

DOI:10.16410/j.issn1000-8365.2024.3245

高拉速小方坯连铸二冷支撑导向技术

陈阳¹,王芳²,钱亮¹,谢长川¹,李秀杰¹,李富帅¹

(1. 中冶南方连铸技术工程有限责任公司,湖北 武汉 430073; 2. 武汉工程科技学院 人文学院,湖北 武汉 430200)

摘要:随着拉速的提高,铸坯在二冷区内停留时间更短,单位时间内导出的热量增加,凝固坯壳承受各种应变的能力减弱。为研究高拉速小方坯连铸二冷支撑导向技术,基于弹性力学基础开发出三维蠕变有限元鼓肚计算软件,利用黏弹性蠕变模型可准确地预测出方坯的鼓肚量,用于确定最优夹持长度,可为高拉速连铸机辊列设计提供有益参考。结合生产统计数据,提出了足辊设计准则:生产 160 mm×160 mm 以上断面的普碳钢,一旦拉速超过 5.2 m/min 需增设独立的密排导向段才能有效控制铸坯的鼓肚变形。

关键词:高拉速;小方坯;鼓肚;足辊;密排导向段

中图分类号: TG244; TF777.1

文献标识码: A

文章编号: 1000-8365(2024)12-1189-07

Secondary Cooling Support Guidance Technology for High-Speed Continuous Casting Billets

CHEN Yang¹, WANG Fang², QIAN Liang¹, XIE Changchuan¹, LI Xiujie¹, LI Fushuai¹

(1. CCTEC Engineering Co., Ltd., Wuhan 430073, China; 2. Faculty of Humanities, Wuhan University of Engineering Science, Wuhan 430200, China)

Abstract: With increasing casting speed, the residence time of a billet in the secondary cooling zone decreases, the heat derived per unit time increases, and the ability of the solidified billet shell to withstand various strains decreases. To study secondary cooling support guidance technology for high-casting speed billets, 3D creep finite element bulging calculation software was developed on the basis of elastic mechanics. The bulging volume of a billet can be accurately predicted via a viscoelastic creep model, which can be used to determine the optimal clamping length and provide a useful reference for the roll design of high-casting-speed continuous casting machines. On the basis of the production statistics data, the design criterion of foot roll is proposed; that is, when the casting speed exceeds 5.2 m/min, an independent dense guide roll segment should be added to effectively control the bulging deformation for the production of a 160 mm×160 mm cross section of an ordinary carbon steel billet.

Key words: high casting speed; billet continuous casting; bulging; foot roll; dense guide roll segment

超低排放被认为是钢铁行业通往绿色发展的新开端^[1-2],为降低成本,提高生产效率,冶炼炉逐渐向大型化、高效化发展,然而伴随而来的是与之匹配的单台铸机流数不能无限增加,迫切要求提高连铸机的生产率,这就要求不仅要保证铸坯质量,还需要全面提高劳动生产率、生产能力、生产效率^[3-4]。无头轧制已成为高速连铸的重要驱动力。对于小方坯而言,提高生产能力的核心就是将拉速提高^[5],最大程度实现大型冶炼炉—连铸生产节奏合理匹配,充分发挥小方坯连铸的生产效率,降低生产成本。

高拉速已经成为方坯发展最显著的特征。

随着拉速的提高,铸坯在二冷区内停留时间更短,单位时间内导出的热量增加,铸坯表面蒸汽膜加厚,二次冷却需要更大的冷却强度、更强的打击力和更长的冷却长度。高温凝固坯壳承受各种应变的能力变得越来越弱,导致铸坯容易变形(脱方、鼓肚),因此高拉速对铸坯的二次冷却与支撑导向技术提出了更高的要求。

对于铸机的设计而言,夹持段长度是一个重要指标,由鼓肚量决定。钢液静压力作用于铸坯内表

收稿日期: 2023-10-11

作者简介: 陈阳,1982年生,博士,正高级工程师。主要从事连铸过程中数值模拟和铸坯质量控制研究方面的工作。

Email: yangchen829@163.com

引用格式: 陈阳,王芳,钱亮,谢长川,李秀杰,李富帅.高拉速小方坯连铸二冷支撑导向技术[J].铸造技术,2024,45(12): 1189-1195.

CHEN Y, WANG F, QIAN L, XIE C C, LI X J, LI F S. Secondary cooling support guidance technology for high-speed continuous casting billets[J]. Foundry Technology, 2024, 45(12): 1189-1195.

