

复合磁场作用下板坯结晶器内钢液 流动、传热与凝固的数值模拟

韦 忍¹, 苏志坚¹, 杜以达¹, 王燕斌²

(1. 东北大学 材料电磁过程研究教育部重点实验室, 辽宁 沈阳 110819;

2. 沈阳东惠科国际贸易有限公司, 辽宁 沈阳 113000)

摘 要: 为利用板坯连铸过程中电磁搅拌技术和电磁制动技术各自的优点克服自身缺点, 本文应用了结合电磁搅拌和电磁制动的分体式复合磁场并提出电磁制动的结构为单条型电磁制动, 对板坯连铸结晶器流场和温度场进行控制. 建立了该磁场下结晶器内钢液流动、传热、凝固耦合的三维数值模拟模型. 对复合磁场给予结晶器内钢液流动及传热与凝固的影响进行了分析. 结果表明: 施加复合磁场后, 结晶器内上、下返流流速明显减小, 钢液主流股对窄面的冲击深度变小, 上返流整体下移, 弯月面钢液形成顺时针循环流; 结晶器内整体温度分布更均匀, 弯月面处温度较无磁场时基本不变; 结晶器出口处凝固坯壳更为均匀, 其厚度较无磁场下有所增加, 钢液射流对窄面附近初生坯壳冲刷程度减小.

关 键 词: 板坯连铸结晶器; 电磁搅拌; 电磁制动; 传热; 数值模拟

中图分类号: TF 777.1

文献标志码: A

文章编号: 1005-3026(2024)04-0514-09

Numerical Simulation of Molten Steel Flow, Heat Transfer and Solidification in Slab Mold Under Composite Magnetic Field

WEI Ren¹, SU Zhi-jian¹, DU Yi-da¹, WANG Yan-bin²

(1. Key Laboratory of Electromagnetic Process of Materials, Ministry of Education, Northeastern University, Shenyang 110819, China; 2. Shenyang Donghuike International Trade Co., Ltd., Shenyang 113000, China. Corresponding author: SU Zhi-jian, E-mail: zhijian_su@epm.neu.edu.cn)

Abstract: In view of the merits and the insurmountable technical defects of the electromagnetic stirring (EMS) process and electromagnetic braking (EMBr) process, a split type composite magnetic field combining EMS and EMBr is applied in this paper to control the flow field and temperature field in slab continuous casting mold. In this process, a ruler structure of EMBr is proposed. A three-dimensional numerical simulation model of the molten steel flow and heat transfer with coupled solidification in slab mold under magnetic field is established. The effect of the composite magnetic field on the molten steel flow, heat transfer and solidification in mold is analyzed. The results show that, after applying the composite magnetic field, the velocities of the upward flow and the downward flow in the mold decrease obviously, the impact depth of the main stream of molten steel on the narrow surface rises, the upward flow moves down slightly as a whole, and the molten steel on the meniscus forms a clockwise circulation flow. The overall temperature distribution in the mold becomes more homogeneous, and the temperature on the meniscus is almost the same as that without magnetic field. The solidified shell at the outlet of the mold is more uniform, and its thickness is increased compared with that without magnetic field. The washing intensity of molten steel jet on the primary solidification shell near the narrow surface is reduced.

Key words: slab continuous casting mold; electromagnetic stirring (EMS); electromagnetic braking (EMBr); heat transfer; numerical simulation

收稿日期: 2022-11-30

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(2016U1560207).

作者简介: 韦 忍(1997-),男,贵州安顺人,东北大学硕士研究生; 苏志坚(1973-),男,浙江金华人,东北大学副教授,硕士生导师.

板坯连铸结晶器内钢液流动直接影响铸坯的表面及内部的质量^[1-2].目前的连铸生产过程中,通常在结晶器外部施加磁场进行非接触的电磁控流^[3].施加结晶器电磁搅拌技术可以有效地控制结晶器内钢液流动^[4],使钢液的流动传热更加均匀,有效冲刷铸坯凝固前沿^[5],从而提高凝固铸坯的表面及内部的质量^[6];但是电磁搅拌很难解决钢液主流股的冲击深度问题以及对窄面的冲击强度问题.电磁制动可有效控制水口流出钢液主流股的冲击,使下返流的冲击深度得到较好的控制^[7],但会使钢液主流股有所抬升^[8],使得弯月面的波动较大,其得不到良性的控制,容易形成卷渣等问题^[9].因此,瑞典ABB公司提出了同时利用结晶器电磁搅拌(EMS)技术和电磁制动(EMBr)技术,对板坯连铸结晶器弯月面附近和浸入式水口出口的流动同时进行复合控流的技术^[10],但没有提供磁体结构和磁场分布的具体方案.东北大学冯维庆^[11]提出了一种用于板坯结晶器的复合磁场控流装置,并进行了复合磁场结构对结晶器流场行为影响的数值模拟研究,同时通过实验验证了该复合磁场在板坯结晶器中的控流;杨宇威等^[12]进行了温度场的初步计算.Han等^[13]将移动磁场和静磁场结合起来,使用整体式的磁轭,研究了其对板坯结晶器内流场的控制效果,并进行了工业试验.Sun等^[14]采用瞬态数值模

型结合流体体积法来研究多功能电磁驱动对钢/渣界面行为的影响,该研究使用了分体式的磁轭,但电磁搅拌为区域电磁制动.本文以某钢厂的连铸机及其工艺为应用背景,运用分体式磁场结构,即将三相行波磁场EMS和单条型EMBr分别施加于弯月面和水口出口处附近,且电磁搅拌和电磁制动铁芯之间是相互独立的,形成了对结晶器内流场的复合控制,建立了有、无复合电磁场作用下板坯连铸结晶器在连铸过程中钢水流动、传热、凝固耦合的三维数值模拟模型,分析了复合磁场对板坯连铸结晶器内钢液流动、传热与凝固的影响规律.

