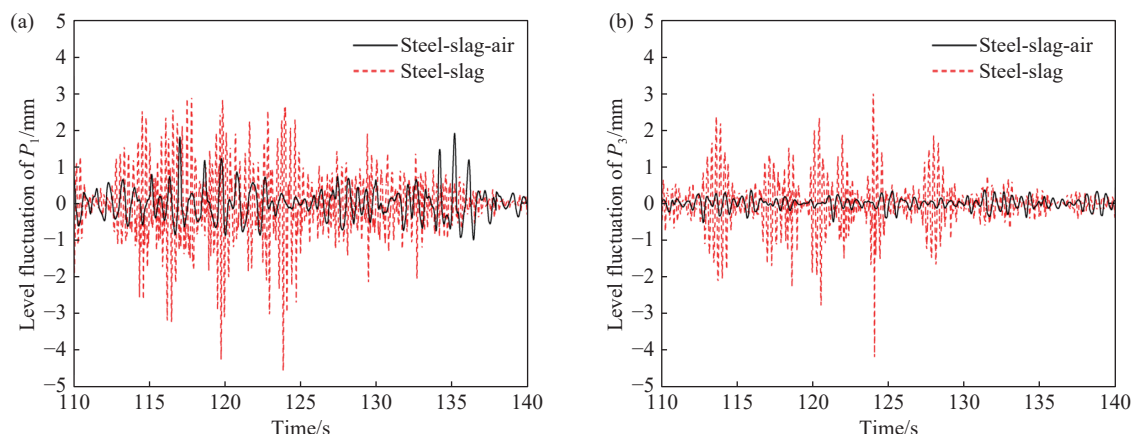
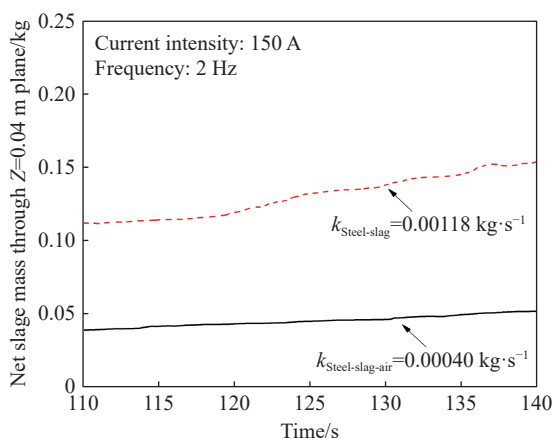
式中， u_i 、 $\bar{u}_i$ 和 u_i' 分别为 x 、 y 、 z 3个方向上的瞬时速度，平均速度和脉动速度， $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ； k 为湍动能， $\text{m}^2\cdot\text{s}^{-2}$ 。

钢-渣界面处的湍动能分布如图10所示，两相模型下钢-渣界面的湍动能明显大于三相模型。钢-渣界面宽度中心线的液位轮廓和湍动能数值如图11所示。可以看出两相模型的液面较三相模型稍微平缓，靠近壁面处两相模型的液位略低于三相模型，而靠近水口处两相模型的液位略高于三相模型。两相模型和三相模型钢-渣界面的湍动能最大值均出现在水口附近和结晶器壁面附近，平均湍动能分别为0.00110和0.00074 $\text{m}^2\cdot\text{s}^{-2}$ 。可以看出，渣相-钢液两相模型条件下，计算得到的钢-渣界面处的湍动能偏大，因此造成预测的卷渣速率偏大。

3 电磁搅拌参数对卷渣的定量影响

3.1 搅拌电流大小

电流为300 A、频率为2 Hz电磁搅拌条件下弯月面的时均速度如图12所示。单相、两相和三相模型弯月面的整体平均时均速度分别为0.2519、0.1987和0.2000 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。与电流为150 A、频率为2 Hz条件下的规律相同，两相模型与三相模型的平均时均速度相近，而单相模型的平均时均速度较其分别增大了26.8%和24.6%。相比于电

图 8 不同监测点处的液面波动. (a) P_1 ; (b) P_3 Fig.8 Surface fluctuations at different monitoring points: (a) P_1 ; (b) P_3 图 9 通过 $Z=0.04$ m 平面的净渣相质量Fig.9 Net slag mass through the horizontal plane of $Z=0.04$ m below the mold top surface