面,形成使坯壳向外鼓胀的力,最终在两个辊子之间形成鼓肚。带液芯的铸坯在连铸机运动过程中,如果支承辊对不良或辊间距过大,坯壳反复承受着钢水静压力带来的鼓肚-压回变形,增加拉坯阻力,严重时会使铸坯无法通过夹持段,使生产被迫中断,也容易损坏设备。若夹持段过短,一旦铸坯脱离夹持辊的约束,鼓肚量会迅速变大,加剧中心偏析,容易形成中心裂纹等铸坯质量问题;而夹持段过长,则会增加设备投资和维护成本。在坯壳的总应变中,由钢液静压力引起的鼓肚应变占的比重最大^[6]。因而准确计算鼓肚对铸机设计有重要的指导作用。一般而言,对于 200 mm×200 mm 以内的方坯铸机不用考虑鼓肚的影响,除足辊之外不考虑额外的夹持段,可采用刚性引锭杆机型,大大简化了二冷区设备,为漏钢清理带来了便利^[7]。研究者将坯壳视为一个两边固定支撑、两边自由承受均布载荷的等厚度挠性板计算了板坯的鼓肚量,但都忽略了铸坯窄面对宽面的静不定影响^[8-9];盛义平^[10]认为板坯的鼓肚变形是由两部分组成,一部分为与时间无关的瞬时弹性变形,另一部分为随时间不断增大的蠕变变形,根据蠕变定律建立了物理意义更为明确的坯壳鼓肚变形量计算公式。

为了研究高拉速小方坯连铸二冷支撑导向技术,基于弹性力学基础,采用黏弹性蠕变模型,利用三维有限元方法,开发出三维蠕变有限元鼓肚计算软件,准确预测出方坯的鼓肚量,用于确定最优夹持长度,为高拉速铸机辊列设计提供有益参考。

1 三维蠕变有限元鼓肚计算模型

1.1 模型简化

计算对象为 2 个辊子之间的铸坯,其坯壳厚度沿拉坯方向是变化的。为简化计算,方腔模型^[11]假定两个辊子之间认为坯壳厚度是相等的,如图 1 所示, dh 、 db 分别为窄面和宽面的坯壳厚度。

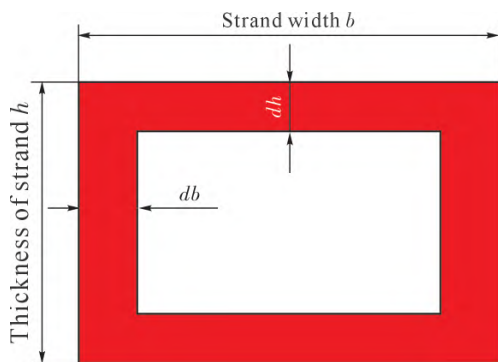


图 1 铸坯简化方腔模型

Fig.1 Simplified square cavity model of a billet

1.2 基本方程

根据 Maxwell 假定,总应变 ε 为弹性应变、蠕变应变和热应变之和:

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^c + \varepsilon^T \quad (1)$$

式中, ε^e 为弹性应变; ε^c 为蠕变应变; ε^T 为热应变。

应力 σ 只与弹性应变有关,即 Hook's law:

$$\sigma = D\varepsilon^e \quad (2)$$

式中, σ 为应力; D 为物体的倔强系数,取常数。

弹性本构方程为:

$$\sigma = 2\mu\varepsilon^e + 3\lambda\varepsilon_m^e \quad (3)$$

$$\varepsilon_m^e = \frac{1}{3} \text{tr}(\varepsilon^e) = \frac{1}{3} \text{tr}\varepsilon_{\alpha}^{\alpha} \quad (4)$$

式中, $\varepsilon_{\alpha}^{\alpha}$ 是弹性应变矩阵的迹,表示为 $\text{tr}(\varepsilon^e)$,即弹性应变矩阵对角线元素之和。 I 是身份矩阵,通常, λ 和 μ 分别被分别称为拉梅常数(Lamé)的第一个参数和第二个参数,与弹性模量 E ,泊松比 ν 和剪切弹性模量 G 有关。

蠕变模型的本构关系可以写成:

$$\dot{\varepsilon}^c = \frac{d\varepsilon^c}{dt} = \frac{3}{2} A(T) \bar{\sigma}^{n-1} s \quad (5)$$

式中, A 是一个依赖温度的函数:

$$A(T) = A_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (6)$$

式中, Q 为显示激活能; R 为气体平衡常数,取值 8.314 J/(K·mol); T 为体系内绝对温度,K。

Von Mises 等效应力 $\bar{\sigma}$ 的定义为:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} s_{\alpha\beta} s_{\alpha\beta}} = \sqrt{\frac{3}{2} s:s} \quad (7)$$

式中, s 是偏应力张量,定义为:

$$\sigma = s + \sigma_m I \quad (8)$$

$$\sigma_m = \frac{1}{3} \sigma_{\alpha}^{\alpha} = \frac{1}{3} \text{tr}(\sigma) \quad (9)$$

静力学平衡微分方程:

$$\nabla \cdot \sigma + \rho g = 0 \quad (10)$$

式中, g 是重力加速度; ρ 是钢液密度,取 7 020 kg/m³。

由式 (2~4) 可得:

$$\varepsilon^c = \frac{1}{2} [\nabla u + (\nabla u)^T] - \varepsilon^e - \varepsilon^T \quad (11)$$