1 模型建立

1.1 复合磁场模型

复合磁场计算模型如图1所示.图1a为复合磁场装置结构示意图,在结晶器宽面弯月面附近安装电磁搅拌装置,产生顺时针方向的行波磁场进行电磁搅拌;在结晶器宽面水口出口下方附近安装全幅单条型电磁制动装置,产生垂直于结晶器宽面的静磁场进行电磁制动.图1b为复合磁场计算网格模型,采用四面体网格结构,其中,整个磁场装置被空气域包围,空气域表面设置磁力线平行边界条件,将整个磁场计算限制在所研究的区域内.

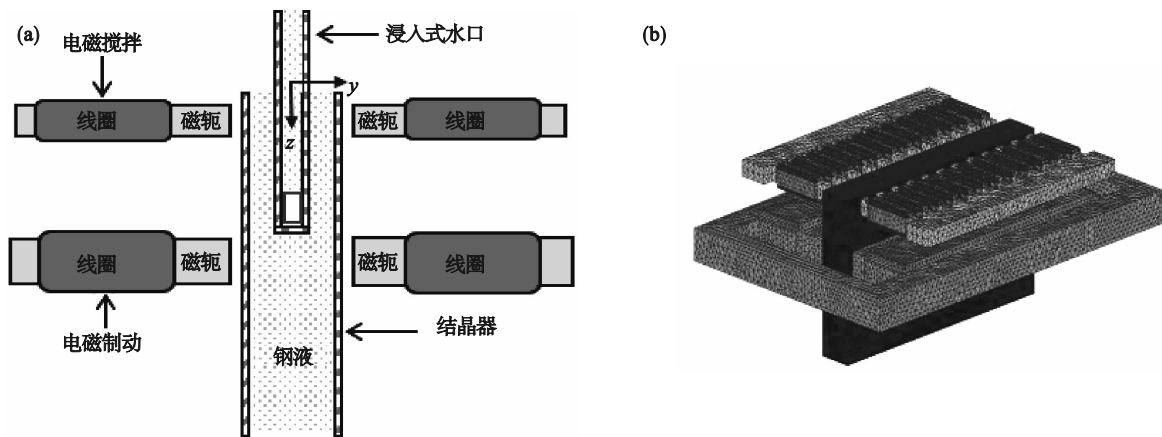


图1 复合磁场计算模型

Fig. 1 Calculation model of the composite magnetic field

(a)—复合磁场装置结构图; (b)—复合磁场计算网格模型.

1.2 结晶器模型

以某钢厂实际生产中的板坯工艺参数为模型,板坯横截面尺寸为1750 mm×230 mm,结晶器为浸入式双孔水口,水口浸入深度为170 mm,水口出口向下倾斜15°.为研究复合磁场对结晶器内钢液流动行为的影响,采用了全模型结构进行计算,并对结晶器钢液进行局部网格加密.

为了使流体流动在结晶器内充分发展,以确保计算结果准确,本次模拟计算适当延长计算区域至弯月面以下2 m处.模拟计算使用商业软件对结晶器三维模型进行建模,然后采用了ICEM软件划分模型网格,网格采用结构化网格.图2为结晶器计算域网格划分局部示意图和水口网格示意图.

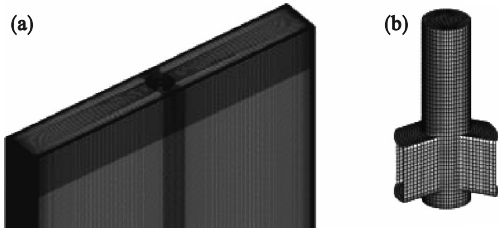


图2 计算域网格划分局部和水口网格示意图

Fig. 2 Schematic diagram of computing domain grid division and nozzle grids

(a)—计算域网格划分局部示意图; (b)—水口网格示意图.

2 数学模型

根据板坯连铸的工艺特点和控制方程的要求,采用以下假设条件:1)铁芯的磁导率、钢液的比热容均为常数,忽略钢液温度对电导率的影响;2)本文中磁雷诺数远小于1,因此电磁场计算中不考虑钢液流动对磁场分布的影响^[15];3)钢液按照均相介质考虑,除导热系数外,其密度、黏度及热物性参数都假定为常数;4)假定钢液弯月面处绝热同时忽略液面上渣层的存在;5)假设整个计算区域具有相等的初始计算温度;6)不考虑铸坯凝固收缩、结晶器铜板的振动影响.

2.1 控制方程

复合磁场的计算分为交变磁场和静磁场两部分.电磁场通过求解麦克斯韦方程组和扩展欧姆定律进行分析,方程如下:

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0, \quad (1)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{H}_M = \mathbf{J}, \quad (2)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}, \quad (3)$$

$$\mathbf{J} = \sigma(\mathbf{E} + \mathbf{U} \times \mathbf{B}). \quad (4)$$

式中: \mathbf{B} 表示磁通密度,T; \mathbf{H}_M 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{J} 为电流密度, $\text{A} \cdot \text{m}^{-2}$; t 为时间,s; σ 为电导率, $\text{S} \cdot \text{m}^{-1}$; \mathbf{U} 为电势,V.

电磁搅拌的平均电磁力可表示为

$$\mathbf{F}_{\text{EMS}} = \frac{1}{2} \text{Re}(\mathbf{J} \times \mathbf{B}^*). \quad (5)$$

式中: \mathbf{F}_{EMS} 为平均电磁力, $\text{N} \cdot \text{m}^{-3}$; \mathbf{B}^* 为磁通密度 \mathbf{B} 的共轭复数,T.

电磁制动产生的电磁力为

$$\mathbf{F}_{\text{EMBr}} = \mathbf{J} \times \mathbf{B}_0. \quad (6)$$

式中: \mathbf{F}_{EMBr} 为电磁制动电磁力, $\text{N} \cdot \text{m}^{-3}$; \mathbf{B}_0 为外加直流磁场的磁通密度,T.

