研究与开发

感应加热布局对34CrNi1Mo钢铸锭凝固行为及偏析影响

翟浩博[1],刘钦[1],关锐[1],秦宏伟[2],冯荣鹏[2],艾新港[1],李胜利[1]
(1.辽宁科技大学 材料与冶金学院,辽宁 鞍山 114051;
2.东北特殊钢集团股份有限公司,辽宁 大连 116105)

摘要:研究感应加热对冶金传输行为的影响对改善铸件品质具有重要意义,但由于熔体温度高,铸锭切割成本巨大,难以直接观测和检测,实验损耗巨大。因此,提出了使用数值模拟与实验验证相结合的方法,设计了电磁场-温度场-流场-溶质场的多物理场耦合模型,并对34CrNi1Mo钢700 kg铸锭取样进行了验证。模拟研究了两种感应加热布局对铸锭凝固过程与溶质传输行为的影响,分析了不同线圈布局的使用场景。结果表明,线圈布局对铸锭凝固行为影响差异显著,通过不同的磁场影响流场形态,改善溶质偏析,两种布局分别使冒口处C偏析率下降约47%和52%。证实了感应加热技术是实现铸锭溶质均匀化,提高铸锭品质的可行路径,为铸锭感应加热工业化提供了参考。

关键词:感应加热;凝固;偏析;多物理场耦合
中图分类号:TF777 **文献标志码**:A **文章编号**:1006-4613(2026)05-0018-10
DOI:10.3969/j.issn.1006-4613.2026.05.003

The Influence of Induction Heating Layout on the Solidification Behavior and Segregation of 34CrNi1Mo Steel Ingots

ZHAI Haobo[1], LIU Qin[1], GUAN Rui[1], QIN Hongwei[2],
FENG Rongpeng[2], AI Xin'gang[1], LI Shengli[1]
(1. School of Materials and Metallurgy, University of Science and Technology Liaoning, Anshan 114051, Liaoning, China; 2. Northeast Special Steel Group Co., Ltd., Dalian 116650, Liaoning, China)

Abstract: Studying the influence of induction heating on the metallurgical transmission behavior was of great significance for improving the quality of castings. However, direct observation and measurement were difficult to conduct owing to the high temperature of the melt and the high cutting cost of ingots, which resulted in substantial experimental losses. Therefore, a multi-physical field coupling model of electromagnetic field-temperature field-flow field-solute field was designed by combining numerical simulation with experimental verification, and sampling verification was performed on a 700 kg ingot of 34CrNi1Mo steel. The influence of two induction heating layouts on the solidification process and solute transport behavior of the ingot were simulated, and the application scenarios of dif-

基金项目:国家自然科学基金(52304352、52574382)、辽宁省高校基本科研业务费项目(LJ212410146038、LJ222410146022、LJ232410146036)

通讯作者:关锐,博士,副教授,2022年毕业于东北大学钢铁冶金专业。E-mail:ruiguan@ustl.edu.cn

ferent coil layouts were analyzed. The results showed that the coil layout exerted a significant impact on the solidification behavior of the ingot. Magnetic fields from different layouts modified flow field patterns and mitigated solute segregation. The two layouts reduced the carbon segregation rate at the riser by approximately 47% and 52% respectively. It was confirmed that the induction heating technology was a feasible approach to achieve solute homogenization in the ingot and improve the quality of the ingot, providing a reference for the industrial application of induction heating of ingots.

Key words: induction heating; solidification; segregation; multi-physical field coupling

钢锭应用范围广泛,作为核电、水电等领域大型设备的核心材料,钢锭质量决定了产品性能。铸锭在凝固过程中受多种因素影响,难以避免的会产生溶质偏析缺陷等问题[1-4]。以34CrNi1Mo合金钢为例,因其具有良好的强度和韧性,广泛用于制造叶轮等关键部件。然而,该合金钢溶质偏析问题突出,合金元素非均匀分布,形成了局部硬脆相和弱化界面,导致铸锭力学性能降低、偏析区应力集中加工开裂风险增大,偏析带聚集的裂纹显著降低钢材疲劳寿命及耐蚀性。

调控金属凝固过程是细化凝固组织、改善宏观偏析的有效手段之一。传统工艺主要通过优化冒口设计、铺设保温剂、优化浇注工艺等方式改善凝固进程,这些方法能在一定程度上调控温度梯度,延长补缩通道畅通时间,但它们对宏观偏析的改善效果不理想[5-7]。原因在于,传统工艺主要依靠热传导来调控温度场,无法对熔体内部进行干预,单靠传统工艺无法从根本上解决宏观偏析问题。

近年来,利用电磁力来改变凝固组织,控制凝固进程的方式因其具有操作简单、环保等优势受到越来越多的关注[8-11]。国内外通过磁场产生的洛伦兹力影响液态金属的流动状态,促使枝晶熔断以及夹杂物上浮,来改善铸锭组织,并发展出不同的磁致震荡方法,这些外加电磁场的方法能够明显改善宏观偏析的问题[12-15]。同样的,感应加热作为电磁场技术之一,加热速度快、可控性强,能够影响液态金属流动,具备更加成熟的使用经验和更易于工业集成优势,在合金熔炼和金属热处理中展现出巨大潜力。现有研究表明,磁场的引入可以改善铸锭宏观偏析,不同布局的感应加热对铸锭凝固温度梯度的影响大不相同[16]。通过感应加热冒口可以达到调控冒口温度梯度,延缓冒口凝固,达到优化铸锭组织的目的[17-18]。