在蠕变应变 ε^c 积分出来以后可得位移方程:

$$\nabla \cdot \left\{ D \cdot \left[\frac{1}{2} (\nabla u + (\nabla u)^T) \right] \right\} = \nabla \cdot [D \cdot (\varepsilon^e + \varepsilon^T)] - \rho g \quad (12)$$

式中, u 为位移,以上构成了黏弹性蠕变模型的基本方程组。

1.3 时间推进方法求解

假设在 $t=0$ 时刻,蠕变应变为 0,即 $\varepsilon^c=0$ 。一般地在 t 时刻,假定蠕变应变已知,利用位移方程式

(11)解出在 t 时刻的位移 u , 并利用式(2)算出 t 时刻的应力。应力状态已知后, 利用式(5)求出 t 时刻的蠕变应变率 $\dot{\varepsilon}^c$ 。

应用标准的 Crank-Nicolson 格式蠕变应变的积分得:

$$\varepsilon_k^c(t+\delta t) = \varepsilon_k^c(t) + \frac{\delta t}{2} (\dot{\varepsilon}_k^c(t) + \dot{\varepsilon}_k^c(t+\delta t)) \quad (13)$$

$$\delta t = \frac{\delta_L}{nv_c} \quad (14)$$

式中, δ_L 为拉坯方向上的网格长度; n 为拉坯方向上的网格数量; v_c 为拉速, m/min。

1.4 应变处理

在计算过程中, 因铸坯在凝固过程中蠕变应变占主导作用, 热应变在本计算中忽略, 式(12)简化为:

$$\nabla \cdot \left[D \cdot \left(\frac{1}{2} (\nabla u + (\nabla u)^T) \right) \right] = \nabla \cdot (D \cdot \varepsilon^c) - \rho g \quad (15)$$

1.5 有限元方法处理

建立局部坐标系, 如图 2 所示:

在单元内 $j=1, 2, \dots, 8$ 节点处形函数 ϕ_j 为:

$$\phi_1 = (1-\xi)(1-\eta)(1-\zeta) \quad (16)$$

$$\phi_2 = \xi(1-\eta)(1-\zeta) \quad (17)$$

$$\phi_3 = \xi\eta(1-\zeta) \quad (18)$$

$$\phi_4 = (1-\xi)\eta(1-\zeta) \quad (19)$$

$$\phi_5 = (1-\xi)(1-\eta)\zeta \quad (20)$$

$$\phi_6 = \xi(1-\eta)\zeta \quad (21)$$

$$\phi_7 = \xi\eta\zeta \quad (22)$$

$$\phi_8 = (1-\xi)\eta\zeta \quad (23)$$

式中, ξ, η, ζ 是节点 j 的局部坐标。

静力学平衡位移方程的弱形式由用权函数 ϕ (weight functions) 乘以位移方程式(8)得出:

$$\int_{\Omega} \phi (\nabla \cdot \sigma + \rho g) d\Omega = \int_{\partial\Omega} \phi \sigma \cdot n dS + \int_{\Omega} (\phi \rho g - \sigma \cdot \nabla \phi) d\Omega = 0 \quad (24)$$

位移在节点处的表达式为:

$$u = u_j \phi_j \quad (25)$$

其中刚度矩阵(stiffness matrix)的定义为:

$$K_{ij} \cdot u_j = \int_{\Omega} D \cdot \left\{ \frac{1}{2} [\nabla u + (\nabla u)^T] \right\} \cdot \nabla \phi_i d\Omega \quad (26)$$

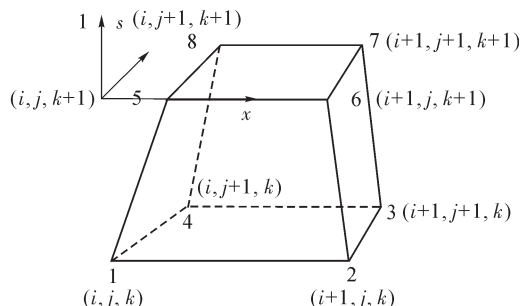
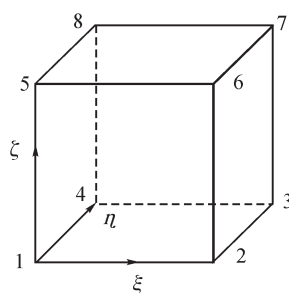


图 2 三维蠕变有限单元网格

Fig.2 Three-dimensional creep finite element mesh

在区域边界($\partial\Omega$)上, 作为一种已知外加源, 表面力为:

$$F = \sigma \cdot n \quad (27)$$

质量矩阵(mass matrix)为:

$$M_{ij} = \int_{\Omega} \phi_i \phi_j d\Omega \quad (28)$$

重力项可以写成:

$$\int_{\Omega} \phi_i \rho g d\Omega = \rho M_{ij} g_j \quad (29)$$

1.6 压力边界条件

①方腔内表面承受了钢液静压力, 认为在两个辊子之间内表面受到的钢液静压力 P_i 相等;

$$P_i = \rho g h_i \quad (30)$$

式中, h_i 两个辊子距弯月面垂直高度的平均值, m;

