

420 mm × 1 100 mm 板坯连铸结晶器吹氩对流场和温度场影响的数值模拟

孙 健

(江苏科技大学张家港校区冶金与材料工程学院, 张家港 215600)

摘 要 利用 FLUENT 软件计算了不吹氩时 420 mm × 1 100 mm 板坯连铸结晶器中心面、水口液面、出口处钢液流场和温度场, 并计算了吹氩时结晶器钢液流场的分布特征, 优化得出结晶器最佳吹氩量为 3 L/min。现场试验表明, 吹氩后结晶器内液渣层分布合理, 钢流循环较好, 液面较稳定, 铸坯裂纹报废率降低 15%。

关键词 板坯 结晶器 吹氩 流场 温度场 数值模拟

Numerical Simulation of Effect of 420 mm × 1 100 mm Slab Casting Mold Injecting Argon on Flow Field and Temperature Field of Liquid

Sun Jian

(School of Metallurgy and Materials at Zhangjiagang, Jiangsu Science and Technology University, Zhangjiagang 215600)

Abstract The liquid flow field and temperature field at center, nozzle surface and outlet of 420 mm × 1 100 mm slab casting mold without injecting argon have been calculated by using FLUENT software, while distribution characters of liquid flow field and temperature field of mold with injecting argon are calculated to optimize and get the optimum argon injecting flowrate of 3 L/min in mold. The test results in situ show that with injecting argon the distribution of liquid slag layer in mold is reasonable, the circulation of steel flow is better and the liquid surface is stable, as a result the crack rejection rate of casting slab decreases by 15%.

Material Index Slab Casting, Mold, Injecting Argon, Flow Field, Temperature Field, Numerical Simulation

数值模拟可以快速、准确地对连铸结晶器内钢液流动和传热进行计算分析, 成为预测连铸相关现象、优化连铸工艺的重要手段^[1-5]。本文针对钢厂 420 mm × 1 100 mm 板坯结晶器浇注出的铸坯存在较多中间裂纹、中心偏析等缺陷, 尝试采用结晶器吹氩技术提高铸坯质量。计算了钢厂结晶器内不吹氩时钢液流场及温度场的分布特征, 并分析吹氩对结晶器内钢液流场的影响, 确定最佳吹氩量。

1 模型的建立及计算方法

1.1 基本假设

在模型建立时, 做如下假设: (1) 结晶器内钢液为不可压缩流体; (2) 不考虑化学反应、夹杂物等因素影响; (3) 铸坯无弯曲或矫直; (4) 忽略弯月面的波动; (5) 不计表面渣层的影响; (6) 忽略结晶器内凝固坯壳对流动的影响; (7) 氩气进入钢液后随即离散为气泡。

1.2 控制方程

$$(1) \text{连续性方程: } \frac{\partial(\rho u_j)}{\partial x_j} = 0 \quad (1)$$

(2) 动量方程:

$$\rho \frac{\partial(u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu_e \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\mu_e \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) + \rho g_i \quad (2)$$

(3) k 方程^[6]:

$$\rho \frac{\partial(u_i k)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu_e + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] + G - \rho \varepsilon \quad (3)$$

(4) ε 方程^[6]:

$$\rho \frac{\partial(u_i \varepsilon)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu_e + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right] + c_1 \frac{\varepsilon}{k} G - c_2 \frac{\varepsilon^2}{k} \rho \quad (4)$$

$$G = \mu_t \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (5)$$

$$\mu_e = \mu + \mu_t = \mu + \rho c_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (6)$$

(5) 能量方程:

$$\rho c_p \frac{\partial(u_j T)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(k_{\text{eff}} \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) + S_{ET} \quad (7)$$

(6) 离散相的作用力平衡方程^[7]:

$$\frac{du_b}{dt} = F_D(u - u_b) + g(\rho_b - \rho) / \rho_b + F_x \quad (8)$$

$$F_D = \frac{18\mu}{\rho_b D_b^2} \frac{C_D Re}{24} \quad (9)$$

$$Re = \frac{\rho D_b |u_b - u|}{\mu} \quad (10)$$

$$C_D = \alpha_1 + \frac{\alpha_2}{Re} + \frac{\alpha_3}{Re^2} \quad (11)$$

式中： u_i, u_j - i 和 j 方向的速度； u, u_b - 连续相和气泡速度/ $(m \cdot s^{-1})$ ； x_i, x_j - i 和 j 方向坐标值/m； ρ, ρ_b - 流体和气泡密度/ $(kg \cdot m^{-3})$ ； P - 压力/Pa； μ_e - 有效黏度系数/ $(Pa \cdot s)$ ； μ_i - 湍流黏性系数/ $(Pa \cdot s)$ ； μ - 层流黏性系数/ $(Pa \cdot s)$ ； g_i - i 方向的重力加速度； k - 湍流动能/ $(m^2 \cdot m^{-2})$ ； ε - 湍流动能耗散率/ $(m^2 \cdot s^{-3})$ ； c_p - 比热容/ $[J \cdot (kg \cdot K)^{-1}]$ ； G - 湍流脉动产生的动能/Pa； T - 流体温度/K； k_{eff} - 有效温度扩散系数/ $(m^2 \cdot s^{-1})$ ； S_{ET} - 源项/ $(W \cdot s^{-2})$ ； t - 时间/s； C_D - 阻力系数； D_b - 气泡直径/m； $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ - 常数； Re - 雷诺数； i, j - 分别取 1, 2, 3, 均为亚指标； F_x - 其他源项。这里采用标准 $k-\varepsilon$ 双方程湍流模型来确定有效黏度系数 μ_e 使方程封闭。 $\sigma_k, \sigma_\varepsilon, c_1, c_2, c_\mu$ - 经验常数, 采用 Launder 和 Spalding 所推荐的数据^[7] $\sigma_k = 1.0, \sigma_\varepsilon = 1.3, c_1 = 1.44, c_2 = 1.92, c_\mu = 0.09$ 。本文采用离散相模型研究氩气-钢液两相流行为。

1.3 计算区域的网格划分

对计算区域尽量采用结构六面体网格, 水口出口区域采用非结构网格。结晶器宽度方向为 X 轴, 厚度方向为 Y 轴, 高度方向为 Z 轴, 坐标原点为水口底面的中心位置。网格划分如图 1 所示。

1.4 边界条件

(1) 入口。设置为速度入口边界。根据拉速和流量平衡确定水口的入口速度。浇铸温度为 $T_{inlet} = T_L + \Delta T$ 。 $T_L = 1783$ K。 ΔT 为过热度, 取 18 K。

(2) 出口。出口设置为压力出口边界条件, 压

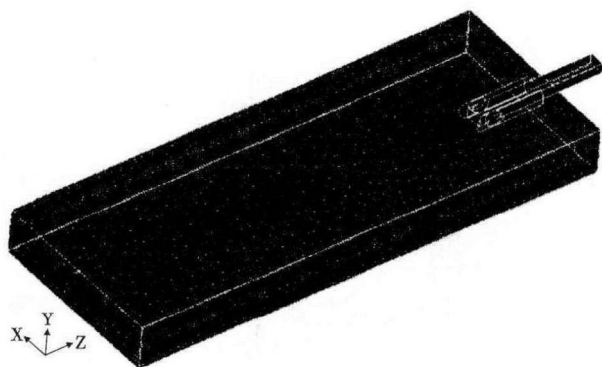


图 1 计算区域的网格划分

Fig. 1 Division of grid of calculated region

表 1 钢液和气泡的参数

Table 1 Parameters of molten steel and bubble

参数	数值
结晶器长度/mm	1 100
结晶器宽度/mm	420
结晶器厚度/mm	108
钢液密度/ $(kg \cdot m^{-3})$	7 000
导热系数/ $[W \cdot (m \cdot K)^{-1}]$	23
比热容/ $[J \cdot (kg \cdot K)^{-1}]$	879
钢液粘度/ $[kg \cdot (m \cdot s)^{-1}]$	0.005 5
凝固潜热/ $(J \cdot kg^{-1})$	270 000
液相线温度/K	1 783
固相线温度/K	1 745
氩气密度/ $(kg \cdot m^{-3})$	0.29
氩气粘度/ $[kg \cdot (m \cdot s)^{-1}]$	8.17×10^{-5}
气泡直径/mm	0.5
气泡入口速度/ $(m \cdot s^{-1})$	0

力为 101 325 Pa。

(3) 自由液面。所有变量的法向梯度设为 0, 采用剪切力为 0 的滑移壁面。

(4) 壁面。结晶器壁面采用无滑移边界条件, 近壁区采用标准壁面函数。

(5) 温度场。以钢厂现场数据为依托, 采用平均热流作为温度场边界条件。

1.5 材料和工艺参数

本课题前期研究优化出结晶器不吹氩条件下的工艺参数为: 侧孔倾角 -14° , 水口浸入深度 100 mm, 拉速 1.8 m/min, 水口出口面积 3 560 mm², 水口出口高度 80 mm。其他参数如表 1 所示。

