

异型坯连铸长水口浸入深度对 36 t 中间包流场和温度场的影响

阮飞¹ 赵风光¹ 富晓阳¹ 刘卓承^{1,2} 杨吉春¹ 张捷宇²

(1 内蒙古科技大学材料与冶金学院, 包头 014010; 2 上海大学上海市现代冶金与材料制备重点实验室, 上海 200072)

摘要 通过建立的中间包钢液流动传热三维耦合数学模型, 采用 FLUENT 软件模拟研究了 H 型钢用三流异型坯连铸长水口浸入深度(100 ~ 200 mm)对 36 t 中间包 Q235B 钢水(0.12% ~ 0.20% C)流场和温度场的影响。结果表明, 随长水口浸入深度的增加, 中间包内钢水自由液面波动有减少趋势; 中间包各出口钢水平均停留时间差和各流钢水出口温度差显著增大; 该中间包异型坯连铸过程合适的长水口浸入深度约为 125 mm。

关键词 异型坯连铸 长水口 36 t 中间包 流场 温度场 数值模拟

Influence of Immersion Depth of Long Nozzle on Flow Field and Temperature Field of Liquid Steel in a 36 t Tundish during Profiled Bloom Casting

Ruan Fei¹, Zhao Fengguang¹, Fu Xiaoyang¹, Liu Zhuocheng^{1,2}, Yang Jichun¹ and Zhang Jieyu²

(1 School of Materials and Metallurgy, Inner Mongolia University of Science and Technology, Baotou 014010; 2 Shanghai Key Laboratory of Modern Metallurgy and Material Processing, Shanghai University, Shanghai 200072)

Abstract With established three-dimensional coupled numerical models for flow and heat transfer of liquid steel in tundish, the effect of immersion depth of long nozzle (100 ~ 200 mm) on flow field and temperature field of Q235B liquid steel (0.12% ~ 0.20% C) in a 36 t tundish during casting of three strands profiled bloom for H-shaped section has been simulated and studied by using software FLUENT. Results show that with increasing the immersion depth of long nozzle the fluctuating of free surface of liquid steel in tundish has decreasing tend and the difference of average residence time and the difference of temperature of liquid steel at tundish each strand outlet obviously increase; and the suitable immersion depth of long nozzle for the tundish during profiled bloom concasting is about 125 mm.

Material Index Profiled Bloom Concasting, Long Nozzle, 36 t Tundish, Flow Field, Temperature Field, Numerical Simulation

异型坯是指圆坯、方坯、矩形坯、坯板以外具有复杂断面的铸坯^[1-3], 而轧制 H 型钢所用铸坯即为最常见的异型坯, 其断面形状如图 1(a) 所示。该铸坯经轧制后即成为 H 型钢, H 型钢是一种经济实用型钢, 与普通工字钢相比具有截面模量大、断面金属分配合理、质量轻等优点。在承受相同载荷条件下, 比普通工字钢节约金属 15% ~ 20%, 在建筑上使用可使结构减轻 30% ~ 40%, 桥梁可减重 10% ~ 20%。因此, 有普通工字钢无法比拟的优良性能, 广泛应用于国民经济建设的各个领域, 具有非常广阔的发展前景^[2]。

然而由于异型坯连铸本身控制难度大, 加上生产工艺及设备参数还存在诸多不合理因素, 使得生产状况不稳定。钢厂设计的年产 100 万 t 的异型坯铸机, 钢水主要由 150 t 转炉提供, 采用“转炉-LF-连铸”的工艺路线生产异型铸坯(图 1a), 一段时期以来的生产数据表明, 铸坯表面裂纹率高, 特别是表面纵裂纹, 严重影响铸坯质量和实际生产过程。传统

连铸理论一般认为, 铸坯表面裂纹产生于结晶器, 并在二冷区得到进一步扩展, 而结晶器内裂纹的产生不仅与结晶器内流场、温度场有关, 而且与中间包内流场、温度场等密切相关^[4], 为此, 国内外相关研究人员开展了诸多研究工作^[5-7], 然而由于各企业的异型坯中间包结构, 特别是控流装置结构不尽相同, 导致许多研究结论缺乏普遍适用性, 无法直接指导具体生产实践。本文首次针对钢厂控流装置特殊的三机三流异型坯连铸机中间包开展模拟研究。