目前,对冒口感应加热影响宏观偏析的研究较少,不同感应线圈布局的电磁场作用对铸锭凝固进程的影响也需要进一步研究。感应线圈的几何结构和空间位置直接影响了加热区域与磁场形态,探究不同线圈布局下感应加热对铸锭凝固行为的影响对实际生产具有重要意义。因此,以34CrNi1Mo合金钢700 kg铸锭为研究对象,提出并采用两种不同线圈布局对铸锭冒口区域进行感应加热,通过数值模拟和试验结果验证相结合的方法,建立了多物理场耦合数值模型,对不同线圈布局下铸锭的凝固过程以及溶质传输行为进行了探究,旨在为感应加热技术在铸锭生产中的使用场景和优化提供参考和依据。

1 模型描述

1.1 数学模型

1.1.1 电磁场数值模型

根据电磁场模拟相关理论,使用基于麦克斯韦方程的简化形式方程来求解磁场的分布,具体方程如下[19]:

$$\nabla \cdot H = J \tag{1}$$

$$\nabla \cdot E = \frac{\partial B}{\partial t} \tag{2}$$

$$\nabla \cdot B = 0 \tag{3}$$

$$E = -j\omega A \tag{4}$$

$$B = \nabla \cdot A \tag{5}$$

式中,∇为哈密顿算子;H为磁场强度,A/m;J为电流密度,A/m^2;E为感应电场强度,V/m;B为磁感应强度,T;t为时间,s;ω为角频率,rad/s;A为矢量

磁位，Wb/m。

介质导电性与磁特性本构方程如下：

$$J = \sigma E + j\omega D \tag{6}$$

$$B = \mu_0 H \tag{7}$$

$$D = \varepsilon_0 E \tag{8}$$

式中，σ为电导率，S/m；D为电位移矢量，C/m^2；μ_0为真空磁导率，H/m；ε_0为真空介电常数，F/m。

1.1.2 温度场数值模型

考虑热对流对温度的影响，感应加热过程中，冒口在磁场中产生感生涡流热，将其作为冒口的外加热源，通过傅里叶导热微分方程求解冒口区域的温度场分布。

$$q = -\lambda \nabla T \tag{9}$$

式中，q为热通量，W/m^2；λ为热导率，W/(m·k)；T为温度，K。

温度场与流场耦合得到含流动效应的热平衡方程如下：

$$\rho C_{\mathrm{p}} \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_{\mathrm{p}} u \cdot \nabla T + \nabla \cdot q = Q + Q_{\mathrm{p}} + Q_{\mathrm{vd}} \tag{10}$$

式中，ρ为流体密度，kg/m^3；C_{p}为定压比热容，J/(kg·K)；$\frac{\partial T}{\partial t}$为温度随时间变化率；$u$为流体速度，m/s；$Q$为感应焦耳热，W/m^3；$Q_{\mathrm{p}}$为相变潜热，W/m^3；$Q_{\mathrm{vd}}$为黏性耗散热，W/m^3。

对于温度场本构关系的补充，包含了凝固过程材料热物理属性随相变的演化关系，方程组如下：

$$\rho = \theta_1 \rho_1 + \theta_2 \rho_2 \tag{11}$$

$$C_{\mathrm{p}} = \frac{1}{e}\left(\theta_1 e_1 C_{\mathrm{p},1} + \theta_2 e_2 C_{\mathrm{p},2}\right) + L_{1\to 2}\frac{\partial \alpha}{\partial T} m \tag{12}$$

$$\alpha_m = \frac{1}{2} \cdot \frac{\theta_2 \rho_2 - \theta_1 \rho_1}{\theta_1 \rho_1 + \theta_2 \rho_2} \tag{13}$$

$$k = \theta_1 \lambda_1 + \theta_2 \lambda_2 \tag{14}$$

$$\theta_1 + \theta_2 = 1 \tag{15}$$

式中，θ_1为固体体积分数；ρ_1为固体密度，kg/m^3；θ_2为液体体积分数；ρ_2为液体密度，kg/m^3；e、e_1、e_2为权重系数；$C_{\mathrm{p},1}$为固体比热容，J/(kg·K)；$C_{\mathrm{p},2}$为液体比热容，J/(kg·K)；α_m为相变分数；λ_1为固体热导率，W/(m·K)；λ_2为液体热导率，W/(m·K)。

1.1.3 溶质传输数值模型

本模型为连续介质模型，熔体被视为不可压缩的牛顿流体，使用标准k-ε湍流模型来模拟流动行为。用Boussinesq近似描述了由于温度和溶质浓度的不一致而引起的密度差对浮力的影响[20]。因此，在湍流条件下，该模型熔体流动的描述可以用下列连续性和动量方程构成的方程组来描述：

$$\rho(u \cdot \nabla)u = \nabla \cdot [-PI + K] + F + \rho g \tag{16}$$

$$\rho \nabla \cdot u = 0 \tag{17}$$

$$K = (\mu + \mu_T)[\nabla u + (\nabla u)^T] \tag{18}$$

$$\rho(u \cdot \nabla)k = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k}\right)\nabla k\right] + P_k - \rho\varepsilon \tag{19}$$

$$\rho(u \cdot \nabla)\varepsilon = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_\varepsilon}\right)\nabla \varepsilon\right] + C_{\varepsilon 1}\frac{\varepsilon}{k}\rho_k - C_{\varepsilon 2}\rho\frac{\varepsilon^2}{k},\ \ \varepsilon = \varepsilon P \tag{20}$$

$$\mu_{\mathrm{T}} = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \tag{21}$$

$$P_k = \mu_{\mathrm{T}}[\nabla u : (\nabla u + (\nabla u)^T)] \tag{22}$$

$$P_{\mathrm{init}} = P + P_{\mathrm{hydro}} \tag{23}$$

$$P_{\mathrm{hydro}} = \rho_{\mathrm{ref}} g \cdot (r - r_{\mathrm{ref}}) \tag{24}$$