总体的磁通密度 \mathbf{B} 由 \mathbf{B}_0 和钢液切割磁感应线产生的感应磁场的磁通密度 \mathbf{b} 两部分组成,由于磁雷诺数远小于1,可忽略感应磁场的磁通密

度 \mathbf{b} .方程(6)中的 \mathbf{J} 用方程(4)计算.

连续性方程:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0; \quad (7)$$

动量方程:

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_{\text{eff}} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] + \rho g_i + F_i. \quad (8)$$

其中:

$$\mu_{\text{eff}} = \mu + \mu_t = \mu + \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}; \quad (9)$$

ρ 为钢液密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; u_i 和 u_j 为 i 和 j 方向上的速度分量, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$; i 和 j 为正整数,可以分别等于1,2和3,代表 x , y 和 z 方向; p 为压强,Pa; μ 为动力黏度, $\text{Pa} \cdot \text{s}$; μ_t 为湍流黏度系数, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$; g_i 为重力加速度,取值 $9.81 \text{ m} \cdot \text{s}^{-2}$; F_i 为 i 方向上的电磁力, $\text{N} \cdot \text{m}^{-3}$; $C_\mu = 0.09$; k 为湍流动能, $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-2}$; ε 为湍流动能耗散率, $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-3}$; x_i, x_j 分别为 i, j 空间的坐标,m.

本文采用标准 $k-\varepsilon$ 模型^[16]求解了湍流黏度系数 μ_t 、湍流动能 k 和湍流动能耗散率 ε ,方程如下:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + k_G - \rho \varepsilon + S_k, \quad (10)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \varepsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + G_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} k_G - G_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon. \quad (11)$$

其中:

$$k_G = -\rho \overline{u'_i u'_j} \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right), \quad (12)$$

k_G 为平均速度梯度产生的湍流动能, $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-2}$;模型常量 $G_{1\varepsilon} = 1.44$, $G_{2\varepsilon} = 1.92$, $\sigma_k = 1.0$; S_k 和 S_ε 为考虑凝固引起的压力损失添加的源项.

本文采用热焓-多孔介质模型来进行钢液的凝固过程的计算,钢液糊状区被看作是多孔介质,其流动满足达西定律^[17].采用 f_1 来描述钢液的液相率,表达式为

$$f_1 = \begin{cases} 0, & T < T_s; \\ \frac{T - T_s}{T_1 - T_s}, & T_s < T < T_1; \\ 1, & T > T_1. \end{cases} \quad (13)$$

式中: T_1 和 T_s 分别为钢液的液相线和固相线的温

度; T 为钢液的温度,K.

钢液的凝固能量方程为

$$\rho c_p \frac{dT}{dt} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} H) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + S_h \quad (14)$$

式中: c_p 为比定压热容, $J \cdot (kg \cdot K)^{-1}$; \mathbf{u} 为速度, $m \cdot s^{-1}$; H 为钢液的焓, J ; λ 为导热系数, $W \cdot (m \cdot K)^{-1}$; S_h 为钢液的能量源项, $J \cdot (m^3 \cdot s)^{-1}$. 本文采用热焓法处理钢液的潜热^[18],表达式如下:

$$H = h_0 + \int_{T_0}^T c_p dT + f_l \Delta H_f \quad (15)$$

式中: h_0 为 T_0 的参考焓, $J \cdot kg^{-1}$; T_0 为参考温度,K; ΔH_f 为钢液的凝固潜热, $J \cdot kg^{-1}$.

2.2 模拟计算边界条件及物性参数

模拟计算边界条件为:结晶器水口采用速度入口,由连铸拉速确定,钢液浇注温度为1 808 K;弯月面采用零剪切壁面条件,弯月面的传热边界条件设置为近似绝热;计算域出口采用outflow边界;结晶器壁面沿拉坯方向的壁面速度为拉速,水平方向速度为0;壁面热流密度由式(16)^[19]确定:

$$q = 2.68 - \beta \sqrt{60L/v_c} \quad (16)$$

式中: q 为结晶器壁面热流密度, $MW \cdot m^{-2}$; L 为结晶器有效长度,m; v_c 为拉坯速度, $m \cdot s^{-1}$; β 为计算系数. 二冷区热流密度及换热系数公式^[20]如下:

$$q_s = h(T_{slab} - T_w) \quad (17)$$

$$h = 0.581 W^{0.451} (1 - 0.0075 T_w) \quad (18)$$

式中: q_s 为二冷区壁面热流密度, $W \cdot m^{-2}$; h 为对流换热系数, $W \cdot (m^2 \cdot K)^{-1}$; T_{slab} 为铸坯表面温度,K; T_w 为冷却水温度,K; W 为冷却水流量, $L \cdot min^{-1}$. 主要计算参数如表1所示.

表1 主要计算参数
Table 1 Main calculation parameters

| 参数 | 数值 |
|---------------------------------------|--------------------|
| 钢液电导率/ $(S \cdot m^{-1})$ | 7.14×10^5 |
| 线圈电导率/ $(S \cdot m^{-1})$ | 6.25×10^7 |
| 拉坯速度/ $(m \cdot min^{-1})$ | 1.6 |
| 钢液密度/ $(kg \cdot m^{-3})$ | 7 020 |
| 钢液黏度系数/ $(kg \cdot (m \cdot s)^{-1})$ | 0.006 2 |
| 电磁搅拌电流/A | 400 |
| 电磁制动电流/A | 400 |
| 电磁搅拌频率/Hz | 2 |
| 钢液凝固潜热/ $(J \cdot kg^{-1})$ | 272 000 |
| 钢液比热容/ $(J \cdot (kg \cdot K)^{-1})$ | 720 |
| 钢液导热系数/ $(W \cdot (m \cdot K)^{-1})$ | 温度函数 |
| 钢液固相线温度/K | 1 728 |
| 钢液液相线温度/K | 1 788 |

2.3 数值计算过程

本文运用了以下计算策略:首先,计算得到结晶器内电磁搅拌磁场及电磁制动磁场,电磁搅拌的平均电磁力按照方程(5)进行计算,电磁搅拌的平均电磁力通过自定义函数(user defined function, UDF)导入到流场计算中力的源项.电磁制动则是将磁场数据转换后通过UDF导入FLUENT中的磁流体力学(magnetohydrodynamics, MHD)模块进行流场计算.在等温条件下求解速度场方程,得到稳定的流场后,对能量方程进行求解,得到稳定的温度场,同时激活凝固模型,监测壳层生长至坯壳厚度不再变化,最终完成铸坯在结晶器内的最终凝固计算.计算时采用SIMPLE算法计算压力和速度的耦合,当计算质量残差小于 10^{-3} 、湍动能残差小于 10^{-3} 、能量残差小于 10^{-6} 时,认为迭代计算已收敛.

