

· XXXX ·



30 t钢锭冒口感应加热的磁轭优化的数值模拟

曾世龙, 刘海啸

(辽宁科技大学材料与冶金学院, 鞍山 114051)

摘要: 为了提高钢锭冒口的电磁感应加热装置的效率并且降低其能耗, 提出了一种磁轭的优化方法。通过 ANSYS 多物理场耦合仿真计算, 主要分析了磁轭对于钢锭冒口的磁场分布、加热效率以及钢锭凝固的影响。结果表明, 当磁轭扩展至线圈面积的 130% 且厚度增加到 120 mm 的时候, 在相同工况的条件下会抑制边缘的磁漏, 使钢液表面的磁感应强度增加了约 80%; 焦耳热功率提高了约 2.5 倍; 同时, 在冒口区域的温度分布更加均匀, 钢锭凝固延缓, 冒口线补缩通道的时间延长了 18 min。该优化设计在相同激励电流 692 A 的条件下, 将加热功率从优化前的 10.67 kW 提升到了 26.58 kW 实现了“小电流、大功率”的高效加热模式并且降低了线圈损耗。

关键词: 磁轭; 感应加热; 钢锭冒口; 加热效率; 数值模拟

DOI: 10. 20057/j. 1003-8620. N260025 **中图分类号:** TG244⁺. 3; TG356. 9

Numerical Simulation of Yoke Optimization for Induction Heating of 30 t Steel Ingot Riser

Zeng Shilong, Liu Haixiao

(School of Materials and Metallurgy, University of Science and Technology, Liaoning, Anshan 114051, China)

Abstract : To improve the efficiency and reduce the energy consumption of an electromagnetic induction heater for steel ingot riser, an optimization method for the yoke is proposed. Using ANSYS multi-physics coupling simulation, the effects of the yoke on the magnetic field distribution, heating efficiency, and solidification of the steel ingot riser were analyzed. The results show that when the yoke is expanded to 130% of the coil area and its thickness is increased to 120 mm, magnetic flux leakage at the edges is suppressed under the same working conditions. This increases the magnetic flux density on the molten steel surface by approximately 80% and increases the Joule heating power by about 2.5 times. Meanwhile, the temperature distribution in the riser region becomes more uniform, solidification of the ingot is delayed, and the feeding channel duration at the riser line is extended by 18 min. Under the same excitation current of 692 A, this optimized design increases the heating power from 10.67 kW before optimization to 26.58 kW, achieving an efficient heating mode of "low current, high power" while reducing coil losses.

Key Words : Yoke; Induction Heating; Steel Ingot Riser; Heating Efficiency; Numerical Simulation

如今的大型铸件是作为重大装备的基础材料, 该铸造技术朝着大规格和高性能的方向不断发展^[1-4]。然而大型铸锭在凝固过程中因补缩不足容易产生缩孔、缩松等缺陷, 严重影响铸件质量^[5-7]。传统的工艺都是将冒口设计得过大来增加冒口的补缩效率, 但是过大的冒口将会造成材料成本的增加和成本的损耗^[8]。因此, 目前面临着既保证铸锭质量又要减小冒口尺寸的挑战。

为提升铸件质量并克服传统冒口工艺的不足, 感应加热技术因其高效、可控等特点逐渐成为改善冒口补缩的重要方法^[9-11]。该方法原理来自电磁感应技术, 主要是通过向冒口区域产生交变的磁场,

使钢液内部形成涡流并且转化为了焦耳热, 进而让冒口区域在凝固的时候造成的热量损失得到了补偿^[12-14]。赵红昌等^[15]研究了感应加热冒口对铸件凝固过程的影响。研究表明, 感应加热产生的焦耳热可以延缓冒口的凝固时间从而减少了缩孔的深度。刘宁宁等^[16]研究了电磁感应线圈位置对钢锭补缩效果的影响。结果表明, 当线圈与冒口保持中等距离时, 热效率达到最大值约为 69.2%; 而当距离增大到了 60 mm 时, 此时的热效率急剧下降到了约 31.2%。

虽然感应加热技术在提高冒口补缩方面具有很好的效果, 但还是存在着磁场发散、能量的利用

作者简介: 曾世龙 (1995—), 男, 硕士研究生; **E-mail:** zsl177@126.com; **收稿日期:** 2026-02-06

通信作者: 刘海啸 (1971—), 男, 硕士, 副教授; **E-mail:** hxliu0320@163.com

Editorial Office of Special Steel. OA under CC BY-NC-ND 4.0

率不足、线圈因电流过大而易热等问题。为提升电磁感应加热的效率并保护电磁感应加热装置,提出了一种感应加热装置的优化设计方案。该方案首先在30 t大型钢锭冒口的正上方设置电磁感应线圈,然后通过电磁炉磁轭的分块导磁思路,结合工频(50 Hz)条件下磁损耗较低和集肤深度较深等特性,最后采用整体式材料为硅钢片的叠压磁轭对该感应加热装置进行优化。该磁轭的主要特点是高效汇聚感应线圈所产生的磁场,将其集中导向下方冒口内的钢液中,从而减少了线圈的磁通泄漏,提高了磁场能量的利用率。本研究利用ANSYS Workbench平台,通过Maxwell与Fluent软件进行磁-热-流多物理场耦合数值模拟,通过扩展面积比例和增加厚度,分析磁轭对磁场分布的影响,从而获得磁轭结构的最优配置。希望通过优化后的感应加热装置在相同工况条件下能提高冒口的补缩效率从而延长补缩通道的时间,并降低线圈损耗来延长装置使用寿命。

1 钢锭冒口补缩多物理场耦合模型构建

1.1 钢锭的几何模型建立

以30 t大型矩形钢锭为研究对象,建立了冒口、钢锭模、绝热板、钢锭以及感应加热装置的几何模

型。感应线圈为矩形盘式线圈,由高50 mm、厚4 mm的实心铜排绕制而成。感应线圈被水平放置在钢锭冒口上表面的中心位置,感应线圈下表面与冒口钢液自由表面之间的垂直距离定义为 h ,如图1所示。采用SolidWorks软件对钢锭进行三维模型建立,导入ANSYS Fluent Meshing进行网格划分,该混合网格方法通过在壁面附近生成多面体边界层网格并在流域核心区域填充六面体网格,平衡了网格数量与计算精度,如图2所示。