式中，P为流体压力，Pa；I是单位二阶张量；K为应力张量，Pa；F为体积力，N/m^3；g为重力加速度，m/s^2；μ为分子动力黏度，Pa·s；μ_{T}为湍流黏性系数，Pa·s；k为流体湍动能，m^2/s^2；P_k为湍动能产生项，kg/(m·s^3)；ε为湍动能耗散率，m^2/s^3；σ_k、σ_ε为湍动能和湍动能耗散率对应的普朗特数；$C_{\varepsilon 1}$、$C_{\varepsilon 2}$、C_μ为标准k-ε湍流模型中的经验常数；P_{init}为初始压力，Pa；P_{hydro}为静水压，Pa；ρ_{ref}为参考密度，kg/m^3；r为空间位置，m；r_{ref}为参考点位置，m。

溶质传输控制方程如下：

$$\nabla \cdot J_i + u \cdot \nabla C_i = R_i \tag{25}$$

$$J_i = -D_i \nabla C_i \tag{26}$$

式中，J_i为溶质i的扩散通量，kg/(m^2·s)；C_i为溶质i的质量浓度，kg/m^3；R_i为单位体积内溶质i的源汇项，kg/(m^3·s)；D_i为溶质i的扩散系数，m^2/s。该方程组耦合了扩散与对流的作用，可描述流体中溶质的传输过程，适用于本研究铸锭合金元素的偏析计算。

1.1.4 耦合计算方法

守恒方程采用商业软件COMSOL求解，采用有限元方法对方程进行离散化。研究中，所有的耦合问题都在一个界面解决，利用COMSOL中的相应模块实现了磁场、温度场和流场的计算。对于稀物质扩散问题，采用了软件数学模块中的二阶偏微分方程组。对于这种多物理场耦合的模拟，为了节省计算时间并保证结果相对准确，采用结果继承的方法逐步解决耦合问题，耦合计算步骤如图1所示。

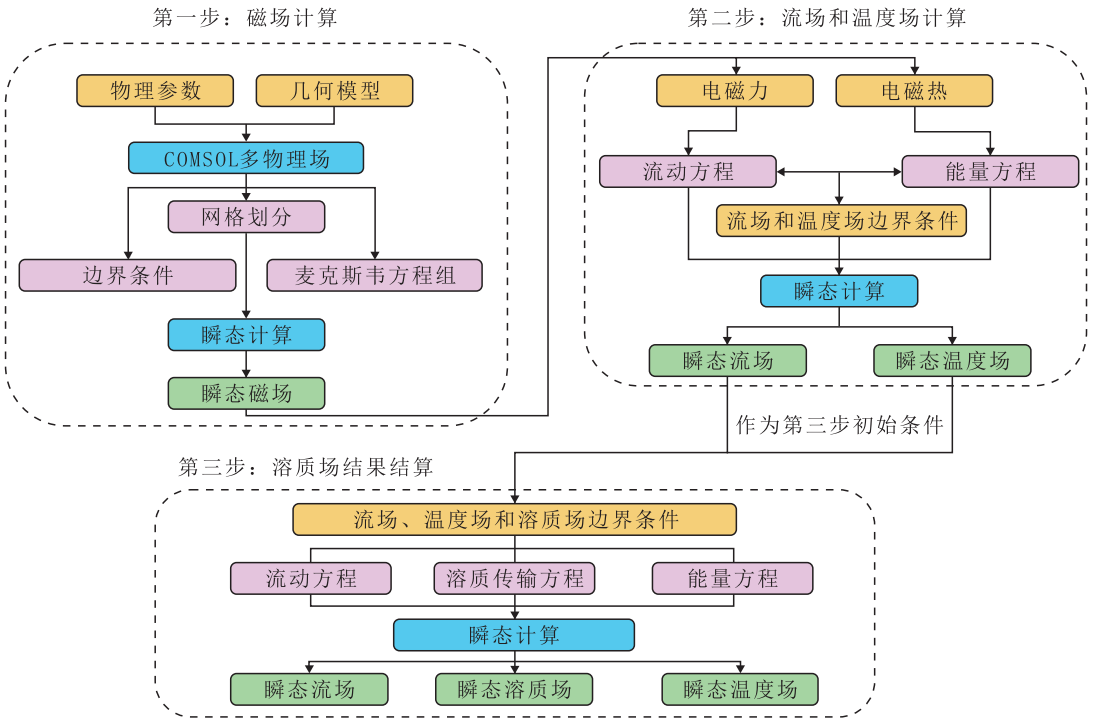


图1 耦合计算步骤

Fig. 1 Coupling Calculation Steps

第一步，计算磁场，然后在动量守恒方程和能量守恒方程的源项中分别加入时均电磁力和电磁热。第二步，通过第一步磁场影响流场及温度场，对流场和温度场结果进行耦合计算，不考虑整个区域的溶质浓度。第三步，将第二步得到的结果作为边界条件的初值，进一步计算溶质守恒方程，得到溶质场的结果。这种方法与只用一步法耦合所有物理场相比，提高了收敛速度，减少了大量的计算时间且保证了结果的准确性。