3 结果及讨论

3.1 模型验证

为验证复合磁场计算模型的准确性,采用了复合磁场实验测量值与计算值对比验证的方法.利用CT3-A型指针式特斯拉计对结晶器壁面处电磁搅拌中心位置的复合磁场下的磁通密度进行测量,并与相同复合磁场电流参数下的数值模拟结果进行对比,如图3所示.在相同位置处的磁通密度变化趋势基本相近,证明了本文采用的复合磁场数值模拟方法具有良好的准确性.

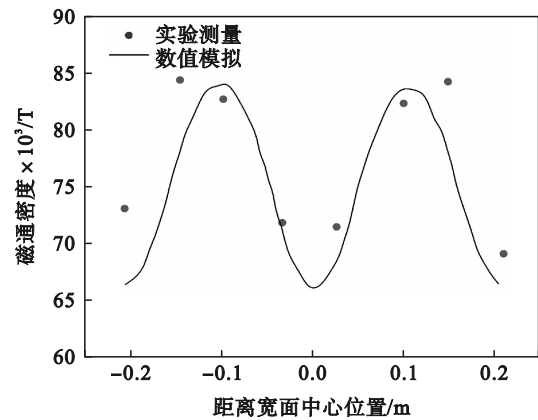


图3 复合磁场数值模拟结果与实验测量验证

Fig. 3 Verification of magnetic field numerical simulation results with experimental measurements

3.2 流场及温度场的分析

图4为结晶器内考虑铸坯凝固时的速度分布.图4a为无磁场时的结果,钢液从水口射出后,流速逐渐减弱,撞击结晶器窄面后形成上、下2个

回流区,流场结果基本与文献[19]的流场形态一致.图4b为单独电磁搅拌作用时的结果,与图4a的结果相比,上返流因受弯月面附近的电磁搅拌作用,中心纵截面钢液冲击点上方流速较无磁场时整体减小且变得均匀,下返流较未施加搅拌时增强,这不利于气泡和夹杂物上浮.图4c为施加电磁制动形成复合磁场作用时的结果,与图4a的结果相比,在复合磁场的作用下,弯月面钢液的速度变得更加均匀,且其流速较无磁场时明显减小,水口下方附近的电磁制动使得钢液射流对窄面的冲击速度变小,钢液下返流的总体速度明显减小,钢液整体流动向上有所抬升;与图4b的结果相比,施加复合磁场后弯月面附近流速较单独电磁搅拌时速度整体有所减小,同时由于复合磁场的电磁制动的作用使得钢液主流股对于结晶器窄面的冲击速度减小,钢液主流股整体流动向上有所抬升且下返流速度整体明显减小,这更加有利于钢液夹杂物的上浮去除^[21].图4d为平行

于窄面向内15 mm截面中心竖直沿线 z 方向上的各条件下量化的速度分布变化图.由图4d可知,无磁场时,钢液上、下返流速度都较大;单独施加电磁搅拌时,下返流 z 方向的速度与无磁场时相比,速度差最大可达0.12 m/s以上,上返流靠近冲击点位置附近 z 方向速度介于无磁场和复合磁场的速度之间,这是因为上返流钢液在上流过程中受搅拌作用被削弱所致;施加电磁制动形成复合磁场作用后,靠近弯月面的窄面附近钢液 z 方向速度与单独施加电磁搅拌趋势一致,同时窄面附近的钢液射流冲击位置深度较无磁场整体上移,冲击点(速度为0处)由无磁场时的-0.447 m上移至复合磁场时的-0.395 m,上移50 mm左右,且复合磁场作用下,弯月面下方0~0.2 m范围内 z 方向速度数值比无磁场时的小很多,说明复合磁场削弱了钢液上返流,上返流整体向下移动,一定程度上削弱了上返流对弯月面的冲击,可有效减少卷渣的发生^[22].