1.6 计算收敛标准

采用 SIMPLE 算法对流场与温度场进行耦合求解。动量方程、湍流方程、湍流耗散率方程和能量方程都采用一阶迎风格式。迭收敛判据考察 4 个方面: 监控点各变量的值及最大值保持稳定; 速度、压力、湍动能、湍动能耗散率收敛的残差标准是 10^{-3} ; 进出口流量差小于 10^{-4} ; 温度的残差标准是 10^{-6} 。

1.7 现场试验条件

数值模拟和现场试验的钢种为 J30, 其化学成分为 ($\%$) 0.04C, 0.10Cr, 0.025S, 0.18Mn, 0.02Si, 0.05Al, 0.10Cu, 0.10Ni, 0.018P。采用 50 t 转炉, 60 t 钢包, 60 t 中间包冶炼、浇铸。钢水温度为 1 893 K。

2 计算结果分析与讨论

2.1 结晶器流场的基本特征

由图 2(a) 可知, 不吹氩时钢液从水口侧孔以较大的速度流出并直接冲到结晶器窄面改变了方向, 分成向上和向下 2 个流股。上回流区既有利于夹杂

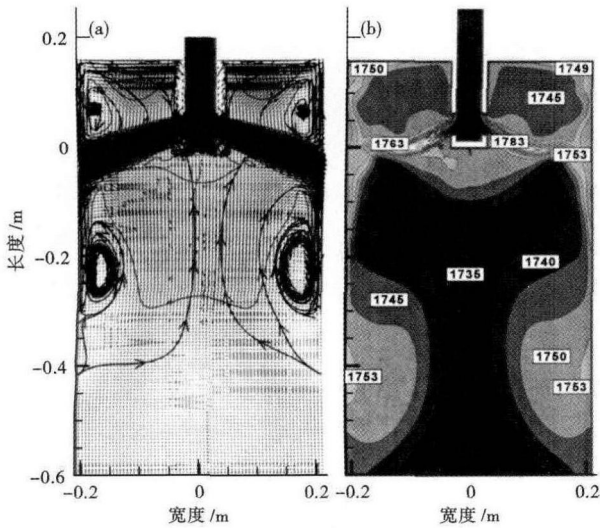


图2 不吹氩时结晶器中心面流场(a)和温度场(b)

Fig. 2 Flow field (a) and temperature field (b) of center section of mold without injecting argon

物的去除,又输送热量加速结晶器保护渣熔化,也对自由液面的波动有直接的影响。向下的流股冲击到距离液面0.24 m后,回流流向中心,回流强度随着向下的延伸而减弱,下回流区对坯壳的均匀生长和夹杂物的上浮都有影响。由图2(a)发现,上回流区逆时针循环,下回流区顺时针循环,而且下回流区域的面积比上回流区域大。

2.2 结晶器温度场的基本特征

由图2(b)可见,不吹氩时温度场存在两个温度最低的区域,上涡心的温度为1745 K,下涡心的温度为1753 K,两者都低于主冲击流股的温度1783 K。这是因为钢液离开水口后,与上方回流和下方回流的钢液混合,导致温度迅速降低。从图2(b)还能看出,结晶器下部中心区的温度(1735 K)明显低于凝固前沿的温度(1753 K),这是钢液回流和宽面热传递的结果。一般情况下,上回流区的最低温度位置在接近窄面处的角部,该部位容易产生热量补充不足的现象,液面温度过低将不利于保护渣的融化和热交换。

2.3 结晶器水口液面速度横向分布

从图3可以看出,不吹氩时水口液面处的最大速度出现在距水口中心0.02 m左右,最小速度出现在距水口中心0.1~0.18 m,最大速度3.4 m/s,最小速度0.2 m/s,形成较大的速度梯度。速度从水口向窄面不断减小,可能会引起结晶器液面的波动较大,导致保护渣分布不均匀,容易出现裸露而产生二次氧化,甚至形成卷渣影响铸坯表面质量。

2.4 结晶器出口温度场分布

由图4可知,不吹氩时铸坯角部的坯壳厚度明显大于铸坯中部的坯壳厚度,坯壳最薄的区域出现在离角部一定区域的偏角区。坯壳厚度的这种不均匀性,可能引起漏钢,使铸坯质量恶化,甚至导致偏角区发生纵裂和漏钢现象。等温线的疏密程度代表了温度梯度的大小。铸坯中部的温度梯度高于角部,所以铸坯中部散热比角部快。图4中显示铸坯内部越靠近表面温度梯度越大。这种凝固规律符合连铸准则中对结晶器出口坯壳厚度的要求。