1.2 边界条件

对720 kg钢锭进行了数值模拟和工业试验，工业试验材料为700 kg底注34CrNi1Mo钢锭。感应加热布局示意图见图2，布局1为冒口上置盘型线圈，布局2为冒口侧坯壳内置线圈。34CrNi1Mo钢随温度变化材料性能如图3所示，模型几何参数如表1所示，34CrNi1Mo钢化学成分（质量分数）如表2所示，34CrNi1Mo钢热物理性能见表3。

布局1三维轴对称模型如图4所示，图4(a)中数值模型包括四个部分，钢液、线圈、锭模、绝热板。为了准确设置传热边界条件，将锭模分为三个部分，如图4(b)所示。为保证结果准确性，模型整体为自由四面体网格，在边界处添加边界层并对边角处网格进行细化处理。

温度场、溶质场和流场的边界条件如下：初始碳的浓度为0.345%，钢液初始温度为1 532 ℃，液相温度1 492 ℃，固相温度1 440 ℃。铸锭内部的对称面设置为静力绝热墙和磁绝缘。外壁设置壁面函数，忽略外壳对铸锭凝固的影响，铸锭侧面与底对流换热系数为400 W/(m²·K)，冒口侧面与冒口上方换热系数为20 W/(m²·K)。计算得到全凝时间为1 676 s，实际

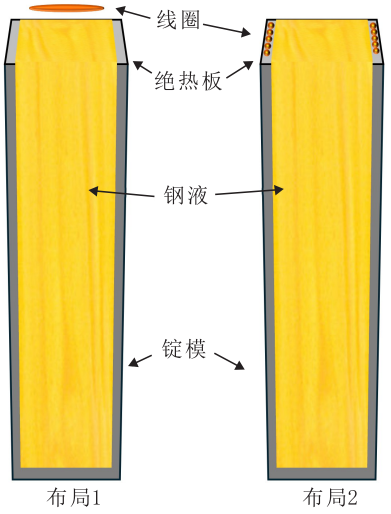


图2 感应加热布局示意图

Fig. 2 Schematic Diagram of Induction Heating Layout

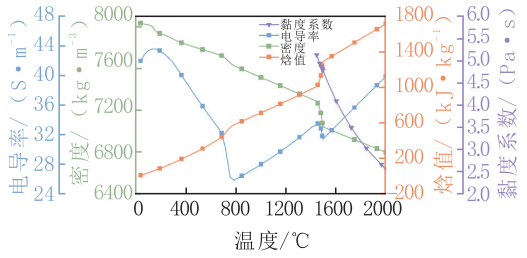


图3 34CrNi1Mo钢随温度变化材料性能

Fig. 3 Material Properties of 34CrNi1Mo Steel Varying with Temperature

全凝时间约为1 685 s，计算结果与实际凝固时间接近。结合生产实际与文献，选取400～1 000 A时磁场扰动效果较好，因此，针对不同布局采用统一激励参数电流1 000 A，频率1 000 Hz[19]。

表1 模型几何参数

Table 1 Model Geometric Parameters

部件名称	尺寸参数	补充说明
铸锭	下宽240 mm；上宽270 mm；高1 200 mm	
冒口	下宽270 mm；上宽200 mm；高125 mm	
盘型线圈	内径15 mm；外径100 mm	5匝，使用软件线圈几何分析
侧面线圈	单线圈直径10 mm	5匝
锭模	厚20 mm	位于铸锭与冒口外部
空气域	长/宽600 mm；高1 500 mm	模拟无限远场的电磁与热边界

2 模型与验证

2.1 基本假设

（1）将熔体视为不可压缩的牛顿流体，不考虑气隙的形成、弯月面形状和收缩诱导流动。

（2）当磁雷诺数远小于1时，可以忽略流体流动对磁感应强度的影响。

（3）用Boussinesq近似计算了热溶浮力。

（4）固-液界面处假设局部热力学平衡，溶质分配系数为常数。

（5）溶质在固相中的扩散系数远小于在液相中的扩散系数，因此，固相内扩散对宏观偏析的影响可忽略不计。

（6）忽略钢液浇注过程，假设钢液初始温度均匀分布。

（7）各合金元素初始状态按照质量密度大小梯度分布。

表2 34CrNi1Mo钢化学成分（质量分数）

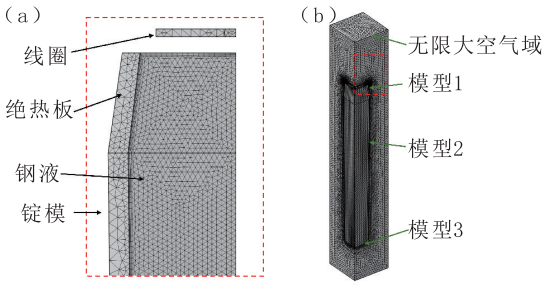
Table 2 Chemical Composition of 34CrNi1Mo Steel (Mass Fraction) %

C	Si	Mn	P	S	Fe	Cu	Cr	Ni	Ti	Mo
0.035	0.350	0.540	0.014	0.005	Bal	0.027	1.510	1.450	0.007	0.270

表3 34CrNi1Mo钢热物理性能

Table 3 The Physical Properties of 34CrNi1Mo Steel

黏度系数/(Pa·s)	电导率/(S/m)	相对磁导率	导热系数/(W/(m·K))	比热容/(J/(kg·K))	密度/(kg/m³)
0.02	4.6×10^5	1	43	480	7 850



（a）截面网格；（b）整体网格

图4 布局1三维轴对称模型(含线圈)