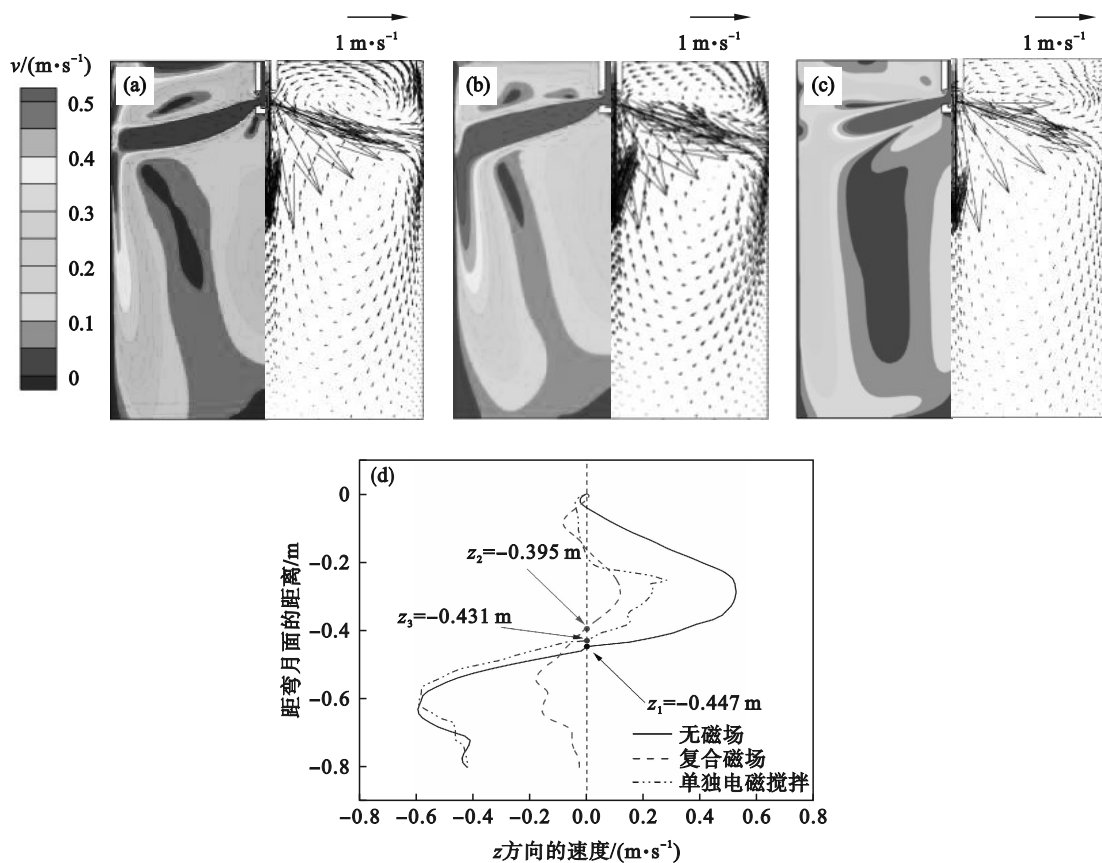


图4 结晶器宽面中心截面速度分布

Fig. 4 Velocity distribution on wide central vertical section of the mold

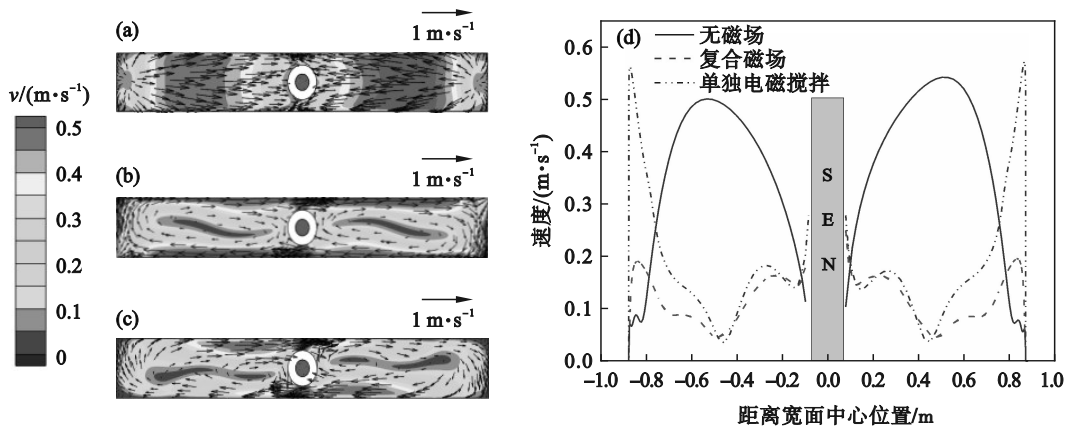
(a)一无磁场时速度云图及矢量图;(b)一单独电磁搅拌时速度云图及矢量图;(c)一复合磁场时速度云图及矢量图;
(d)一有、无复合磁场时及单独电磁搅拌时窄面向内15 mm截面中心竖直沿线 z 方向上速度.

图5a~5c为结晶器弯月面下10 mm横截面速度分布云图及矢量图.由图可知,无磁场时,钢液由窄面向水口中心汇集,其流动方向大致平行于

宽面;单独施加电磁搅拌时,受电磁搅拌的作用,弯月面钢液冲刷结晶器四壁,整个弯月面形成“顺时针”循环流,弯月面整体速度的标准方差较

无磁场时减小了约18.0%,速度分布更均匀;施加电磁制动后形成复合磁场作用,弯月面的速度整体分布同单独电磁搅拌时相似,速度的标准方差较无磁场时减小了约26.4%,较单独电磁搅拌时减小了约10.3%,由此可以看出,弯月面钢液速度较单独施加电磁搅拌的速度整体减小且总体分布更均匀,这是由于施加电磁制动后,钢液主流股整体速度减小,上返流速度减小导致弯月面整体速度也减小.图5d为结晶器弯月面下10 mm横截面的窄面中心线上的速度变化图.由图5d可知,无磁场

时,结晶器弯月面中线上的速度在宽面1/4处附近达到最大值,约为0.5 m/s;单独施加电磁搅拌时,该速度靠近窄面附近较大,其最大值约为0.55 m/s,施加电磁制动形成复合磁场作用后,该速度在宽面1/4处附近达最小值,水口附近达最大值为0.25 m/s.综上,复合磁场的控制可减小弯月面附近钢液速度,同时满足了对结晶器上、下区域的钢液流动的控制,相比于无磁场和单独电磁搅拌更加优化了结晶器内钢液的流动,因此后续仅分析对比无磁场和复合磁场的温度场及凝固坯壳生长情况.



注: SEN(submerged entry nozzle)为浸入式水口.下同.

图5 弯月面下10 mm横截面速度分布图

Fig. 5 Velocity distribution on cross section 10 mm under the meniscus
(a)一无磁场时速度云图及矢量图; (b)一单独电磁搅拌时速度云图及矢量图;
(c)一复合磁场时速度云图及矢量图; (d)一横截面的窄面中心线速度.

