DOI: 10.3901/JME.2020.12.099

组合搅拌模式对连铸特殊钢大方坯 凝固行为的影响*

王 璞¹ 李少翔¹ 张 壮¹ 铁占鹏^{1,2} 董延楠¹ 张 伟² 张家泉¹

(1. 北京科技大学冶金与生态工程学院 北京 100083;

2. 西宁特殊钢股份有限公司 西宁 810005)

摘要: 组合搅拌模式是控制特殊钢铸态组织与均质性的重要手段。为深入揭示连铸结晶器电磁搅拌(Mold electromagnetic stirring, M-EMS)和凝固末端电磁搅拌(Final electromagnetic stirring, F-EMS)的复合作用行为, 基于麦克斯韦方程和低雷诺数湍流模型建立断面 250 mm×280 mm 的 20CrMoA 齿轮钢大方坯连铸过程电磁-流动-传热与凝固三维耦合数值模型。基于实测 M-EMS 中心线磁感应强度及 F-EMS 作用下的铸态组织白亮带宽度验证模型的可靠性。研究表明, M-EMS 促使结晶器区域钢液产生水平旋流并冲刷凝固前沿, 加强钢液和凝固坯壳的换热, 可使钢液过热完全耗散及其凝固终点位置不同程度地前移, 促进柱状晶向等轴晶的转变(Columnar to equiaxed transition, CET), 从而可实现 F-EMS 作用区域为中心等轴晶区。组合搅拌作用下铸坯末端区域液相穴宽度减小, 糊状区内钢液对凝固前沿的冲刷速度降低, 从而不易产生常见的负偏析白亮带缺陷。碳偏析检测结果表明, M-EMS 可能造成大方坯出现一定程度的皮下负偏析和 CET 转变区的正偏析, 但其中心偏析和铸态碳极差可获得明显改善。综合表明, 合理的组合搅拌模式可有效改善特殊钢大方坯铸态组织的均质性, 进而提高其轧材产品的热处理与服役性能。

关键词: 大方坯连铸; 组合式电磁搅拌; 碳偏析; 白亮带; 凝固终点

中图分类号: TF777

Effect of Combined Stirring Modes on the Solidification Behavior of Special Steel Bloom Casting

WANG Pu¹ LI Shaoxiang¹ ZHANG Zhuang¹ TIE Zhanpeng^{1,2} DONG Yannan¹
ZHANG Wei² ZHANG Jiaquan¹

(1. School of Metallurgical and Ecological Engineering,

University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083;

2. Xining Special Steel Co., Ltd., Xining 810005)

Abstract: The mold electromagnetic stirring(M-EMS) and final electromagnetic stirring(F-EMS) is widely used in the special steel bloom casting, which could improve the as-cast quality effectively. A segment-based three-dimensional mathematic model coupling the electromagnetic field, melt flow, heat transfer and solidification in the whole casting domain is established to study the effect of M-EMS and F-EMS on steel flow and solidification behavior of a bloom casting. The model is validated by the measured data of magnetic flux density in the stirrer center and the white band width for plant tests. According to the simulation and experimental results, M-EMS can introduce a horizontal swirling flow ahead of the solidification front, which changes the flow pattern of melt and promotes the superheat dissipation of molten steel in the mold, and promotes the equiaxed crystals ratio when entering the solidification end stirring zone. M-EMS can make the carter end advanced by 0.347 m, the liquidus cavity width of the final stirring zone and washing velocity of molten steel to the solidification front are reduced. Carbon segregation detection shows that although M-EMS causes subsurface negative segregation and positive segregation of CET transition zone, the significant improvement of center segregation causes the range of carbon content decrease from 0.035% to 0.029%, which promote the homogenization production of bloom casting. It suggests that the reasonable combined application of M-EMS and

* 国家自然科学基金资助项目(U1860111)。20190808 收到初稿, 20200219
收到修改稿

F-EMS can improve the homogeneity of as-cast macrostructure of special steel blooms, thereby improving heat treatment and service performance of rolled products.

