钢铁冶金与材料

高强钢板坯凝固过程模拟与工艺优化

张　攀[1], 时朋召[1], 谢世正[2], 梁　亮[2], 徐李军[1,3*], 王明林[1]

(1. 钢铁研究总院连铸技术国家工程研究中心, 北京 100081; 2. 湖南华菱涟源钢铁有限公司技术中心, 湖南 娄底 417009; 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: 以凝固参数测定和铸坯表面温度测量结果为验证边界条件, 应用 ProCAST 软件对 960QT 钢板坯连铸过程中的传热和凝固过程进行了模拟, 分析了拉速、过热度对铸坯温度场、液芯长度的影响, 得出在拉速为 0.9 m/min, 过热度为 23 ℃ 工况下, 960QT 板坯的凝固终点位置距离弯月面 18.43 m; 在浇注温度为 1 535 ℃ 时, 拉速每增加 0.1 m/min, 凝固末端位置向后移动 2.7 m 左右; 在拉速为 0.9 m/min 时, 过热度每增加 10 ℃, 凝固末端位置向后移动 0.4 m 左右。此外, 对轻压下系统的压下位置和压下量进行了优化, 由 3 个扇形段压下改为 2 个扇形段压下, 6、7 段压下量改为 2.0、2.5 mm。工艺优化后, 铸坯中心偏析和中心疏松得到明显改善, 中心碳偏析指数由 1.85 降至 1.09。

关键词: 连铸; 960QT; ProCAST; 过热度; 凝固末端; 坯壳厚度; 中心偏析

中图分类号: TF777　　**文献标志码:** A　　**文章编号:** 1004−7638(2023)02−0132−09

DOI: 10.7513/j.issn.1004-7638.2023.02.019　　**开放科学 (资源服务) 标识码 (OSID) :**

听语音 聊科研 与作者互动

Solidification process simulation and process optimization of high strength steel slab

Zhang Pan[1], Shi Pengzhao[1], Xie Shizheng[2], Liang Liang[2], Xu Lijun[1,3*], Wang Minglin[1]

(1. National Research Center of Continuous Casting Technology, Central Iron and Steel Research Institute, Beijing 100081, China; 2. Technology Center, Hunan Valin Lianyuan Iron and Steel Co., Ltd., Loudi 417009, Hunan, China; 3. Material Digital R&D Center of China Iron & Steel Research Institute Group, Beijing 100081, China)

Abstract: Using solidification parameters and surface temperature measurements as boundary conditions, ProCAST software was applied to simulate the heat transfer and solidification process of 960QT steel slab during continuous casting. The effects of casting speed and superheat on the temperature fields of slab and liquid core length at the outlet of the copper mold were analyzed. It is concluded that under the conditions of the casting speed of 0.9 m/min and superheat of 23 ℃, the solidification end point is 18.43 m away from the meniscus. When the casting temperature is 1 535 ℃, the position of solidification end moves forward about 2.7 m when the casting speed increases by 0.1 m/min. When the pulling speed is 0.9 m/min, the position of the solidification end moves back about 0.4 m with every 10 ℃ increase of superheat. In addition, the reduction position and amount of the soft reduction system were optimized, from 3 segments to 2 segments, and the reduction of sections 6 and 7 was changed to 2.0 and

收稿日期: 2022−05−23

作者简介: 张攀, 1998 年出生, 男, 山东德州人, 硕士研究生, 主要研究方向为金属凝固, 连铸, E-mail: zhangpan19980203@163.com; *通讯作者: 徐李军, 1978 年出生, 男, 北京人, 博士, 教授, 主要研究方向为连铸技术、板坯质量, E-mail: ljxuah@sina.com。

2.5 mm respectively. After the process optimization, the central segregation and central porosity of slab were significantly improved, and the carbon segregation index at the slab center decreased from 1.85 to 1.09.

Key words: continuous casting, 960QT, ProCAST, superheat, end of solidification, shell thickness, centerline segregation

0　引言

连铸板坯或方坯的质量决定着最终产品的质量, 表面裂纹、内部裂纹、中心气孔、中心偏析等缺陷严重制约着最终产品的品质和经济效益[1−3]。对于特定的连铸机和特定的钢种, 缺陷的产生与钢种过热度、拉速、冷却条件以及铸机的设备状态密切相关。在连铸生产过程中, 电磁搅拌、智能化二冷、动态轻压下等技术逐渐得到应用, 降低了缺陷发生的概率, 提高了铸坯质量[4−6], 而准确掌握板坯连铸凝固过程是这些技术应用的基础。