②铸坯两端与辊子接触处, 断面上位移全约束;

③本文暂不考虑热应力的影响。

1.7 温度边界条件

铸坯的鼓肚量计算与凝固过程密切相关, 坯壳厚度是计算鼓肚量的一个重要参数, 因此有效的温度计算是铸坯鼓肚计算的前提条件。计算鼓肚量时的相当弹性模量 E 按温度的函数处理, 详见式(32)。

$$E = \frac{T_{so} - T_m}{T_{so} - 100} \times 10^4 \quad (31)$$

$$T_m = \frac{T_{so} + T_s}{2} \quad (32)$$

式中, T_{so} 为钢的凝固温度, 即液相线温度, 对于普通低碳钢 $T_{so} = 1528^\circ\text{C}$, 不锈钢 $T_{so} \approx 1400 \sim 1500^\circ\text{C}$; T_m 为铸坯凝固坯壳的平均温度, $^\circ\text{C}$; T_s 为铸坯表面温度, $^\circ\text{C}$ 。

2 弹性力学计算

凝固坯壳两相界面处的综合应变 $\varepsilon_{u(i)}$ 为^[12]:

$$\varepsilon_{u(i)} = \varepsilon_{b(i)} + \varepsilon_{u(i)} + \varepsilon_{r(i)} \leq [\varepsilon_{u(i)}] \quad (33)$$

式中, $\varepsilon_{b(i)}$ 为鼓肚应变; $\varepsilon_{u(i)}$ 为弯曲/矫直应变; $\varepsilon_{r(i)}$ 为辊子错位应变; $[\varepsilon_{u(i)}]$ 为许用应变, 对于普碳钢种可取 0.5%。

(1)鼓肚应变可取 1.2 节中三维蠕变 ε^c 。

(2)弯曲/矫直应变可分为凝固前沿两相区应变

与铸坯表面应变。

凝固前沿两相区应变:

$$\varepsilon_{u(i)} = \left(\frac{D_0}{2} - S_i \right) \left[\frac{1}{R_i - \frac{D_0}{2}} - \frac{1}{R_{i+1} - \frac{D_0}{2}} \right] \quad (34)$$

铸坯表面应变:

$$\varepsilon_{u(i)} = \frac{D_0}{2} \left[\frac{1}{R_i - \frac{D_0}{2}} - \frac{1}{R_{i+1} - \frac{D_0}{2}} \right] \quad (35)$$

式中, D_0 为冷态铸坯厚度, mm; R_i 为连铸机外弧线第 i 个弯曲或矫直半径, mm;

(3) 辊子错位应变:

$$\varepsilon_{r(i)} = \frac{300S\delta_r}{l_i^2} \quad (36)$$

式中, δ_r 为辊子错位量, 一般取 0.3~0.5 mm。

3 足辊长度确定

一般而言, 对于 200 mm×200 mm 以内的方坯, 不用考虑鼓肚的影响^[13], 二冷区没有密排辊, 这大大简化了设备, 为漏钢清理带来了便利, 此时结晶器一般会带有一排足辊起着夹持功能。随着 150 mm×150 mm、155 mm×155 mm、160 mm×160 mm 小方坯拉速不断突破 4.5、5.0、6.0 m/min, 结晶器足辊作为夹持段的作用更明显, 足辊长度对抑制小方坯鼓肚大有裨益。

从实践效果上看, 传统 150 mm×150 mm 方坯铸机拉速低于 3 m/min, 一排足辊夹持完全能满足生产要求, 该方案既能简化结晶器的加工制作, 也可避免辊子不转后而影响铸坯表面质量。当拉速大于 3.5 m/min 时, 坯壳厚度减薄, 抗变形能力减弱, 一排足辊夹持开始满足不了铸坯质量的要求: 拉速为 3.04 m/min 的铸坯外形尺寸保持的很好, 没有明显的鼓肚, 如图 3a 所示, 而拉速为 3.80 和 4.08 m/min 时出现了比较明显的铸坯鼓肚变形, 平均鼓肚量为 4~5 mm, 如图 3b 和 c 所示。

3.1 三维蠕变有限元鼓肚模型计算结果

以 2 m 非夹持鼓肚量 0.87 mm 作为小方坯夹持长度的判据^[14], 通过三维蠕变有限元鼓肚模型计算得出不同断面在不同拉速时所需夹持长度。如图 4 所示, 150 mm×150 mm 方坯倘若要达到 4.5 m/min 拉速, 1.13 m 的夹持长度才能满足铸坯外形与质量要求, 则至少需要布置两排足辊。如图 5 所示: 150 mm×150 mm 方坯拉速如需达到 5 m/min, 则足辊结束位置应为 1.18 m, 据此实施了足辊改造方案(如图 6 所示): 第一排足辊距离铜管下口间距为 0.12 m, 第二排足辊距离铜管下口间距为 0.28 m。