流 150 A、频率 2 Hz 电磁搅拌下的弯月面速度分布, 电流强度的增大使得电磁搅拌作用增强, 钢液电磁力增大, 弯月面的平均时均速度也明显增大。

图 13 为电磁频率为 2 Hz, 电流强度分别为 150 和 300 A 时通过结晶器顶面以下 0.04 m 平面的净卷渣质量。300 A 条件下两相模型和三相模型的卷渣速率分别为 0.00600 和 0.00578 $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$ 。随着

电流强度的增大, 卷渣速率增大。这说明有更多的渣被持续卷入结晶器钢液中, 被凝固坯壳捕获后会形成连铸坯的内部缺陷。

3.2 搅拌电流的频率

图 14 为电流 150 A、频率 4 Hz 电磁搅拌条件下弯月面的时均速度分布。单相、两相、三相模型弯月面的整体平均时均速度分别为 0.0992、0.0688 和 0.0725 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。单相模型较两相模型和三相模型的平均时均速度分别增大了 44.19% 和 36.83%。相比于电流 150 A、频率 2 Hz 的电磁搅拌 (图 12), 随着电流频率的增大, 磁感应强度减小, 钢液所受电磁力减小, 这导致弯月面的平均时均速度明显减小。

如图 15 所示, 保持电流强度为 150 A, 当电磁搅拌频率增大到 4 Hz 时两相模型和三相模型的卷渣速率分别为 0.00121 和 0.00014 $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$, 相较于频率为 2 Hz 时, 两相模型的卷渣速率差别不大, 而三相模型的卷渣速率明显减小。

综合以上结果, 当搅拌电流强度增大到 300 A 时, 渣相-钢液两相模型和空气-渣相-钢液三相模型的卷渣速率分别为 150 A 条件下的 5 倍和

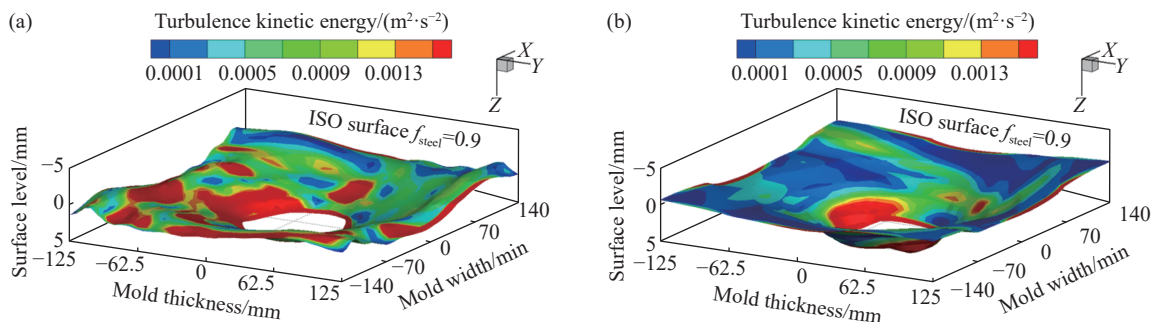


图 10 钢-渣界面的湍动能分布. (a) 渣相-钢液两相模型; (b) 空气-渣相-钢液三相模型

Fig.10 Turbulence kinetic energy distribution on steel/slag interface: (a) steel-slag two-phase model; (b) steel-slag-air three-phase model