1 计算模型及研究方案

1.1 计算模型

图 1(b) 为中间包三维模型, 该中间包属于近似 T 型三流中间包, 中间包容量 36 t, 每一流都采用两支浸入式水口, 控流装置为一种结构特殊的回流型抑湍器, 钢包水口直径 75 mm, 浸入式水口直径 20 mm, 液位高度 800 mm, 由于对称, 模拟计算中为了细化网格, 得到尽可能精细的计算结果, 计算区域只取位于 X 轴正半轴部分, 故计算区域中只包含 3 个

出口,沿 X 轴负方向依次命名为:出口-11,出口-12,出口-21,其中出口-11 和出口-12 均属于第 1 流,而出口-21 属于第 2 流。

1.2 研究方案

本文主要研究拉速 1 m/min 条件下,生产 BB3 断面(断面尺寸如图 1a 所示)异型铸坯时,长水口浸入深度对中间包内钢液流动及传热的影响,具体研究方案如表 1 所示。

1.3 主要控制方程

由文献[8-11]可知,连续性方程:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} = 0$$

动量方程(N-S 方程):

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho uu)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho uv)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho uw)}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial z} \right) - \frac{\partial p}{\partial x} + S_x$$

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho vu)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho vv)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho vw)}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial v}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial v}{\partial z} \right) - \frac{\partial p}{\partial y} + S_y$$

$$\frac{\partial(\rho w)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho wu)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho wv)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho ww)}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial w}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial w}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial w}{\partial z} \right) - \frac{\partial p}{\partial z} + S_z$$

湍流方程(k-ε 双方程):

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \bar{u}_j k)}{\partial x_j} = - \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] + \mu_t \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \left(\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} + \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) - \rho \varepsilon$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \bar{u}_j \varepsilon)}{\partial x_j} = - \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_1 \frac{\varepsilon}{k} \mu_t \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \left(\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} + \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) - C_2 \frac{\varepsilon^2}{k}$$

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$$

式中经验常数: $C_1 = 1.44, C_2 = 1.92, \sigma_\varepsilon = 1.3, \sigma_k = 1.0, C_\mu = 0.09$ 。

能量方程:

$$u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} + w \frac{\partial T}{\partial z} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + S$$

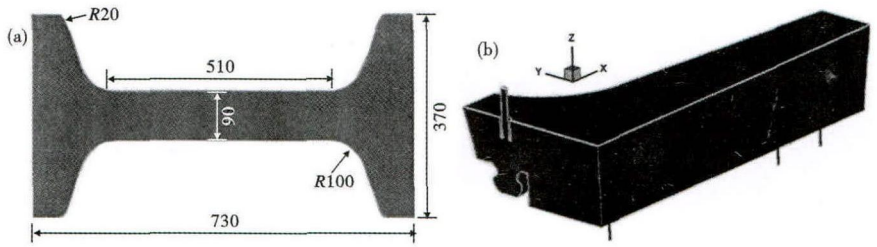


图 1 (a)异型坯断面尺寸;(b)36 t 中间包模型示意图
Fig. 1 (a) Cross-section size of profiled bloom; (b) Schematics of model for 36 t tundish

表 1 研究方案

Table 1 Research schemes

方案序号	浸入深度/mm
1	100
2	125
3	150
4	175
5	200

表 2 Q235B 钢的化学成分 / %

Table 2 Chemical component of steel Q235B / %

C	Si	Mn	P	S
0.12 ~ 0.20	≤ 0.3	0.3 ~ 0.7	≤ 0.045	≤ 0.045

1.4 边界条件及计算参数

入口速度 $V = 1.42$ m/s, 湍流强度 $I = 3.64\%$, 入口钢液温度 $T = 1818$ K, 出口压力 $P = 1.01 \times 10^5$ Pa, 模拟计算钢种为 Q235B, 化学成分如表 2 所示。