Fig. 4 Three-dimensional Axisymmetric Model (with coil) of Layout 1

2.2 模型验证

为了验证模型计算的准确性，在未施加感应加热的700 kg铸锭剖面上取样，测量冒口边部至冒口中心以及中心轴线上9个区域的C元素含量，取样点以及模拟取值线如图5所示，径向与纵向每个点之间的距离相同。模拟结果选取图中冒口处横线与中心轴线上的结果，下文结果讨论数据均采用这两条线上的数值结果进行对比分析。

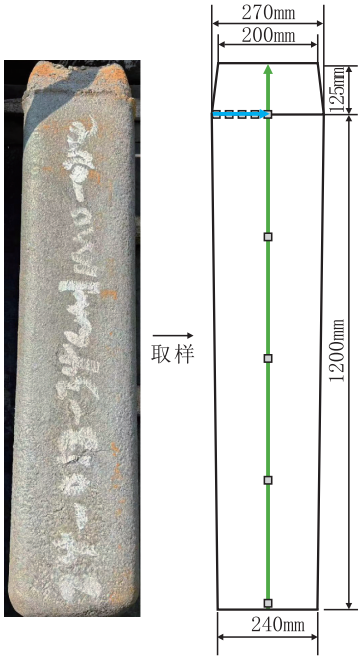


图5 取样点以及模拟取值线

Fig. 5 Sampling Points and Simulated Value Extraction Lines

径向与纵向模拟C偏析与实测值如图6所示。可以看出，模拟结果与实测结果虽然有一定的出入，但整体趋势相同，且铸锭中部以上模拟结果与实际较吻合。因此，模拟中使用的数值计算模型可以反映出铸锭凝固过程中的溶质运输过程并预测溶质分布趋势。

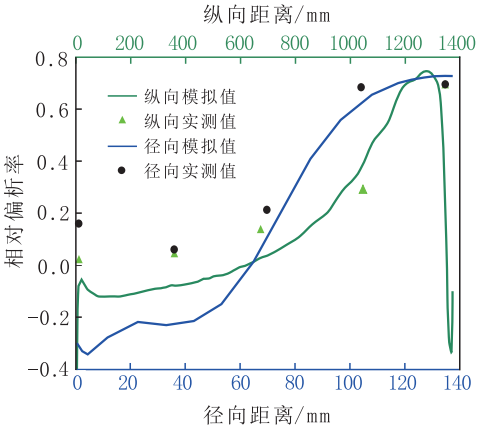


图6 径向与纵向模拟C偏析与实测值

Fig. 6 Radial and Longitudinal Simulated Carbon Segregation and Measured Values

3 结果与讨论

3.1 磁场

不同线圈布局下，铸锭冒口区域的磁感应强度与分布形态存在显著差异，不同线圈布局径向与纵向的磁感应强度分布如图7所示。

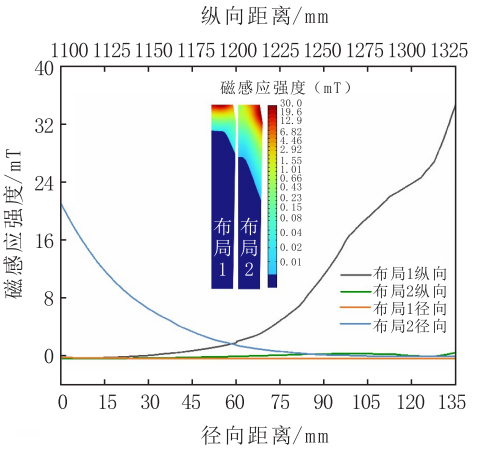


图7 不同线圈布局径向与纵向磁感应强度分布

Fig. 7 Radial and Longitudinal Magnetic Induction Intensity Distributions for Different Coil Layouts

磁感应强度反映了感应加热向铸锭输入能量的强度，磁感应强度越大，产生的感应涡流与焦耳热越多。由图7可以看出，布局1的磁场集

中于冒口上表面，向铸锭内部渗透区域较小，冒口径向与纵向磁感应强度峰值为37 mT。布局2的磁场集中于冒口中部位置，向铸锭内部渗透区域明显大于布局1，冒口径向与纵向磁感应强度峰值为21.5 mT，沿径向均匀衰减，两种布局磁感应强度曲线均呈指数型，符合集肤效应。对比磁场分布，布局2的磁场渗透面积更大，表明其磁场作用范围更广，能在更大范围内驱动熔体产生强制对流，布局1磁场更集中，表明其加热效果更好。磁场分布差异直接导致冒口不同区域的涡流以及热生成量不同，为温度场与流场的差异化演化奠定基础。

3.2 温度场

感应加热显著改变了铸锭冒口的温度梯度与凝固速率。以未施加感应加热工况为基准，在凝固率为20%、60%、90%、95%时，即凝固时间为68 s、280 s、622 s、816 s，对模拟结果进行对比。选取时刻包含凝固初期、凝固中期以及凝固后期。

不同布局工况下，温度梯度与凝固速率有所不同。凝固前中期的温度场与相场云图如图8所示。

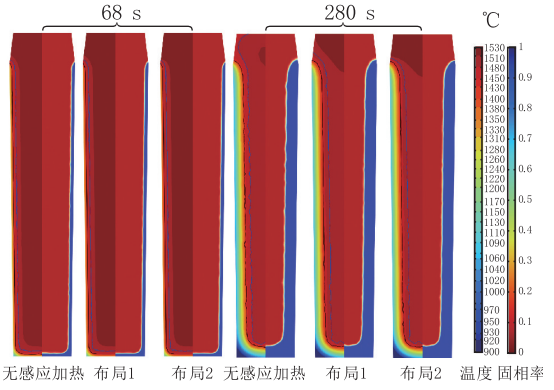


图8 凝固前中期温度场与相场云图

Fig. 8 Temperature-feld and Phase-field Contours in the Early-to-middle Stage of Solidification