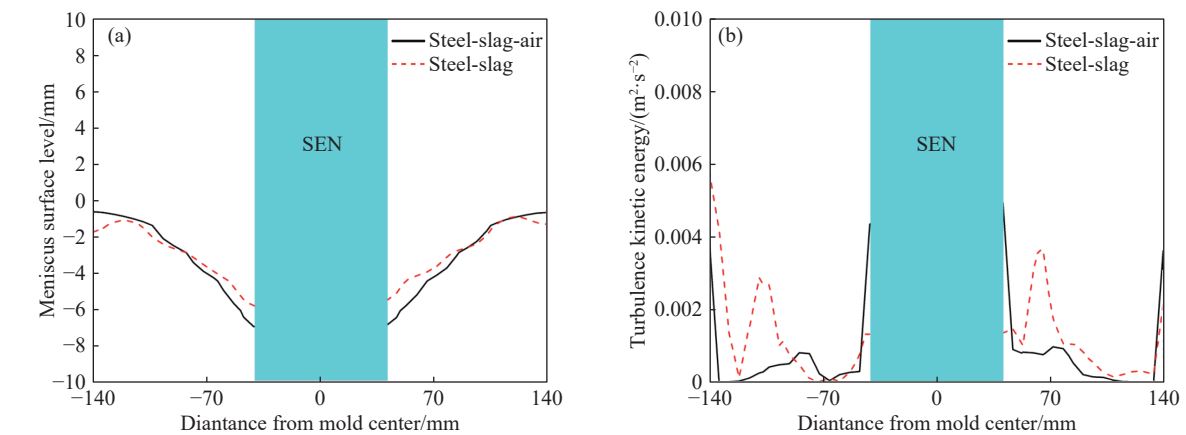


图 11 钢-渣界面宽度中心线. (a) 液面瞬时位置; (b) 湍动能值

Fig.11 Along steel/slag interface: (a) surface transient level position; (b) turbulence kinetic energy

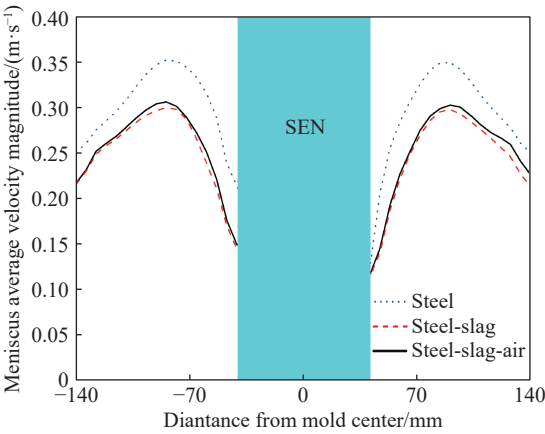


图 12 电流 300 A, 频率 2 Hz 的电磁搅拌条件下弯月面宽度中心线处时均速度

Fig.12 Time-average velocity magnitude along meniscus width center line

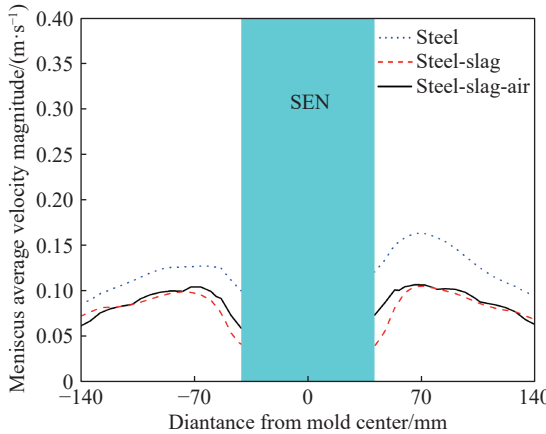


图 14 150 A, 4 Hz 下弯月面宽度中心线处时均速度大小

Fig.14 Time-average velocity magnitude along meniscus width center line under 150 A current intensity and 2 Hz frequency

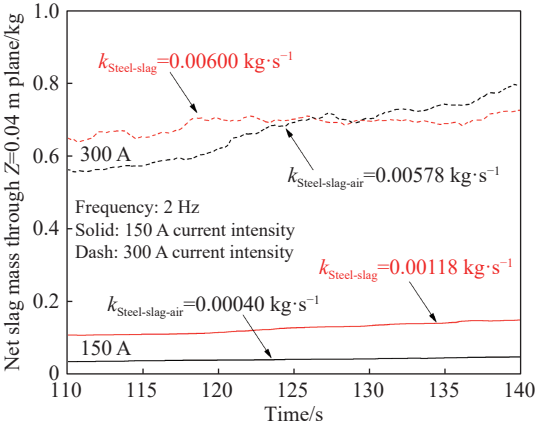


图 13 不同电流强度下通过 Z=0.04 m 平面的净渣相质量

Fig.13 Net slag mass through the horizontal plane of Z=0.04 m below mold top surface under different current densities