凝壳厚度的测定方法有 5 种[7]: 一是同位素示踪法, 在某一时刻随注流加入放射性同位素到结晶器内, 注流的运动把同位素带到液相穴内 3 ~ 4 m 深, 含有同位素的钢液凝固后带有放射性, 而加入同位素那一时刻已凝固的金属不含放射性元素, 这样就可在不同位置上切取铸坯试样做自射线照相, 就可分辨出凝固层厚度, 此方法会产生一定的放射性污染, 因此较少使用; 二是射钉法, 将含有示踪材料的钢钉击入正在凝固的坯壳, 然后在铸坯相应位置取样进行分析[8−9], 此法不影响生产; 三是刺穿坯壳法, 铸坯出结晶器后, 把凝固壳刺穿使液体钢水流出来, 然后测定凝固壳厚度, 以决定凝固壳厚度与时间的关系, 此方法要破坏现场, 处理难度大; 四是测定板坯鼓肚以决定液相穴的位置, 此方法精度差, 影响生产; 五是从结晶器上面放入比重大、包有放射性的球, 此球以相当大的速度下降到液相穴底部, 然后用盖格计数器测定出现放射性时铸坯所在位置, 以决定液相穴长度, 此法有放射性污染并且精度较差。相对于其他试验方法, 射钉法取样方便且较为准确, 因此得到了广泛应用。阮细保等人[10] 以 Q235 钢为试验对象, 利用射钉法在铸坯 1/4 位置处测量出 230 mm×1 510 mm 断面在 1.05 m/min 拉速下的坯壳厚度, 以此为基础, 优化凝固计算模型, 确定液相穴长度及凝固终点, 并验证了铸机预报结果。谢桂强等人[11] 采用射钉法对中碳钢和高碳钢特厚板坯进行了凝固参数测定试验, 得到典型工况条件下矫直区前后位置处铸坯凝固坯壳厚度, 并以测得的凝壳厚度为边界, 模拟预报出了凝固终点的位置。

轻压下技术能明显改善板坯的中心质量, 也有效提高了后续轧材的质量。国内外许多研究者对轻压下技术的凝固末端模型、压下过程铸坯的变形规律等基础理论进行了深入的研究, 同时应用数值模拟技术对轻压下的工艺优化也进行了大量的应用研究。但是, 在进行数值模拟研究时, 要测定连铸坯的凝壳厚度, 为验证凝固传热模型和轻压下位置的设定提供依据。由于射钉法取样方便且较为准确, 对生产也没有较大影响, 因此常用射钉法来测定连铸坯在二冷区不同位置的凝壳厚度。笔者采用“射钉”试验法对某厂 960QT 钢铸坯的凝固过程和表面温度进行了测定, 并使用 ProCAST 软件模拟了连铸板坯的凝固传热过程, 计算分析了连铸过程中的铸坯特征点温度、芯部固相率, 并对连铸过程中不同轻压工艺下铸坯应变分布情况进行了模拟分析, 在此基础上针对轻压下位置和压下量开展了优化, 并采用优化后的工艺进行了工业试验, 有效改善了板坯内裂纹与中心偏析, 为板坯连铸机动态轻压下工艺的实施效果提供了保障。

1　试验部分

板坯凝固参数测定[12] 试验包括两个部分的内容, 分别为凝壳厚度测定和表面温度测量。

1.1　凝壳厚度测定

射钉法是将含有示踪材料的钢钉击入正在凝固的坯壳, 然后在铸坯相应位置取样进行分析, 由于钢钉上加工有两道含有硫化物的沟槽, 然后根据铸坯中硫的扩散情况即可判断射钉时刻的凝固壳厚度。

含钉试样中钢钉及周边区域可分为 A 区、B 区、C 区三个部分, A 区域为固相区, 硫化物难以扩散, 钢钉与基体界线清晰; B 区域为固液两相区, 即糊状区, 硫化物得到部分扩散, 但扩散程度稍弱; C 区为

液相区，钢钉中的硫化物在钢液中完全融化并迅速扩散开来，最后随着铸坯心部的钢液一起凝固，因此硫印的形貌与凝固组织趋于一致。铸坯的凝固边界一般取 A 与 B 的边界，见图 1。

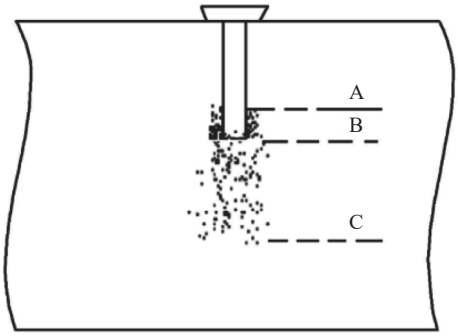


图 1 射钉试验中硫化物扩散示意

Fig. 1 Schematic diagram of sulfide diffusion in nail shooting test

根据相关资料介绍[10]，铸坯宽面 1/4 处表面温度最高，该处铸坯凝固坯壳最薄，因此射钉位置应处于铸坯宽面的 1/4 处。

1.2 表面温度测量

试验采用日本 CHINO 公司生产的 IR-HQH 型红外双色智能测温仪，该仪器可以最大限度避免现场烟尘、水汽、距离等因素对发射率的影响，从而获得比较准确的表面温度值。

1.3 试验材料与方案

在本次射钉试验中，试验钢种为 960QT，断面 230 mm×1 800 mm，拉速 0.90 m/min。中包钢水温度为 1 535 ℃，液相线温度为 1 512 ℃，过热度为 23 ℃，其主要化学成分如表 1 所示。射钉装置安装位置分别为 6#、7#、8#扇形段末铸坯宽面 1/4 位置，含硫钢钉长 140 mm。

