

960 高强钢板坯凝固过程模拟与工艺优化

罗钢¹ 于科哉² 张攀² 时朋召^{1,2} 徐李军^{2,3}

(1. 湖南华菱涟源钢铁有限公司技术中心, 湖南 娄底 417009;

2. 钢铁研究总院连铸技术国家工程研究中心, 北京 100081;

3. 中国钢研科技集团有限公司数字化研发中心, 北京 100081)

[摘要] 基于凝固传热模型,对断面尺寸为230 mm×1 330 mm的960 高强钢板坯的温度场进行了数值模拟,并通过射钉试验和表面温度测量试验对凝固传热模型进行验证和优化,分析了比水量、过热度 and 拉速对板坯温度场和凝固末端位置的影响。二冷区比水量每增加0.05 L/kg,铸坯的凝固终点位置前移0.376 m左右;过热度每增加10 K,铸坯的凝固终点位置后移0.82 m左右;拉速每增加0.1 m/min,凝固终点位置向后移动2.15 m左右。最后,对压下位置和压下量进行了调整,由3个扇形段压下改为2个扇形段压下,压下位置由第9#、第10#、第11#段改为第11#、第12#段,第11、第12#段压下量分别改为2.5、2.0 mm。工艺优化后,铸坯的中心偏析和中心疏松得到明显改善,二者评级结果均由优化前2.0降低为1.5。

[关键词] 960 高强钢;数值模拟;凝固末端;中心偏析;凝固传热;过热度;比水量;拉速

[中图分类号] TF777 **[文献标志码]** A **[文章编号]** 2097-2423(2023)06-0019-08

DOI:10.19610/j.cnki.cn10-1873/lf.2023.06.004

0 前言

随着我国工业的快速发展以及工程结构轻量化战略的实施,高强度化已成为目前钢铁行业发展的趋势^[1-2]。随着连铸坯内部质量控制水平的提高,连铸工艺在制备960 高强钢的过程中起着至关重要的作用。高强钢中碳质量分数及锰质量分数较高,在凝固过程中,碳、锰等元素极易在铸坯中形成枝晶偏析,导致严重的铸坯中心带状组织缺陷,从而对钢板的力学性能、成形性能及断裂行为产生显著的影响^[3]。

随着电磁搅拌、智能化二冷以及动态轻压下技术的应用普及,连铸过程中缺陷产生的概率逐渐降低,铸坯的质量逐渐提高^[4-6]。轻压下技术和电磁搅拌是控制铸坯^[7-8]宏观偏析的主要手段,可以补偿凝固末端的收缩并且提高铸坯等轴晶率^[9]。其中,轻压下技术可以明显改善铸坯中心质量,有效提高后续轧制产品的质量^[4-6]。因此,研究工艺参数

对230 mm板坯凝固末端位置的影响十分重要。然而为了确定凝固终点,需要测量连铸板坯的凝固壳厚度。而射钉试验方便、准确^[10],常用于测定连铸板坯不同扇形段位置的凝壳厚度^[11-12]。

本文使用 ProCAST 软件建立断面尺寸为230 mm×1 330 mm的960 高强钢板坯的凝固传热模型,并通过红外表面温度测量试验和射钉试验验证和优化建立的凝固传热模型,并计算分析不同工艺条件对铸坯的特征点温度以及凝固末端位置的影响,然后基于数值模拟结果,对轻压下位置和压下量进行优化,且进行工业试验,改善板坯内部质量。

1 试验研究方法

1.1 试验方法

本凝固试验主要包括凝固层厚度的测定和表面温度的测量。

1.1.1 表面温度测量

本试验采用 IR-HQH 型红外双色智能测温仪,在连铸机按正常工作时,调节仪表参数,选好焦距后进行测量。该仪器可最大程度减轻现场烟尘、水汽、距离等因素对发射率的影响,获得较为准确的温度值。

1.1.2 凝固参数测定

射钉法是将含硫钢钉击入正在凝固的铸坯中,

[收稿日期] 2023-10-23

[作者简介] 罗钢(1973—),男,湖南湘乡人,工程硕士,高级工程师,主要从事炼钢工艺技术、洁净钢冶炼等工作。

[引用格式] 罗钢,于科哉,张攀,等.960 高强钢板坯凝固过程模拟与工艺优化[J].绿色矿冶,2023,39(6):19-26.