Key words: bloom casting; combined electromagnetic stirring; carbon segregation; white band; crater end

0 前言

特殊钢轧材和产品的质量与其铸态组织和成分均匀性的控制效果密切相关。大方坯连铸是大断面特殊钢棒材生产的基础工序,结晶器电磁搅拌(Mold electromagnetic stirring, M-EMS)和凝固末端电磁搅拌(Final electromagnetic stirring, F-EMS)的组合使用模式对特殊钢连铸质量控制具有十分重要的意义^[1]。然而,结晶器内的传输行为非常复杂,工业生产中很难直接获取其中的流动与凝固信息,组合搅拌的作用效果目前多依据对最终铸坯实物质量的评价。雷建民等^[2]基于电磁流体动力学和凝固传输理论,发展数值模拟方法实现前瞻性的评价组合式电磁搅拌的作用规律,进而指导生产工艺设计已受到日益重视。

BRIDGE 等^[3]基于工业试验研究了电磁搅拌作用下 127 mm×127 mm 断面小方坯内部白亮带的产生机制,并明确了这种带状负偏析形成于搅拌器作用的凝固前沿。AYATA 等^[4]开展了一系列的电磁搅拌对凝固过程影响的工业试验,指出 M-EMS 和 F-EMS 的组合使用可以改善铸坯宏观偏析,但也存在一个能较好体现 F-EMS 搅拌效果的最佳中心固相率(f_s)。近年来, SUN 等^[5]通过建立二维和三维混合模型来研究大方坯连铸 M-EMS 和 F-EMS 下电磁规律和溶质传输行为,发现铸坯内部正、负偏析区的形成分别是由于热溶质对流和电磁搅拌冲刷凝固前沿造成的。JIANG 等^[6]建立流动和凝固耦合模型研究 M-EMS 和 F-EMS 作用下小方坯连铸过程,并采用变黏度模型研究糊状区的钢液流动。近年, LI 等^[7-8]建立了低雷诺数模型下大方坯结晶器电磁、流动、传热和凝固耦合模型,揭示不同搅拌参数下的电磁规律,同时发现增大电流强度不仅会促进过热耗散,甚至会引发坯壳停滞生长或重熔现象。

至今,由 M-EMS 引起的皮下负偏析和 CET 转变区正偏析对铸坯成分均匀性的影响,以及组合搅拌对末搅白亮带缺陷形成的影响鲜有报道。为了深入揭示结晶器电磁搅拌和凝固末端电磁搅拌的复合作用行为,以 20CrMoA 齿轮钢棒材生产中常见的大方坯连铸为例,建立从结晶器水口入口至凝固末端的三维全流程电磁-流动-传热凝固耦合数值模型,利用达西源项法处理钢液在糊状区内的流动,

并结合相关工业试验结果重点分析有无 M-EMS 对铸坯宏观凝固组织和成分均匀性的影响,以期对实际连铸中 M-EMS 和 F-EMS 的组合使用控制铸坯内部质量提供理论指导。

1 模型建立

以某厂实际铸机配置为依据,其 M-EMS 模型的构建包括线圈,铁芯,结晶器铜管,铸坯和未显示的封闭空气域,其安装结构如图 1a 所示。其中,搅拌器为凸极式六线圈三对绕组结构。坐标原点位于结晶器弯月面中心点,搅拌器内径为 680 mm,外径 1 000 mm,高 500 mm,结晶器铜管壁厚 24 mm,搅拌器中心距弯月面 450 mm,搅拌方式为连续水平旋转搅拌。F-EMS 模型包括线圈,铁芯,铸坯和未显示的封闭空气域,其安装结构如图 1b 所示。其中,搅拌器为克莱姆式十二线圈三对绕组结构。搅拌器内径 485 mm,外径 690 mm,高 500 mm,搅拌器中心距弯月面 11 500 mm,搅拌方式为连续水平搅拌。

图 1 电磁搅拌装置结构与位置示意图

1.1 模型基本假设

为合理描述结晶器内复杂且相互影响的冶金物理现象,基本假设条件如下。

- (1) 磁搅拌过程中,钢液磁雷诺数很小,忽略钢液流动对磁场的影响。
- (2) 低频搅拌工况下电磁场可视为磁准静态场,忽略位移电流,采用时均电磁力代替瞬态值。
- (3) 忽略材料的各向异性,认为钢液、铜管、铁芯均为各向同性材料,电导率、磁导率等物性参数均按常数处理。
- (4) 湍流效应采用低雷诺数模型。
- (5) 钢液为不可压缩牛顿流体,钢液黏度、比

热以及导热系数处理为常数。

(6) 忽略凝固收缩、结晶器振动和铸坯弧度对内部钢液流动和温度状态的影响。

(7) 视糊状区为多孔介质区域, 内部的流动符合 Darcy 定律。

1.2 控制方程

1.2.1 电磁场方程

描述电磁场的麦克斯韦方程组如法拉第电磁感应定律^[9]

