



拆模控制冷却对 14 t 扁锭中心疏松和 热裂纹形成的模拟

吴 刚^{1,2}, 许长军¹, 冯旭龙¹, 翟浩东¹, 许纪辰¹, 胡翰廷¹

(1 辽宁科技大学材料与冶金学院, 鞍山 114051; 2 山东省冶金设计院股份有限公司, 济南 250101)

摘 要:以 14 t 扁锭为研究对象, 采用一种拆模控制冷却新方法。该方法完全消除了钢锭凝固过程中气隙带来的影响, 并对钢锭下部施加冷却, 促进钢锭自下而上的顺序凝固, 从而改善钢锭凝固质量。通过仿真模拟软件并结合现场 14 t H13 的凝固过程工业试验, 模拟拆模控制冷却钢锭传热凝固过程, 分析不同冷却强度对钢锭传热凝固、Niyama 分布以及热应力的影响。结果表明, 拆模控制冷却会增大钢锭下部的温度梯度, 使凝固前沿由 U 型向 V 型转变, 增大凝固前沿夹角, 使冒口与凝固前沿的补缩通道变宽, 促进冒口对下部补缩。随着冷却强度的增加, 中心疏松面积减小 2.03%, 中心疏松长度减小 68.53%, 并向冒口区域集中。同时, 钢锭内部的热应力也增加, 利用提出的开裂系数预测拆模控制冷却强度达到 1 200(W·m⁻²·K⁻¹)时会有开裂的风险。

关键词:钢锭; 拆模冷却; 中心疏松; 热裂纹

DOI:10.20057/j.1003-8620.2024-00155 中图分类号:TF771.2

Simulation of Central Porosity and Hot Crack Formation in 14 t Flat Ingot by Mold Removal Controlled Cooling

Wu Gang^{1,2}, Xu Changjun¹, Feng Xulong¹, Zhai Haodong¹, Xu Jichen¹, Hu Hanting¹

(1 College of Materials and Metallurgy, University of Science and Technology Liaoning, Anshan 114051, China;
2 Shandong Metallurgical Design Institute Co., Ltd., Jinan 250101, China)

Abstract: Taking 14 t flat ingot as the research object, a new method of mold removal controlled cooling was adopted. This method completely eliminates the effect of the air gap in the solidification process of the ingot, and applies cooling to the lower part of the ingot to promote the sequence solidification of ingot from bottom to top, thus improving the solidification quality of the ingot. The heat transfer solidification process of the cooling steel ingot controlled by mold removal was simulated through the simulation software combined with the industrial test of solidification process of 14 t H13 on site, and the influence of different cooling intensities on heat transfer solidification, Niyama distribution and thermal stress of steel ingot was analyzed. The results show that the temperature gradient of the lower part of the ingot is increased by mold removal and controlled cooling, the solidification front changes from U-shape to V-shape, the angle of solidification front is increased, the feeding channel between the riser and the solidification front is widened, and the feeding of the riser to the lower part is promoted. With the increase of cooling intensity, the central loose area decreased by 2.03%, the central loose length decreased by 68.53%, and concentrated in the riser area. At the same time, the thermal stress inside the ingot also increases, and the proposed cracking coefficient is used to predict the risk of cracking when the controlled cooling intensity reaches 1 200(W·m⁻²·K⁻¹).

Key Words: Steel Ingot; Stripping Cooling; Center Porosity; Hot Crack

钢锭作为钢材的原材料之一, 广泛应用于众多领域。随着钢锭的大型化, 其凝固过程更加难以控制, 生产难度极大, 这对钢锭制备的工艺提出了更高的要求^[1]。中心疏松是钢锭凝固过程中较为常见的缺陷, 影响钢材的机械性能和力学性能。在钢锭凝固后期, 中心温度梯度较小, 形成了密闭的液相穴, 因无法得到四周钢液的补充而形成许多细小的孔洞, 从而形成中心疏松^[2]。同时, 在凝固过程中的高温阶段, 由于凝固收缩, 液态金属静压力, 受阻的