待铸坯冷却后在相应的位置取样分析的方法。钢钉中含有示踪材料,可以通过低倍酸洗等手段,并根据铸坯中低熔点硫化物的扩散情况,判断射钉时刻的凝固壳厚度。试验中,射钉设备垂直于铸坯的内弧表面,如图1所示。

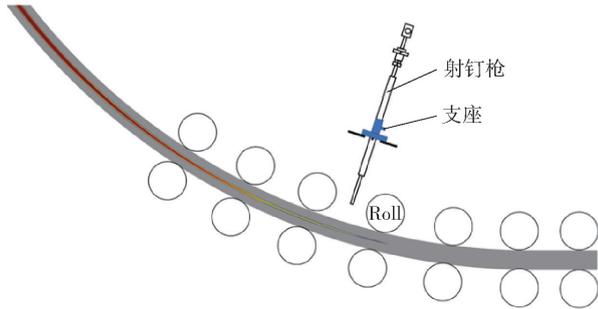


图1 射钉测试示意图

M. J. Long 等^[13]采用射钉法测量了板坯宽度上1/2、1/4和1/8处三个位置的凝固坯壳厚度,发现1/4和1/8处位置的最终凝固点比板坯中心处靠后。根据试验结果连铸板坯宽度方向1/4处的凝壳厚度薄于中心位置处,判断出前者的温度低于后者,因此将射钉枪布置在连铸板坯铸坯宽度方向1/4处附近的位置。

1.2 试验材料

本次试验采用的钢种为960高强钢,断面为230 mm × 1 330 mm,拉速1.4 m/min。中包钢水温度为1 538 ℃,液相线温度为1 512 ℃,过热度为26 ℃,其化学成分见表1。

1.3 材料的热物性参数

在材料数据库中添加钢种成分后,模拟计算前

表1 试验钢种的化学成分

元素	C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Cu	Mo
含量/%	0.16	0.22	1.23	0.007 9	0.001 4	0.029	0.32	0.040	0.49

需要选取 Scheil、Lever 或者 Back Diffusion 微观偏析模型。根据软件的帮助文档和相关文献描述^[14], Lever 模型更适用于铁和碳钢,因此本文选取 Lever 模型。另外需要注意的是,当微量元素含量低于0.01%时,可以忽略,使计算结果更容易收敛。

计算后得出的液相线温度和固相温度分别为1 511 ℃和1 471 ℃。

计算后得出的密度、热焓、固相率、导热系数等热物性参数如图2所示。

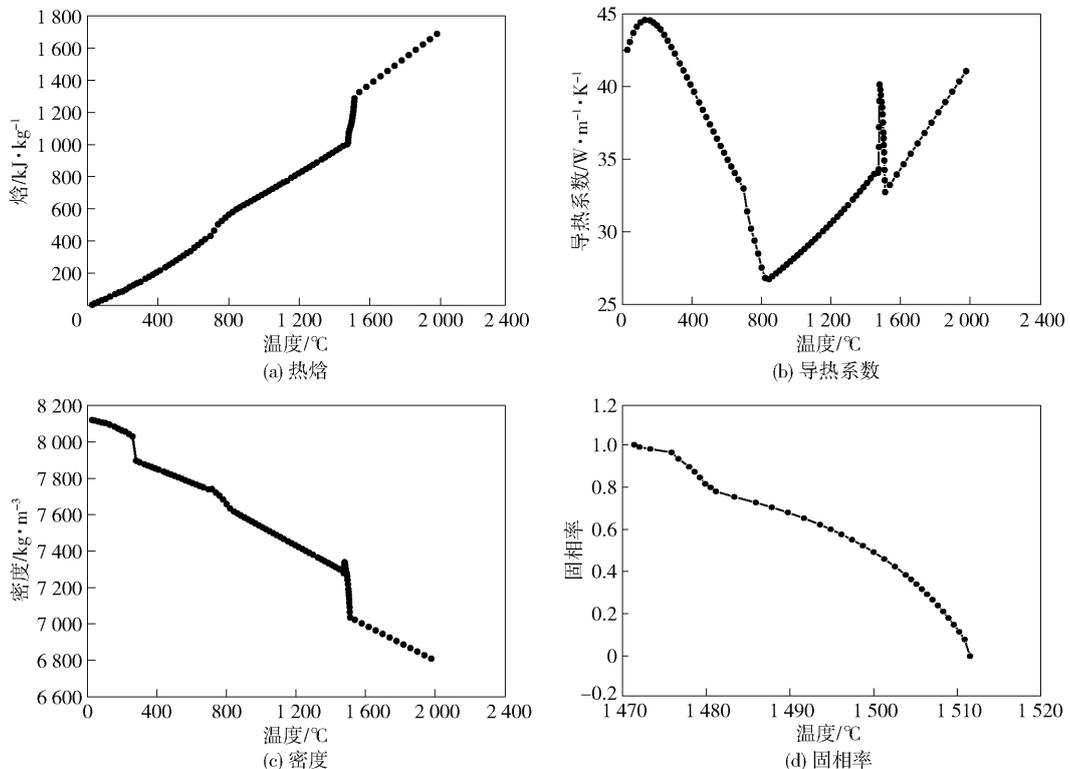


图2 960 高强钢冷却凝固过程热物性参数

2 模型建立

采用数值模拟方法来研究连铸坯的凝固传热过程现已成为一种十分重要的研究手段,可以经济、快捷地对连铸坯的整个凝固传热过程进行相对准确的判断与分析。

2.1 凝固传热模型假设

在建立连铸坯的凝固传热模型时,为了提高模拟计算的准确性和速度,需简化一些对模拟结果影响不大的因素:

1) 假设浇铸温度(中间包温度)为结晶器内的钢水的初始温度;2) 忽略拉坯方向的传热;3) 忽略结晶器的锥度、保护渣膜以及振动对传热的影响;4) 铸坯物性参数的变化仅与温度有关;5) 铸坯外弧和内弧的传热条件对称;6) 忽略铸坯凝固过程中的体积收缩。

2.2 控制方程

连铸过程热传导现象比较复杂,传热方程与连铸传热过程边界条件一起构成连铸坯传热凝固的数学模型,上述问题被简化为二维的稳态传热问题。传热方程的基本形式见式(1)。

$$\rho c_v \frac{DT}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (1)$$

式中: ρ 为铸坯密度,kg/m³; c_v 为等容热容,J/kg·°C; λ 为导热系数,W/m·°C; T 为温度,°C; t 为时间,s; DT/Dt 为实体导数。

其中采用热焓法对结晶潜热进行处理,式(1)简化后可表示为式(2)~(3)。

$$\rho c_v \frac{\partial H}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (2)$$

$$H = \int_0^T c_p dT + L(1 - f_s) \quad (3)$$

式中: T 为温度,°C; L 为潜热,J/kg; f_s 为固相分数;铸坯的等压热容 $c_p = c_v$ 。

2.3 定解条件

2.3.1 初始条件

初始温度为浇注温度,见式(4)。

$$T_{t=0} = T_c = 1538 \text{ °C} \quad (4)$$

式中: $T_{t=0}$ 为初始温度,°C; T_c 为浇注温度,°C。

2.3.2 结晶器热流密度

在结晶器内,根据 Savage 等^[15]在静止水冷结晶器上测定的热流与钢水停留时间关系,瞬时热流密度采用式(5)计算。

$$q_m = (2.68 - \beta\sqrt{t}) \times 10^3 \quad (5)$$

不管是采用平均热流密度还是瞬时热流密度,冷却水带走的热量是一定的,见式(6)。由式(6)可得式(7)。

$$\int_0^{t_m} (2.688 - \beta\sqrt{t}) dt = \int_0^{t_m} \bar{q} dt \quad (6)$$

$$\beta = \frac{1.5 \times (2.68 \times 10^3 - \bar{q})}{\sqrt{l_m/v}} \quad (7)$$

式中: q_m 为结晶器的瞬时热流密度,kJ/m²; β 是一个常数,取决于结晶器冷却条件,kW/m²·s^{1/2}; \bar{q} 为结晶器的平均热流密度,kJ/m²; t_m 为钢水在结晶器内的停留时间,s; l_m 是结晶器的有效长度,m; t 是铸坯在结晶器中的时间,s; v 为拉速,m/s; q_c 为结晶器内的平均热流密度,kJ/m²;

2.3.3 二冷区换热系数

一般采用经验公式来计算二冷区换热系数。

当喷水密度大于 1 L/m²·s 时,换热系数如式(8)^[16]所示。

$$h = \alpha(0.423W^{0.556}) \quad (8)$$

当喷水密度小于 1 L/m²·s 时,换热系数如式(9)^[17]所示。

$$h = \beta(0.35W + 0.13) \quad (9)$$

式中: h 为换热系数,kW/m²·°C; W 为冷却水水流密度,L/m²·s; α, β 为校正因子。

2.3.4 空冷区换热系数

板坯空冷区的总表面热流密度可表示为式(10)。

$$q_a = h_c(T_b - T_a) + \varepsilon\sigma[(T_b + 273)^4 - (T_a + 273)^4] \quad (10)$$

其中, ε 为黑度^[18],表达式见式(11)。

$$\varepsilon = 0.85/[1 + \exp(42.68 - 0.2682T_b)^{0.0115}] \quad (11)$$

式中: q_a 为表面热流密度; h_c 为自然对流换热系数,W/m²·°C; T_b 为铸坯表面温度,°C; T_a 为环境温度,°C; σ 为玻尔兹曼常数,5.67 × 10⁻⁸ W/m²·K⁴。

结晶器热流计算结果见表2;二冷区参数和冷却水量见表3。

表2 结晶器的计算热流

位置	进出水温差/°C	流量/L·min ⁻¹	热流/MW·m ⁻²
内弧	5.6	4209	1.55
外弧	5.7	4199	1.57
窄面左侧	7.6	621	1.80
窄面右侧	7.5	626	1.79