结合生产实践验证, 按照图 4 所示 2 m 非夹持段鼓肚量 0.87 mm 作为判据提出足辊设置基本规则:

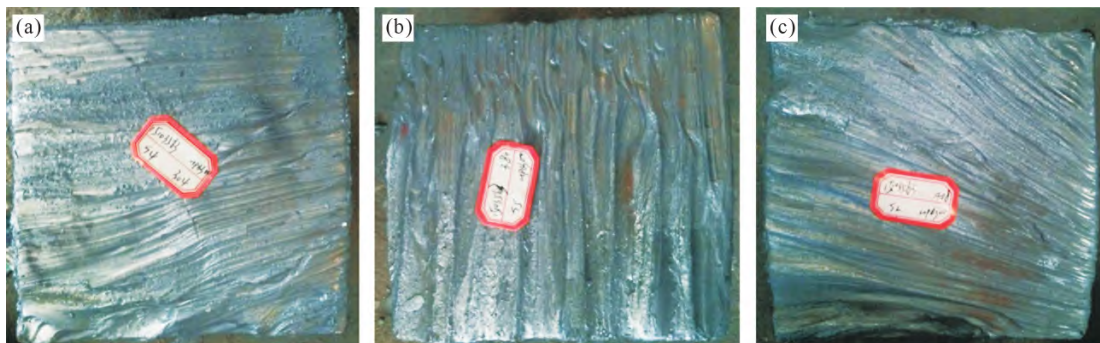


图 3 不同拉速时 150 mm×150 mm 铸坯鼓肚情况:(a) 3.04 m/min; (b) 3.80 m/min; (c) 4.08 m/min

Fig.3 Bulbuling volume of 150 mm×150 mm billets at different casting speeds: (a) 3.04 m/min; (b) 3.80 m/min; (c) 4.08 m/min

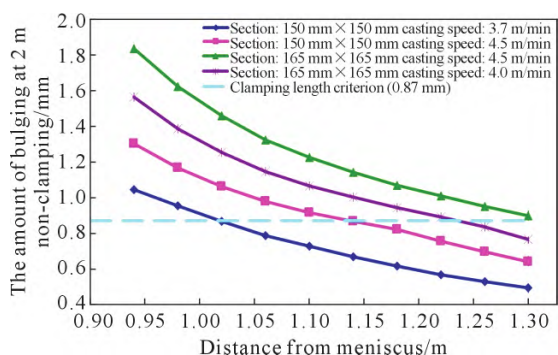


图 4 不同断面特定拉速时所需足辊长度

Fig.4 Length of the foot roller required for different sections at specific casting speeds

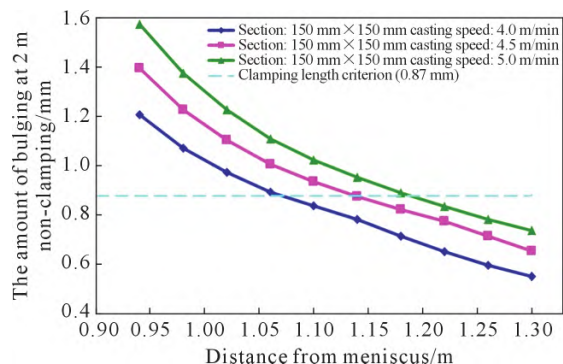


图 5 150 mm×150 mm 小方坯不同高拉速时所需足辊长度

Fig.5 Length of the foot roller required for 150 mm×150 mm billets at different high casting speeds

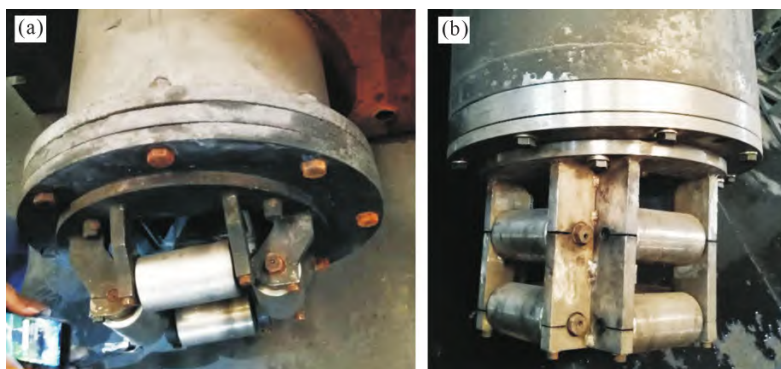


图 6 150 mm×150 mm 小方坯不同高拉速时所需足辊实物:(a) 原有一排足辊;(b) 改造后二排足辊
Fig.6 Foot rollers required for 150 mm×150 mm billets at different high casting speeds: (a) one row of foot rollers; (b) two rows of foot rollers after renovation