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (1)$$

磁场的高斯定律

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \quad (2)$$

安培环路定律

$$\mathbf{J} = \nabla \times \frac{\mathbf{B}}{\mu} \quad (3)$$

欧姆定律

$$\mathbf{J} = \sigma(\mathbf{E}) \quad (4)$$

式中, $\mathbf{B}$ 为磁感应强度, T; $\mathbf{E}$ 为电场强度, $\text{V} \cdot \text{m}^{-1}$; $\mathbf{J}$ 为电流密度, $\text{A} \cdot \text{m}^{-2}$; μ 为磁导率, $\text{H} \cdot \text{m}^{-1}$; σ 为电导率, $\text{S} \cdot \text{m}^{-1}$ 。

时均电磁力由式(5)计算得到

$$\mathbf{F}_E = \frac{1}{2} \text{Re}(\mathbf{j} \times \mathbf{B}) \quad (5)$$

式中, $\mathbf{F}_E$ 为时均电磁力, $\text{N} \cdot \text{m}^{-3}$; $\mathbf{j}$ 为钢液中感应电流密度, $\text{A} \cdot \text{m}^{-2}$ 。

1.2.2 流动与凝固

(1) 连续性方程

$$\frac{\partial(\rho u_j)}{\partial x_j} = 0 \quad (6)$$

式中, ρ 为密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; u_j 为流股在 x_j 方向速度分量, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ 。

(2) 动量方程

$$\rho \frac{\partial(u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial(P)}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu_{\text{eff}} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\mu_{\text{eff}} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) + \rho g + F_B + F_E + S_p \quad (7)$$

式中, P 为压强, Pa; μ_{eff} 为有效黏度系数, $\text{kg} \cdot (\text{m} \cdot \text{s})^{-1}$; F_B 为热浮力; S_p 为达西源项, 描述钢液在糊状区的动量损失。

$$\mu_{\text{eff}} = \mu_l + \mu_t \quad (8)$$

式中, μ_l 为层流黏度, $\text{kg} \cdot (\text{m} \cdot \text{s})^{-1}$; μ_t 为湍流黏度, $\text{kg} \cdot (\text{m} \cdot \text{s})^{-1}$; 其中湍流黏度用 Kolmogorov-Prandtl 关系式计算

$$\mu_t = \rho f_\mu C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (9)$$

式中, f_μ 和 C_μ 为低雷诺数湍流双方程模型常数; k 为湍动能, $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-2}$; ε 为湍动能耗散率, $\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-3}$; 由低雷诺数 $k-\varepsilon$ 湍流双方程模型计算可得式(10), 具体可参考文献[10]。

$$F_B = \rho g \beta (T - T_l) \quad (10)$$

式中, β 为热膨胀系数, K^{-1} ; T 为当地温度, K; T_l 为液相线温度, K。

$$S_p = \frac{(1-f_l)^2}{f_l^3 + \zeta} A_{\text{mush}} (u - u_p) \quad (11)$$

式中, A_{mush} 为糊状区常数, 对流动与凝固耦合计算有很大的影响, 设为 $1 \times 10^{8[7-8, 11]}$ 。为防止分母为零, 将 ζ 设为一较小的数(0.001); u 为钢液流速, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$; u_p 为凝固坯壳的运动速度(拉速), $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$; f_l 为液相分率

$$f_l = \begin{cases} 1 & T \geq T_l \\ \frac{T - T_s}{T_l - T_s} & T_s < T < T_l \\ 0 & T \leq T_s \end{cases} \quad (12)$$

式中, T_s 为固相线温度, K。

(3) 能量方程

$$\rho \frac{\partial(u_i H)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(k_{\text{eff}} \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) \quad (13)$$

系统总焓如下

$$H = h_{\text{ref}} + \int_{T_{\text{ref}}}^T c_p dT + f_l L \quad (14)$$

式中, k_{eff} 为有效导热系数, $k_{\text{eff}} = k_l + \frac{c_p \mu_t}{Pr_t}$; k_l 为钢液层流导热系数, $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$; Pr_t 为湍流普朗特数, 设为 0.85; H 为系统总焓; h_{ref} 为液相温度下的参考焓; c_p 为钢液比热容, $\text{J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$; L 为钢液的凝固潜热, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$ 。