表3 二冷区参数和冷却水量

冷却区	起始位置/	结束位置/	长度/	水量/
	m	m	m	L·min ⁻¹
L1(宽面)	0.80	0.88	0.08	107
L1(窄面)	0.80	1.47	0.67	110
L2	0.88	1.74	0.86	688
L3	1.74	2.83	1.09	538
L4	2.83	4.40	1.57	479
L5	4.40	6.29	1.89	311
L6	6.29	10.08	3.79	377
L7	10.08	16.16	6.08	497
L8	16.16	20.38	4.22	154
L9	20.38	26.68	6.30	66
L10	26.68	32.98	6.30	21
L11	32.98	37.18	4.20	0

2.4 凝固传热模型验证

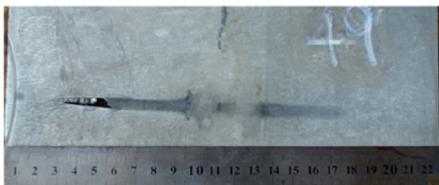
为了判断模型的准确性以及是否与钢厂实际情况相符合,通过表面温度测量试验和射钉试验来验证和修正建立的凝固传热模型。

2.4.1 凝壳厚度验证

射钉试验结果如图3所示。根据钉子周围是否有明显扩散的位置,可以确定射钉试验中的凝壳厚度。其中扩散明显的区域是两相区,钉子完全溶解的区域是液相区。从图3可以看出,连铸机第8段末(距弯月面20.73 m)、第9段末(距弯月面22.83 m)



(a) 第8段末



(b) 第9段末



(c) 第10段末

图3 射钉试验试样

和第10段末(距弯月面24.93 m)钉子中的硫发生了扩散,此时铸坯中心还没有完全凝固。第8段末的坯壳厚度为91 mm,第9段末的坯壳厚度为94.5 mm,第10段末的坯壳厚度为100 mm。铸坯坯壳厚度的实际测量值和模拟结果如4所示。由图4中可以看出,模拟坯壳厚度实测结果与模拟结果误差较小,在5%以内,说明本文建立的凝固传热模型较为准确。

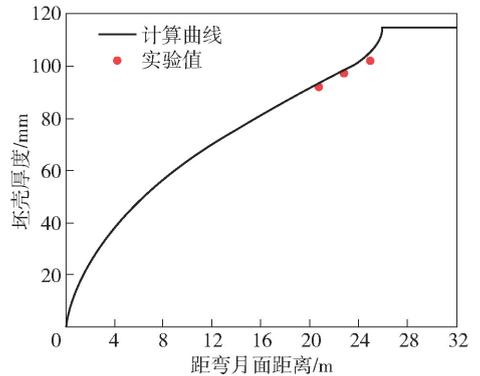


图4 凝壳厚度的实测值和计算曲线

2.4.2 表面温度验证

在连铸机正常工作时,选好焦距后分别对第8段末、第9段末、第10段末进行测量,测温位置与测量结果见表4。将试验过程中测得的板坯宽面1/2处表面温度与模拟结果进行比较,结果见表5。从表5中可以看出,测量温度与模拟温度的误差最高为4.2%。

表4 表面温度测量位置与测量结果

位置	测温位置	结果1	结果2	结果3	平均温度/℃
第8段末	宽面1/2	1 035	1 027	1 015	1 025.7
第9段末	宽面1/2	1 015	1 009	1 001	1 008.3
第10段末	宽面1/2	1 019	989	998	1 002

表5 温度测量值与模拟值对比

位置/ m	计算宽面中 心温度/℃	实测宽面 温度/℃	计算误差 率/%
20.73	1 042	1 025.7	1.6
22.83	1 047	1 008.3	3.8
24.93	1 044	1 002	4.2

3 模拟结果讨论与分析

3.1 比水量对凝固传热的影响

二冷区的喷水冷却在连铸坯整个凝固过程中起重要作用。本文在过热度为26 K,拉坯速度为

1.4 m/min 的情况下,研究不同二冷比水量对 960 高强钢铸坯凝固过程的影响,板坯宽面中心温度和板坯中心温度变化曲线如图 5 所示。

从图 5 中可以看出,在距离结晶器弯月面相同位置处,比水量的变化对铸坯宽面中心温度的影响幅度大于对铸坯中心温度的影响。当二冷比水量由 1.13 L/kg 降低到 0.98 L/kg 时,板坯宽面中心温度逐渐升高,尤其在距弯月面距离为 0.8 ~ 16 m 时较为明显,使得板坯整体温度的分布更加均匀。由于板坯凝固潜热的释放,在完全凝固前板坯中心温度随比水量的变化较小。在过热度为 26 K,拉速为 1.4 m/min 的情况下,二冷比水量每增加 0.05 L/kg,二冷区各段的板坯宽面中心温度降低 10 K 左右。在实际的连铸生产过程中,应该对二冷区比水量进行合理的控制,通过二冷制度的优化从而实现铸坯表面质量的改善。