由文献[6]可知, 钢液密度 $\rho = 7080$ kg/m³, 黏度 $\mu = 5.5 \times 10^{-3}$ kg/(m · s), 导热系数 $\lambda = 30$ W/(m · k), 等压热容 $C_p = 822$ J/(kg · k), 包顶热通量 $q = -15$ kW/m², 包底热通量 $q = -1.4$ kW/m², 横侧壁热通量 $q = -3.2$ kW/m², 纵侧壁热通量 $q = -3.8$ kW/m², 示踪剂基本物性参数与钢液相同, 扩散系数 $D = 1.1 \times 10^{-8}$ m²/s, 包壁视为无穿透无滑移边界, 钢液视为不可压缩牛顿流体, 忽略中间包覆盖剂的影响。对计算区域划分四面体网格, 关键部位进行网格加密, 以提高计算精度, 体网格数量控制在 100 万左右, 网格扭曲度小于 0.75。网格导入 FLUENT 软件中进行迭代求解, 流场及温度场计算采用耦合算法, 收敛标准为残差 $< 1.0 \times 10^{-4}$ (能量方程 $< 1.0 \times 10^{-6}$) 且各出口流量及温度基本稳定。

2 模拟结果及讨论

2.1 长水口浸入深度对中间包流场的影响

计算得到的典型的流线图如图 2(a) 所示。由图 2(a) 可以看出, 该控流装置下中间包内钢液的流

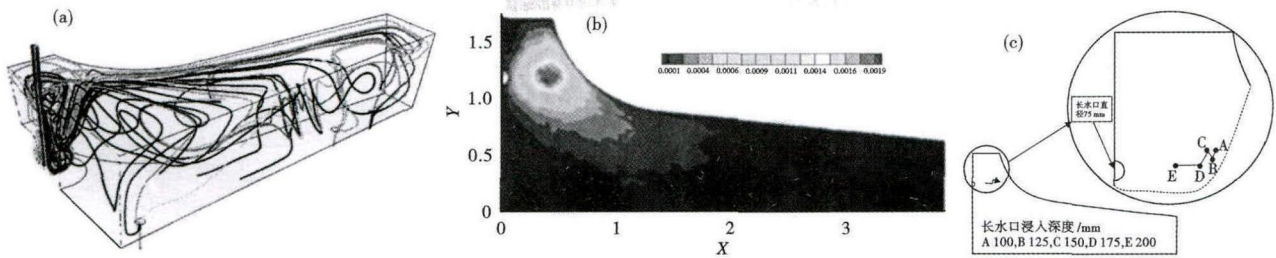


图2 (a)中间包钢水流线图;(b)自由液面处湍动能云图;(c)自由液面处冲击点位置

Fig. 2 (a) Path-lines of liquid steel in tundish; (b) Contours of turbulent kinetic energy at free surface of liquid; (c) Positions of impacting point at free surface of liquid

动的基本特点,由长水口注入中间包内的高速钢液直接冲入抑湍器,受抑湍器壁面的作用,沿着其内表面向上运动,大部分钢液直接冲向中间包自由液面处,并在自由液面处形成一定尺度的冲击区域,所形成的冲击区域即为图2(b)中的高湍动能区。经过冲击点后钢液流向中间包不同区域,并形成诸多大小不等的漩涡区,最终流向各流出口,可见冲击点位置不同,中间包内的流态自然不同。

而计算结果表明,不同长水口浸入深度条件下钢水在自由液面处的冲击点位置不尽相同,各方案下冲击点位置如图2(c)中A-E所示。

由图2(c)可以看出,随着长水口浸入深度的增加,冲击点与长水口之间的水平距离有减小趋势,且随着浸入深度的增加,变化幅度明显增大,因此长水口浸入深度对中间包内流场有较显著的影响。

此外,由图2(b)可知,冲击点处的湍动能即为自由液面湍动能最大值,不同长水口浸入深度所对应的自由液面湍动能最大值如图3(a)所示,由图3(a)可以看出,随着长水口浸入深度的增加,自由液面湍动能减小,液面波动减小,这一点与传统连铸理论是相吻合的,也间接验证了本文各方案流场计算的正确性。

2.2 长水口浸入深度对中间包钢水停留时间的影响

利用刺激-响应原理,在长水口入口处加入示踪剂,在中间包各流出口处检测示踪剂浓度,计算得到的典型的RTD(Residual Time Distribution)曲线如图3(b)所示。

将得到的RTD曲线进行数值积分得到不同方案下中间包各出口处钢水平均停留时间如图4(a)