1.3 边界条件

1.3.1 电磁场

(1) 三对线圈绕组加载三相交流电, 各相电流相位差为 120° 。

(2) 磁力线与包围在搅拌器外的空气单元表面平行。

(3) 电磁搅拌器线圈和铁芯之间设为绝缘边界条件。

1.3.2 流动和凝固

(1) 水口入口: 入口速度由连铸坯质量守恒关系得出, 入口温度为浇铸温度, 入口处的湍动能和

湍流耗散率按经验式(15)和式(16)计算所得^[12]

$$k = 0.01v^2 \quad (15)$$

$$\varepsilon = 2k^{1.5} / D \quad (16)$$

式中, v 为水口的入口速度; D 为水口的直径。

(2) 计算域出口: 每段计算域出口处采用充分发展边界条件, 即沿出口法线方向的所有物理量梯度为零。

(3) 自由液面: 考虑保护渣的保温效果, 自由液面设为绝热且切应力为零的壁面。

(4) 壁面均采用无滑移壁面, 水口壁面设为绝热; 结晶器壁面和之后的冷却壁面分布采用热流密度、对流换热系数以及辐射换热系数分别如文献[6, 13-14]中所给定。M-EMS 关闭和开启下的结晶器水温差分别为 5.2 K 和 4.6 K, 即开启 M-EMS 后结晶器冷却壁面的热流密度更大。

结晶器冷却

$$q_s = 2\,680\,000 - b\sqrt{\frac{L}{v_c}} \quad (17)$$

$$b = \frac{1.5 \times (2\,680\,000 - \bar{q})}{\sqrt{\frac{L_m}{v_c}}} \quad (18)$$

$$\bar{q} = \frac{C_w \times m \times \Delta T}{S_{\text{eff}}} \quad (19)$$

式中, q_s 为热流密度; L 为距弯月面的距离, m; L_m 为结晶器有效长度, m; v_c 为拉速, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$; $\bar{q}$ 为平均热流密度, $\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$; C_w 为冷却水比热容, $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$; m 为结晶器冷却水流量, $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$; ΔT 为冷却水温差, K; S_{eff} 为有效冷却面积, m^2 。二冷区不同区域的对流换热系数分别如下。

全水冷却

$$h_1 = 420w_0^{0.351} \quad (20)$$

汽雾冷却

$$h_2 = 116 + 10.44w_1^{0.851} \quad (21)$$

式中, w_0 和 w_1 都是冷却水流密度, 单位分别是 $\text{L} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ 和 $\text{L} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{min}^{-1}$ 。

1.4 模拟过程

由于大方坯连铸过程冶金长度一般在 20 m 左右, 计算域庞大。为了提高计算效率, 将整个计算域分为 4 段, 利用有限体积软件 Fluent 中的 Profile 模块能将上一段出口处计算得到的三维速度分量、湍动能和耗散率及温度数据作为下一段计算域的入口边界条件。其中, 第一段计算域为 M-EMS 区域

共 2 m, 第二段计算域为二冷区共 8 m, 第三段计算域为 F-EMS 区域共 3 m, 第四段计算域为凝固末端区域共 8 m。其中 Z 方向为拉坯方向, X 方向和 Y 方向分别平行于矩形铸坯的窄面和宽面。此外, 电磁场部分采用有限元软件 ANSYS Maxwell 计算, 并利用坐标插值算法提取时均电磁力; 通过 Fluent 模拟连铸过程钢液的流动、传热与凝固, 利用子程序(User define function, UDF)将电磁力加载到动量方程的源项。电磁模型采用四面体网格, M-EMS 和 F-EMS 的网格数量分布为 327 596 和 333 095。流体计算采用六面体网格, 凝固区域和传输强度激烈区域进行网格加密, 第一段到第四段的网格分别为 2 000 000、2 300 000、1 700 000 和 2 400 000, 收敛标准设为能量残差小于 10^{-6} , 其他变量残差小于 10^{-4} 。表 1 为 20CrMoA 钢试验生产时的主要化学成分, 模拟计算所针对的 20CrMoA 齿轮钢热物性参数及连铸工艺参数见表 2。

表 1 齿轮钢 20CrMoA 主要化学成分表(质量分数) %

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
0.198	0.23	0.56	0.013	0.004	0.94	0.19	0.03