图中黑色线为固相温度等值线（1 440 ℃）、蓝色线为液相温度等值线（1 492 ℃）。对比68 s时，凝固前期各组工况温度场相似，凝固进程也基本一致。280 s时，电磁感应加热效果逐渐体现。无感应加热工况铸锭边缘温度梯度大，凝固前沿深入铸锭内部，自然对流主导下散热效率高，凝固进程快，温度均匀性较差。布局1工况温度场均匀性显著改善，边缘温度梯度减小，高温区范围拓宽。固相区厚度明显变薄，凝固前沿向表层回退，纵向磁场通过电磁搅拌与焦耳热补热，有效促进了熔体内部热量传递，延缓了凝固进程，提升了温度分布均匀性。相较于布局1，布局2边缘低温区的温度梯度稍大，但冒口处高温区面积更大，体现了径向磁场对冒口加热效果中心强，表面弱的特点。

凝固中后期温度场与相场云图如图9所示。

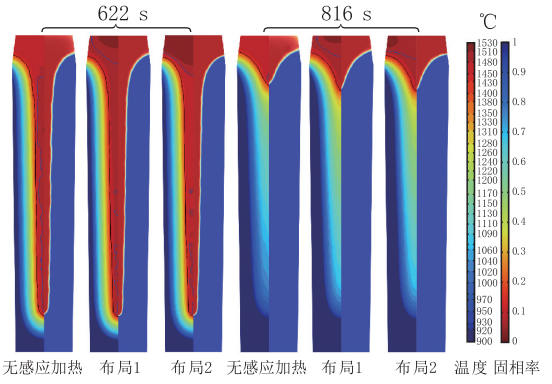


图9 凝固中后期温度场与相场云图

Fig. 9 Temperature-field and Phase-field Contours in the Middle-to-late Stage of Solidification

无感应加热工况下，凝固后期固相区已推进至铸锭中上部，补缩效果弱。布局1中心高温区范围拓宽、温度梯度减小，有效延缓了凝固进程。凝固前沿呈平缓推进态势，全凝时间延长至1 826 s。末期顶部仍存在高温区，为冒口补缩供给更充足的液态熔体。布局2工况下，凝固前沿靠上，622 s时冒口顶部高温区域覆盖范围最大，补缩效果更好。后期高温区位于冒口边部，相较于布局1实现了更优的温度均匀性与整体凝固延缓效果，全凝时间达到1 936 s。两种布局都对提升铸锭最终质量提供了保障。

3.3 流场

感应加热产生的电磁力可以驱动钢液对流，而线圈布局决定了流场形态。凝固前中期流场云图如图10所示。

68 s时，布局1工况的磁场集中于冒口表面，纵向磁场主导电磁搅拌，流场发生显著变化。电磁力驱动钢液形成强制对流，在冒口顶部两侧形成双环型对流的环流模式，冒口中部流速峰值达

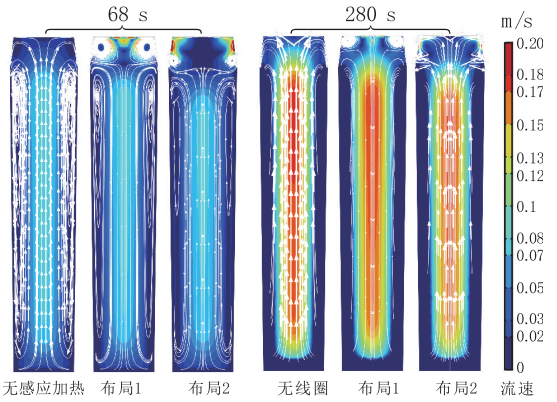


图10 凝固前中期流场云图

Fig. 10 Flow-field Contours in the Early-to-middle Stage of Solidification

0.16 m/s，有效搅拌液固两相区，从而细化枝晶组织。280 s时流场形态变化保持不变，随着热对流的作用，铸锭中部流速持续增大。布局2工况径向磁场主导电磁搅拌，冒口两侧形成高速流动区，冒口边缘流速达0.20 m/s。电磁力驱动熔体在冒口侧壁形成由中心向外壁冲刷的涡流，使冒口中部熔体流动减缓。280 s时，随着热对流和电磁力的双重作用，搅拌面积增大，流场均匀性更优，电磁力驱动整个冒口的钢液形成大涡流。侧面电磁力产生的强制对流与自然向上的热对流互相作用，减缓了中心流速。