2.5 吹氩对结晶器内钢液流场的影响

从图5可见,吹氩量1、3、5 L/min的流场形态基本相同,分为上下两个回流区。但随着氩气流量的增加,射流对窄面冲击点的位置上移,上回流的涡心从结晶器的窄面向水口方向移动,上回流区域强度减弱,下回流强度变化不大。因为吹氩量越大,气泡浮力越大,抽引更多的钢液流向上运动,导致冲击点的位置上移和上回流强度减弱。而且钢液受气泡拖曳力向上运动后使界面升高,并沿着上表面逐渐向水口运动,导致上回流的涡心向水口方向移动。当吹氩量过小时,达不到强化搅拌、促进夹杂物上浮、均匀钢水成分和温度的效果。当吹氩量过大时,气泡对界面的扰动剧烈,导致表面湍流增加,引起钢渣界面波动加剧,增加了卷渣的几率^[8]。因此,为了提高钢液的洁净度,吹氩量选择3 L/min为宜。

2.6 现场试验

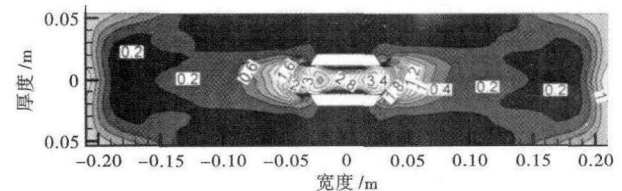


图3 不吹氩时水口液面处速度横向分布

Fig. 3 Distribution of velocity at liquid surface of nozzle along transverse direction, without injecting argon

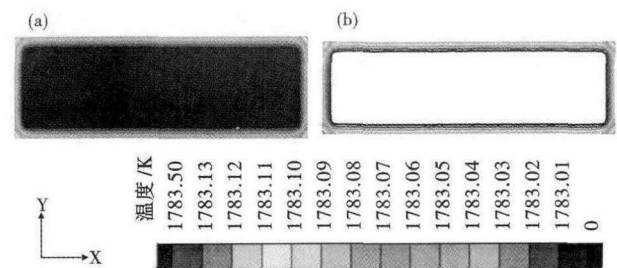


图4 不吹氩时出口处温度场分布:(a)云图;(b)等直线图
Fig. 4 Distribution of temperature field at outlet without injecting argon: (a) cloud figure; (b) equal straight-line figure

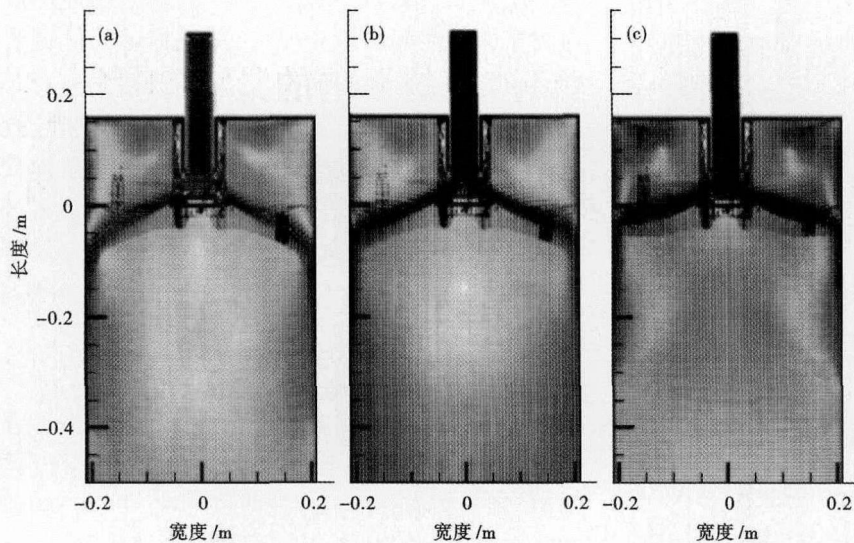


图 5 吹氩量/(L·min⁻¹):1(a),3(b)和5(c)时结晶器钢液的流场

Fig. 5 Flow field of liquid in mold with injecting argon rate/(L·min⁻¹): 1(a); 3(b) and 5(c)