热应变和温度梯度等产生的热应力应变超过了钢的强度极限与塑性变形临界值, 从而产生热裂纹^[3-5]。

综合疏松缩孔缺陷的形成机理, 通过促进钢锭自下而上的顺序凝固, 增强钢锭上部钢液的补缩能力来减轻钢锭疏松缩孔缺陷, 改善钢锭凝固质量。因此, 提出钢锭拆模控制冷却新方法^[6]。该方法基于钢锭凝固过程中产生气隙使钢锭与锭模分离, 此时通过装置将钢锭下部锭模拆除, 并对裸露的下部

钢锭施加控制冷却,从而加快钢锭下部冷却速率,促进钢锭自下而上的顺序凝固,改善钢锭疏松缩孔^[6]。该方法已在冶金设备理论方面验证了其科学性和可操作性,具有良好的应用前景。

本文通过数值模拟讨论了拆模控制冷却对 14 t H13 模具钢矩形锭内部凝固传热、中心疏松以及热应力应变分布的影响。同时结合现场浇注 14 t H13 后表面测温工业试验,验证了数值模型的准确性。

1 数学模型的建立与验证

1.1 数学模型的建立

1.1.1 三维模型建立

以 14 t 钢锭为研究对象,实际尺寸见表 1,利用建模软件建立了钢锭及其辅助工件的三维模型。该模型由模具、帽壳、钢锭、保温板、反射水口砖五个零件组成,其装配示意图,如图 1 所示。

表 1 14 t 矩形锭主要尺寸参数

Table 1 Main dimension parameters of 14 t rectangular ingot

尺寸参数	数值	尺寸参数	数值
钢锭总高/mm	1 990	肩部高度/mm	65
本体上高/mm	575	帽口浇高/mm	360
本体下高/mm	910	帽容比/%	14
锭底高度/mm	80	本体窄面锥度/%	1.7
本体宽面上锥度/%	2.2	本体中口宽面/mm	1 550
本体宽面下锥度/%	4.3	本体中口宽厚比	2.0
本体上口宽面/mm	1 575	本体下口宽面/mm	1 525
本体上口宽厚比	2.0	本体下口宽厚比	2.2

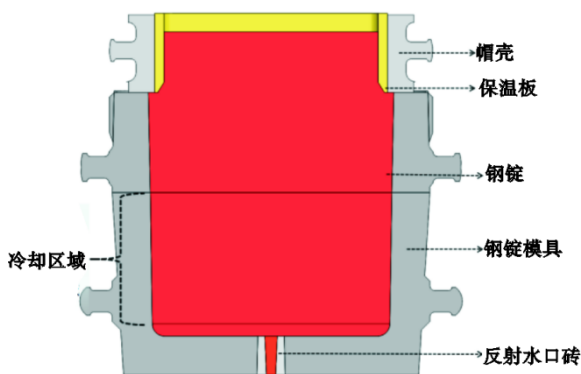


图 1 钢锭模型示意图

Fig. 1 Schematic diagram of ingot model

1.1.2 控制方程

连续方程:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u) = 0 \quad (1)$$

$$u = f_s u_s + f_l u_l \quad (2)$$

$$u = f_s u_s + f_l u_l \quad (3)$$

式中, u 为流体速度矢量,m/s; f_s, f_l 分别为固相分数、液相分数,%; ρ_s, ρ_l 分别为固相密度、液相密度,kg/m³。

钢锭凝固过程属于非稳态过程,并受初始状态影响,其表达式可为:

$$T|_{t=0} = \bar{T}_0 \quad (4)$$

式中, T_0 为金属凝固的初始温度,K。

凝固坯壳与铸锭模壁的传热:

$$\dot{Q} = \varepsilon \sigma (T_\alpha^4 - T_s^4) + h_a (T_\alpha - T_s) \quad (5)$$

式中, T_α 为凝固壳表面温度,K; T_s 为钢锭模内表面温度,K; h_a 为模壁-凝固坯壳气隙间的对流传热系数。

钢液与凝固壳的传热:

$$\dot{Q} = h_l (T_c - T_l) \quad (6)$$

式中, h_l 为对流传热系数; T_c 为钢液温度,K; T_l 为凝固壳温度,K。

锭模与空气的传热:

$$\dot{Q} = \varepsilon \sigma (T_s^4 - T_0^4) + h_a (T_s - T_0) \quad (7)$$

式中, T_0 为钢锭模外表面温度,K; T_s 为钢锭模内表面温度,K; h_a 为气隙对流传热系数。

1.1.3 数值模拟参数

在使用有限元模型建立及仿真过程中需要对仿真建模的过程进行简化和假设:

(a)由于钢锭浇注时间相对凝固时间过短,因此在计算过程中忽略钢锭的浇注过程,以浇注完成的钢锭作为初始状态进行计算;

(b)钢液是不可压缩的牛顿流体;

(c)凝固过程中锭模与铸锭间由于气隙产生的热阻、锭模与铸锭在空气中的对流换热和辐射换热均采用等效的换热系数表示^[7]。

凝固仿真模拟换热系数见表 2。H13 钢种化学成分见表 3。

构建数学模型所用参数通过综合实验和 Jmat-Pro 软件计算确定,具体见表 4。

1.2 数学模型的验证

为了验证凝固传热数学模型的准确性,使用红外测温仪对脱模时的钢锭测温,测量了锭身宽面和窄面不同位置的温度,并与模拟值进行对比,如图 2 所示。钢锭表面温度的模拟值低于测量值,模拟值与测量值的最大差值仅为 38 °C,误差在 5% 以内,验证了传热-凝固数学模型的准确性。

H13 钢高温拉伸试验如图 3 所示。按照 700 °C 至 1 300 °C 温度区间每隔 50 °C,1 300 °C 至 T_s 温度区间每隔 30 °C 的试验方案进行 H13 钢高温拉伸试验,

表 2 凝固仿真模拟换热系数的设置
Table 2 Setting of heat transfer coefficient in solidification simulation

界面	换热系数/(W·m ⁻² ·K ⁻¹)	界面	换热系数/(W·m ⁻² ·K ⁻¹)
空气-钢锭	0.5	钢液-保温板	20
空气-锭模/帽壳	20	保温板-锭模	50
空气-保温板	10	强制空气冷却	300 ~ 800
钢液-锭模	800	气雾冷却	1 000 ~ 2 000

表 3 H13 试验钢的化学成分(质量分数)
Table 3 Chemical composition of H13 test steel %

C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	V	Cu	Al
0.41	1.01	0.41	5.28	1.29	0.08	0.96	0.81	0.02

结果如图 3(a)所示。铸件的断面收缩率、抗拉强度等高温力学性能参数随温度变化而变化,计算得到 H13 钢在不同温度下的屈服应力和断面收缩率,如图 3(b)所示。

2 结果与讨论

冷却位置位于钢锭下部,通过对钢锭下部施加冷却,增大下部钢锭的温度梯度,从而影响钢锭凝固传热过程,有效促进钢锭自下而上的顺序凝固。

2.1 钢锭拆模控制冷却对凝固传热的影响

从图 4 中可知,钢锭凝固前期凝固前沿以 U 型

向冒口推进,而随着凝固的进行钢锭模底的冷却作用小于侧壁的冷却作用,凝固前沿以 V 型向冒口推进。在钢锭凝固过程中,凝固前沿夹角越小,冒口与凝固前沿补缩通道越窄,不利于冒口向下补缩。随着钢锭凝固的进行,凝固前沿夹角 α 不断增大,在固相分数为 30% 时, α 为 3°; 当固相分数为 85% 时, α 为 8°。

对比正常凝固过程,施加冷却后凝固前沿向冒口推进速度加快,加快凝固前沿由 U 型向 V 型的演变。随着冷却强度的增加,凝固前沿演化过程加快,凝固前沿 V 型程度增加。同时随着钢锭下部冷却能力的增强,凝固前沿夹角 α 增大,500(W·m⁻²·K⁻¹)冷却强度 α 增大了 3°; 800(W·m⁻²·K⁻¹)冷却强度 α 增大了 15°; 1 200(W·m⁻²·K⁻¹)冷却强度 α 增大了 17°; 1 500(W·m⁻²·K⁻¹)冷却强度 α 增大了 18°。下部凝