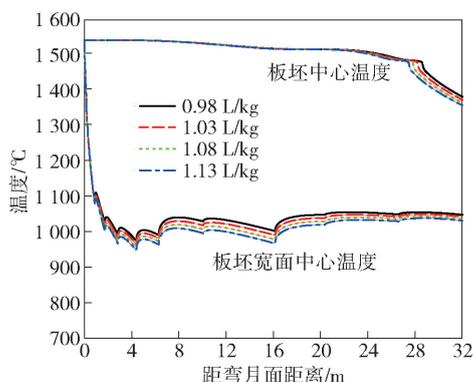


图 5 不同比水量条件下铸坯宽面中心温度和板坯中心温度变化

图 6 是不同比水量对板坯凝固终点位置的影响。从图 6 可以看出,随着比水量的逐渐增加,铸坯的凝固末端位置也逐渐前移。当比水量由 0.98 L/kg 增加到 1.13 L/kg,铸坯的凝固终点位置由 28.65 m 减小到 27.52 m。二冷区比水量每增加 0.05 L/kg,铸坯的凝固终点位置减小 0.376 m。

3.2 过热度对凝固传热的影响

钢水的过热度对铸坯的质量也会产生影响,通常钢厂通过补偿温降降低钢水的过热度。在比水量和拉速分别为 1.03 L/kg 和 1.4 m/min 的条件下,研究了不同过热度对板坯宽面中心温度和中心温度的影响,结果如图 7 所示。

由图 7 可知,在结晶器内,随着过热度的增加,板坯宽面中心温度的变化很小,但是在结晶器出口,过热度每升高 10 K,铸坯宽面中心温度升高 10 K 左

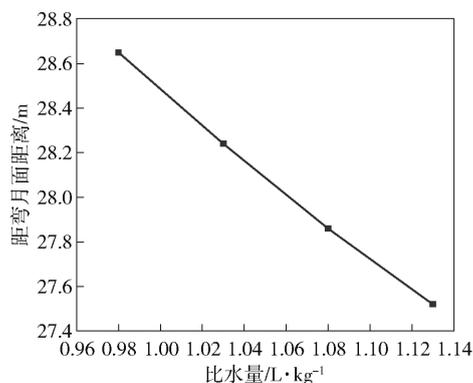


图 6 比水量对凝固末端位置的影响

右。因此,在实际的生产过程中过热度升高时,结晶器出口的凝固厚度将会减小,为了保证形成一定的坯壳厚度需要降低拉速。在距弯月面 17 ~ 21 m 处,铸坯中心温度趋于一致,随着凝固的进行,过热度越高,铸坯的凝固进程越慢,但是变化并不明显;另外,铸坯中心温度下降的位置都出现在距离弯月面大约 21 m 处。板坯中心温度随着过热度的增加而升高,过热度每升高 10 K 时,铸坯中心温度将会升高 8 K。由此可见,过热度的增加对板坯宽面中心温度的影响大于对板坯中心温度的影响。

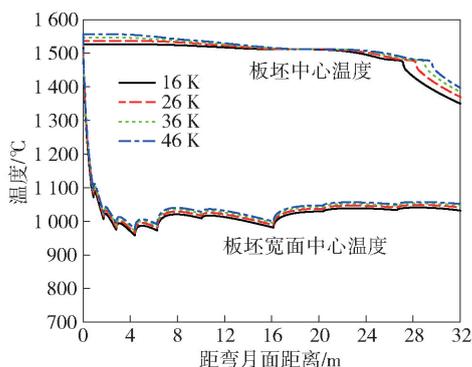


图 7 不同过热度条件下板坯宽面中心温度和板坯中心温度的变化曲线

不同过热度对铸坯凝固终点位置的影响如图 8 所示。从图 8 中可以看出,铸坯的凝固末端距弯月面的距离随着过热度的增加而增加。过热度由 16 K 增加到 46 K 时,铸坯的凝固终点位置由 27.16 m 增加到 29.62 m,过热度每增加 10 K,铸坯的凝固终点位置增加 0.82 m,主要原因是随着过热度的升高,铸坯中的显热明显增加,传热时间延长,铸坯中心温度也随之增加。