表 1 试验钢种的主要化学成分

Table 1 Main chemical composition of the steel %

C	Si	Mn	P	S	Al	Ca	Ti
0.16	0.25	1.23	0.009 4	0.002 7	0.032 9	0.001 5	0.019

2 板坯凝固过程数值模拟

2.1 模型假设

为了建立连铸过程基本传热方程，作出以下假设：

1)忽略结晶器振动和保护渣膜对传热的影响；

2) 忽略拉坯方向的传热；

3) 铸坯的物理特性为各向同性；

4) 铸坯液相线温度和固相线温度为常数[13]；

5) 忽略铸坯凝固过程中的体积收缩。

2.2 凝固传热方程

连铸板坯传热方程的基本形式如式(1)所示。

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial z}\right)=\rho C_v\frac{\partial T}{\partial z}-\rho L\frac{\partial f_s}{\partial t} \quad (1)$$

式中，ρ为铸坯密度，kg/m^3；C_v 为铸坯等容热容，J/(kg·℃)；λ 为铸坯导热系数，W/(m·℃)；$\frac{\partial T}{\partial t}$为铸坯温度对传热时间的实体导数；$L$ 为体积潜热；f_s 为固相率。

Visual-Cast 提供了定义相位变化的另一种方法。不需要定义比热和潜热，我们可以定义相应的焓曲线。因此，在温度场的模拟中，潜热的计算采用焓作为变量，如式(2)所示。

$$H=\int_0^T C_P dT+L(1-f_s) \quad (2)$$

因此，式(1)可以简化为：

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial z}\right)=\rho\frac{\partial H}{\partial t} \quad (3)$$

2.3 工艺模型

利用 Pro/E 软件建立温度场模拟的模型，将模型导入 MeshCAST 模块进行曲面和体的网格划分。

2.4 定解条件

1)材料参数

将 960QT 成分输入预制模块的材料数据库；使用 ProCAST 计算了密度、热焓、固相分数等热物性参数。通过计算得到了液相线温度和固相线温度，分别为 1 512 ℃ 和 1 474 ℃。960QT 的热物性参数如图 2 所示。

2)初始条件

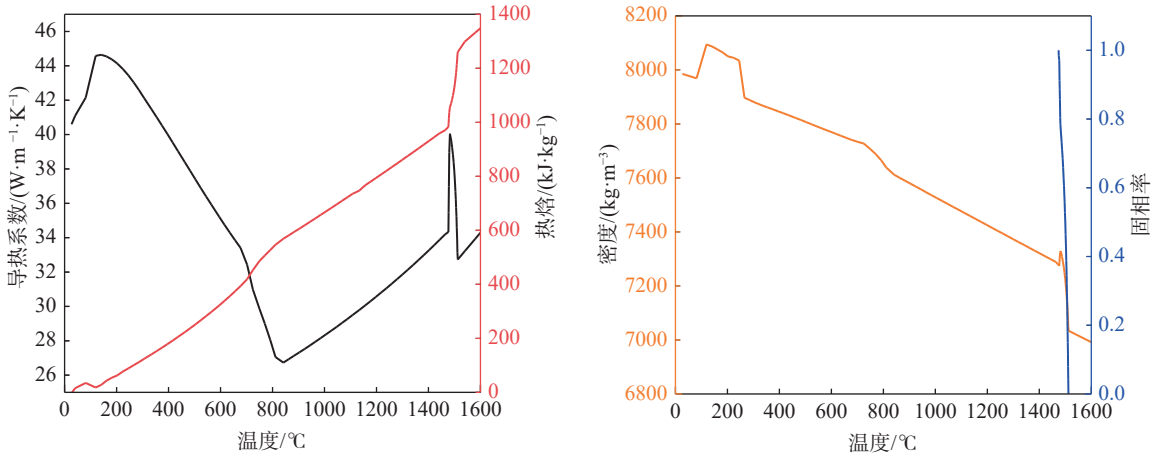
钢水初始温度(与浇注温度相同)为 1 535 ℃，环境温度为 25 ℃。

3)结晶器传热

一般采用热平衡方法来研究结晶器的传热速率，即：结晶器导出的热量=冷却水带走的热量，通过式(4)计算：

$$q_c = Q_w c_w \Delta T_w / S \tag{4}$$

式中, q_c为结晶器内的平均热流密度, kW/m^2; Q_w为结晶器冷却水流量, g/s; c_w为水的比热容, kJ/(g·℃); ΔT_w为结晶器冷却水进出水温度差, ℃; S为结晶器内与钢水接触的有效面积, m^2。



(a) 热焓和导热系数　　(b) 密度和固相率

图 2　960QT 冷却凝固过程热物性参数

Fig. 2　Thermal property parameters during 960QT cooling and solidification process

在结晶器内, 热流密度可通过公式(5)[14] 计算:

$$q_m = (2.68 - \beta\sqrt{t}) \times 10^3$$
$$\beta = \frac{1.5 \times (2.68 \times 10^3 - q_c)}{\sqrt{l_m / v}} \tag{5}$$

式中, q_m为结晶器的热流密度, kW/m^2; β是一个常数, 取决于结晶器冷却条件, kW/(m^2·s$^{1/2}$); q_c为结晶器内的平均热流密度, kJ/m^2; 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。

4)二冷区边界条件

连铸机足辊区和其他区的冷却介质不同, 采用不同的计算方法:

足辊区换热系数如式(6)所示[15]:

$$h = 0.36W^{0.666} \tag{6}$$

由于喷嘴为气水喷嘴, 其他区换热系数如式(7)所示[16]:

$$h = 0.35 + 0.13W \tag{7}$$

式中, h 为换热系数, kW/(m^2·℃) ; W 为冷却水水流密度, L/(m^2·s) ; T_w 为冷却水温度, ℃。二冷区参数和二冷区冷却水量如表 2、表 3 所示。

表 2　二冷区参数

Table 2　Parameters of secondary cooling zone

冷却区	起始位置/cm	结束位置/cm
L1(宽面)	80	88
L2(窄面)	80	88
L3	88	174
L4	174	283
L5	283	440
L6	440	629
L7	629	1 008
L8	1 008	1 616
L9	1 616	2038
L10	2038	2 668
L11	2 668	3 298

表 3　二冷区冷却水量

Table 3　Cooling water quantity in secondary cooling zone　　L/min

L1	L2	L3	L4	L5	L6	L7	L8	L9	L10	L11
72	78	258	208	194	160	189	166	83	17	4

5)空冷区换热

铸坯在空冷区的辐射换热系数为如式(8)所示:

$$q=\varepsilon\sigma\left[(T_b+273)^4-(T_a+273)^4\right]+\gamma h(T_b-T_a)$$

$$h=5.678\,4\times0.29\left[\frac{1.8(T_b-T_a)}{3.28L}\right]^{1/4} \quad (8)$$

式中, h 为自然对流换热系数, W/(m^2·℃); L 为特征尺寸, m; γ为对流作用所占成分。

2.5 模型验证

为了确定模拟结果的准确性, 将试验过程中测得的铸坯 7$^{\#}$ ~ 9$^{\#}$扇形段末宽面 1/4 处表面温度与模拟结果进行比较, 比较结果如图 3 和表 4 所示。从图 3 可以看出, 测量的表面温度比模拟的温度低, 误差最高为 3.2%, 这表明模型边界条件的处理和模拟的结果都较为贴近实际生产工艺, 准确地反应了板坯连铸过程的凝固特点。

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。扩散明显的区域是糊状区, 钉子完全溶解的区域是液体区。实测和模拟壳体厚度分别为 102 mm 和 103 mm, 如图 4 所示。由此可见, 实测值与计算值相吻合, 表明凝固传热模型能很好地预测凝固过程。

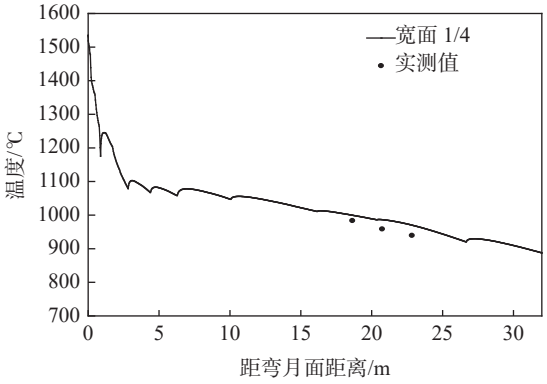


图 3 宽面 1/4 处表面温度模拟值与测量值对比

Fig. 3 Comparison of the simulated and measured surface temperature at 1 / 4 of the wide surface

表 4 温度测量值与模拟值对比

Table 4 Comparison of the measured and simulated temperature values

拉速/(m·min^{-1})	位置/m	计算宽面中心温度/℃	实测宽面温度/℃	计算误差率/%
0.9	18.63	1 000	984	1.6
0.9	20.73	987	959	2.9
0.9	22.83	970	940	3.2

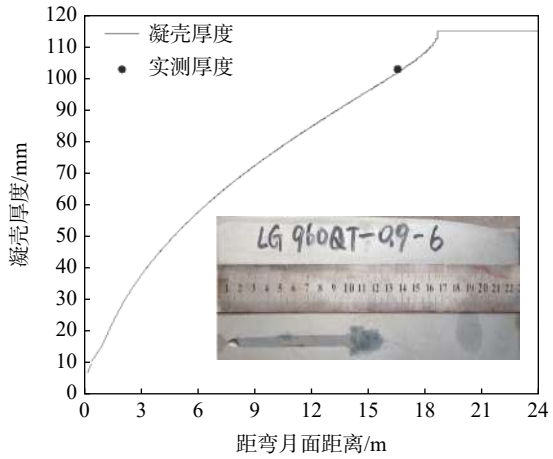


图 4 射钉试验试样及凝壳厚度的实测值和计算曲线

Fig. 4 Slab sample for nail shooting experiment, measured value and calculated curve of shell thickness

二冷区不同位置处的固相率 (1/2 断面) 如图 5 所示。由于在固相中 S 的扩散比较缓慢, 而在液相中, 尤其是在固相率低于 0.7 的时候, S 的扩散较快, 基本上可以认为是瞬时均匀的。因此模拟过程中, 认为在铸坯固相率为 0.7 时, S 没有进行扩散。从图 5 可以看出, 随着铸坯凝固冷却的进行, 坯壳厚度不断增加, 液芯不断变窄。在 6$^{\#}$段末(距弯月面 16.5 m), 铸坯中心尚未完全凝固, 与测量结果基本符合, 此时铸坯内弧侧宽面 1/4 处坯壳厚度为 100 mm; 在距弯月面 18 m 处, 铸坯中心未完全凝固, 此时铸坯内弧侧宽面 1/4 处坯壳厚度为 107 mm; 铸坯在距弯月面 18.43 m 处完全凝固, 960QT 钢凝固计算预报与凝壳厚度实测结果对比如表 5 所示。