1.2 假设条件

对凝固数值模拟过程作如下简化假设:

- 1) 假定钢锭是瞬时充型,忽略浇注过程的影响;
- 2) 认为钢液达到固相线温度即发生凝固;
- 3) 不考虑钢锭与锭模间气隙的动态形成过程,将气隙热阻等效为恒定传热系数。

1.3 控制方程

钢液的感应加热凝固过程中电磁场与热传导的求解可通过如下方式控制。

1) 电磁场模型

采用低频电源,可忽略位移电流。根据电磁场模拟理论,此时Maxwell方程组可简化为式(1)-式(3)。

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \quad (1)$$

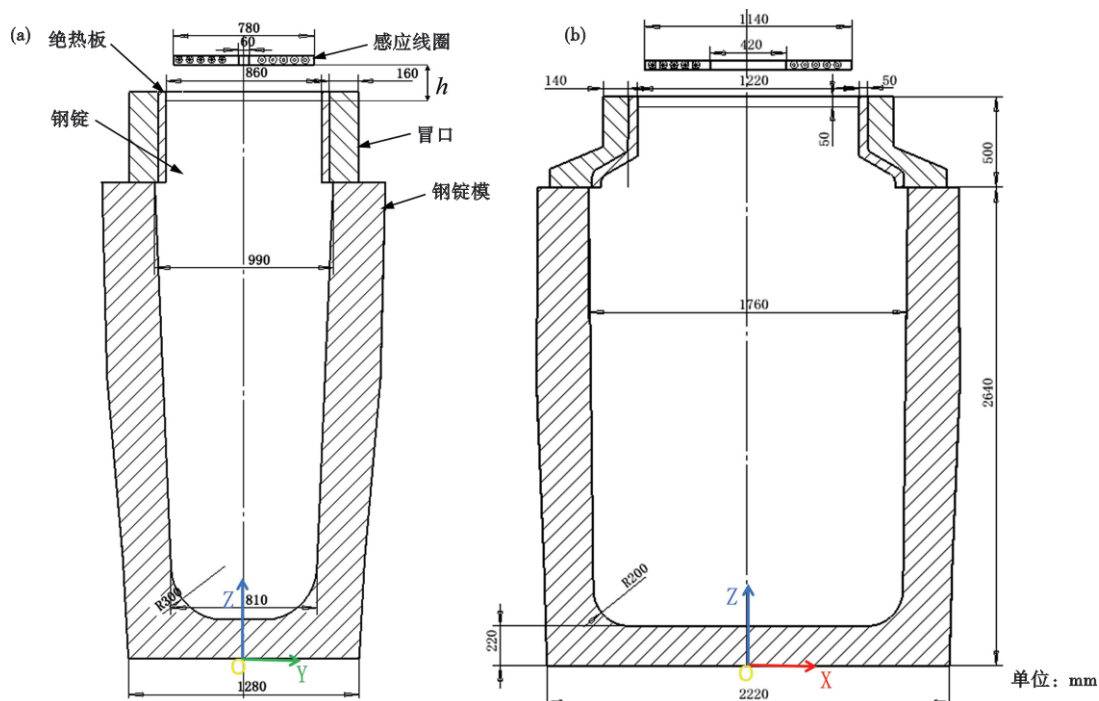


图1 钢锭中心剖面尺寸图:(a)窄面方向,(b)宽面方向

Fig. 1 Dimension diagram of ingot central cross-section : (a) narrow surface direction, (b) wide surface direction

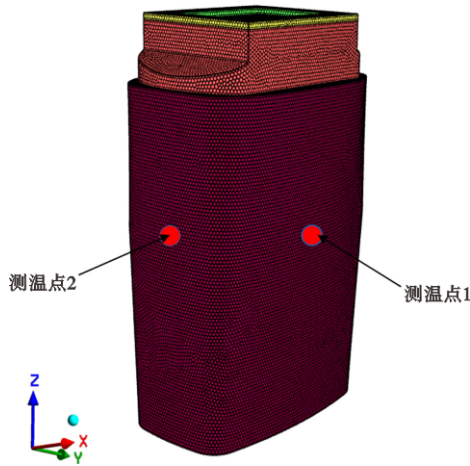


图2 钢锭三维有限元网格及测温点位置

Fig. 2 3D finite element mesh and temperature measurement point locations of ingot

$$\nabla \times \vec{E} = \frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (2)$$

$$\nabla \cdot \vec{B} = 0 \quad (3)$$

式中, \vec{H} 为磁场强度, A/m; \vec{B} 为磁感应强度, N/Am; \vec{E} 为电场强度, V/m²; \vec{J} 为电流密度, A/m²; $\frac{\partial \vec{D}}{\partial t}$ 为位移电流密度, A/m²。

介质本构方程如式(4)、式(5)。

$$\vec{H} = \frac{\vec{B}}{(\mu_0 \cdot \mu_r)} \quad (4)$$

$$\vec{J} = \sigma \vec{E} \quad (5)$$

式中, σ 为电导率, 1/Ω m; μ_r, μ_0 分别为相对磁导率和绝对磁导率, $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$ H/m。此外, 在钢液内, 由于感应磁场作用, 在透入深度内会产生洛伦兹力 \vec{F} , N/m³。对钢液有一定搅拌作用, 钢液中洛伦兹力

\vec{F} 计算表达式为: $\vec{F} = \vec{J} \times \vec{B}$

2) 温度场模型

钢锭的凝固过程是通过 Fourier 传热方程来描述, 如式(6)~式(9):

$$C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q_v \quad (6)$$

$$Q_v = Q_1 + Q_2 \quad (7)$$

$$Q_1 = \rho L \frac{\partial f_s}{\partial t} \quad (8)$$

$$Q_2 = \sigma |J|^2 \quad (9)$$

式中, T 为钢液温度, °C; t 为凝固时间, s; Q_v 为内热源强度, W/m³; Q_1 为钢液凝固潜热项, W/m³; Q_2 为钢液内涡流场焦耳热, W/m³; λ 为导热系数, W/(m·°C); ρ 为钢液密度, kg/m³; C_p 为钢液比热容, J/(kg·°C); L 为凝固潜热, J/kg; f_s 为固相体积分; σ 为电导率, S/m; J 是电流密度, A/m²。