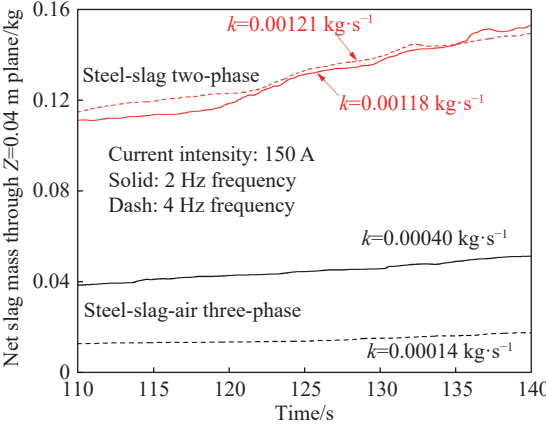


图 15 不同电流频率下通过 Z=0.04 m 平面的净渣相质量

Fig.15 Net slag mass through the horizontal plane of Z=0.04 m below mold top surface under different current frequency

15 倍; 当电流频率增大到 4 Hz 时, 渣相-钢液两相模型的卷渣速率变化很小, 空气-渣相-钢液三相模型的卷渣速率降低为 2 Hz 条件下的 1/3. 改变电

磁搅拌参数对三相模型的卷渣速率影响更大, 这说明在模拟有 M-EMS 条件下结晶器内的卷渣现象时, 应选择空气-渣相-钢液三相模型更为准确.

4 连铸坯中卷渣类夹杂物的工业 CT 检测

基于已有研究的对连铸坯内部质量的工业 CT 检测经验^[49], 采用高分辨率微焦点 CT 系统对连铸坯内部的缺陷进行了扫描, 假设球形度大于 0.6 的缺陷为卷渣类夹杂物缺陷. 将连铸坯距离外弧不同位置处切割出 $7\text{ mm} \times 7\text{ mm} \times 10\text{ mm}$ 的样品分别送入 X-CT 设备(YXLON FF35 CT), 在 200 kV 加速电压、120 μA 束流的条件下放大 20 倍后进行检测. 结晶器使用不同搅拌电流强度条件下的连铸坯皮下卷渣类大颗粒夹杂物的形貌示于图 16.

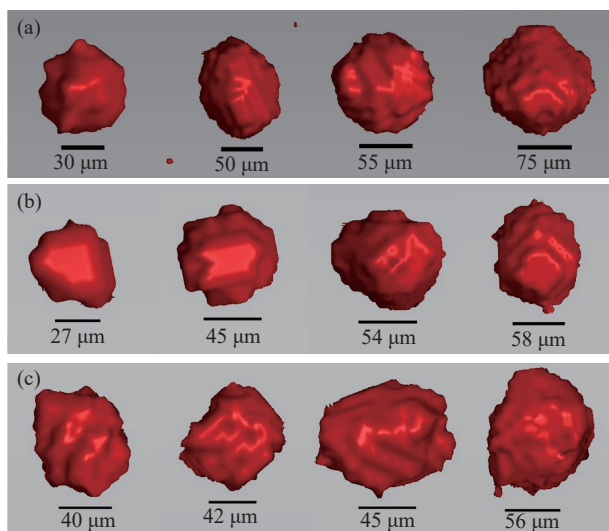


图 16 不同电流强度下的夹杂物形貌. (a) 100 A; (b) 300 A; (c) 600 A
Fig.16 Morphologies of slag entrainment inclusions with M-EMS of different current intensities: (a) 100 A; (b) 300 A; (c) 600 A

图 17 为不同电流强度下卷渣类夹杂物的体积分数. 可以看出, 随着电流强度的增大, 卷渣类夹杂物的体积分数也增大. 这是由于电流强度的增大加强了电磁搅拌的搅拌强度, 导致卷渣带入的大颗粒夹杂物数量增多. 所以, 结晶器电磁搅拌过于剧烈会导致卷渣过多, 连铸坯的夹渣类缺陷更加严重. 以上 3 种不同模型结果表明改变电磁搅拌参数对三相模型的卷渣速率影响更大, 这与不同电磁搅拌参数下 CT 检测结果变化相一致. 因此, 在模拟有结晶器电磁搅拌情况下结晶器内的卷渣现象时应该选择空气-渣相-钢液三相模型更为准确.