图6为结晶器宽面中心纵截面上的温度分布云图.如图6a所示,无磁场时,结晶器温度梯度较大,结晶器上部温度较高,下部温度相对较低,这不利于连铸凝固初生坯壳的均匀形成;如图6b所示,施加复合磁场后,随着上、下返流速度的降低,结晶器内钢液速度梯度随之变小,使得钢液

整体的温度分布更均匀,整体温度梯度变小;图6c为结晶器宽面中心截面上宽面1/4处沿线温度分布变化情况.施加复合磁场后,结晶器整体温度提高了约2 K,同时温度最高点向上抬升约50 mm,进一步验证了复合磁场作用下钢液流股抬升.

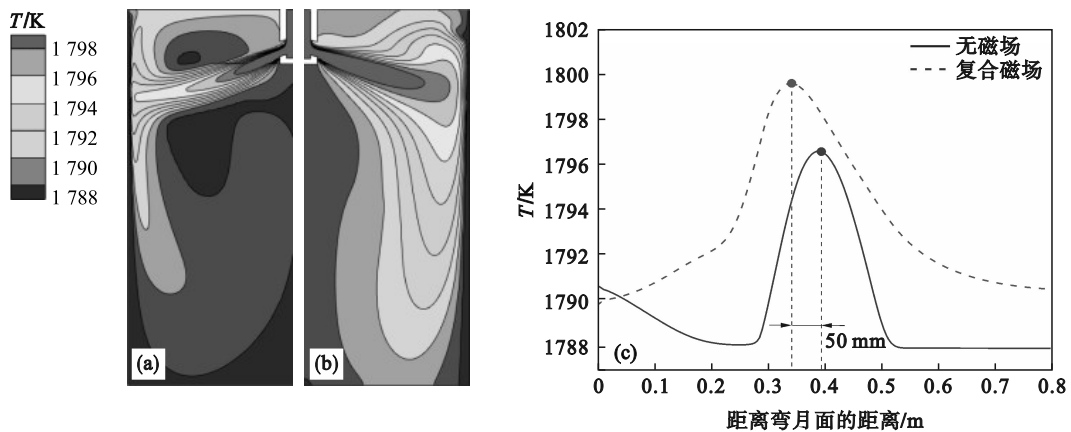


图6 有无复合磁场时结晶器中心宽面温度分布云图

Fig. 6 The temperature distribution contour on the central wide cross section of mold with and without composite magnetic field
(a)一无磁场时宽面温度云图; (b)一复合磁场时宽面温度云图; (c)一宽面1/4处竖直沿线温度分布.

图 7 为结晶器弯月面下方 10 mm 横截面上温度分布图. 由图 7a 和 7b 可知, 无磁场时, 弯月面钢液温度稍高, 施加复合磁场后, 弯月面总体温度稍有降低, 在电磁搅拌的作用下, 弯月面附近的结晶器四壁附近钢液速度增加, 加快了传热速率, 因此四壁温度较中心温度稍低, 但其降低幅

度较小, 对保护渣的融化影响可忽略. 图 7c 为结晶器弯月面下方 10 mm 横截面的中心线上的温度分布情况. 由图 7c 可知, 复合磁场作用下弯月面温度较无磁场时变化范围在 1 K 左右, 施加复合磁场前后弯月面温度基本不变.

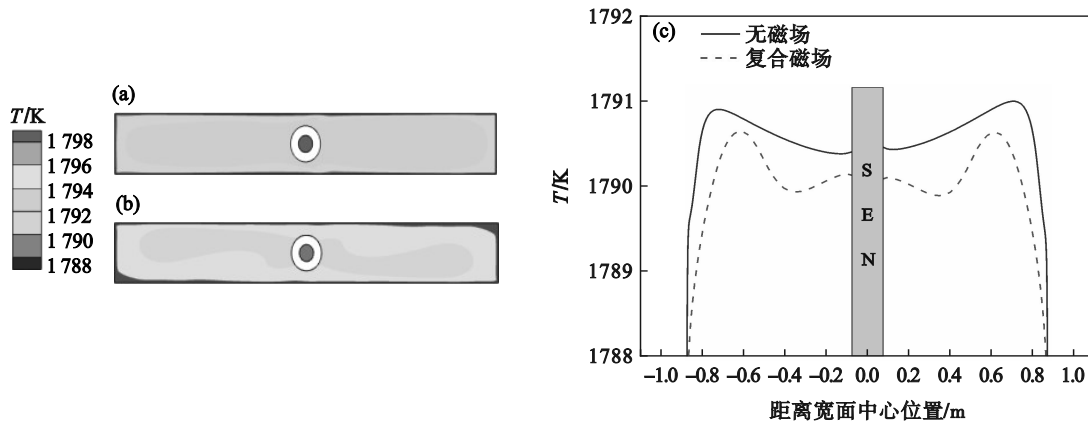


图 7 弯月面下方 10 mm 横截面温度分布

Fig. 7 Temperature distribution on cross section 10 mm under the meniscus

(a) 一无磁场时截面温度云图; (b) 一复合磁场时截面温度云图; (c) 一截面上窄面中心线上温度分布.

3.3 凝固结果的分析

图 8 为结晶器内铸坯窄面拉坯方向上的凝固坯壳的变化情况. 本文以液相率 0.33 作为固液相分界线^[18], 计算得到的无磁场下铸坯凝固坯壳厚度与文献^[18]测量的厚度相比, 基本一致. 由图可知, 无磁场时, 结晶器窄面冲击点附近的凝固坯壳比有磁场时的薄, 复合磁场作用下结晶器钢液主流股对窄面的凝固坯壳冲刷程度减小, 该处铸坯的坯壳凝固情况较好, 没有出现凝固坯壳厚度降低的情况, 且结晶器出口处比无磁场时的厚 2.7 mm 左右.