1.4 材料物性参数

研究的 30 t 高碳合金工具钢的主要成分见表 1, 具体热物性参数参见表 2 和图 3。钢锭模材料 HT200, 密度 7 000 kg/m³, 导热系数为 26.3 W/(m·°C)。绝热板材料为轻质硅砖, 导热系数为 0.3 W/(m·°C)。线圈所用材料为铜, 电导率为 5.8×10^7 S/m。磁轭相对磁导率为 7 000 H/m。

表 1 钢锭材料主要成分(质量分数)

Table 1 Main chemical composition of the steel ingot material									
									%
C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Fe
0.8	0.4	0.25	0.01	0.005	1.0	0.8	0.24	0.07	余量

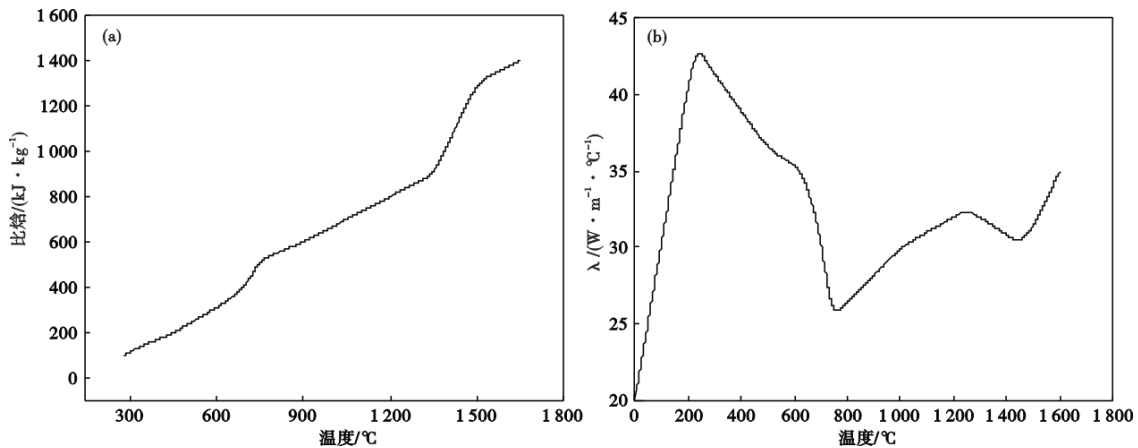


图3 钢锭热物性参数:(a)钢的焓值,(b)钢的导热系数

Fig. 3 Thermophysical parameters of the steel ingot : (a) enthalpy of the steel, (b) thermal conductivity of the steel

表 2 钢锭热物性参数

Table 2 Thermophysical Parameters of Steel Ingot

热物性	数值	热物性	数值
液相线/ $^{\circ}\text{C}$	1 464	密度/ $(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	7 050
固相线/ $^{\circ}\text{C}$	1 346	电导率/ $(\text{S}\cdot\text{m}^{-1})$	714 000
凝固潜热/ $(\text{J}\cdot\text{kg}^{-1})$	235 000	磁导率/ $(\text{H}\cdot\text{m}^{-1})$	1

1.5 初始及边界条件

钢液的初始温度为 $1\,500\text{ }^{\circ}\text{C}$, 钢锭模初始温度为 $100\text{ }^{\circ}\text{C}$, 外界环境温度为 $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。在凝固过程温度场模拟中, 传热边界采用第三类边界条件, 通过借鉴以往研究结果, 边界条件见表 3。

1.6 模型验证

30 t 钢锭凝固过程中, 对钢锭模宽面和窄面的表面中心点 (图 2 的测温点 1 和 2) 温度进行了现场监测与记录。将现场实测数据与模拟数据进行了对比, 如图 4 所示, 在凝固过程中, 各测点的实测值和模拟值之间的误差保持在允许范围内。

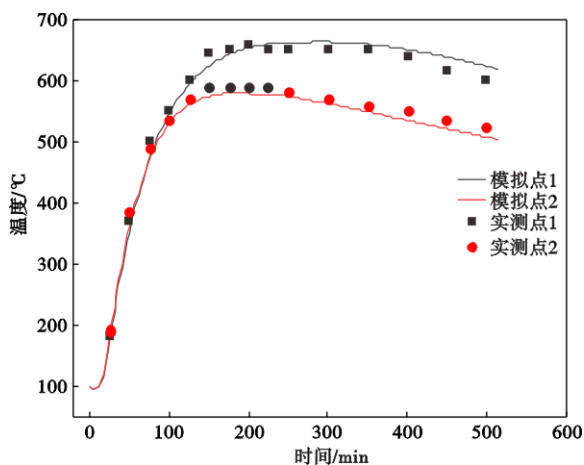


图 4 模拟与实验温度对比

Fig. 4 Comparison of simulated and experimental temperatures

2 电磁感应加热装置结构优化

本节模拟计算的工况设定如下: 频率为 50 Hz , 激励电流为 $1\,260\text{ A}$, 电磁感应装置与钢液表面的距离为 200 mm , 磁轭放置在线圈上方, 如图 5 所示。首先, 以感应线圈外形尺寸为基准, 逐步扩大磁轭