(1)对于 150 mm×150 mm 方坯,拉速 ≥ 4.5 m/min, 设置二对足辊。

(2)对于 165 mm×165 mm 方坯,拉速 ≥ 4.0 m/min, 设置二对足辊。

4 密排导向段长度确定

小方坯夹持段的设计是极其复杂的过程,首先需要按照拉速、钢种成分、二冷水量等参数计算出铸坯温度场,然后运用 1.2 节中三维蠕变有限元模型反复迭代计算,直至铸坯鼓肚量小于夹持长度的判据,据此确定不同拉速所需最优夹持段长度。

严格意义上小方坯夹持段由足辊与独立设置的密排导向段组成,其中足辊长度的确定前节已经讨论,下面主要分析讨论密排导向段长度该如何确定。

采用三维蠕变有限元模型计算 160 mm×160 mm 小方坯不同拉速时所需夹持长度如图 7 所示,未采用密排导向段仅设置 2 对足辊(结束位置距离铜管下口 1.23 m),拉速达到 5.5 m/min 时最大鼓肚量为 0.93 mm。某厂高拉速生产试验发现没有安装新设计的密排导向段情况下,160 mm×160 mm 方坯短时间内最高拉速达到 6.02 m/min,此时铸坯出现明显鼓肚(图 11)^[15-17]。现场液位趋势统计结果也表明一旦拉速大于 5.2 m/min 液面波动显著加剧,这

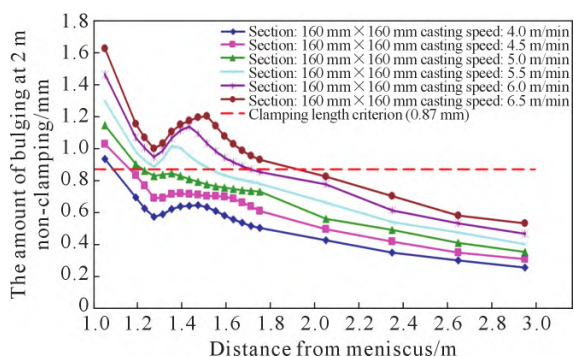


图 7 160 mm×160 mm 小方坯不同拉速时所需夹持长度
Fig.7 Clamping length required for a 160 mm×160 mm billet at different casting speeds

主要是由于高拉速生产过程中由于中间包水口孔径不匹配、液面设置不合理导致补充的钢液和消耗的钢液不平衡造成^[18-19]。

由图 7 可见,生产 160 mm×160 mm 及其以上断面的普碳钢,一旦拉速超过 5.2 m/min,除采用合理的足辊长度外还必须增设独立的密排导向段用于控制铸坯的鼓肚变形量。由于高拉速时坯壳厚度较薄,铸坯四面被夹持辊限制,一旦密排导向段的辊子对中情况不佳,导致综合应变超过了坯壳承受的极限,可能会引起裂纹。参照既往设计理念,设计出 160 mm×160 mm 高拉速铸机的密排导向段,如图 8 所示,主要功能是防止铸坯鼓肚,需对液芯铸坯进行夹持。由于高拉速连铸很难杜绝漏钢事故,因此,密排导向段的开发还必须具有在线快速更换、设备维护量小、便于事故处理等特点。

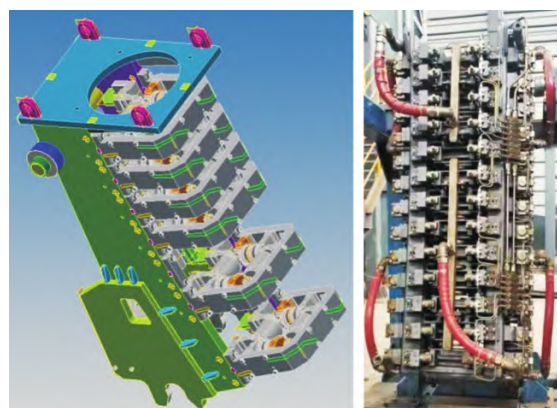


图 8 160 mm×160 mm 方坯密排导向段 3D 示意图与实物照片

Fig.8 3D schematics and physical photo of the dense guide roll segment for a 160 mm×160 mm billet

按照表 1 中辊列参数对铸坯的鼓肚、应变进行校核计算,结果如图 9 所示。铸坯在钢液静压力作用下发生蠕变,最大鼓肚量 0.28 mm,远低于前述小方坯夹持长度判据(2 m 非夹持鼓肚量 0.87 mm),两相区总应变 0.23%远小于普碳钢临界应变(当 $[C]_p < 0.5\%$ 、 $10 < Mn/S < 25$ 时取 0.4%)^[20],理论上不会出现

表 1 160 mm×160 mm 方坯密排导向段辊列参数
Tab.1 Arrangement parameters of the dense guide roll segment for the 160 mm×160 mm billet