表 4 构建数学模型所用参数
Table 4 Parameters used to construct the mathematical model

参数	数值	参数	数值
过热度/°C	35	热导率(1 380.1 °C)/(W·m ⁻¹ ·K ⁻¹)	32.5
浇注温度/°C	1 509	泊松比(1 380.1 °C)	0.37
液相线温度/°C	1 474.3	杨氏模量(1 380.1 °C)/GPa	72.29
固相线温度/°C	1 380.1	屈服应力(1 380.1 °C)/MPa	6.79
黏度(1 380.1 °C)/(kg·m ⁻¹ ·s ⁻¹)	0.007	线膨胀系数(1 380.1 °C)/K ⁻¹	1.5×10 ⁻⁵
比热容(1 380.1 °C)/(J·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)	695.62	焓/(kJ·kg ⁻¹)	1 197.29

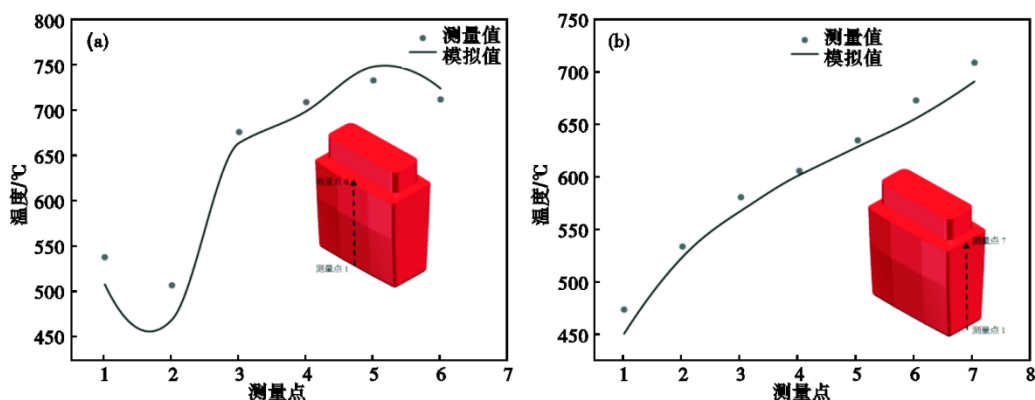


图 2 脱模时钢锭表面测量点温度与模拟值对比:(a)锭身宽面,(b)锭身窄面

Fig. 2 Comparison between the temperature of measuring point on the ingot surface and the simulated value during demoulding : (a) the wide surface of the ingot body, (b) the narrow surface of the ingot body

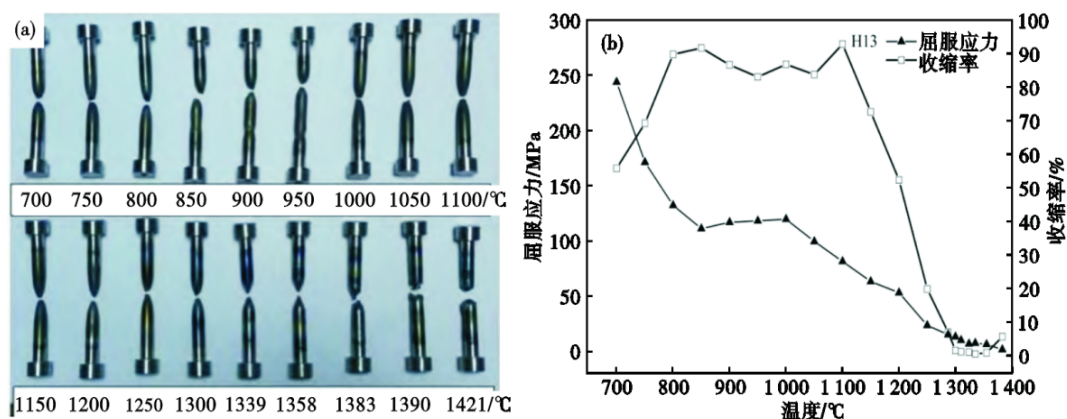


图 3 H13 钢高温拉伸试验: (a) 高温拉伸试样, (b) 不同温度下的屈服应力和断面收缩率

Fig. 3 High temperature tensile test of H13 steel : (a) tensile specimen at high temperature, (b) yield stress and section shrinkage at different temperatures