面积; 在确定最佳面积比例后, 进一步调整磁轭厚度, 以分析其磁场分布的影响。

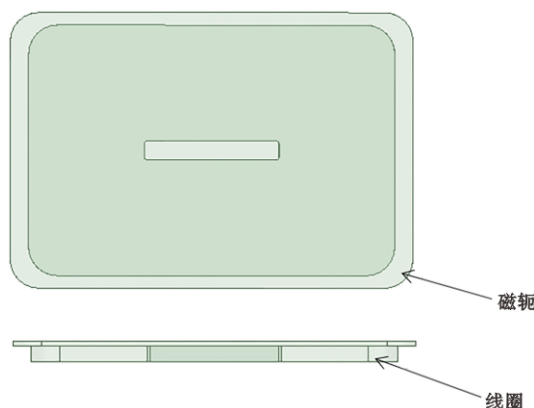


图 5 磁轭结构示意图

Fig. 5 Schematic diagram of the yoke structure

2.1 磁轭长宽比例增加对磁场分布的影响

将磁轭面积逐步扩展至线圈原始尺寸的 110% 、 130% 、 150% , 图 6 为不同比例下磁轭的磁感应强度分布, 从图 6 中可以看出, 这三种方案的高磁场区域的分布形态和范围基本一致, 但是边缘的低磁场区域的分布有着明显的变化, 主要特点是随着面积增大, 磁轭外围的低磁场区域范围明显扩大。

图 7 为矩形磁轭表面中心沿宽面和窄面水平方向上的磁感应强度分布规律。总的来看三条曲线均呈现出相似的变化趋势: 从中心开始磁感应强度从较低值随着距离的增加而单调递增, 但在宽面方向 400 mm 和窄面方向 300 mm 附近达到最大值, 随后又逐渐呈现单调递减趋势。在宽面方向当达到最大值后, 110% 比例的磁场强度下降的速率最快, 130% 比例的稍慢, 150% 比例的最为缓慢。窄面方向也是呈现了相同的规律。这个现象说明了虽然增大磁轭的长宽比例对于磁感应强度的峰值的大小和位置并没有改变, 但是对于磁场在空间中的维持能力得到了提升, 更大面积的磁轭为磁场提供了更好的横向延伸路径, 能更有效地抑制了磁场在越过峰值区域后向空气中的快速散射, 从而对磁场强

表 3 换热边界条件

Table 3 Heat transfer boundary conditions

接触面	换热系数/ $(\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot^{\circ}\text{C})$	接触面	换热系数/ $(\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot^{\circ}\text{C})$
钢液表面-外界环境	10	冒口-绝热板	50
绝热板-外界环境	20	钢锭-绝热板	100
冒口钢锭模-外界环境	55	钢锭-锭模	1 000

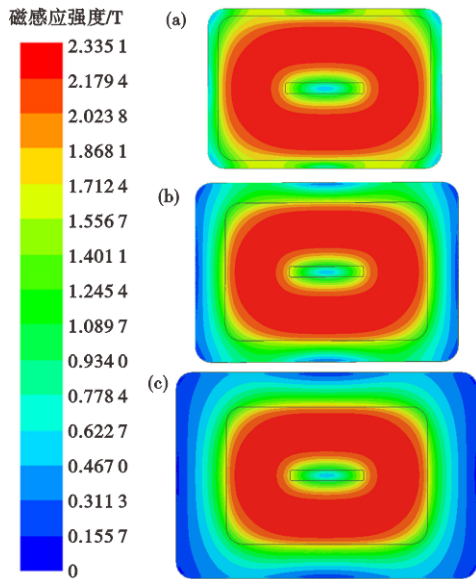


图6 不同比例下磁轭的磁感应强度分布云图:(a)110%; (b)130%;(c)150%

Fig. 6 Nephogram of magnetic flux density distribution in the yoke under different scales : (a)110%;(b)130%;(c)150%

度的衰减速率有了很大的减缓作用。

通过上述分析最终确定磁轭的长宽比例为130%,实际尺寸是长1 482 mm、宽1 014 mm。该比例相对于110%提高了磁场分布的均匀性并且有效抑制了边缘的磁漏;而与150%的比例相比,两者的衰减趋势相差不大,增幅也已经趋于平稳,但是为了避免磁轭的损耗和材料用量的增加,130%比例的尺寸更优。

2.2 磁轭厚度增加对磁场分布影响

将磁轭长宽比例固定在130%的条件下,增加其厚度,从15 mm增加到150 mm。图8为磁轭表面

的磁感应强度随着厚度的增加呈现出规律性的变化,从图8云图中可以看出,原本处于磁轭表面环形的高磁场区域正逐渐减小,梯度也越来越均匀。这一现象说明了增加磁轭的厚度能够有效提升其导磁的截面积,降低磁路磁阻,从而减少中心的局部磁通集中,使磁场分布更加均匀。

图9(a)是磁轭最大磁感应强度随其厚度的变化关系曲线。从曲线变化的趋势来看,随着厚度从15 mm增加到150 mm,磁感应强度呈现出递减的规律。当厚度小于60 mm时,曲线下落极为迅速,磁感应强度从2.33 T快速降到了1.0 T,说明在此厚度区间内对磁感应强度的作用明显;当厚度超过60 mm后,曲线进入了平缓的阶段,磁感应强度基本保持在0.8 T至1.0 T之间,变化的幅度最终趋于稳定。

图9(b)是磁轭厚度变化对冒口内钢液产生的感生焦耳热功率的影响变化曲线。可以看出,感生焦耳热功率随磁轭厚度增加表现出了先快速上升然后渐趋平缓的变化趋势。具体而言,当磁轭厚度由15 mm增加到30 mm的时候,功率从69.6 kW提升到了86.1 kW,增幅约为23.7%,随着厚度继续增加至150 mm时,功率却只上升到了88.45 kW。可以看出,继续增加磁轭的厚度所带来的增益也是十分有限,对冒口内钢液的感生焦耳热功率的提升已经达到了饱和,也说明磁路性能在此区间内趋于稳定了。

从分析磁轭的磁感应强度和冒口内钢液的焦耳热功率看,将120 mm厚度的磁轭确定为该设计下的优选值。在该厚度磁轭下,最大磁感应强度为0.87 T,正处于整个趋势的最低位,这样既能避免了磁饱和也保障的磁路长期稳定工作并且还降低了