凝固中后期流场云图如图11所示。

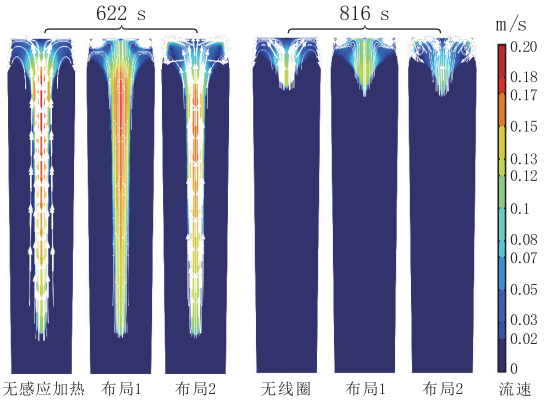


图11 凝固中后期流场云图

Fig. 11 Flow-field Contour in the Middle-to-late Stage of Solidification

由图11可知，相较于凝固前期与中期，后期与末期流场范围极度收缩，自然对流作用显著衰减，电磁力成为残余熔体流动的核心驱动力。622 s时，布局1中心流速略大于布局2，因为布局2的搅拌面积更大，铸锭整体流场更均匀，减少了流动高速区面积。布局1通过纵向磁场实现中心轴线的均匀搅拌，适合需要提升顶部区域流动性的工艺。布局2通过径向磁场强化冒口中部钢液流动，更适配冒口补缩的工艺需求。无感应加热工况下自然对流主导的流动在末期几乎消失，无法为补缩提供有效支撑。816 s时，两种线圈布局均能维持残余熔体流动，为改善补缩效果、抑制缩孔缺陷提供了重要保障，其中布局1的顶部边角搅拌效果更突出，布局2的整体均匀性更优。两种布局对流场的影响区域不同，可以针对不同形状的铸锭使用不同的线圈布局，以此达到更好的搅拌效果。

3.4 溶质场

以C元素为例，不同线圈布局的感应加热对溶质偏析均有改善效果。采用相对偏析率k作为评价指标。$k>0$为正偏析，$k<0$为负偏析，$|k|$越大偏析越严重。碳元素在径向与纵向相对偏析程度如图12所示。由图12可知，无感应加热的工况存在典型的宏观偏析特征：径向中心存在明显的正偏析，最大接近0.76，边部为负偏析，约为0.30，偏析较为严重。纵向在0.20~0.60波动，在冒口顶部达到最大值0.76。布局1通过在冒口上部搅拌流场，径向最大值降低至0.20，冒口整体较无感应加热工况正偏析程度降低约47%。正偏析范围缩小，负偏析程度减弱。由于布局1的磁场主要集中于表面，纵向在冒口中部出现溶质富集，波动范围收窄至0.10~0.27。布局2的溶质均匀化效果更佳，径向均小于0.20，冒口整体较无感应加热工况正偏析程度降低约52%，纵向整体在0.17以下，溶质分布更加均匀。Cr、Ni等合金元素的偏析规律与C元素一致，布局2对各类溶质元素的均匀化效果明显，布局1对溶质均匀化也有较好的效果[21-22]。

3.5 工业适用性

从工业应用角度来看，布局1的优势在于线圈结构简单、易于使用，线圈既不接触熔体也不接触模具，可用于不同的铸锭形状，通用性使其可用性更高，适用于对偏析控制要求中等的常规

铸锭生产。布局2的优势在于其偏析改善效果更强，能够驱动更大面积的钢液流动，满足更高的品质要求。其需在坯壳内部放置线圈，用于感应加热的坯壳需要特殊处理，但生产成本增大，同时搅拌效果更强，可能会在熔体顶面产生钢液飞溅，需注意生产安全。

结合两种布局对凝固进程的影响，布局1较无加热凝固时间延长9.0%，生产效率适中，适用于中小铸锭的生产，或者对产品要求中精度，不同规格的铸锭生产。布局2较无加热工况凝固时间延长15.5%，生产效率降低，更适用于品质要求优先于生产成本的情况下使用。两种布局均具有一定的工业适用性，在使用过程中需根据实际情况调整线圈激励参数，通过优化电流频率和电流大小进一步降低能耗，具备良好的工业推广潜力。

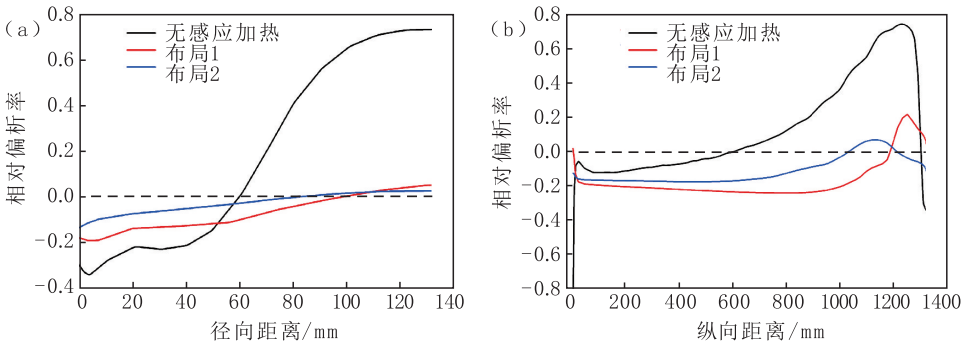


图12 碳元素在径向与纵向相对偏析程度

Fig. 12 Degree of Radial and Longitudinal Segregation of Carbon Element

4 结论

通过建立电磁温度流场溶质多物理场耦合模型，系统研究了不同感应线圈布局对34CrNi1Mo钢铸锭的凝固行为影响与偏析控制效果差异，主要结论如下：

（1）磁场的分布与强度直接决定了影响区域与搅拌效果。布局1磁场集中在冒口表面，加热面积较小，在冒口表面形成双环流，搅拌效果集中于冒口上部。布局2磁场集中在冒口中部，渗透更强，加热面积较大，在冒口中部形成涡流，搅拌冒口中下部。铸锭凝固过程中磁场的加入有利于溶质扩散。