5 结论

(1) 3 种模型条件下, 结晶器钢液内部的流动差别较小, 但是在钢-渣界面处的行为差别较大; 与其他两种多相模型相比, 钢液单相模型的顶面速度明显较大, 平均速度为 $0.1373\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, 渣相-钢

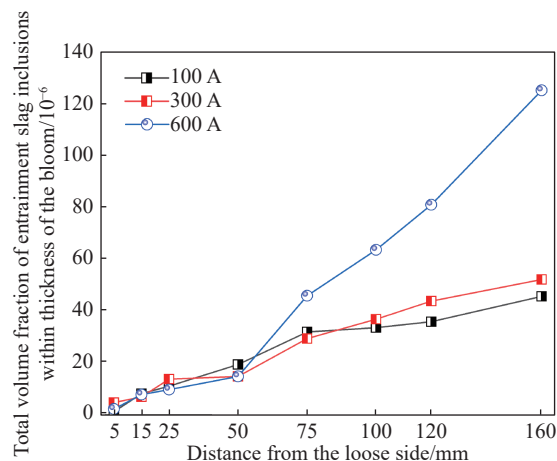


图 17 不同电流强度下卷渣类夹杂物的体积分数

Fig.17 Volume fraction of inclusions from slag entrainment in the CC bloom varied with different current intensities M-EMS

液两相时钢渣界面的平均速度为 $0.0976\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, 平均湍动能为 $0.00110\text{ m}^2\cdot\text{s}^{-2}$, 空气-渣相-钢液三相时渣钢界面的平均速度为 $0.1029\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, 平均湍动能为 $0.00074\text{ m}^2\cdot\text{s}^{-2}$.

(2) 弯月面靠近水口处的液面波动比靠近结晶器壁面处更加剧烈, 渣相-钢液两相模型的计算结果比空气-渣相-钢液三相模型下的液面波动更为剧烈, 渣相-钢液两相时水口处的液面波动最大达到 3.6 mm, 空气-渣相-钢液三相时最大达到 1.9 mm.

(3) 在电流 150 A、频率 2 Hz 的结晶器电磁搅拌下, 渣相-钢液模型和空气-渣相-钢液三相模型的卷渣速率分别为 0.00118 和 $0.00040\text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$. 在模拟或预测结晶器钢-渣界面的卷渣时, 如果应用渣相-钢液两相模型, 因为渣的上表面已经固定为平面, 无法产生波动变化; 即渣相上表面由于波动而耗散的能量改变为在钢-渣界面处发生扰动, 所以会造成卷渣速率偏大; 在预测结晶器钢-渣界面的卷渣时必须使用空气-渣相-钢液三相进行模拟.

(4) 在频率为 2 Hz 的搅拌条件下, 搅拌电流强度从 150 增大到 300 A, 渣相-钢液两相模型的卷渣速率增大到 $0.00600\text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$, 空气-渣相-钢液三相模型的卷渣速率达到 $0.00578\text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$; 在 150 A 搅拌电流情况下, 搅拌频率从 2 Hz 增大到 4 Hz, 渣相-钢液两相模型的卷渣速率略微增大为 $0.00121\text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$, 空气-渣相-钢液三相模型的卷渣速率减小为 $0.00014\text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$. 结晶器钢-渣界面卷渣随着结晶器电磁搅拌的电流增大和频率降低而增大, 且改变电磁搅拌参数对三相模型的卷渣速率影响更大.