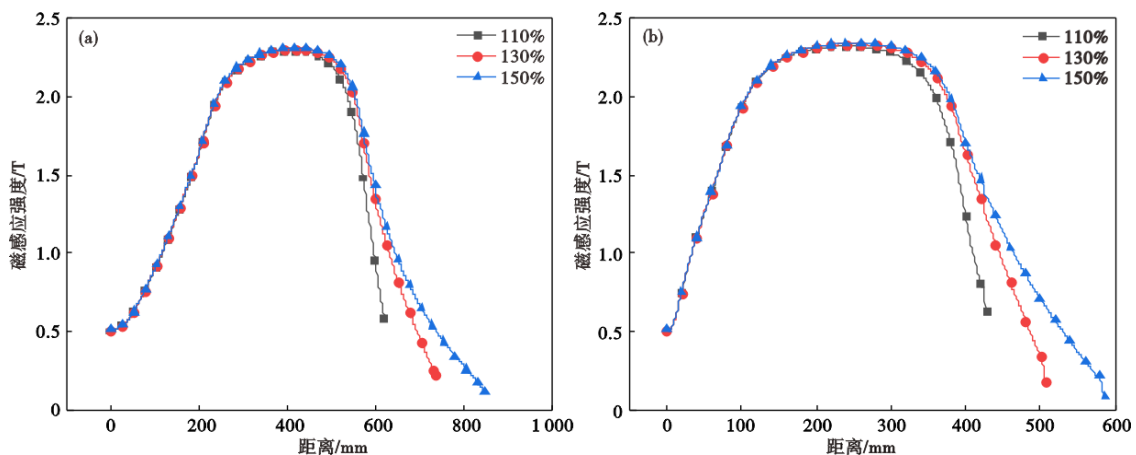


图7 磁轭表面的磁感应强度分布曲线:(a)宽面方向,(b)窄面方向

Fig. 7 Distribution curve of magnetic flux density on the yoke surface : (a) wide surface direction, (b) narrow surface direction

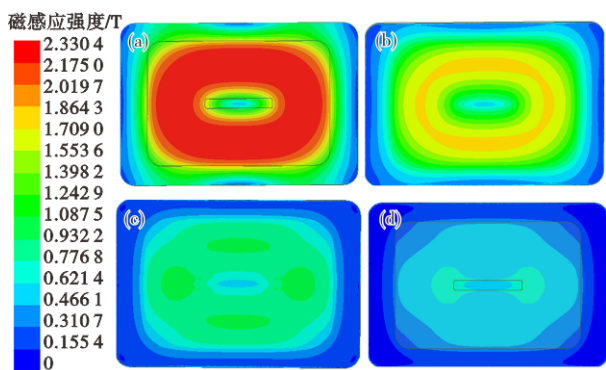


图8 不同磁轭厚度的磁感应强度云图:(a) 15 mm, (b) 30 mm, (c) 60 mm, (d) 120 mm

Fig. 8 Nephogram of magnetic flux density under different yoke thicknesses : (a) 15 mm, (b) 30 mm, (c) 60 mm, (d) 120 mm

局部过热等风险;而冒口内钢液的焦耳热功率也处于高位值满足了加热的需要。

3 有无磁轭结果对比与讨论

将在激励电流 692 A、工作频率 50 Hz、线圈距钢锭冒口钢液表面距离 200 mm(此间距设置绝缘耐火材料层,选用的是超轻质氧化锆-氧化锂系耐火砖)的工况下。对优化后加装磁轭(尺寸为 1 482 mm × 1 014 mm × 120 mm)的电磁感应加热装置与无磁轭方案进行对比分析。主要分析了磁轭对于钢锭冒口的磁场分布、加热效率以及钢锭凝固的影响。

3.1 磁场分布的影响

图 10 是感应加热装置宽面方向中心纵截面的磁感应强度矢量分布图,通过对比有无磁轭时的磁

场矢量的分布,直观展示了磁轭在导磁与聚磁方面作用。从图 10(a)可以看出,无磁轭的时候磁感应强度的矢量呈现双环形的发散状,空间上磁感应强度整体偏低。而在有磁轭的图 10(b)中,大部分的磁场被约束在了磁轭的内部,这样形成了集中的、规整的以及有序的导磁路径,从而抑制它向空间中随意地散射,将磁场更加集中地导向冒口内去。

图 11(a)对比了有无磁轭时冒口内钢液自由表面的磁感应强度分布。从图 11 中可以看出,有磁轭时的磁感应强度明显比无磁轭时的更高,但是两种工况下的磁场分布规律基本一致,表现为表面中心区域磁场最弱,沿窄面方向对称处出现了磁感应强度最大的区域,而在宽面与窄面的过渡区域相对较弱。而这样的分布则是与矩形线圈的磁场特性相关,与圆形线圈产生的轴对称磁场有所不同,这是由于在宽面方向有着更长的感应电流的路径和更大的面积,因此该区域聚集的磁通量也就越多,从而磁感应强度也就越强。无磁轭时冒口内钢液的磁感应强度最大值为 4.86×10^{-2} T,而有磁轭时增加到了 8.75×10^{-2} T,增幅约 80%。

图 11(b)为冒口内钢液自由表面感应焦耳热密度分布,无论是否存在磁轭,其分布形态基本保持一致。在截面中心区域,由于磁场方向垂直于液面,无法在水平面内形成有效涡流,因此,该区域几乎不产生焦耳热。而沿窄面方向上对称处则出现了焦耳热密度高的区域,这由于交变的磁场在导电钢液中产生的涡流密度在磁感应强度最大处达到峰值,其焦耳热功率密度又与涡流密度的平方成正比,所以,该区域焦耳热密度最大。尽管热源是非