表 2 计算用连铸工艺参数和热物性参数

参数	数值	参数	数值
铸坯断面/ mm^2	250×280	导热系数/ $[\text{W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}]$	29
水口内径, 外径/mm	40, 90	钢液密度/ $(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	7 020
水口浸入深度/mm	100	钢液黏度/ $[\text{kg} \cdot (\text{m} \cdot \text{s})^{-1}]$	0.005 5
结晶器有效高度/mm	645	液相线温度/K	1 786
拉速/ $(\text{m} \cdot \text{min}^{-1})$	0.95	固相线温度/K	1 752
二冷比水量/ $(\text{kg} \cdot \text{L}^{-1})$	0.26	比热容/ $[\text{J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}]$	755
各材料相对磁导	1	凝固潜热/ $(\text{J} \cdot \text{kg}^{-1})$	270 000
铜管 298K 电导率/ $(\text{S} \cdot \text{m}^{-1})$	4.7×10^7	钢液过热度/K	29
铜管 423K 电导率/ $(\text{S} \cdot \text{m}^{-1})$	3.18×10^7	钢液电导率/ $(\text{S} \cdot \text{m}^{-1})$	7.14×10^5
M-EMS 电流/A	350	F-EMS 电流/A	200
M-EMS 频率/Hz	3	F-EMS 频率/Hz	8

2 计算结果与讨论

2.1 电磁场

图 2 对比了电流 350 A、频率 3 Hz 时, 结晶器铜管不同温度下(室温 $T_{\text{mold}}=298$ K, 在线工作 $T_{\text{mold}}=423$ K)无铸坯时中心线上的磁感应强度沿拉坯方向的分布。在生产中的 2 个浇次间隔, 利用高斯计测量了结晶器中心线上的磁感应强度。可见, 铜管温度为 298 K 时的模型计算结果与测量值良好吻合, 模型准确可靠。考虑到实际生产中铜管温度较高, 电导率下降, 因此后续计算均采用 $T_{\text{mold}}=423$ K 时的铜管电导率。

图 2 铸坯中心线上的磁感应强度计算值与测量值

图 3a 给出工作电流 350 A、频率 3 Hz 时, M-EMS 中心横截面处电磁力矢量图。横截面上的电磁力周向分布, 随着距铸坯横截面中心的距离增加, 电磁力将增大, 且在铸坯角部达到最大值。图 3b 为工作电流 200 A、频率 8 Hz 时, F-EMS 中心横截面处电磁力矢量图, 其分布规律与 M-EMS 大致相同, 但凝固后期中心液相穴较小, 有效作用于液芯的电磁力较小。

图 3 中心横截面上的电磁力矢量图

2.2 流场

图 4 为窄面中心对称面($Y=0$ m)上 M-EMS 关闭和 M-EMS 开启工况下的速度云图和流线图。当 M-EMS 关闭时, 高温钢液从浸入式水口直接注入结晶器中, 沿凝固前沿向上形成对称环流。当 M-EMS 开启后, 在电磁力作用下钢液冲击深度变浅, 环流则不再对称。

图 4 窄面中心对称面上的速度云图和流线图

图 5 为 M-EMS 和 F-EMS 中心横截面钢液切向

速度沿窄面中心线的分布情况。如图 5a 所示, 电磁力驱动钢液产生水平旋流, 切向速度在凝固前沿达到最大, 最大值为 $0.252 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 。如图 5b 所示, M-EMS 关闭和开启时凝固末端钢液在 F-EMS 作用下最大切向速度分别为 $0.032 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 和 $0.027 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, 显然 M-EMS 开启后 F-EMS 的作用效果降低。

图 5 钢液切向速度沿窄面中心线的分布情况

2.3 传热与凝固

图 6 为距弯月面不同距离铸坯横截面上 M-EMS 关闭和 M-EMS 开启工况下的液相分率分布情况。随着铸坯凝固进程的推进, 中心液相穴范围逐渐减小。此外, 从图 6d 可知, M-EMS 开启状态下, 产生的水平旋流冲刷初凝坯壳并对其均匀性有所影响, 且其强化的换热作用会导致凝固末期的液相穴宽度比 M-EMS 关闭工况下的要小。