3.3 拉速对凝固传热的影响

钢厂有时采用较高的拉速,以获得更高的收益,但是过高的拉速也会产生铸坯缺陷,在实际生产中

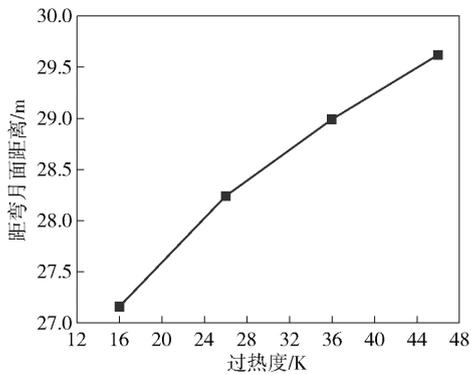


图8 过热度对凝固末端位置的影响

需选择合适、高效的拉速。在过热度为26 K、二冷区比水量为1.03 L/kg的条件下,不同拉速对板坯宽面中心温度和板坯中心温度的影响如图9所示。

从图9可以看出,在铸坯完全凝固之前,拉速对铸坯宽面中心温度的影响较小,在距弯月面0.8~7 m的位置,拉速每增加0.1 m/min,板坯宽面中心温度升高5 K左右。由于板坯中心潜热的释放,在距弯月面0~21 m处,板坯中心温度基本没有变化,随着拉速由1.3 m/min增加到1.6 m/min,板坯中心线达到固相温度的位置不断延后。当拉速为1.3 m/min时,板坯中心温度开始大幅度下降的位置在距弯月面25.91 m处;当拉速增加到1.6 m/min时,板坯中心温度在距离弯月面32.42 m的位置开始大幅下降。此外,在距弯月面32.42 m以后,拉速越大,板坯宽面中心温度越高。

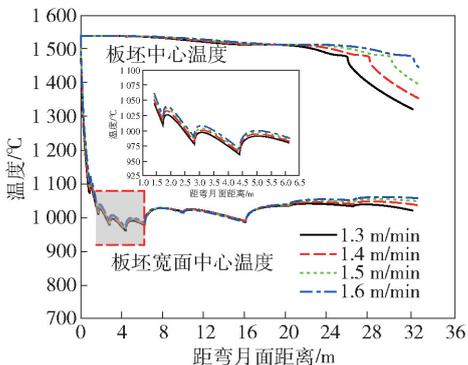


图9 不同拉速条件下铸坯宽面中心温度和板坯中心温度的变化曲线

不同拉速对板坯凝固末端位置的影响如图10所示。从图10可以看出,拉速越快,液相穴长度越长。当拉坯速度由1.3 m/min增加到1.6 m/min时,铸坯的凝固终点位置由26.11 m增加到32.57 m。在过热度为26 K时,拉速每增加0.1 m/min,凝固终点位置向后移动2.15 m左右。

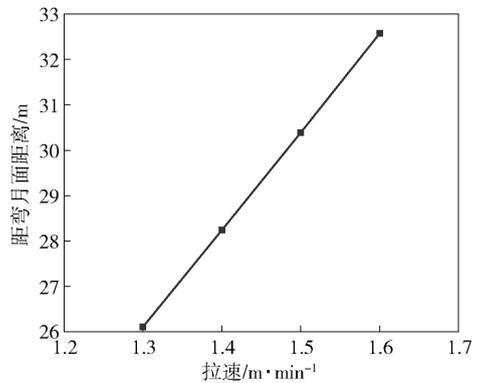


图10 拉速对凝固末端位置的影响

综上所述,可看出960高强钢的铸坯凝固末端终点距离弯月面的距离,受拉速、过热度 and 比水量等工艺条件的影响较为显著。随着过热度、拉速的增加和比水量的减少,铸坯凝固终点位置均向后移动,其中拉速的变化对铸坯的凝固末端位置影响较大。

4 工艺优化与应用

4.1 工艺优化

ZEZE等^[19]分别探究了液芯厚度与压下量、压下速率与压下量的相互作用对铸坯质量的影响(图11)。如图11(a)所示,减少压下量的同时,因为无法充分补偿凝固收缩,所以铸坯中心V形偏析仍然存在。液芯厚度越大,所需压下量越大,随着压下量增加,V形偏析减少。然而,当压下量增加到较大值时,产生白亮带和逆V形偏析。此外,进一步增大压下量时,铸坯内部将会产生裂纹。由图11(b)可知,当压下速率低于0.02 mm/s时,压下量对铸坯V形偏析没有影响,主要是因为压下速率小于凝固收缩的速率,导致凝固收缩不能及时得到钢液的补充。同时,提高压下速率,将会导致应变率的增加,从而使得相应的临界应变减小,临界压下量降低。

经过前期的研究内容^[17]以及上述不同压下量与不同压下位置应变变化曲线得出,采用较大的压下量与较高压下速率即“3+3”模式,压下效果更好。两个扇形段压下的应变率较大,因此将3个扇形段压下改为2个扇形段压下,并且经过前期射钉试验和模拟结果,铸坯的实际凝固位置为距弯月面28.07 m,位于连铸机的第12#扇形段。因此,将压下位置调整为第11#扇形段和第12#扇形段。优化前后压下参数见表6。