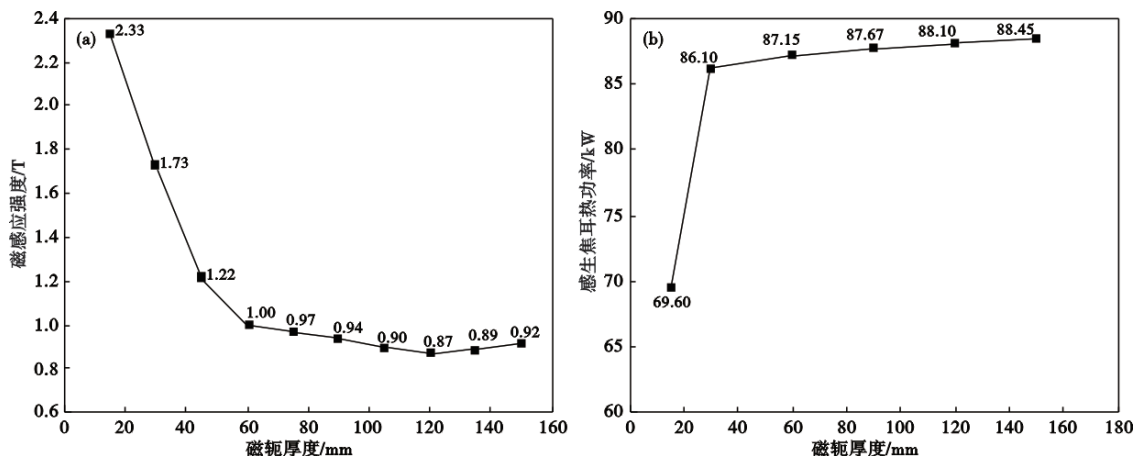


图9 磁轭厚度对磁感应强度与感生焦耳热的影响:(a)磁感应强度,(b)感生焦耳热

Fig. 9 Effect of Yoke Thickness on Magnetic Flux Density and Induced Joule Heating : (a) Magnetic flux density, (b) Induced Joule heating

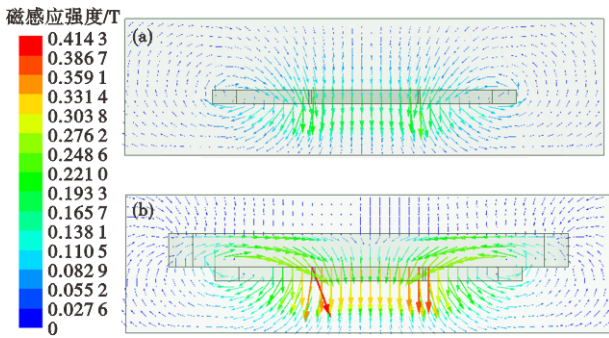


图 10 感应加热器宽面方向中心纵截面的磁感应强度矢量分布图:(a)无磁轭,(b)有磁轭

Fig. 10 Magnetic field vector distribution on the central longitudinal section along the wide surface direction of the induction heating device : (a) Without yoke, (b) With yoke

均匀分布,但是电磁感应加热在冒口钢液中不仅产生焦耳热,还产生电磁力。电磁力会驱动钢液流动,从而强化内部的热对流与热传导。在这种流动和传热的共同作用下,能促进热量从高温区域向低温区域的扩散。对于 30 t 大型钢锭而言,较长的凝固时间也为该均热的过程提供了充分的条件,从而能让冒口内的钢液处于长时间可补缩的状态下。无磁轭时钢液产生的感应焦耳热功率为 10.67 kW,加装磁轭后提高到了 26.58 kW,增幅约 2.5 倍。这一增加主要源于磁轭对磁场的有效约束和引导作用,提升了磁感应强度及焦耳热效应。

3.2 温度场分布的影响

图 12 是凝固时间为 480 min 时矩形钢锭中心纵截面的温度场分布云图,温度标尺上显示的 1 346~1 500 °C 表示钢液处于熔融状态。可以看出,无磁轭

时冒口的熔融区域比有磁轭的要小。图 13 是冒口几何中心至边缘水平温度分布曲线,图 13(a)为宽面方向,图 13(b)为窄面方向。当无磁轭时,沿宽面方向与窄面方向的温差分别达到了 142、70 °C。有磁轭时,宽面方向的温差从 142 °C 降到了 108 °C (降幅为 24%),绝对减少量达 34 °C;窄面方向的温差从 70 °C 降至 49 °C (降幅为 30%),绝对减少量为 21 °C。尽管窄面上的降幅百分比略高于宽面,但是宽面的绝对减少量比窄面高 13 °C。由此可知,感应加热装置所产生的焦耳热对于宽面温度的均匀性提高效果更好并且有效降低了因焦耳热分布不均导致的风险。

从上述分析得知,有磁轭条件下的温度曲线整体上移,且变化更为平缓,冒口区域的整体温度也得到了提高,其温度均匀性也有较大的改善,有利于维持钢液在长时间在冒口内的补缩能力。

3.3 冒口补缩效果的影响

图 14 为钢锭窄面方向中心纵截面的凝固云图,时间节点分别为 60、300、480 min。其中,图 14(a)-(c)为无磁轭下的凝固过程,图 14(d)-(f)为加装磁轭后的凝固过程。总体上来看,钢锭的液相分数都是随时间增加而逐渐降低,呈现出在横向上从外表面向内部推进,纵向上从底部向顶部推进的凝固趋势。当凝固时间为 480 min,无磁轭图 14(c)的钢锭冒口区域只有少量的液相区域,大部分的液相分数处于 0.5 以下;而有磁轭方案图 14(f)在冒口内部仍可观察到还有较高的液相区域,大部分液相分数处于 0.6 以上,说明该区域仍存有较多的液态。