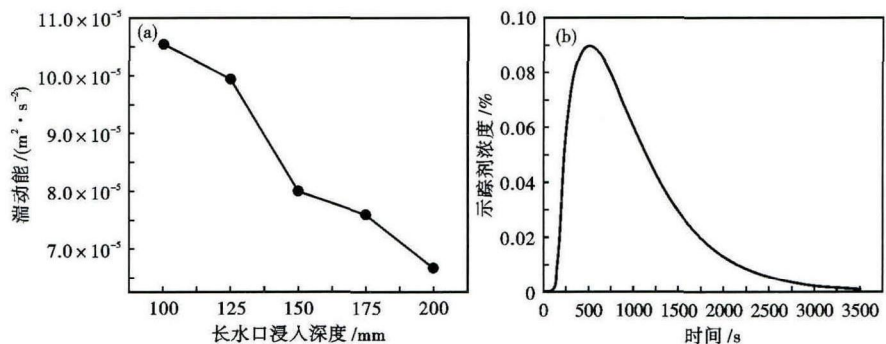


图3 (a)自由液面处最大湍动能;(b)示踪剂停留时间分布曲线

Fig. 3 (a) Max turbulent kinetic energy at free surface of liquid; (b) Residual time distribution curve of tracer

所示,所采用的平均停留时间算法如式(1)所示。

$$t_{av} = \frac{\int C_i \cdot t_i dt}{\int C_i dt} \quad (1)$$

式中: C_i - i 时刻出口示踪剂浓度/%; t_i - i 时刻为止浓度监测时间/s; t_{av} - 平均停留时间/s。

由图4(a)可以看出,对于离钢包注流区最远的出口-11而言,随着长水口浸入深度的增大,平均停留时间显著增大;而出口-12虽然也有增大趋势,但变化幅度远不及出口-11;对于离钢包注流区最近的出口-21而言,正好与前两者趋势相反,随着长水口浸入深度的增大,平均停留时间减小,可见长水口浸入深度的增加能够加剧中间包第2流的短路流现象,同时能够延长第1流和第3流的平均停留时间,特别是长水口浸入深度为200 mm时,出口-11、出口-12平均停留时间分别为956.7、805.3 s,而出口-21仅为567.9 s,三者差别非常明显。

为了定量比较长水口浸入深度对各出口平均停留时间差的影响,取同一工况下的各出口平均停留时间的标准差 s 为指标进行比较, s 越小,各出口平均停留时间越一致。不同工况下各出口平均停留时

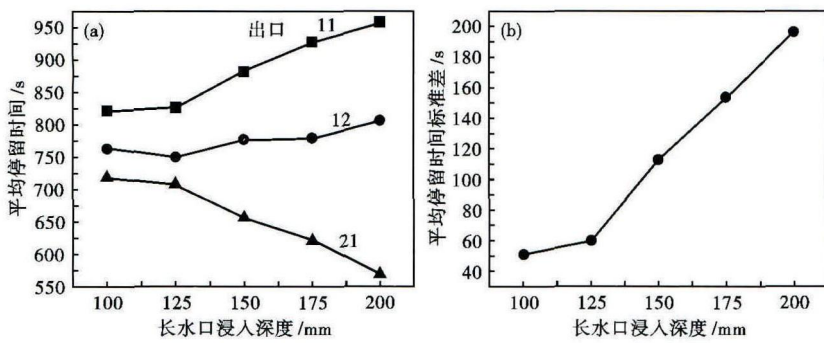


图 4 长水口浸入深度对中间包各出口平均停留时间(a)和标准差(b)的影响
Fig. 4 Effect of long nozzle immersion depth on average residence time (a) and standard deviation (b) at tundish each strand outlet

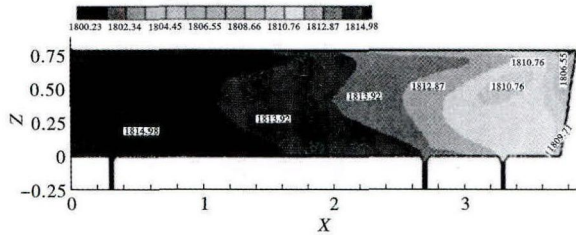


图 5 中间包出口截面温度场云图
Fig. 5 Contours of temperature field at outlet section of tundish

间标准差如图 4(b) 所示。

由图 4(b) 可知,随着长水口浸入深度的增加,各流出口平均停留时间标准差显著增大,即各流平均停留时间差明显增大,各流出口处钢液温度成分均一性变差,这将给实际连铸生产过程带来诸多的不稳定因素。