(5) 通过工业 CT 检测发现, 连铸坯内卷渣类夹杂物的体积分数随电磁搅拌电流强度的增大而

增大,而三相模型随电磁搅拌参数变化更明显,因此应选择三相模型进行卷渣预测。

致谢

感谢燕山大学高钢中心(HSC),河北省先进制造用高品质钢铁材料制备与应用技术创新中心,河北省先进制造用高品质钢铁材料开发与智能制造国际联合研究中心的资助。

参 考 文 献

- [1] Thomas B G, Zhang L F. Mathematical modeling of fluid flow in continuous casting. *ISIJ Int*, 2001, 41(10): 1181
- [2] Tan J C, Zhang B, Yuan F, et al. Simulation of three-dimensional flow field in slab continuous casting mold. *Jiangxi Metall*, 2020, 40(6): 11
(谭金池, 张斌, 袁富, 等. 板坯连铸结晶器三维流场模拟仿真研究. 江西冶金, 2020, 40(6): 11)
- [3] Li C, Wang B. Large eddy simulation analysis of molten steel flow characteristics in continuous casting mould based on double equation. *Shanxi Metall*, 2020, 43(3): 1
(李超, 王斌. 基于双方程的大涡模拟分析连铸结晶器内钢液流动特性. 山西冶金, 2020, 43(3): 1)
- [4] Zhao B, Thomas B G, Vanka S P, et al. Transient fluid flow and superheat transport in continuous casting of steel slabs. *Metall Mater Trans B*, 2005, 36(6): 801
- [5] Liu Z Q, Li B K, Jiang M F, et al. Large eddy simulation of unsteady argon/steel two phase turbulent flow in a continuous casting mold. *Acta Metall Sin*, 2013, 49(5): 513
(刘中秋, 李宝宽, 姜茂发, 等. 连铸结晶器内氢气/钢液两相非稳态湍流特性的大涡模拟研究. 金属学报, 2013, 49(5): 513)
- [6] Chen W, Zhang L F. Large eddy simulation of transport and distribution of inclusions in continuous casting slab strand. *China Metall*, 2018, 28(Suppl 1): 26
(陈威, 张立峰. 板坯连铸结晶器内夹杂物分布的大涡模拟. 中国冶金, 2018, 28(S1): 26)
- [7] Anagnostopoulos J, Bergeles G. Three-dimensional modeling of the flow and the interface surface in a continuous casting mold model. *Metall Mater Trans B*, 1999, 30(6): 1095
- [8] Wang J, Yu H Q, Zhu M Y. Numerical simulation of interfacial behaviour between molten steel and slag in medium-thin slab continuous casting mold. *J Mater Metall*, 2008, 7(4): 243
(王军, 于海岐, 朱苗勇. 中薄板坯连铸结晶器钢/渣界面行为数值模拟. 材料与冶金学报, 2008, 7(4): 243)
- [9] Sun X H, Li B, Lu H B, et al. Steel/slag interface behavior under multifunction electromagnetic driving in a continuous casting slab mold. *Metals*, 2019, 9(9): 983
- [10] Liu Z Q, Qi F S, Li B K, et al. Unsteady fluctuation behavior of slag-metal interface in a slab continuous casting mold. *J Northeast Univ (Nat Sci)*, 2014, 35(12): 1733
(刘中秋, 齐凤升, 李宝宽, 等. 板坯连铸结晶器内渣/金界面非稳态波动行为. 东北大学学报(自然科学版), 2014, 35(12): 1733)
- [11] Chen W, Ren Y, Zhang L F, et al. Numerical simulation of steel and argon gas two-phase flow in continuous casting using LES + VOF + DPM model. *JOM*, 2019, 71(3): 1158