Roll number	Equipment	Roll diameter /mm	Roll spacing /mm	Distance from meniscus/m	Angle to horizontal center line/(°)	cooling zone loop number
1	Foot roll	120	134	1.034	3.028 553	1
2		120	155	1.189	3.768 553	
3		170	225	1.414	4.842 831	
4		170	245	1.659	6.012 620	
5	Densely guide roll segment	170	245	1.904	7.182 409	2
6		170	245	2.149	8.352 198	
7		170	525	2.674	10.858 889	
8		170	520	3.194	13.341 331	

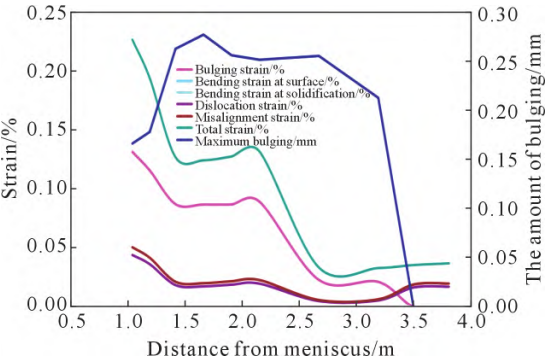


图 9 160 mm×160 mm 方坯拉速 6.0 m/min 时辊列布置校核结果

Fig.9 Check result of roll arrangement at the 160 mm×160 mm billet casting speed of 6.0 m/min

裂纹。

5 生产应用

2021 年 6 月福建三钢 3# 连铸机应用高效结晶器、全板簧高频液压振动装置、密排夹持系统、高拉速振动配方及二冷动态控制等核心技术,160 mm×160 mm 方坯生产试验拉速达 4.5 m/min,2021 年 8 月 160 mm×160 mm 方坯生产 HRB400 时创下了 6.02 m/min 的行业新纪录,如图 10 和 11 所示。



图 10 三钢 3# 方坯连铸机最高拉速可达 6.02 m/min
Fig.10 Maximum casting speed of 6.02 m/min for San gangue steel 3# billet caster

6 结论

(1) 以高拉速为主题内涵的高效连铸倍受各界

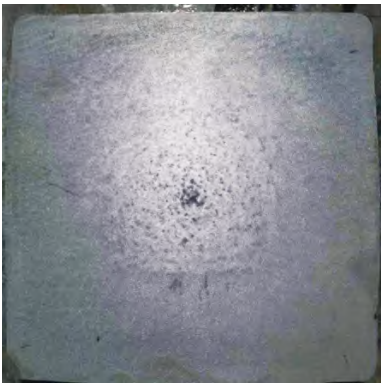


图 11 三钢 3# 方坯连铸机拉速 6.02 m/min 时生产的 HRB400 横截面低倍组织
Fig.11 Cross-sectional macrostructure of HRB400 produced by San gangue 3# billet caster with a casting speed of 6.02 m/min

青睐,其不但缩短了浇注周期,实现了小规格铸坯或品种钢生产时的炉机匹配,还可以大幅降低生产投资、减少物资与能源消耗、提高生产率,符合当今钢铁工业绿色低碳发展所需,高拉速已成为现代连铸发展的重要方向。

(2)利用三维蠕变有限元鼓肚计算系统,准确地预测出方坯的鼓肚量,结合生产统计数据,提出了足辊设计准则,开发出高拉速小方坯铸机的密排导向段。

(3)生产 160 mm×160 mm 以上断面的普碳钢,一旦拉速超过 5.2 m/min 需增设独立的密排导向段才能有效控制铸坯的鼓肚变形。

参考文献:

[1] 朱苗勇. 新一代高效连铸技术发展思考[J]. 钢铁, 2019, 54(8): 21-36.
ZHU M Y. Some consideration for new generation of high-efficiency continuous casting technology development[J]. Iron and Steel, 2019, 54(8): 21-36.
[2] 陈阳,王芳,魏民,张炯明,李富帅,陈志凌,李秀杰,王学思. 高拉速板坯连铸技术研究现状[J]. 铸造技术, 2023, 44(3): 274-285.
CHEN Y, WANG F, WEI M, ZHANG J M, LI F S, CHEN Z L, LI X J, WANG X S. Research status of high speed slab continuous casting technology[J]. Foundry Technology, 2023, 44(3): 274-285.
[3] 朱立光,郭志红. 高速连铸技术研究[J]. 河北冶金, 2021(6): 1-10.