2.3 长水口浸入深度对中间包温度场的影响

中间包内温度场分布特点可由图 5、图 6 看出,计算得到的典型中间包内各流出口中心截面温度场如图 5 所示。

由图 5 可知,中间包内钢液由于自由液面及包壁散热导致各流出口处温差较大,特别是远离钢包

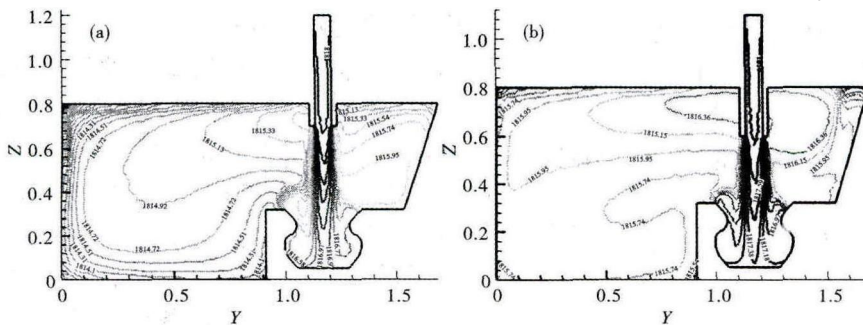


图 6 长水口浸入深度 100 mm(a)和 200 mm(b)时中间包中心截面温度场
Fig. 6 Temperature field at central section of tundish with long nozzle immersion depth 100 mm (a) and 200 mm (b)

注流区的第 1、3 流,存在较明显的温度降,而处于钢包注流区附近的 1 流钢水相对温降较小,如果各流钢水的温差较大,势必对各流钢水浇注过程控制产生十分不利的影响,极易导致铸坯裂纹的产生甚至发生拉漏事故。

由图 6 可知,中间包内温度变化最剧烈的区域,即温度梯度最大的区域位于包壁处,特别是边角部区域,主要是由于壁面处属于一维散热,而边角部区域属于二维或三维散热,散热速度快,温度变化剧烈。

由图 6(a,b) 可知,长水口浸入深度为 100 mm 时,中间包内中心截面上最高温度 1 818 K,最低温度 1 810.22 K,截面上温度变化为 7.78 K。而浸入深度为 200 mm 时中间包内该截面上最高温度为 1 818 K,最低温度 1 814.38 K,截面温度变化为 3.62 K,比较两种工况下截面上的温度分布可以发现,随着长水口浸入深度增加,中间包中心截面上存在明显的高温区下移趋势。由于图 6(a,b) 中设置了相同的温度显示范围和等值线条数,故在温度等值线图中表现为前者等温线比较密集,而后者等温线稀疏。比较其他几种工况条件下的温度场同样可以发现上述规律,限于篇幅,其它方案下的情况不再赘述。

为了定量比较长水口浸入深度对中间包内温度场的影响,取各方案下中间包各流出口平均温度于图 7(a)。

由图 7(a) 可知,随着长水口浸入深度的增加,远离钢包水口注流区的出口-11 和出口-12 由于平均停留时间延长,钢液更新速度慢导致出口温度显著降低,而靠近钢包注流区的出口-21 出口平均温度却明显增大,这主要是由于随着长水口浸入深度增加,高温区下移及短路流加剧,钢液更新速度快造成的。由此可见,随着长水口浸入深度的增加,中间包 1、3 流出口钢水平均温度降低,而 2 流钢水温度却有比较明显的升高趋势。

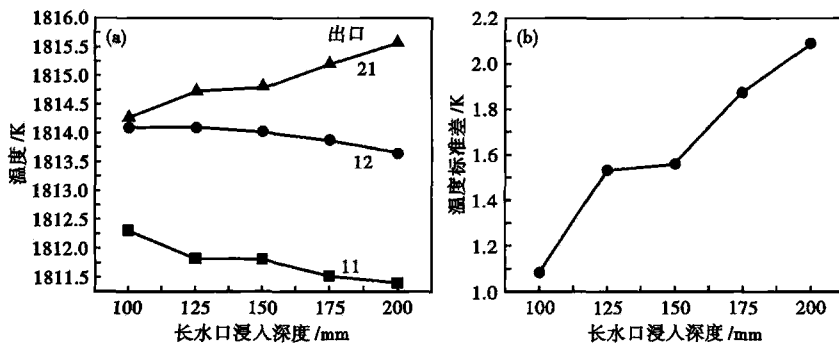


图7 长水口浸入深度对中间包各流出口温度(a)和标准差(b)的影响

Fig. 7 Effect of long nozzle immersion depth on liquid temperature (a) and standard deviation (b) at tundish each strand outlet