（2）感应加热通过调控温度场影响凝固进程。感应加热显著延缓冒口处凝固，增加冒口补缩时间。布局1延缓凝固时间9.0%，综合补缩效果与生产效率最佳。布局2延缓凝固时间15.5%，凝固进程最平缓，两相区均匀性最佳。

（3）感应加热显著改善溶质偏析。不同布局线圈均使铸锭C偏析程度下降明显，布局1使铸锭冒口正偏析程度下降约47%，布局2使铸锭冒口正偏析程度下降约52%。

（4）不同布局的线圈工业应用前景十分明确。布局1的适用性广，可改善铸锭均匀性，适用于常规生产，布局2改善偏析的效果明显，适用于需要铸锭品质大于生产成本的钢锭。二者均可通过工艺优化进一步提高使用效果，例如调整频率与电流精准控制强制对流区域，进一步提高了工业使用效果和节能潜力。

参考文献

[1] Flemings, M Certon. Our Understanding of Macrosegregation. Past and Present[J]. ISIJ International, 2000, 40(9): 838-841.

[2] Yamada H, Sakurai T, Takenouchi T, et al. Estimation of Forming Condition of Center Porosity in Forging Ingot[J]. Tetsu-to-Hagane, 1987, 73(14): 1706-1713.

[3] Pickering E J. Macrosegregation in Steel Ingots: the Applicability of Modelling and Characterisation Techniques[J]. ISIJ International, 2013, 53(6): 935-949.

[4] Lan P, Zhang J. Numerical analysis of macrosegregation and shrinkage porosity in large steel ingot[J]. Ironmaking & Steelmaking, 2014, 41(8): 598-606.

[5] Wei P S, Wang S B, Liao K C, et al. Solute seggation due to a

bubble entrapped as a pore in solid during unidirectional solidification[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2020,152:119474.

[6] Tu W, Duan Z, Shen B, et al. Three-Dimensional Simulation of Macrosegregation in a 36-Ton Steel Ingot Using a Multicomponent Multiphase Model[J]. The journal of the Minerals, Metals & Materials Society, 2016, 68(12):3116-3125.

[7] Ge H, Ren F, Li J, et al. Modelling of ingot size effects on macrosegregation in steel castings[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2018, 252:362-369.

[8] Fang Q, Ni H, Wang B, et al. Effects of EMS Induced Flow on Solidification and Solute Transport in Bloom Mold[J]. Metals, 2017, 7(3):72-91.

[9] Kovács J, Rónaföldi A, Roósz A. Effect of the High Rotating Magnetic Field (min.30 mT) on the Unidirectionally Solidified Structure of Al7Si0.6Mg Alloy[J]. Materials Science Forum, 2010, 649:263-268.

[10] Shi X, Xu T, Chang L. Effect of electromagnetic stirring on metallurgical quality of GCr15 electroslag ingot [J]. China Foundry, 2022, 19:46-54.

[11] Liu N, Xu C, Lv Y, et al. Effect of electromanetic induction coil position on feeding effect in steel ingot[J]. AIP Advances, 2022, 12(4):1-9.

[12] Zhong H, Zhou L, Yuan H, et al. A Homogenization Technology for Heavy Ingots: hot-Top Pulsed Magneto-Oscillation [J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2024, 55(9): 1083-1097.

[13] Zhang F, Zhong H, Yang Y, et al. Improving ingot homogeneity by modified hot-top pulsed magneto-oscillation[J]. Journal of Iron and Steel Research International, 2022, 29(12): 1939-1950.

[14] Nagasivamuni B, Yanyi X, Yunhu Z, et al. Investigating the Grain Refinement Mechanisms of Pulsed Electric Current, Ultrasonic and Melt Stirring Solidification of Pure Aluminium[J]. The journal of the Minerals, Metals & Materials Society, 2021, 73(12):3873-3882.

[15] Zhao J, Cheng Y, Han K, et al. Numerical and experimental studies of surface-pulsed magneto-oscillation on solidification [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2016, 229: 286-293.

[16] Oloke Ehisuan Y. Effects of Inductive Heating on Risers in Casting Processes[D]. Mobile: University of South Alabama, 2019.

[17] Liu Q, Qiao T, Ai T, et al. Modeling the Effects of Riser Design on Columnar-to-Equiaxed Transition and A-Type Segregation in a 5.5-Ton Steel Ingot[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2026, 57(1):278-298.

[18] 顾涛,李静文,张帅鑫,等.外加电磁场作用下铸锭冒口凝固过程数值模拟研究[J].燕山大学学报,2021,45(2): 134-141.

[19] Dong J, Cui J, Zeng X, et al. Effect of low-frequency electromagnetic field on microstructures and macrosegregation of Φ270 mm DC ingots of an Al-Zn-Mg-Cu-Zr alloy[J]. Materials Letters, 2005, 59(12):1502-1506.

[20] Duan W, Yang Y, Liu W, et al. Modelling the fluid flow, solidification and segregation behavior in electromagnetic DC casting of magnesium alloy[J]. Simulation Modelling Practice and Theory, 2022, 115:1-16.

[21] GUAN R, JI C, WU C, ZHU M Y. Numerical modelling of fluid flow and macrosegregation in a continuous casting slab with asymmetrical bulging and mechanical reduction [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2019, 141:503-516.

[22] QIAO T H, WANGH S, GUAN R, et al. A Numerical Investigation into the Effect of Thermal Shrinkage and Solidification Shrinkage on the Microstructure and Macrosegregation for Continuous Casting Billet[J]. Metallurgical and Materials Transactions B, 2024, 55(5):3663-3678.

(编辑 许营)
修回日期:2026-04-10