固前沿推进速度加快,液相穴深度减小,冒口与凝固前沿的补缩通道变宽,冒口对凝固前沿的补缩能力逐渐增强。由此可见,对钢锭下部施加冷却会增强钢锭补缩能力,同时补缩能力随着冷却强度的增加而增加。

在冷却区域中心内,距离锭底 550 mm 处取温度梯度数据,绘制图 5 所示的不同冷却强度下温度梯度的折线图。从图 5 中可以看出,在正常凝固下,钢锭凝固过程中的温度梯度随着距离钢锭表面的增加而逐渐减小。最开始的温度梯度最大为 53.68 K/cm,钢锭中心处温度梯度最小为 8.37 K/cm。钢锭下部施加冷却后,温度梯度迅速增加,而随着凝固的进行,凝固坯壳的厚度不断增加,相应的坯壳热阻不断增加,从而使温度梯度减小。温度梯度随着冷却强度的增加而增加,最大温度梯度可达到 207.56 K/cm;但越接近钢锭中心则对于温度梯度的增加量越小直至为零。

2.2 钢锭拆模控制冷却对中心疏松的影响

为了预测钢锭凝固过程中的疏松缺陷,采用新山英辅等^[8]提出的 Niyama 判据,该判据是基于 3 种尺寸和 5 种材料铸钢件疏松缩孔的分布情况得到的,经过多年的理论探索,证明了该判据的准确性。其表达式为:

$$Niyama = \frac{G}{\sqrt{R}} \quad (8)$$

式中, G 为温度梯度, $K \cdot cm^{-1}$; R 为冷却速度, $K \cdot s^{-1}$ 。

可以预测钢锭内疏松缺陷, Niyama 值越小,出现疏松的几率越大。李建强、康进武、潘利文等^[9-11]指出,在小型铸件中, Niyama 判据的临界值在 9 ~ 11 $K^{1/2} \cdot s^{1/2} \cdot cm^{-1}$,且随着铸件尺寸增大而增大。Abootorabi A 等^[12]通过现场实测数据,确定了 80 t 钢锭的 Niyama 判据临界值为 25 $K^{1/2} \cdot s^{1/2} \cdot cm^{-1}$ 。结合现场数据^[13], Niyama 临界值取 10 $K^{1/2} \cdot s^{1/2} \cdot cm^{-1}$ 。

从图 6 中可知,钢锭下部施加冷却后中心疏松

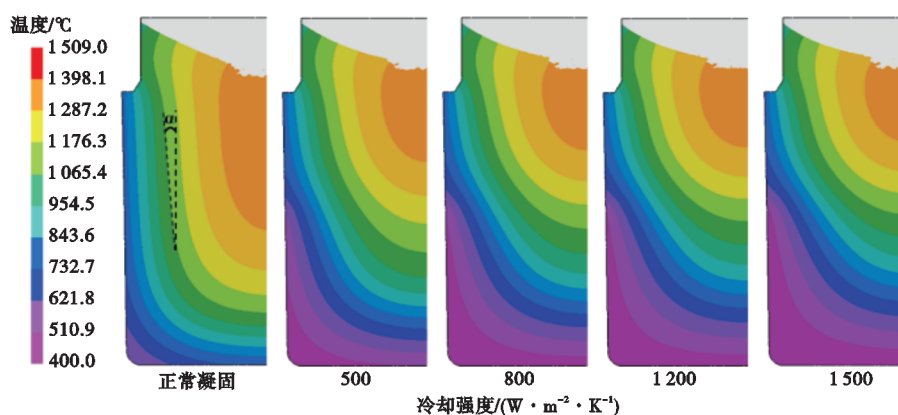


图 4 不同冷却强度下钢锭完全凝固时温度场分布云图

Fig. 4 Cloud image of temperature field distribution during complete solidification of ingot under different cooling intensities