为了定量描述不同工况下各流钢水出口温差大小,以同一工况下的各出口钢水平均温度的标准差 s 为指标加以衡量。计算得到的各工况下的标准差数据如图7(b)。

由图7(b)可知,增大长水口浸入深度,中间包各流出口钢液温度标准差增大,即各流钢水温差增大,这将导致连铸过程控制难度的增加,严重影响一冷、二冷制度的制定和连铸过程的稳定顺行。

随着长水口浸入深度的增加,中间包各流钢水平均停留时间差及平均温度差显著增大,这将严重影响连铸过程的稳定及顺行,然而在实际生产过程中,长水口浸入深度如果太小,在更换钢包过程中,由于中间包内液面下降,容易导致长水口内发生吸气卷渣现象,进而导致钢液的二次氧化和钢中夹杂物含量增加,而钢液纯净度变差最终影响异型坯质

量;此外如果浸入深度太小,中间包液面波动剧烈,同样容易导致钢液的裸露和吸气氧化。本文推荐选取长水口浸入深度以125 mm左右为宜,以降低各流钢水温度差和平均停留时间差,促进连铸生产过程的平稳和铸坯最终质量的提高。

3 结论

(1) 增加长水口浸入深度,钢水对自由液面处的冲击点与长水口之间的水平距离有减小趋势,

且随着浸入深度的增加,变化幅度明显增大。

(2) 随着长水口浸入深度的增加,中间包内钢水自由液面波动有减小趋势;同时中间包1、3流钢液平均停留时间变长,2流短路流加剧,平均停留时间变短,各流平均停留时间差显著增大。

(3) 增加长水口浸入深度,中间包内存在明显的高温区下移趋势,1、3流出口钢液平均温度降低,钢液温降加剧;受高温区下移的影响,2流钢水温度有明显升高趋势,各流出口钢水平均温度差增大。

(4) 采用该结构中间包的异型坯连铸过程中,长水口浸入深度以125 mm左右为宜。

内蒙古科技大学创新基金资助项目(2014NC003)、内蒙古科技大学材料与冶金学院青年人才孵化器平台资助项目(2014CY012)

参考文献

- [1] 徐敦乔. 异型坯连铸设备与技术[J]. 重型机械, 2003(5): 47-51.
- [2] 张小平, 梁爱生. 近终形连铸技术[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2001: 126-163.
- [3] 潘秀兰, 李震, 王红艳, 等. 近终形连铸技术的最新进展[J]. 冶金信息导刊, 2007(2): 5-9.
- [4] Kim K, Han H N, Yet T, et al. Analysis of Surface and Internal Cracks in Continuously Cast Beam Blank[J]. Ironmaking and Steelmaking, 1997, 24(3): 249-256.
- [5] 崔荣峰, 周俐, 洪天亮, 等. 异型坯中间包中钢液三维流场研究[J]. 安徽工业大学学报, 2006, 23(4): 373-376.
- [6] 陈伟. H型钢异型坯表面裂纹和洁净度控制研究[D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2009: 49-77.
- [7] 陈健, 刘玉兰, 王建军. 马钢异型坯连铸中间包冶金性能数模研究[J]. 炼钢, 1999, 15(4): 37-41.
- [8] 沈颀身, 李保卫, 吴懋林. 冶金传输原理基础[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2003: 34-65.
- [9] 贺友多. 传输过程的数值方法[M]. 北京: 冶金工业出版社, 1991: 5-9.
- [10] 王福军. 计算流体动力学分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2004: 7-13.
- [11] Chakraborty S, Sahai Y. Mathematical Modeling of Transport Phenomena in Continuous Casting Tundishes Part I: Transient Effects during Ladle Transfer Operations[J]. Ironmaking and Steelmaking, 1992, 19(6): 479-487.

阮飞(1985-), 男, 硕士(上海大学), 讲师, 2009年内蒙古科技大学(本科)毕业, 冶金过程模型及仿真研究。

E-mail: ruan@imust.edu.cn

收稿日期: 2014-08-21