图 15 为冒口线中心沿窄面方向的凝固坯壳厚

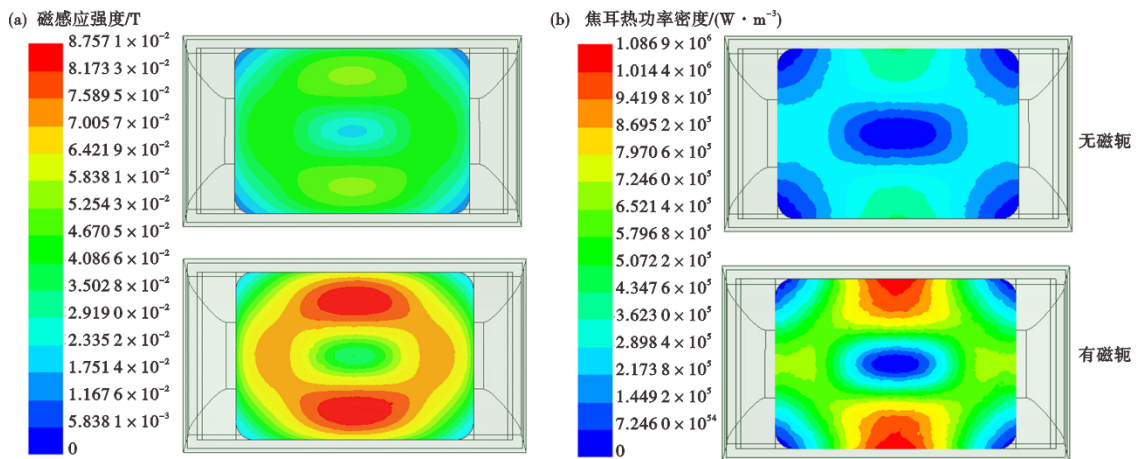


图 11 有无磁轭对冒口钢液自由表面的磁感应强度和焦耳热功率密度分布影响:(a)磁感应强度,(b)焦耳热功率密度

Fig. 11 Influence of Yoke on the Distribution of Magnetic Flux Density and Joule Heating Power Density at the Riser Free Surface : (a) Magnetic flux density, (b) Joule heating power density

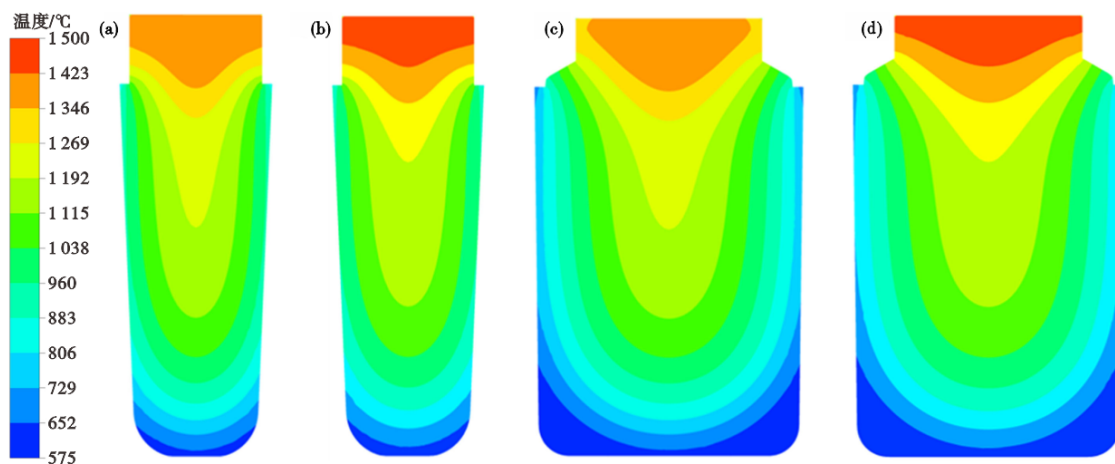


图 12 480 min 时钢锭中心纵截面的温度场分布云图:(a)与(c)无磁轭;(b)与(d)有磁轭

Fig. 12 Temperature field distribution contour on the central longitudinal section of the steel ingot at 480 min: (a) & (c) without yoke; (b) & (d) with yoke

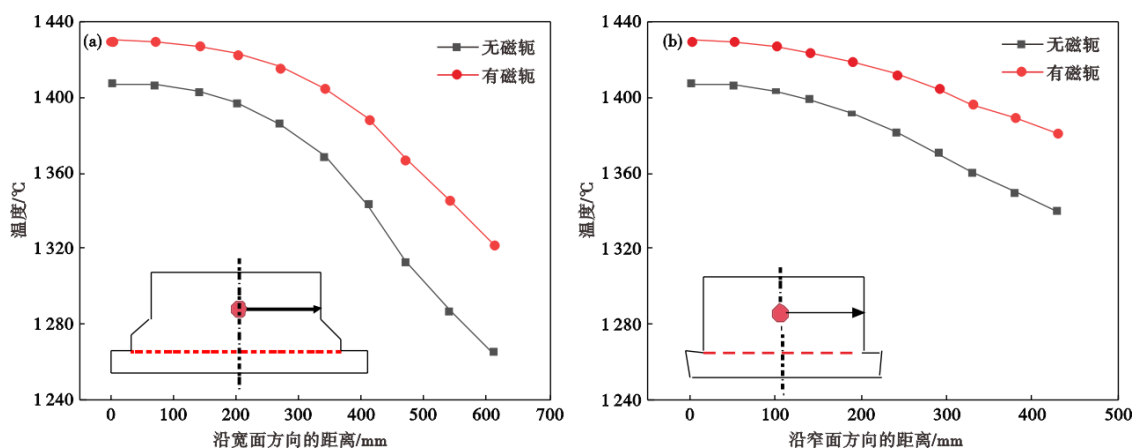


图 13 冒口几何中心至边缘水平温度分布曲线:(a)宽面方向,(b)窄面方向

Fig. 13 Horizontal temperature distribution curve from the geometric center to the edge of the riser : (a) along the wide surface direction, (b) along the narrow surface direction

度的变化规律。可以看出,两条曲线在初始阶段的增长趋势是相近的,但是当 120 min 后,无磁轭的凝固坯壳厚度逐渐超过有磁轭,在 480 min 时达到最大,而此时的无磁轭工况下的钢锭本体也已经凝固。这表明了在冒口区域磁轭有效地延缓了其凝固进程,其原因是磁轭的加入增强了冒口内钢液的磁感应强度和感应涡流,所产生的焦耳热源源不断地补偿冒口在凝固过程所损失的热量,从而抑制了凝固前沿的推进。这种改善不仅使冒口区域的温度梯度与压力条件得到提高,降低了钢液的流动阻力,还让补缩通道得以在更长时间内保持畅通,并且加装磁轭后钢锭本体的凝固时间延长了 18 min,从而提升了冒口的补缩效果。

4 结论

在 30 t 大型钢锭冒口正上方设置电磁感应装置后,加装磁轭的优化方案,借助 ANSYS 软件进行多物理场耦合数值模拟,系统开展了磁轭的尺寸优化设计,并对比分析了其与无磁轭方案的差异。基于模拟结果,得出以下主要结论:

1) 通过协同优化磁轭几何参数,确定了兼顾性能与成本的最优尺寸,将磁轭面积扩展至线圈的 130% (1 482 mm × 1 014 mm),有效抑制边缘漏磁、改善磁场均匀性;在此基础上将厚度增至 120 mm,使磁路工作在磁感应强度平缓的区域,也避免了磁饱和,同时还能将钢液焦耳热功率稳定在一定区间,实现了磁场分布、加热效率与经济性的平衡。

2) 优化后的磁轭结构在相同激励电流 692 A 的

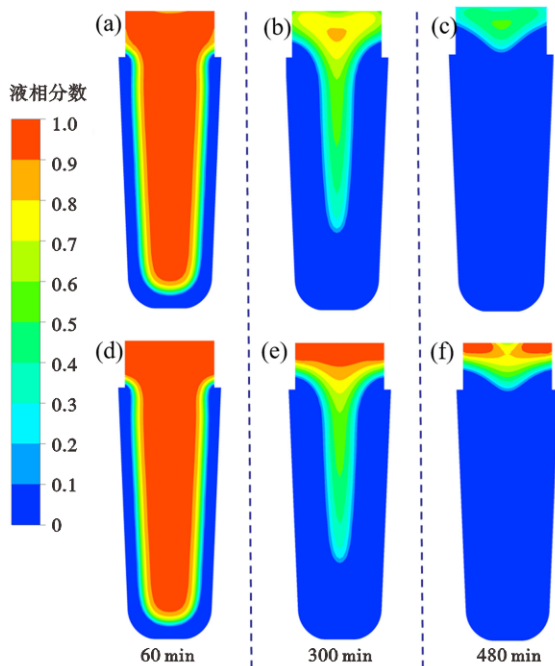


图 14 钢锭窄面方向中心纵截面的凝固云图:(a)–(c)无磁轭;(d)–(f)有磁轭

Fig. 14 Solidification cloud diagrams of the central longitudinal section along the narrow face direction of the steel ingot : (a) – (c) Without magnetic yoke; (d) – (f) With magnetic yoke

条件下,可将钢液表面的磁感应强度增加了约

参考文献

- [1] 柳百成. 加强产学研结合提高大型铸件自主创新能力[J]. 装备制造, 2008, (S1): 103-105.
- [2] 谢敬佩. 我国铸钢技术发展现状及趋势[J]. 铸造, 2022, 71 (4): 395-402.
- [3] 刘海钰, 康丽, 冯浩轩, 等. 大规格钢锭制备技术发展现状[J]. 铸造设备与工艺, 2021(3): 52-57.
- [4] 颜爱民. 中国铸造行业现状及发展对策[J]. 铸造技术, 2003, (2): 77-79.
- [5] 胡林. 钢锭设计原理[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2015: 130-133.
- [6] Patil P, Puranik A, Balachandran G, et al. FEM simulation of effect of mould wall thickness on low alloy steel ingot solidification [J]. Ironmaking & Steelmaking, 2016, 43(8): 621-627.
- [7] Khalajzadeh V, Beckermann C. Simulation of shrinkage porosity formation during alloy solidification [J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 2020, 51(5): 2239-2254.
- [8] 宫惠爽. 帽口保温砖结构对大型钢锭凝固过程的影响分析[J]. 大型铸锻件, 2021(3): 5-7.
- [9] 孔雪. 感应加热冒口升温特性及在典型平板铸钢件上的应用

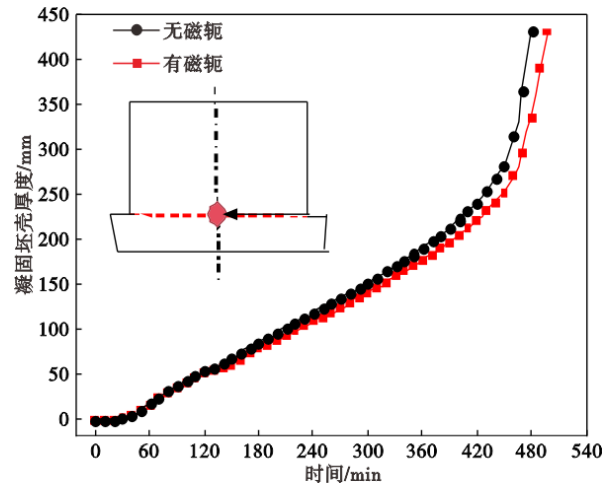


图 15 冒口线中心沿窄面方向的凝固坯壳厚度随时间变化曲线

Fig. 15 Variation of solidified shell thickness with time at the center of the riser line along the narrow face direction

80%, 将加热功率从优化前的 10.67 kW 提升到了 26.58 kW, 提高了约 2.5 倍; 冒口几何中心到边缘的温差分别降低了 24% 和 30%, 冒口区域的温度分布更加均匀, 钢锭凝固延缓, 冒口线补缩通道的时间延长了 18 min。实现了“小电流、大功率”的加热模式并且降低了线圈损耗, 有利于装置长期稳定运行。

[D]. 沈阳: 沈阳工业大学, 2016.

- [10] Tavakoli M H, Karbaschi H, Samavat F. Influence of workpiece height on the induction heating process [J]. Mathematical and Computer Modelling, 2011, 54(1-2): 50-58.
- [11] 尹衍良. 感应加热冒口装置设计及补缩效果的研究[D]. 沈阳: 沈阳工业大学, 2015.
- [12] Sun J L, Li S, Qiu C W, et al. Numerical and experimental investigation of induction heating process of heavy cylinder [J]. Applied Thermal Engineering, 2018, 134: 341-352.
- [13] 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.
- [14] 曾红波, 艾新港, 李胜利, 等. 减轻冲刷的单流通道式感应加热中间包结构优化数学模拟[J]. 特殊钢, 2021, 42(3): 1-6.
- [15] 赵红昌, 顾涛, 王明家, 等. 铸锭冒口感应加热技术研究[J]. 大型铸锻件, 2016(6): 10-14+21.
- [16] Liu N N, Xu C J, Lv Y, et al. Effect of electromagnetic induction coil position on feeding effect in steel ingot [J]. AIP Advances, 2022, 12(4): 045212.