- ZHU L G, GUO Z H. Research and application of high speed continuous casting technology[J]. Hebei Metallurgy, 2021(6): 1-10.
- [4] 朱苗勇. 高拉速连铸过程传输行为特征及关键技术探析[J]. 钢铁, 2021, 56(7): 1-12.
- ZHU M Y. A study of transport phenomena and key technologies for high-speed continuous casting of steel[J]. Iron and Steel, 2021, 56(7): 1-12.
- [5] 幸伟,袁德玉. 高效连铸的发展状况及新技术[J]. 连铸, 2011(1): 1-4.
- XING W, YUAN D Y. Development and new technique for high efficiency continuous casting[J]. Continuous Casting, 2011(1): 1-4.
- [6] 刘明延,李平,栾兴家,于登龙. 板坯连铸机设计与计算[M]. 北京:机械工业出版社,1990.
- LIU M Y, LI P, LUANX J, YU D L. Design and calculation of slab caster[M]. Beijing: Machinery industry press, 1990.
- [7] 王雅贞,张岩,刘术国. 新编连续铸钢工艺及设备[M]. 北京:冶金工业出版社,1999.
- WANG Y Z, ZHANG Y, LIU S G. New continuous casting process and equipment[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 1999.
- [8] 杨拉道,黄进春,李淑贤,等著. 直弧形板坯连铸设备(上册)[M]. 北京:冶金工业出版社,2017.
- YANG L D, HUANG J C, LI S X, et al. Straight arc slab continuous casting equipment[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2017.
- [9] 朱国森,于会香,王新华,王万军. 连铸板坯凝固过程的应变分析[J]. 北京科技大学学报, 2004, 26(3): 251-254.
- ZHU G S, YU H X, WANG X H, WANG W J. Strain insolidifying shell of continuous cast slabs[J]. Journal of University of Science and Technology Beijing, 2004, 26(3): 251-254.
- [10] 盛义平,孙蓟泉,章敏. 连铸板坯鼓肚变形量的计算[J]. 钢铁, 1993, 28(3): 21-25.
- SHENG Y P, SUN L Q, ZHANG M. Calculation for bulging deformation of continuous casting slab[J]. Iron and Steel, 1993, 28(3): 21-25.
- [11] 刘洪波,张晓峰,钱亮. 三维蠕变有限元鼓肚计算系统开发与应用[J]. 连铸, 2015, 41(3): 54-55.
- LIU H B, ZHANG X F, QIAN L. 3D finite element calculation of creep bulging system development and application[J]. Continuous Casting, 2015, 41(3): 54-55.
- [12] 杨拉道,黄进春,李淑贤,等著. 直弧形板坯连铸设备[M]. 北京:冶金工业出版社,2017: 325-328.
- YANG L D, HUANG J C, LI S X, et al. Straight arc slab continuous casting equipment[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2017: 325-328.
- [13] 李万国. 连铸机工艺设计若干问题的认识[J]. 连铸, 2010(3): 16-22.
- LI W G. Thoughtabout CCM engineering [J]. Continuous Casting, 2010(3): 16-22.
- [14] 钱亮,刘洪波,韩丽娜. 中冶连铸大方坯及扁坯辊列设计程序开发与应用[J]. 冶金设备, 2016(1): 29-35.
- QIAN L, LIU H B, HAN L N. Development and application of the roller-layout design program for bloom and slab in CCTEC [J]. Metallurgical Equipment, 2016(1): 29-35.
- [15] 宁英衣. 三钢 3# 连铸机高拉速工艺技术研究与应用[J]. 福建冶金, 2019, 48(4): 25-27.
- NING Y Y. Research and application of high drawing speed technology for 3# continuous casting machine of sanming steel[J]. Fujian Metallurgy, 2019, 48(4): 25-27.
- [16] 郑原首. 三钢 160 mm×160 mm 连铸高拉速生产技术 [J]. 连铸, 2020, 45(3):10-13.
- ZHENG Y S. High speed production technology of 160 mm×160 mm continuous casting in SanGang[J]. Continuous Casting, 2020, 45(3): 10-13.
- [17] 谢长川,李富帅,钱亮,邹旭,郭春光. 高拉速小方坯铸机关键技术的研发及应用[J]. 炼钢, 2020, 36(2): 59-62, 69.
- XIE C C, LIF S, QIAN L, ZOU X, GUO C G. Research and application of key technology of high speed billet casting machine[J]. Steelmaking, 2020, 36(2): 59-62, 69.
- [18] 王林杰,孔令种,冯亮花,杨杰,陈登福. 高拉速方坯连铸结晶器钢渣界面行为特征[J]. 连铸, 2021(4): 11-16.
- WANG L J, KONG L Z, FENG L H, YANG J, CHEN D F. Interfacial behavior of steel and slag in billet mold during high casting speed[J]. Continuous Casting, 2021(4): 11-16.
- [19] 彭建昌. 福建三钢小方坯连铸高拉速工艺研究与应用[J]. 福建冶金, 2022, 51(5): 54-58.
- PENG J C. Research and application of high casting speed process for billet continuous casting in SanGang Steel[J]. Fujian Metallurgy, 2022, 51(5): 54-58.
- [20] LI C S, THOMAS B G. Thermomechanical finite-element model of shell behavior in continuous casting of steel [J]. Metallurgical Transactions B, 2004, 35(6): 1151-1172.