4.2 应用效果

利用工业试验中原有轻压下参数与优化后压下

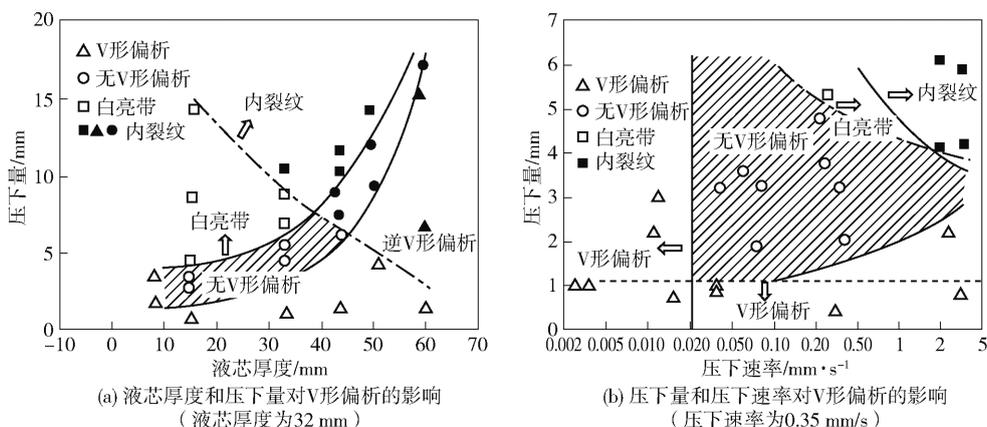


图 11 液芯厚度与压下量、压下速率与压下量的相互作用对铸坯质量的影响

表 6 优化前后的轻压下参数对比

优化前压下位置	优化前压下量/mm	优化后压下位置	优化后压下量/mm
第 9 [#] 段 (20.73 ~ 22.83 m)	1.6	—	—
第 10 [#] 段 (22.83 ~ 24.93 m)	1.6	第 11 [#] 段 (24.93 ~ 27.03 m)	2.5
第 11 [#] 段 (24.93 ~ 27.03 m)	1.6	第 12 [#] 段 (27.03 ~ 29.13 m)	2.0

参数,随后对铸坯横断面进行低倍酸洗,分析与评价优化前后的铸坯低倍酸洗情况差异。工艺优化前后铸坯低倍酸洗效果对比如图 12 所示,工艺优化前后铸坯低倍酸洗评级见表 7。由图 12 和表 7 可知,工艺优化后铸坯的中心偏析明显改善,中心偏析和中心疏松评级结果均由优化前 2.0 降低为 1.5。

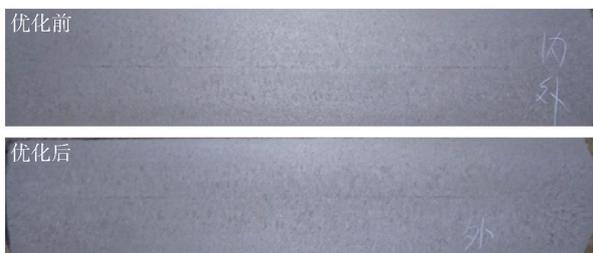


图 12 工艺优化前后铸坯低倍酸洗图

表 7 优化前后铸坯低倍酸洗评级结果对比

辊缝	评级结果 (97 版国标)				三角区 裂纹
	中心偏析 (B)	中心疏松	中间裂纹	角部裂纹	
优化前	2.0	2.0	—	—	0.5
优化后	1.5	1.5	—	—	—

5 结论

采用“射钉”法测定 960 高强钢板坯的凝固壳厚度及凝固终点位置,使用 ProCAST 软件对板坯的凝固传热过程进行数值模拟,并分析了比水量、拉速以及过热度对板坯温度场、凝固末端位置的影响,结论如下:

1) 建立了 960 高强钢板坯的凝固传热模型,模拟了不同现场工艺参数下铸坯的凝固情况,并与现场红外测温结果和凝壳厚度测量结果对比,误差均在 5% 以内,模拟结果与实测结果基本吻合。

2) 二冷区比水量每增加 0.05 L/kg,铸坯的凝固终点位置前移 0.376 m 左右;过热度每增加 10 K,铸坯的凝固终点位置后移大约 0.82 m;当拉速每增加 0.1 m/min,凝固终点位置向后移动 2.15 m 左右。

3) 基于凝固传热计算的结果,对压下位置进行了确认,由 3 个扇形段压下改为 2 个扇形段压下,压下位置由第 9[#]、第 10[#]、第 11[#]段改为第 11[#]、第 12[#]段,第 11[#]、第 12[#]段压下量改为 2.5、2.0 mm。工艺优化后,铸坯的中心偏析和中心疏松得到明显改善,二者评级结果均由优化前 2.0 降低为 1.5。

[参考文献]

- [1] GAO Y J. Development of 30Cr06A, a high strength cast steel and its welding ability[J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2008, 18: 296 - 299.
- [2] CAO R, ZHU S S, FENGW, et al. Effects of weld metal property and fraction on the toughness of welding joints of a 8% Ni 980 MPa high strength steel[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2011, 211 (4): 759 - 772.
- [3] 汪洪峰,陶林,王勇. 高强钢连铸板坯中心偏析的分析及改善措施[J]. 连铸, 2017, 42(5): 33 - 37.
- [4] CENANOVIC M B, MAUREIRA H A, NG M K C, et al. Electromagnetic technology for continuous casting in the