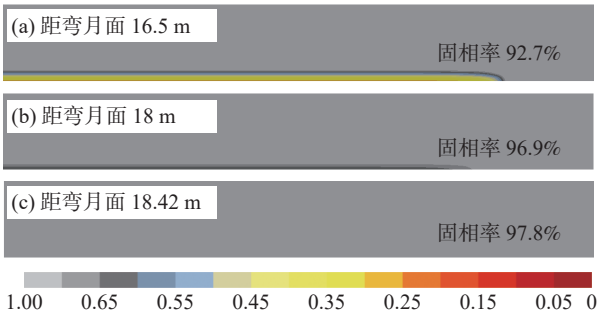


图 5 二冷区不同位置处的固相率

Fig. 5 Solid rates at different positions of the secondary cooling zone

表 5　960QT 钢凝固计算实测结果对比

Table 5　Comparison of solidification calculation and measured results of 960QT steel

拉速/(m·min^{-1})	距弯月面距离/m	计算凝固厚度/mm	凝固层厚度/mm	计算误差率/%
0.9	16.5	100	102.5	2.4

3　模拟结果与讨论

3.1　板坯温度分布

采用有限元方法模拟了板坯凝固过程中的温度分布, 板坯宽面 1/4 处、板坯中心、窄面中心的温度变化如图 6 所示。

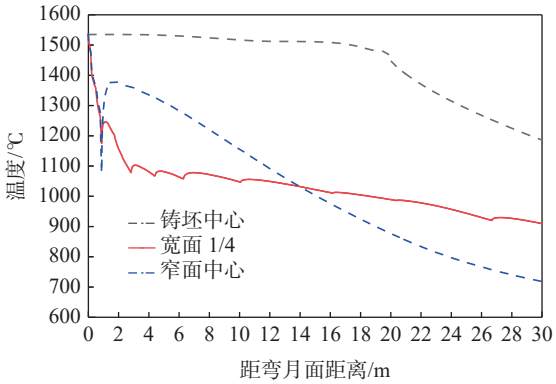


图 6　拉速 0.9 m/min 时板坯各位置的温度变化曲线

Fig. 6　Temperature change curve at each position of the billet at a drawing speed of 0.9 m/min

在结晶器内, 由于冷却强度高, 使得板坯表面的温度下降速度较快, 但是中心处的降温速度最慢, 在结晶器内基本没有什么变化, 这是因为液芯内部温度高, 向外传热较慢。在结晶器出口处, 板坯宽面中心温度为 1 236 ℃, 窄面中心温度为 1 210 ℃。

在足辊段(0.8 ~ 0.88 m), 窄面温度下降速度明显大于宽面, 足辊段出口处宽面温度为 1 175 ℃, 窄面温度为 1 078 ℃, 这是由于板坯窄面的冷却水量较大, 使得窄面温度的下降速度明显高于宽面。但是, 出足辊段后, 由于铸坯窄面主要以辐射散热为主, 冷却强度降低, 导致窄面中心温度有较大的回升。进入弯曲段后, 由于冷却水流密度降低, 使得铸坯表面的换热系数降低, 散热量减少, 再加上凝固潜热的释放, 使得铸坯在凝固过程中出现回温现象; 而铸坯窄面由于换热系数较小, 使得在一定时间内窄面温度高于宽面温度。

铸坯进入二冷区后, 由于液芯温度高于固相温度, 随着板坯冷却, 潜热不断释放, 温度下降缓慢。由于板坯的冷却强度较低, 液芯部分尚未完全凝固, 板坯中心温度变化不大。最后潜热完全释放, 液芯部分完全凝固, 板坯中心温度迅速下降。此外, 由于不同冷却段冷却强度的不同, 二冷区板坯温度呈波浪曲线分布。

3.2　拉速对凝固传热影响

选取 0.9、1.0、1.1、1.2 m/min 四种拉坯速度, 在其他参数固定的情况下, 研究拉速对板坯表面温度以及凝固速度的影响, 结果如图 7 所示。从图 7 可以看出, 随着拉速的增大, 板坯的液相穴长度增加。在板坯完全凝固之前, 拉速对板坯表面温度的影响较大, 特别是在二冷区, 拉坯速度每增加 0.1 m/min, 铸坯的表面温度升高 15 ℃ 左右。然而, 由铸坯中心固相率曲线可知, 在铸坯完全凝固之前, 拉速对铸坯液芯温度影响较小, 基本没有变化, 这是因为在铸坯完全凝固之前, 中心为液相区, 由于潜热的释放, 使得液芯温度变化较小。由图 7 中铸坯中心固相率和中心温度曲线可以看出, 铸坯液芯温度下降过程中存在两个较为明显的转折点, 其正好与固相率为 0 和 1 的两个点相对应, 即与液相点和固相点相对应。在铸坯中心完全凝固后, 中心温度下降速度开始加快, 拉坯速度每增加 0.1 m/min, 中心温度下降 50 ℃ 左右, 因此可以看出, 在铸坯完全凝固后, 拉速对铸坯中心温度的影响较大。