- [12] Wang Y F, Zhang L F. Fluid flow-related transport phenomena in steel slab continuous casting strands under electromagnetic brake. *Metall Mater Trans B*, 2011, 42(6): 1319
- [13] Chen W, Zhang L F, Wang Y D, et al. Mathematical simulation of two-phase flow and slag entrainment during steel bloom continuous casting. *Powder Technol*, 2021, 390: 539
- [14] Zhang X B, Chen W, Zhang L F. A coupled model on fluid flow, heat transfer and solidification in continuous casting mold. *China Foundry*, 2017, 14(5): 416
- [15] Lu C X, Mao Y M, Zhang X B, et al. Effect of viscosity of mold flux on infiltration in steel continuous casting by numerical simulation. *Continuous Cast*, 2021, 46(2): 43
(卢春晓, 毛誉敏, 张旭彬, 等. 保护渣黏度对连铸润滑影响的模拟仿真. 连铸, 2021, 46(2): 43)
- [16] Wang L J, Kong L Z, Feng L H, et al. Interfacial behavior of steel and slag in billet mold during high casting speed. *Continuous Cast*, 2021, 46(4): 11
(王林杰, 孔令种, 冯亮花, 等. 高拉速方坯连铸结晶器钢渣界面行为特征. 连铸, 2021, 46(4): 11)
- [17] Ren L, Zhang L F, Wang Q Q, et al. Study on fluid flow in a continuous casting slab mold using particle image velocimetry. *Chin J Eng*, 2016, 38(10): 1393
(任磊, 张立峰, 王强强, 等. 基于PIV技术的板坯连铸结晶器内钢水流动行为研究. 工程科学学报, 2016, 38(10): 1393)
- [18] Chen W, Ren Y, Zhang L F. Large eddy simulation on the fluid flow, solidification and entrapment of inclusions in the steel along the full continuous casting slab strand. *JOM*, 2018, 70(12): 2968
- [19] Chaudhary R, Thomas B G, Vanka S P. Effect of electromagnetic ruler braking (EMBr) on transient turbulent flow in continuous slab casting using large eddy simulations. *Metall Mater Trans B*, 2012, 43(3): 532
- [20] Schwarze R. Unsteady RANS simulation of oscillating mould flows. *Int J Numer Meth Fluids*, 2006, 52(8): 883
- [21] Ni P Y, Ersson M, Jonsson L, et al. Numerical study on the influence of a swirling flow tundish on multiphase flow and heat transfer in mold. *Metals*, 2018, 8(5): 368
- [22] Asad A, Kratzsch C, Schwarze R. Numerical investigation of the free surface in a model mold. *Steel Res Int*, 2016, 87(2): 181
- [23] Bielnicki M, Jowsa J. Physical and numerical modeling of liquid slag entrainment in mould during slabs casting. *Metall Res Technol*, 2020, 117(5): 509
- [24] Li L M, Liu Z Q, Cao M X, et al. Large eddy simulation of bubbly flow and slag layer behavior in ladle with discrete phase model (DPM)-volume of fluid (VOF) coupled model. *JOM*, 2015, 67(7): 1459
- [25] Zhao P, Zhou L H. Mathematical modelling of slag entrainment and entrained droplets in a continuous casting mould. *Ironmak*