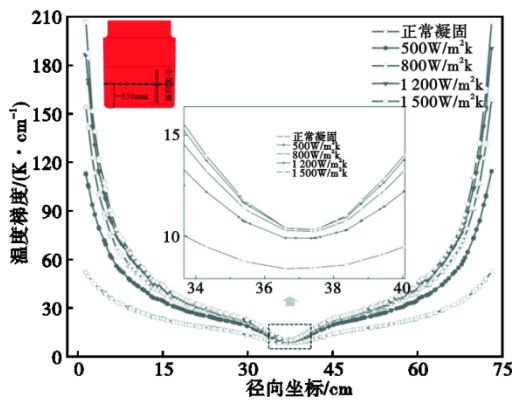


图 5 不同冷却强度下的温度梯度
Fig. 5 Temperature gradient at different cooling intensities

面积变小、中心疏松长度减小,并向冒口区域集中。同时,中心疏松面积随着冷却强度的增加而不断减小。正常凝固时中心疏松面积占比为 2.457%, 1 500 ($W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$) 时中心疏松面积仅占比为 0.430%, 中心疏松面积减少了 2.027%。根据图 7 可知, 钢锭下部施加冷却后中心疏松长度缩短且随着冷却强度的增加中心疏松长度不断减小, 与正常凝固相比减小了 68.53%。通过上节钢锭温度分布与温度梯度可知, 钢锭下部施加冷却后, 冷却效果增加, 凝固前沿夹角增大并向冒口推进, 导致钢液液相穴宽度增大, 利于冒口对锭身的补缩。

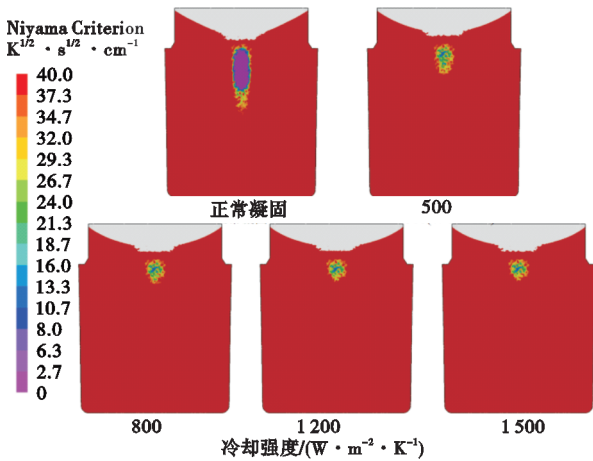


图 6 不同冷却强度下钢锭中心疏松分布
Fig. 6 The distribution of ingot center porosity under different cooling intensities

2.3 钢锭拆模控制冷却对热裂纹形成的影响

经研究, 在钢锭零塑性温度 (T_{ZD}) 和黏滞性温度 (T_{LI}) 区间易产生裂纹^[14-15]。由图 8 可知, 钢锭内部

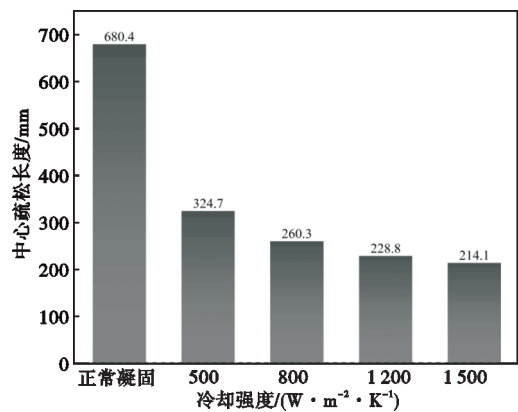


图 7 不同冷却强度下钢锭中心疏松长度
Fig. 7 Center porosity length of ingot under different cooling intensities

热应力最大区域, 距离钢锭底 550 mm, T_{ZD} - T_{LI} 区间的 Von-Mises 应力与弹性等效应变分布。如图 8(a) 所示 Von-Mises 应力在零塑性温度和黏滞性温度区间内为 6.60 ~ 6.67 MPa; 弹性等效应变在零塑性温度和黏滞性温度区间内为 0.02% ~ 0.12%, 具体如图 8(b) 所示。对比钢锭下部冷却时 T_{ZD} - T_{LI} 区间的 Von-Mises 应力和弹性等效应变, 由图 8 可知, 在钢锭下部施加冷却后, 钢锭 T_{ZD} - T_{LI} 区间的 Von-Mises 应力和弹性等效应变增加。Brimacombe 等^[16]认为当温度超过 1 340 °C 时, 可将应变超过 0.2% 作为中间裂纹和中心裂纹形成的判据。在该模型下, 当冷却强度达到 1 200 ($W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$) 后有裂纹形成的风险。