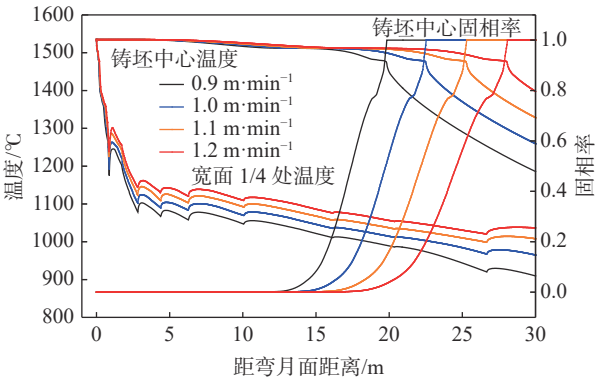


图 7　不同拉速条件下铸坯表面温度和中心温度以及中心固相率曲线

Fig. 7　Surface temperature, center temperature and center solid ratio curves of billet at different casting speeds

拉速与凝固末端位置关系如图 8 所示, 从图 8 可以看出拉速越高, 液相穴长度越长。在浇注

温度为 1 535 ℃ 时，拉速每增加 0.1 m/min，凝固末端位置向后移动 2.7 m 左右（凝固末端按铸坯中心固相率为 1 时取值）。由图中可以看出，拉速与凝固终点呈线性关系，通过线性拟合可以得到 $y = 27.52x - 4.96$，其中，y 为凝固终点位置，m；x 为拉速，m/min。

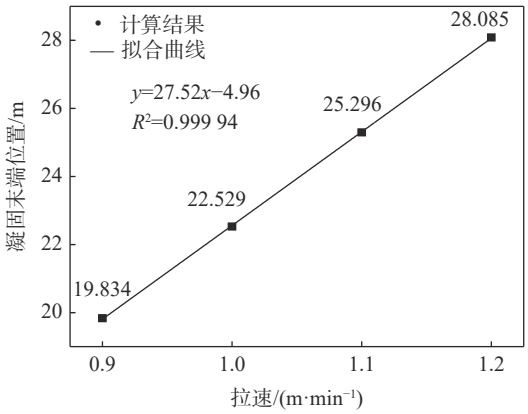


图 8　拉速对凝固末端位置的影响

Fig. 8　Influence of tensile speed on the position of solidification end

3.3　过热度对凝固传热影响

不同过热度（13、23、33、43 ℃）时铸坯宽面 1/4 处、铸坯中心温度如图 9 所示。由图 9 可知，过热度对铸坯中心的温度影响不大，随着在距弯月面 10 ~ 15 m 处，铸坯中心的温度趋于一致，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；在距弯月面 0 ~ 0.8 m 处，由于结晶器内的冷却强度不变，与铸坯的浇注温度无关，因此在结晶器内，随着过热度的增加，铸坯表面温度的变化趋势基本没有变化，但是在结晶器出口，过热度每升高 10 ℃，铸坯的表面温度仅会升高 5 ℃ 左右。因此，在实际生产中，当过热度升高时，为防止漏钢，需降低拉速，保证结晶器出口板坯的凝固厚度。

由图中铸坯中心固相率曲线可知，随着浇注过热度的增加，铸坯中心的凝固进程减缓，但是并不明显，因此过热度对铸坯的凝固过程影响较小。如图 10 所示，在拉速为 0.9 m/min 时，过热度每增加 10 ℃，凝固末端位置向后移动 0.411 m 左右（凝固末端按铸坯中心固相率为 1 时取值）。因此可以看出过热度对凝固末端位置的影响并不大。从图 10 可以看出，板坯凝固末端位置与过热度之间也存在一个近似的线性关系，通过线性拟合可以得到 $y = 0.055\,05x + 18.5$，其中，y 为凝固终点位置，m；x 为过热度，℃。

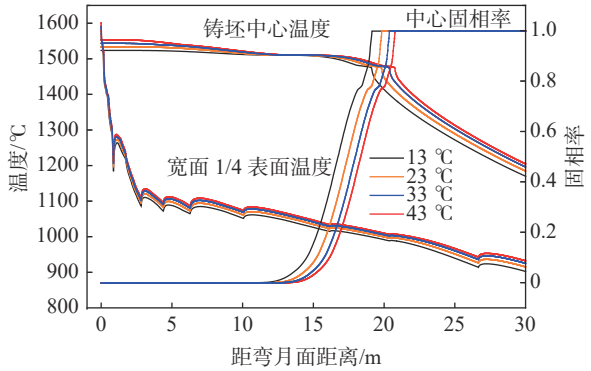


图 9　不同过热度条件下铸坯表面温度和中心温度以及中心固相率曲线

Fig. 9　Surface temperature, center temperature and center solid ratio curves of billet under different superheat conditions