- steel industry [J]. Direct Rolling and Hot Charging of Strand Cast Billets, 1989: 139 – 148.
- [5] GUO Liangliang, TIAN Yong, YAO Man, et al. Temperature distribution and dynamic control of secondary cooling in slab continuous casting [J]. International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials, 2009, 16 (6): 626 – 631.
- [6] CHEN Yong, XIAO Mingfu, WU Guorong. Dynamic soft reduction technology for bloom casting [J]. Journal of Iron and Steel Research, International, 2010, 17 (6): 1 – 5.
- [7] LI Y J, LI L, Zhang J Q. Study and application of a simplified soft reduction amount model for improved internal quality of continuous casting bloom [J]. Steel Research International, 2017, 88(12): 170 – 176.
- [8] JIANG D B, ZHU M Y. The Fluid Flow and Solidification Phenomenon in Billet Continuous Casting Process with Mold and Final Electromagnetic Stirrings [C] // 2015.
- [9] LI J, WU H T, LIU Y, et al. Solidification structure simulation and casting process optimization of GCr15 bloom alloy [J]. China Foundry, 2022, 19: 63 – 74.
- [10] CHEREPANOV A N, POPOV V N, KOMSHUKOV V P. Flow structure in solidifying continuous-cast steel ingot [J]. Steel in Translation, 2007, 37: 842 – 846.
- [11] 阮细保, 田玉石, 徐李军, 等. 连铸工艺参数对板坯凝固终点的影响 [J]. 连铸, 2016, 41(5): 5 – 10.
- [12] 谢桂强, 徐李军, 邹锦忠, 等. 射钉法在铸坯凝固终点预报模型中的应用 [J]. 中国冶金, 2016, 26(3): 42 – 46.
- [13] LONG M J, CHEN D F, WANG Q X, et al. Determination of CC slab solidification using nail shooting technique [J]. Ironmaking & Steelmaking, 2012, 39 (5): 370 – 377.
- [14] 李日. 铸造工艺仿真 ProCAST 从入门到精通 [M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2010: 9 – 10.
- [15] SAVAGE J, PRITCHARD W H. The problem of rupture of the billet in the continuous casting of steel [J]. J. Iron Steel Inst., 1954, 178: 269 – 277.
- [16] 干勇, 倪满森, 余志祥. 现代连续铸钢实用手册 [M]. 北京: 冶金工业出版社, 2010.
- [17] 张攀, 时朋召, 谢世正, 等. 高强钢板坯凝固过程模拟与工艺优化 [J]. 钢铁钒钛, 2023, 44(2): 132 – 140.
- [18] HARDIN R A, LIU K, BECKERMANN C. A transient simulation and dynamic spray cooling control model for continuous steel casting [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2003, 34B(3): 297 – 306.
- [19] MASAFUMI ZEZE, HIDEYUKI MISUMI, Shuji NAGATA, et al. Segregation behavior and deformation behavior during soft-reduction of unsolidified steel ingot [J]. Tetso-to-Hagane, 2001, 87(2): 71 – 76.

Solidification Process Simulation and Process Optimization of 960 High Strength Steel Slabs

LUO Gang, YU Kezai, ZHANG Pan, SHI Pengzhao, XU Lijun

Abstract: Numerical simulations of the temperature field of an slab of 960 high strength steel with a cross-section size of 230 mm × 1 330 mm have been carried out based on a solidification heat transfer model. The solidification heat transfer model was validated and optimized by nail shooting and surface temperature measurement experiments, and the effects of specific water flow, superheat and casting speed on the temperature field and solidification end of slabs were analyzed. When the specific water flow in the second cooling zone increases by 0.05 L/kg, the solidification end position of the billet moves forward by about 0.376 m; when the superheat increases by 10 K, the solidification end position of the billet moves backward by about 0.82 m; when the pulling speed increases by 0.1 m/min, the solidification end position moves backward by about 2.15 m. The solidification end position of the billet moves backward by about 2.15 m. The solidification end position of the billet moves backward by about 2.15 m. Finally, the reduction position and amount were adjusted, from 3 segments to 2 segments, the reduction position was changed from 9th, 10th, 11th segment to 11th, 12th segment, and the reduction amounts of 11th, 12th segment were changed to 2.5, 2.0 mm, respectively. After the process optimization, the center segregation and center porosity of the billet are obviously improved, and the rating results of the two are reduced from 2.0 to 1.5 before optimization.

Key words: 960 high strength steel; numerical simulation; end of solidification; centerline segregation; solidification heat transfer; superheat; specific water; pulling speed