为更准确地预测 14 t H13 钢锭内部热裂纹形成的风险, 结合 YIN H B 等提出的裂纹安全系数和 POLTARAKG 等提出的内部开裂风险^[17], 将 JMat-Pro 软件模拟结果与拉伸试验所测不同温度下的极限应力结果相拟合, 提取 T_{ZD} - T_{LI} 区间内的极限应力作为临界应力 σ_c 。YIN H B 等以计算的最大主应力为判断标准, 采用 Von-Mises 应力作为当量应力 σ , 利用主应力 ($\sigma_1 \sim \sigma_3$) 计算出 σ , 并将最大 Von-Mises 应力 σ_{max} 与临界应力作比值得到开裂系数 K (式 (10)), 利用开裂系数预测 14 t H13 钢锭内部热裂纹。

$$\sigma = \sqrt{1/2 \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]} \quad (9)$$

$$K = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_c} \quad (10)$$

开裂系数计算如图 9 所示。由图 9 可知, 开裂

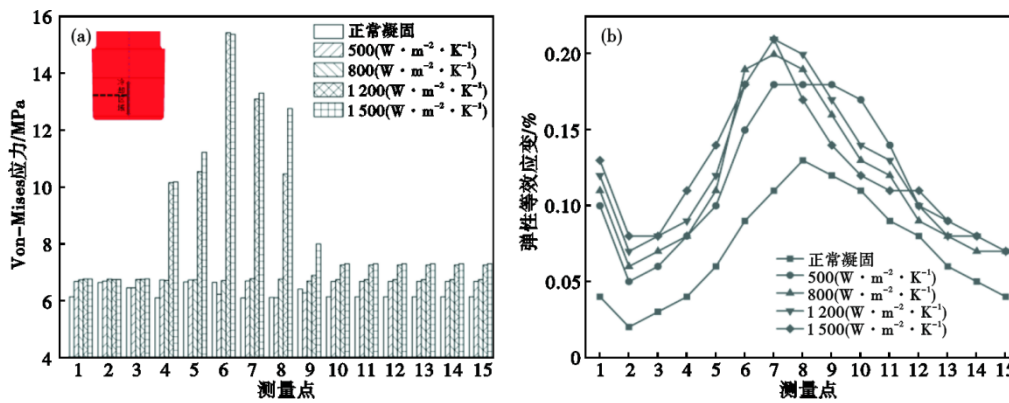


图 8 不同冷却强度下的 Von-Mises 应力和弹性等效应变: (a)应力最大区域内 T_{ZD}-T_{LI} 区间 Von-Mises 应力, (b)应力最大区域内 T_{ZD}-T_{LI} 区间弹性等效应变

Fig. 8 Von-Mises stress and elastic equivalent strain under different cooling intensity: (a) Von-Mises stress in T_{ZD}-T_{LI} region within the maximum stress region, (b) elastic equivalent strain in T_{ZD}-T_{LI} region within the maximum stress region

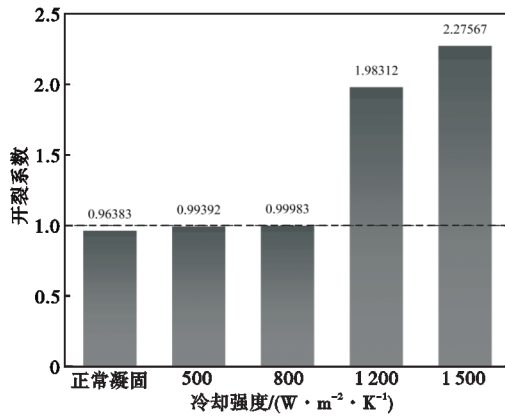


图 9 不同冷却强度的开裂系数

Fig. 9 Cracking coefficients for different cooling intensities

系数随着冷却强度的增加而增加,当冷却强度达到 1 200(W·m⁻²·K⁻¹)后开裂系数大于 1,即有开裂的风险,该结果与弹性等效应变结果相同。因此,当 14 t H13 钢锭下部冷却强度增加到 1 200(W·m⁻²·K⁻¹)钢锭内部有开裂的风险。