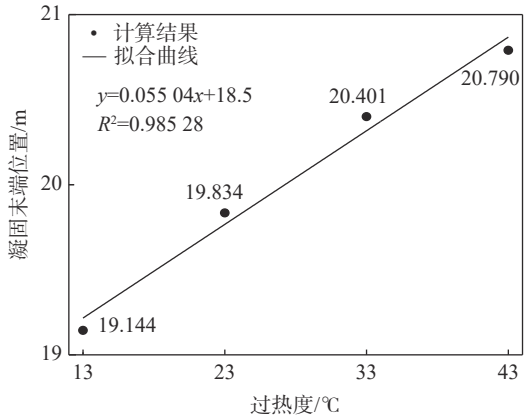


图 10　过热度对凝固末端位置的影响

Fig. 10　Influence of superheat on the positions of the solidified end

4　工艺优化与应用

4.1　工艺优化

经过前期的计算分析可知，铸坯在距弯月面 18.43 m 时已经完全凝固，从铸机轻压下的位置看，动态轻压下系统计算得到的凝固终点较为正确，对凝固末端进行了有效的轻压下，但是凝固末端的压下量较小，对铸坯中心偏析和缩松的改善效果较小，因此对现有轻压下参数进行优化。应用 ANSYS-Mechanical 有限元分析软件，对比分析了连铸过程中不同轻压工艺下铸坯应变分布情况，其中轻压下工艺主要有 2 个扇形段进行压下和 3 个扇形段进行压下。采用两个扇形段进行压下，中心节点 Y 轴分量塑性最大应变为 0.10；采用三个扇形段进行压下，中心节点 Y 轴分量塑性最大应变为 0.096。两个扇形段压下的应变率较大，因此由 3 个扇形段压下改为 2 个扇形段压下，对 6、7 段压下量也进行调整。

优化前后压下参数如表 6 所示。

4.2　应用效果

采用原有的轻压下参数与优化后的压下参数进行工业试验, 取铸坯横断面进行低倍酸洗检测, 对比铸坯低倍情况, 如图 11 所示, 可见优化前铸坯横断面中心偏析和缩松较为严重, 评级(97 版国标, 下同)均为 2.0 级, 且存在三角区裂纹, 工艺优化后中心偏析和缩松明显改善, 评级均为 1.0 级。

表 6　优化前后的轻压下参数对比

Table 6　Comparison of soft reduction parameters before and after optimization

压下位置	距结晶器距离/m	优化前压下量/mm	优化后压下量/mm
5段	12.37 ~ 14.43	1.6	0
6段	14.43 ~ 16.5	1.6	2.0
7段	16.5 ~ 18.63	1.6	2.5

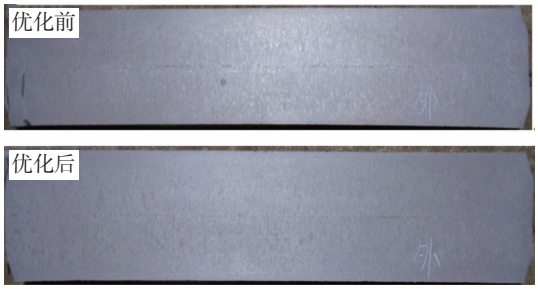


图 11　工艺优化前后铸坯低倍组织

Fig. 11　Macrograph of low picking before and after process optimization

为了定量表征铸坯中心的偏析情况, 在铸坯宽面 1/4 处沿铸坯厚度方向进行了钻屑取样, 取样间隔为 30 mm。对各位置碳元素进行分析, 并对偏析指数进行计算, 计算结果如图 12 所示。从图 12 可知, 经工艺优化后, 中心碳偏析由 1.85 降到 1.09。

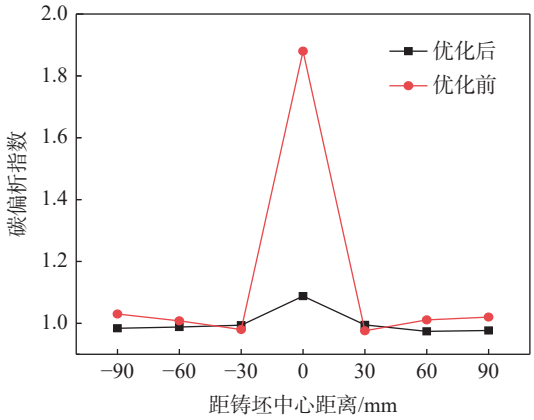


图 12　铸坯厚度方向碳偏析指数

Fig. 12　Carbon segregation index along the slab thickness direction

5　结论

采用“射钉”试验法测定了 960QT 连铸板坯在凝固后期的凝固壳厚度及凝固终点位置, 并使用 ProCAST 软件对 960QT 连铸板坯的凝固传热过程进行了数值模拟, 并分析了拉速、过热度对铸坯温度场、液芯长度的影响, 结论如下:

1)建立了板坯传热模型, 模拟了现场工艺条件下铸坯凝固情况, 并与红外测温结果对比, 结果基本吻合。在结晶器出口处, 铸坯宽面中心温度为 1 236 ℃, 窄面中心温度为 1 210 ℃。

2)拉速越高, 液相穴长度越长。在浇注温度为 1 535 ℃ 时, 拉速每增加 0.1 m/min, 凝固末端位置向后移动 2.7 m 左右; 在拉速为 0.9 m/min 时, 过热度每增加 10 ℃, 凝固末端位置向后移动 0.4 m 左右。

3)基于凝固传热计算的结果, 对动态轻压下系统的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, 6、7 段压下量改为 2.0、2.5 mm。工艺优化后, 铸坯中心偏析和中心疏松得到明显改善, 中心碳偏析由 1.85 降至 1.09。

参考文献

[1] Mu P, Nadot Y, Nadot-Martin C, *et al*. Influence of casting defects on the fatigue behavior of cast aluminum AS7G06-T6[J]. International Journal of Fatigue, 2014, 63: 97−109.