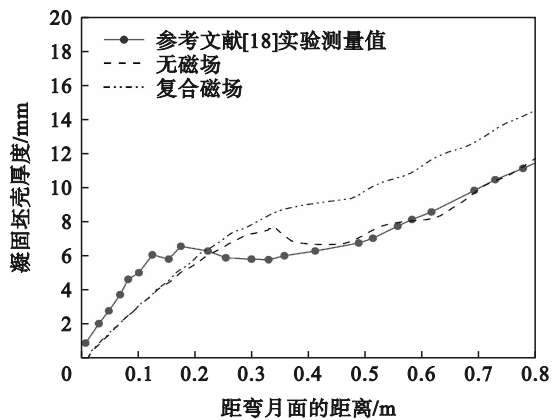


图 8 结晶器内铸坯窄面坯壳厚度的变化情况

Fig. 8 Change of the shell thickness on narrow face of slab in the mold

图 9 为结晶器弯月面下方 400 mm 处即钢液冲击点附近横截面及结晶器出口处横截面上的液相体积分数分布图.

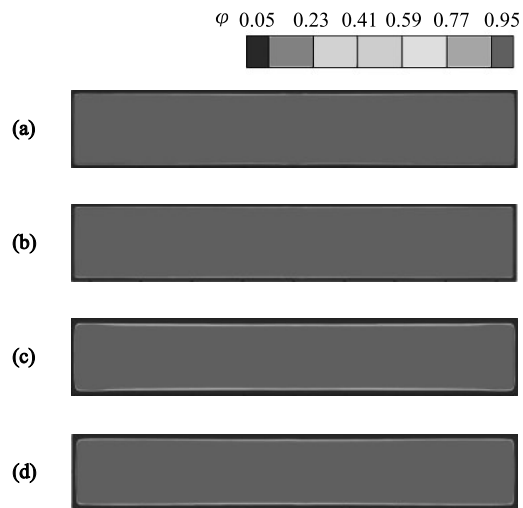


图 9 结晶器弯月面下方 400 mm 和出口处横截面液相体积分数分布

Fig. 9 The liquid volume fraction at the cross sections 400 mm under the meniscus and outlet of the mold

(a) 一无磁场时弯月面下方 400 mm 处横截面;
(b) 一复合磁场时弯月面下方 400 mm 处横截面;
(c) 一无磁场时结晶器出口处横截面;
(d) 一复合磁场时结晶器出口处横截面.

由图 9a 和 9b 可知, 无磁场时弯月面下方 400 mm, 在窄面钢液冲击点附近凝固坯壳受钢液

主流股冲刷,窄面坯壳生长较慢,坯壳厚度较薄,且厚度不均匀,而有复合磁场时,窄面凝固坯壳要厚一些,且坯壳厚度均匀性较好.同时截面宽面部分的凝固坯壳受磁场影响导致的流动冲刷,坯壳厚度受轻微影响,但影响较小,总体平均变薄的程度小于5.6%.由图9c和9d可知,无磁场时结晶器出口处铸坯凝固坯壳也不够均匀,窄面附近较复合磁场时的明显变薄,施加复合磁场后,结晶器出口的凝固坯壳整体较无磁场时更均匀,这有利于较好地承担结晶器内钢液的局部静压力的作用,减小铸坯漏钢的风险^[23].

为定量分析复合磁场对结晶器出口坯壳厚度的影响,给出了有无复合磁场下凝固坯壳厚度变化情况的曲线图.由图10可知,无磁场时,结晶器出口处宽面凝固坯壳厚度总体波动较大,凝固坯壳厚度不均匀,呈“哑铃”形状,越靠近宽面中心位置凝固坯壳越厚,在距离水口最远的窄面附近凝固坯壳最薄.施加复合磁场后,结晶器出口处宽面凝固坯壳厚度曲线总体较为平缓,宽面凝固坯壳厚度分布较无磁场时均匀,结晶器出口处整体坯壳厚度更均匀,厚度变化的标准方差较无磁场时减小37%,这更利于结晶器凝固坯壳整体受力均匀,避免漏钢事故的发生^[24].

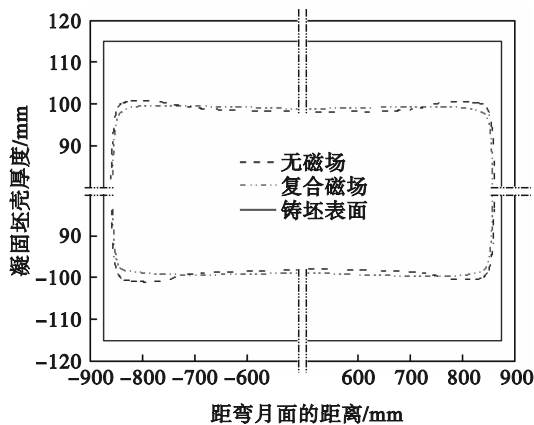


图10 有无复合磁场结晶器出口处的凝固坯壳厚度分布

Fig. 10 Thickness of solidified shell at mold outlet with and without composite magnetic field

4 结 论

1) 施加复合磁场后,结晶器内钢液流动的上、下返流速度减小,钢液主流股对窄面冲击速度减小,钢液冲击深度位置抬升约50 mm;钢液上返流整体下移,弯月面速度分布形成“四周高、中心低”的顺时针流动;弯月面附近钢液速度整体更加均匀.

2) 无磁场时结晶器内上部温度较高,下部温

度较低,温度分布不均匀.施加复合磁场后,结晶器内整体温度分布较无磁场更均匀,且温度梯度变小.

3) 施加复合磁场后,结晶器出口处凝固坯壳较无磁场时更均匀,出口处凝固坯壳比无磁场时厚2.7 mm左右,钢液主流股对窄面附近的凝固坯壳冲刷程度减小,更利于凝固坯壳的生长.

4) 分体式复合磁场在结晶器的控流中,弯月面附近的电磁搅拌及水口出口下方附近的电磁制动同时发挥了其各自的冶金效果.