参考文献

[1] 柳百成. 中国制造业现状及国际先进制造技术发展趋势[J]. 世界制造技术与装备市场, 2015(4): 42-43.
 [2] 郭立波, 高延庆, 马玉民. 718H 钢与 40Cr13 钢中心疏松的原因分析及改进措施[J]. 理化检验 (物理分册), 2017, 53(1): 62-66.
 [3] TKADLEKOV M, MICHALEK K, GRYC K et al. The effect of boundary conditions of casting on the size of porosity of heavy steel ingot[J]. Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 2013, 56(1): 28-36.
 [4] Hatami N, Babaei R, Dadashzadeh M, et al. Modeling of hot tearing formation during solidification[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2008, 205(1-3): 506-513.
 [5] 杨靖安. 钢锭热裂纹实验研究及数值模拟[D]. 北京: 清华大学, 2017: 13-17.
 [6] 许长军, 吴刚, 刘宁宁, 等. 一种改善铸锭凝固质量的控制方法及其装置: CN114734006A[P]. 2022-07-12.
 [7] 兰鹏, 张家泉. 大钢锭凝固界面换热系数的数值模拟[J]. 钢铁研究学报, 2014, 26(8): 29-36.
 [8] NIYAMA E, UCHIDA T, MORIKAWA M et al. A method of shrinkage prediction and its application to steel casting practice [J]. AFS Int Cast Met J, 1982, 54: 52-63.
 [9] 潘利文, 郑立静, 张虎, 等. Niyama 判据对铸件缩孔缩松预测的适用性[J]. 北京航空航天大学学报, 2011, 37(12): 1534-1540.

3 结论

(1)对 14 t H13 钢锭下部施加冷却,可以增大下部温度梯度,增强下部冷却速率,加快凝固前沿由 U 型向 V 型的演变过程,同时增大凝固前沿夹角。当冷却强度增加至 1 500(W·m⁻²·K⁻¹),温度梯度增加了 207.56 K/mm,凝固前沿夹角增大了 18°。

(2)对比正常凝固钢锭下部施加冷却后,钢锭凝固前沿斜向上向冒口推进,钢液液相穴宽度增大,中心疏松面积变小并向上移动集中在冒口区域,中心疏松长度缩短。当冷却强度增加至 1 500(W·m⁻²·K⁻¹),中心疏松面积减小了 2.03%,中心疏松长度缩短了 68.53%。

(3)对 14 t H13 钢锭下部施加冷却,钢锭 T_{ZD}-T_{LI} 区间的 Von-Mises 应力与弹性等效应变增大,开裂系数增大,当冷却强度达到 1 200(W·m⁻²·K⁻¹)时,开裂系数大于临界值,有开裂风险。

- [10] 康进武, 贾宝仟, 陈 瑶, 等. 铸件缩孔疏松数值模拟方法的进一步量化[J]. 大型铸锻件, 1997(1): 8-10+20.
- [11] 李建强. 大型铸钢件凝固过程数值模拟参数值优化[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2011: 32-55.
- [12] Abootorabi A, Korojy B, Jabbareh M A. Effect of mould design on the Niyama criteria during solidification of CH3C 80 t ingot [J]. *Ironmaking & Steelmaking*, 2020, 47(7): 722-730.
- [13] 刘宁宁, 许长军, 吕 严, 等. 大型钢锭锭重兼容设计的适用性研究和应用[J]. 特殊钢, 2022, 43(2): 6-11.
- [14] Olivier C, Yvan C, Michel B. Hot tearing in steels during solidification: Experimental characterization and thermomechanical modeling[J]. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 2008, 130(2): 1.
- [15] Stangeland A, Mo A, M'Hamdi M, et al. Thermal strain in the mushy zone related to hot tearing[J]. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 2006, 37(3): 705-714.
- [16] Brimacombe J K, Sorimachi K. Crack formation in the continuous casting of steel[J]. *Metallurgical Transactions B*, 1977, 8(2): 489-505.
- [17] 吴红健, 许长军, 雷 冲, 等. 凝固末端螺旋电磁搅拌对大圆坯裂纹形成的影响[J]. 中国冶金, 2023, 33(11): 72-80.