[2] Pascon F, Habraken A M. Finite element study of the effect of some local defects on the risk of transverse cracking incontinuous casting of steel slabs[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2007, 196(21-24): 2285−2299.

[3] Petr Haušild, Clotilde Berdin, Philippe Bompard, *et al*. Ductile fracture of duplex stainless steel with casting defects[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2001, 78(9): 607−616.

[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] Cai Kaike. Pouring and solidification[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 1987: 83-106.
(蔡开科. 浇注与凝固[M]. 北京: 冶金工业出版社, 1987: 83-106.)
[8] Li Jinghong, Jia Hongming, Li Xiaowei, *et al*. Determination of solidified shell thinkness of continuous casting slab at Angang[J]. Steelmaking, 2008, 24(6): 17−18, 21.
(李惊鸿, 贾洪明, 李晓伟, 等. 鞍钢厚板坯凝固坯壳厚度的测定[J]. 炼钢, 2008, 24(6): 17−18, 21.)
[9] Li Pengfei, Wang Minglin, Zhang Zhenxue, *et al*. Reaserch on measurement of Q550D steel solidified slab shell thickness[J]. Hot Working Technology, 2019, 48(1): 98−102.
(李鹏飞, 王明林, 张振学, 等. Q550D凝固坯壳厚度测定研究[J]. 热加工工艺, 2019, 48(1): 98−102.)
[10] Ruan Xibao, Tian Yushi, Xu Lijun, *et al*. Effect of continuous casting technological parameters on solidification end point of slab[J]. Continuous Casting, 2016, 41(5): 5−10.
(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.)
[11] Xie Guiqiang, Xu Lijun, Zou Jinzhong, *et al*. Application of nail-shooting technique in forecasting model of slab solidification end point[J]. China Metallurgy, 2016, 26(3): 42−46.
(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.)
[12] Xu Lijun, Qiu Shengtao, Zhang Xingzhong. Solidification parameters measurement and soft reduction process optimization of slab[J]. Continuous Casting, 2014, (4): 1−8.
(徐李军, 仇圣桃, 张兴中. 板坯凝固参数测定及轻压下工艺优化[J]. 连铸, 2014, (4): 1−8.)
[13] Li Jie. Simulation of solidification structure in continuous casting billet[D]. Shenyang: Northeastern University, 2010.
(李杰. 连铸坯凝固组织的模拟[D]. 沈阳: 东北大学, 2010.)
[14] Savage J, Pritchard W H. The problem of rupture of the billet in the continuous casting of steel[J]. Iron Steel Inst. , London, 1954, 178(3): 269−277.
[15] Huang Yan. Modeling of solidification process of extra thick plate slab in vertical semi-continuous casting[D]. Wuhan: Wuhan University of Science and Technology, 2014.
(黄燕. 立式半连铸特厚板坯凝固过程的模拟分析[D]. 武汉: 武汉科技大学, 2014.)
[16] Cao Guangchou. Modern slab continuous casting[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 1994.
(曹广畴. 现代板胚连铸[M]. 北京: 冶金工业出版社, 1994.)

编辑 唐肖

洛阳双瑞精铸钛业实现钛铸件应用技术新突破

（3 月 15 日消息）近期，洛阳双瑞精铸钛业有限公司成功研制出钛合金主框架产品，并通过客户多项测试验收。这是国内首次在空间机电领域通过多种型材组焊以及多工艺综合应用完成的超大型薄壁钛合金框架结构件，突破了钛铸件成型工艺的设备及薄壁充型极限的限制，为超大型薄壁钛结构件成型提供了新方案、新思路。

据悉，主框架产品为某科研院所某航天卫星系统的配套产品，该产品轮廓尺寸为Ø3 700 mm×950 mm，壁厚 3 mm，重量 620 kg，该产品零部件较多，结构复杂，无法直接生产成型。针对产品轮廓尺寸大、壁薄和位置尺寸精度要求高的难题，结合产品结构特点，把产品分解为钛铸件、钛板材、钛管材三类产品，通过钛铸件解决复杂结构成形问题，通过板材板筋组焊实现外轮廓主体结构，通过管材组焊实现框架支撑，采用多工艺，多技术确定了主体工艺路线。同时按尺寸精度要求划分主要部件、次要部件，重点控制产品主要部件的焊接尺寸精度，制定详细的生产工艺方案，实现了超大型薄壁钛结构件的尺寸精度控制。

该项目把钛板材、钛管材、铸件加工、焊接及材料检测分析等钛合金多项应用技术集成化，解决超大型薄壁钛结构件的成型技术难题。

摘自 http://cntixie.com/index.php?ie=2-22-1218-1