参考文献:

- [1] Zappulla M L S, Cho S M, Koric S, et al. Multiphysics modeling of continuous casting of stainless steel [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2020, 278: 116469.
- [2] Thomas B G. Continuous casting [M]. Amsterdam: Elsevier, 2001: 1595-1598.
- [3] 任忠鸣, 雷作胜, 李传军, 等. 电磁冶金技术研究新进展 [J]. *金属学报*, 2020, 56(4): 583-600. (Ren Zhong-ming, Lei Zuo-sheng, Li Chuan-jun, et al. New study and development on electromagnetic field technology in metallurgical processes [J]. *Acta Metallurgica Sinica*, 2020, 56(4): 583-600.)
- [4] Tretiak O, Wang Q, Li D W, et al. Influence of joint EMSFN and M-EMS on fluid flow in the mold during continuous casting [J]. *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)*, 2018, 31(12): 1345-1355.
- [5] Louhenkilpi S. Continuous casting of steel [M]. Amsterdam: Elsevier, 2014: 373-434.
- [6] 陈进, 苏志坚, 中岛敬治, 等. 移动电磁场下低碳钢凝固过程枝晶破碎临界条件 [J]. *东北大学学报 (自然科学版)*, 2010, 31(12): 1717-1720. (Chen Jin, Su Zhi-jian, Nakajima Keiji, et al. Critical conditions for dendrite fragmentation of low carbon steel in travelling electromagnetic field [J]. *Journal of Northeastern University (Natural Science)*, 2010, 31(12): 1717-1720.)
- [7] Cho S M, Thomas B G. Electromagnetic forces in continuous casting of steel slabs [J]. *Metals*, 2019, 9(4): 471-509.
- [8] Shakhov S I, Yachikov I M, Feoktistov N A, et al. Use of an electromagnetic brake in a continuous casting mold when a DC magnetic field is applied to a liquid metal [J]. *Russian Metallurgy (Metally)*, 2021(12): 1534-1537.
- [9] Kim D S, Kim W S, Cho K H. Numerical simulation of the coupled turbulent flow and macroscopic solidification in continuous casting with electromagnetic brake [J]. *ISIJ International*, 2000, 40(7): 670-676.
- [10] 钟云涛, 潘汉玉, Nils Jacobson, 等. 板坯结晶器流场控制的发展趋势 [J]. *宝钢技术*, 2016(4): 53-57. (Zhong Yun-tao, Pan Han-yu, Nils Jacobson, et al. Development trends of mold flow control in slab casting [J]. *Baosteel Technology*, 2016(4): 53-57.)
- [11] 冯维庆. 复合磁场作用下板坯结晶器内钢液流动的数值模拟 [D]. 沈阳: 东北大学, 2016. (Feng Wei-qing. Numerical simulation of flow field in slab mold under combined magnetic fields [D]. Shenyang: Northeastern University, 2016.)
- [12] 杨宇威, 苏志坚, 陈进, 等. 复合磁场作用下板坯结晶器内流场与温度场的数值模拟 [J]. *材料与冶金学报*, 2021, 20(3): 185-191.

- (Yang Yu-wei, Su Zhi-jian, Chen Jin, et al. Numerical simulation of fluid flow and temperature field of slab under composite magnetic field [J]. *Journal of Materials and Metallurgy*, 2021, 20(3): 185-191.)
- [13] Han S W, Cho H J, Jin S Y, et al. Effects of simultaneous static and traveling magnetic fields on the molten steel flow in a continuous casting mold [J]. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 2018, 49: 2757-2769.
- [14] Sun X H, Li B, Lu H B, et al. Steel/slag interface behavior under multifunction electromagnetic driving in a continuous casting slab mold [J]. *Metals*, 2019, 9(9): 983-1000.
- [15] Liu H P, Yang C Z, Zhang H, et al. Numerical simulation of fluid flow and thermal characteristics of thin slab in the funnel-type molds of two casters [J]. *ISIJ International*, 2011, 51(3): 392-401.
- [16] Yang Y, Jönsson P G, Ersson M, et al. Inclusion behavior under a swirl flow in a submerged entry nozzle and mold [J]. *Steel Research International*, 2015, 86(4): 341-360.
- [17] Zheng X S, Sha M H, Jin J Z. Experimental research and numerical simulation of mold temperature field in continuous casting of steel [J]. *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)*, 2006, 19(3): 176-182.
- [18] Wang Q Q, Zhang L F. Influence of FC-mold on the full solidification of continuous casting slab [J]. *JOM*, 2016, 68(8): 2170-2179.
- [19] Liu Z Q, Li B K. Transient motion of inclusion cluster in vertical-bending continuous casting caster considering heat transfer and solidification [J]. *Powder Technology*, 2016, 287: 315-329.
- [20] Morales R D, López A G, Olivares I M. Heat transfer analysis during water spray cooling of steel rods [J]. *ISIJ International*, 1990, 30(1): 48-57.
- [21] Li X L, Li B K, Liu Z Q, et al. In-situ analysis and numerical study of inclusion distribution in a vertical-bending caster [J]. *ISIJ International*, 2018, 58(11): 2052-2061.
- [22] Hibbeler L C, Thomas B G. Mold slag entrainment mechanisms in continuous casting molds [J]. *Iron and Steel Technology*, 2013, 10(10): 121-136.
- [23] 王恩刚, 杨泽宽, 陈海耿, 等. 结晶器内连铸坯凝固过程的有限元数值模拟 [J]. 东北大学学报(自然科学版), 1996, 17(4): 384-387.
(Wang En-gang, Yang Ze-kuan, Chen Hai-geng, et al. Finite element numerical modeling on the solidification of continuous casting billet in mold [J]. *Journal of Northeastern University (Natural Science)*, 1996, 17(4): 384-387.)
- [24] Cho S M, Thomas B G. Electromagnetic effects on solidification defect formation in continuous steel casting [J]. *JOM*, 2020, 72(10): 3610-3627.