图 6 铸坯不同位置横截面液相分率分布

图 7 为 M-EMS 关闭和开启工况下铸坯中心温

度沿拉坯方向的分布情况。由图 7 可知, M-EMS 关闭时, 结晶器出口处的钢液仍然处于过热状态, 这是因为从水口流出的高温钢液在结晶器底部径向发散流动, 逐渐充满整个熔池造成的。在 M-EMS 作用下, 钢液产生的水平旋流加强传热, 加快中心钢液过热耗散, M-EMS 开启和关闭工况下过热完全耗散位置分别为 1.042 m 和 1.857 m; 同时, 一定的切向速度有利于打碎凝固前沿的枝晶, 生成形核晶粒, 在后续的凝固过程中继续生长, 有助于中心等轴晶的形成。此外, 铸坯中心线温度在凝固潜热释放完全之前一直处于液相线附近, 之后迅速下降直至凝固完成。M-EMS 开启和关闭条件下铸坯凝固终点位置分别为距弯月面 19.090 m 和 19.437 m, 即开启 M-EMS 时, 凝固终点前移 0.347 m。

图 7 铸坯中心温度沿拉坯方向的分布

图 8 为 M-EMS 开启和关闭工况下大方坯横截面的宏观组织对比。由图 8a 可知, 关闭 M-EMS 时, 铸坯横截面上存在较为明显的穿晶现象和白亮带。由图 8b 可知, M-EMS 开启时, 铸坯横截面上存在 25% 左右的等轴晶区且未见明显白亮带。结合上述数值模拟结果可知, M-EMS 关闭时, 过热钢液进入熔池深处, 未搅区域凝固前沿为柱状晶结构, F-EMS 将驱使其枝晶间富集溶质进入中心液相穴, 从而在柱状晶前沿形成负偏析白亮带。M-EMS 开启时, 由于其过热耗散的冶金效果, 导致进入未搅区域时,

图 8 大方坯横截面宏观组织结构

铸坯已完成柱状晶到等轴晶转变 (Columnar to equiaxed transition, CET), F-EMS 作用于等轴晶区域不易产生负偏析白亮带^[4]。

图 9 为 M-EMS 关闭时, F-EMS 中心横截面液相率沿铸坯宽面中心线分布情况, XU 等^[15]认为溶质冲刷效应在 f_s 为 0.4~0.7 范围内可引起元素负偏析带的形成。模型计算预测 $f_s=0.4$ 和 $f_s=0.7$ 宽度分别为 116 mm 和 124 mm, 试验所得白亮带对应 $f_s=0.4$ 和 $f_s=0.7$ 宽度分别为 110 mm 和 125 mm, 模型计算与试验结果吻合。

图 9 F-EMS 中心横截面宽面中心线上固相率分布

采用 $\phi 5$ mm 钻头对酸洗检验后的铸坯样横断面进行钻孔取样, 分 3 个方向在由中心到表面距离 1/4、1/2、3/4 和皮下 10 mm 处取 25 个试验样并编号, 如图 10 所示, 再用碳硫分析仪检测其碳含量。

图 10 铸坯上碳偏析取样示意图

图 11 为 M-EMS 关闭和开启工况下铸坯取样点的碳偏析指数。由图 11 可知, 当 M-EMS 关闭时, 由于柱状晶发达, 造成中心缩孔和中心偏析严重。M-EMS 开启时, 扩大了铸坯等轴晶区、有利于质量补缩, 从而在组合搅拌作用下铸坯中心组织致密, 中心偏析有明显改善; 此外, 也由于 M-EMS 对初凝坯壳的冲刷、促进铸坯发生

CET 转变, 出现了明显的皮下负偏析和 CET 转变区的正偏析。考虑到碳极差(铸坯断面碳含量最大值与最小值之差)是反映碳偏析情况的重要参数, 也常是保证特殊钢热处理性时的考察指标之一, 统计计算 M-EMS 关闭和开启时的碳极差分别为 0.035% 和 0.029%, 说明 M-EMS 对铸坯均质化生产有一定的促进作用。

图 11 铸坯横断面碳偏析指数分布

3 结论

研究了组合搅拌模式下大方坯连铸钢液流动、传热、凝固行为, 以及铸坯宏观凝固组织及其成分偏析特征, 利用工业试验结果验证了模型的可靠性, 主要结论如下。

(1) M-EMS 使结晶器区域钢液产生水平旋流并冲刷柱状晶前沿, 加强了钢液和初凝坯壳换热, 使过热耗散位置提前 0.815 m、铸坯凝固终点前移 0.347 m, 这种作用效果可促进凝固 CET 转变、实现 F-EMS 在中心等轴晶区搅拌, 有效防止常见未搅白亮带缺陷, 且有效改善铸坯中心疏松、缩孔等质量问题。