- Steelmak*, 2019, 46(9): 886
- [26] Zhao P, Li Q, Kuang S B, et al. Mathematical modeling of liquid slag layer fluctuation and slag droplets entrainment in a continuous casting mold based on VOF-LES method. *High Temp Mater Process*, 2017, 36(5): 551
- [27] Liu Z Q, Li B K. Scale-adaptive analysis of Euler-Euler large eddy simulation for laboratory scale dispersed bubbly flows. *Chem Eng J*, 2018, 338: 465
- [28] Xiao C, Zhang J M, Luo Y Z, et al. Control of macrosegregation behavior by applying final electromagnetic stirring for continuously cast high carbon steel billet. *J Iron Steel Res Int*, 2013, 20(11): 13
- [29] Li J C, Wang B F, Wang X D, et al. Optimization of stirring position and parameters of final electromagnetic stirring process for continuous casting bloom. *Special Cast Nonferrous Alloys*, 2014, 34(8): 853
(李建超, 王宝峰, 王晓东, 等. 连铸圆坯凝固末端电磁搅拌位置及工艺参数优化. 特种铸造及有色合金, 2014, 34(8): 853)
- [30] Javurek M, Barna M, Gittler P, et al. Flow modelling in continuous casting of round bloom strands with electromagnetic stirring. *Steel Res Int*, 2008, 79(8): 617
- [31] Wang Y D, Zhang L F, Chen W, et al. Three-dimensional macrosegregation model of bloom in curved continuous casting process. *Metall Mater Trans B*, 2021, 52(4): 2796
- [32] Liao Y L, Yao Y F. Applications analysis of the technology of mold electromagnetic stirring in a steel mill. *Adv Mater Res*, 2013, 721: 471
- [33] Hu Z F, Zhang J M, Cai Z, et al. Effects of M-EMS on surface cleanliness of IF steel slab. *J Iron Steel Res*, 2011, 23(10): 15
(胡招凡, 张炯明, 蔡珍, 等. 结晶器电磁搅拌对IF钢连铸坯表层纯净度的影响. 钢铁研究学报, 2011, 23(10): 15)
- [34] Lei S W, Zhang J M, Dong Q P, et al. Effect of electromagnetic stirring on the distribution of large inclusion in the surface layer. *Ind Heat*, 2014, 43(4): 23
(雷少武, 张炯明, 董其鹏, 等. 电磁搅拌对板坯表层大型夹杂物分布的影响. 工业加热, 2014, 43(4): 23)
- [35] Lan X K, Khodadadi J M. Fluid flow, heat transfer and solidification in the mold of continuous casters during ladle change. *Int J Heat Mass Transf*, 2001, 44(5): 953
- [36] Qiu S T, Liu H P, Peng S H, et al. Numerical analysis of thermal-driven buoyancy flow in the steady macro-solidification process of a continuous slab caster. *ISIJ Int*, 2004, 44(8): 1376
- [37] Tian X Y, Zou F, Li B W, et al. Numerical analysis of coupled fluid flow, heat transfer and macroscopic solidification in the thin slab funnel shape mold with a new type EMBr. *Metall Mater Trans B*, 2010, 41(1): 112
- [38] Li S X, Lan P, Tang H Y, et al. Study on the electromagnetic field, fluid flow, and solidification in a bloom continuous casting mold by numerical simulation. *Steel Res Int*, 2018, 89(12): 1800071
- [39] Trindade L B, Vilela A C F, Filho A F F, et al. Numerical model of electromagnetic stirring for continuous casting billets. *IEEE Trans Magn*, 2002, 38(6): 3658
- [40] Liu H P, Xu M G, Qiu S T, et al. Numerical simulation of fluid flow in a round bloom mold with in-mold rotary electromagnetic stirring. *Metall Mater Trans B*, 2012, 43(6): 1657
- [41] Yu H Q, Zhu M Y. Influence of electromagnetic stirring on transport phenomena in round billet continuous casting mould and macrostructure of high carbon steel billet. *Ironmak Steelmak*, 2012, 39(8): 574
- [42] Smagorinsky J. General circulation experiments with the primitive equations. *Mon Wea Rev*, 1963, 91(3): 99
- [43] Yuan Q, Vanka S P, Thomas B G, et al. Computational and experimental study of turbulent flow in a 0.4-scale water model of a continuous steel caster. *Metall Mater Trans B*, 2004, 35(5): 967
- [44] Steinier J, Termonia Y, Deltour J. Smoothing and differentiation of data by simplified least square procedure. *Anal Chem*, 1972, 44(11): 1906
- [45] Zhou H C, Zhang L F, Zhou Q Y, et al. Clogging-induced asymmetrical and transient flow pattern in a steel continuous casting slab strand measured using nail boards. *Steel Res Int*, 2021, 92(4): 2000547
- [46] Chen W, Zhou H C, Wang S D, et al. Nail board industrial experiment on effect of argon flow rate on mold flow field. *Iron Steel*, 2019, 54(8): 102
(陈威, 周海忱, 王胜东, 等. 吹氩流量对结晶器流场影响的插钉工业试验. 钢铁, 2019, 54(8): 102)
- [47] Gong W Q, Huang S J, Xu Z. Characteristics of scale components having maximal dynamic energy and dissipation energy in smooth turbulent boundary layer. *Acta Aeronaut Astronaut Sin*, 2001, 22(4): 293
(宫武旗, 黄淑娟, 徐忠. 边界层中湍动能和耗散能最大的尺度分量特征研究. 航空学报, 2001, 22(4): 293)
- [48] Liu X H, Min J, Pan C M, et al. Investigation of turbulence kinetic energy dissipation rate in a stirred tank using large eddy PIV approach. *Chin J Process Eng*, 2008, 8(3): 425
(刘心洪, 闵健, 潘春妹, 等. 采用大涡PIV方法研究搅拌槽内湍流动能耗散率. 过程工程学报, 2008, 8(3): 425)
- [49] Cui L X, Lei X H, Zhang L F, et al. Three-dimensional characterization of defects in continuous casting blooms of heavy rail steel using X-ray computed tomography. *Metall Mater Trans B*, 2021, 52(4): 2327