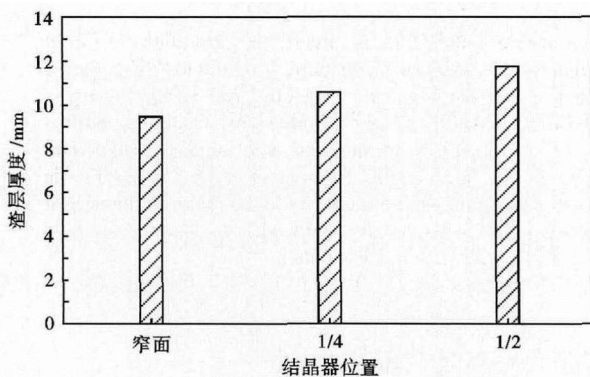


图 6 吹氩量优化后结晶器液渣层厚度的分布

Fig. 6 Distribution of thickness of liquid slag layer in mold with optimized in jecting argon rate

采用 1.5 节的数值模拟参数和优化后的氩气流量进行现场试验,由图 6 可见,液渣在结晶器窄边、1/4处和1/2处分布比较均匀,最大差值为 2.3 mm,平均厚度 10.6 mm,处于合理范围之内。现场试验证明,吹氩量优化后,铸坯质量缺陷大幅度减少,铸坯质量明显提高,裂纹报废率由 19.98% 降低到 16.98%,降低了 15%。

3 结论

(1) 钢液从水口侧孔流出冲击到结晶器窄面后形成向上和向下 2 个流股。向下的流股冲击到距离液面 0.24 m 后,回流流向中心,回流强度随着向下的延伸而减弱。下回流区与上回流区的循环方向相反,而且下回流的区域比上回流的大。

(2) 温度场存在两个温度最低的区域,上涡心

为 1745 K,下涡心 1753 K,均低于主冲击流股的温度 1783 K。结晶器下部中心区的温度(1735 K)明显低于前沿的温度(1753 K)。

(3) 水口液面处的最大速度 3.4 m/s 出现在距水口中心 0.02 m 左右,最小速度 0.2 m/s 出现在距水口中心 0.1 ~ 0.08 m。

(4) 铸坯角部的坯壳厚度明显大于其中部,坯壳最薄的区域出现在偏角区。

(5) 吹氩前后结晶器内钢液的流动相似,但随氩气流量增加,射流对窄面冲击点的位置上移,上回流的涡心从结晶

器的窄面向水口方向移动,上回流强度减弱,下回流强度变化不大,最佳吹氩量为 3 L/min。

(6) 现场试验表明,吹氩后结晶器内液渣层分布合理,钢流循环较好,液面比较稳定,铸坯质量明显提高,裂纹报废率降低了 15%。

江苏省自然科学基金项目(BK20140516)

参考文献

- [1] 干勇,仇圣桃,萧泽强.连续铸钢过程数学物理模拟[M].北京:冶金工业出版社,2001:325-331.
- [2] Thomas B G. Modeling of the Continuous Casting of Steel-Past, Present, and Future[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2002,33B:795-812.
- [3] Yuan Q, Thomas B G, Vanka S P. Study of Transient Flow and Particle Transport in Continuous Steel Caster Molds: Part I. Fluid Flow[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2004, 35B: 685-702.
- [4] Miranda R, Barron M A, Barreto J, et al. Experimental and Numerical Analysis of the Free Surface in a Water Model of a Slab Continuous Casting Mold[J]. ISIJ International, 2005, 45(11): 1626-1635.
- [5] Yu Haiqi, Zhu Miaoyong, Wang Jun. Interfacial Fluctuation Behavior of Steel/Slag in Medium-Thin Slab Continuous Casting Mold with Argon Gas Injection[J]. Journal of Iron and Steel Research International, 2010, 17(4): 5-11.
- [6] 萧泽强.冶金过程数值模拟分析技术的应用[M].北京:冶金工业出版社,2006:29-31.
- [7] Fluent Inc. Fluent User's Guide[M]. Pittsburgh: Fluent Inc. 2003: 468-470.
- [8] Singh V, Dash S K, Sunitha J S, et al. Experimental Simulation and Mathematical Modeling of Air Bubble Movement in Slab Caster Mold[J]. ISIJ International, 2006, 46(2): 210-218.

孙健(1980-),男,博士(东北大学),讲师,2003年江苏科技大学(本科)毕业,结晶器模拟研究。

E-mail:sun7210442@aliyun.com

收稿日期:2014-10-12