(2) M-EMS 作用下, 铸坯会发生一定程度皮下负偏析和 CET 转变区正偏析现象, 但通过组合搅拌模式能有效控制铸坯中心缩孔、降低铸坯中心偏析程度。其中 20CrMoA 齿轮钢大方坯碳极差由 0.035% 降低为 0.029%, 均质性得到有效改善。

综合表明, M-EMS 不仅影响结晶器的冶金性能, 还影响着后续 F-EMS 的使用效果, 合理的组合搅拌模式是控制特殊钢大方坯铸态组织和内部质量的重要途径。

参 考 文 献

- [1] CRAMB A. The making, shaping and treating of steel: Casting[M]. Pittsburgh: Assn of Iron & Steel Engineers, 2003.
- [2] 雷建民, 宋卫平. 小方坯连铸电磁搅拌流场和温度场三维耦合数值分析[J]. 机械工程学报, 2001, 37(7): 74-78. LEI Jianmin, SONG Weiping. 3-D coupled numerical simulation for the flow field and temperature field on electromagnetic stirring in billet continuous casting[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2001, 37(7): 74-78.
- [3] BRIDGE M R, ROGERS G D. Structural effects and band segregate formation during the electromagnetic stirring of strand-cast steel[J]. Metallurgical Transactions B, 1984, 15(3): 581-589.
- [4] AYATA K, MORI T, FUJIMOTO T, et al. Improvement of macrosegregation in continuously cast bloom and billet by electromagnetic stirring[J]. Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, 1984, 24(11): 931-939.
- [5] SUN Haibo, ZHANG Jiaquan. Study on the macrosegregation behavior for the bloom continuous casting:

- Model development and validation[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2014, 45(3): 1133-1149.
- [6] JIANG Dongbin, ZHU Miaoyong. Flow and solidification in billet continuous casting machine with dual electromagnetic stirrings of mold and the final solidification[J]. Steel Research International, 2015, 86(9): 993-1003.
- [7] LI Shangxiang, LAN Peng, ZHANG Jiaquan. Numerical simulation of turbulence flow and solidification in a bloom continuous casting mould with electromagnetic stirring[C]// TMS Annual Meeting & Exhibition. Phoenix Arizona: Springer, Cham, 2018: 223-236.
- [8] LI Shaoxiang, LAN Peng, TANG Haiyang, et al. Study on the electromagnetic field, fluid flow, and solidification in a bloom continuous casting mold by numerical simulation[J]. Steel Research International, 2018, 89(12): 71-82.
- [9] TRINDADE L B, VILELA A C F, VILHENA M T M B, et al. Numerical model of electromagnetic stirring for continuous casting billets[J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2002, 38(6): 3658-3660.
- [10] JINES W P, LAUNDER B E. The calculation of low-Reynolds-number phenomena with a two-equation model of turbulence[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1973, 16(6): 1119-1130.
- [11] 李少翔, 张晓萌, 张家泉, 等. 连铸流动与凝固耦合模拟中糊状区系数的表征及影响[J]. 工程科学学报, 2019, 41(2): 199-208.
- LI Shaoxiang, ZHANG Xiaomeng, ZHANG Jiaquan, et al. Representation and effect of mushy zone coefficient on the coupled flow and solidification simulation during continuous casting[J]. Chinese Journal of Engineering, 2019, 41(2): 199-208.
- [12] LAI K Y M, SALCUDEAN M, TANAKA S, et al. Mathematical modeling of flows in large tundish systems in steelmaking[J]. Metallurgical Transactions B, 1986, 17(3): 449-459.
- [13] DONG Qipeng, ZHANG Jiongming, YIN Yanbin, et al. Three-dimensional numerical modeling of macrosegregation in continuously cast billets[J]. Metals, 2017, 7(6): 209-231.
- [14] YUAN Quan, 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[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2004, 35(5): 967-982.
- [15] XU Zhigang, WANG Xinhua, JIANG Min, et al. Investigation on formation of equiaxed zone in low carbon steel slabs[J]. Metallurgical Research & Technology, 2016, 113(1): 106-116.
-
- 作者简介: 王璞, 男, 1994 年出生, 博士研究生。主要研究方向为连铸坯质量控制。
E-mail: wangpu_ustb@163.com
张家泉(通信作者), 男, 1963 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为现代连铸, 浇铸与凝固。
E-mail: jqzhang@metall.ustb.edu.cn