

· 形变与相变 ·



步进式加热炉内管材温度场模拟试验与有限元模拟

徐乐天¹, 刘良勇¹, 李云龙¹, 徐耀文¹, 万五霞²

(1 武汉科技大学材料科学与工程学院, 武汉 430081; 2 大冶特殊钢有限公司钢管研究所, 黄石 435001)

摘要:采用试验及三维有限元数值模拟的方法研究了 4140 合金钢管材在步进式加热炉内的加热过程, 分析了管材的温度变化与温度分布。结果表明, 先入炉的钢管头部温度比中尾部高 30 ~ 50 °C, 沿钢管周向存在受热不均的现象, 当温度超过 800 °C 时, 管材各部分温差逐渐减小, 整体温度趋于均匀; 在奥氏体化温度以下, 钢管升温速率由 0.35 °C/s 逐渐减低至 0 °C/s, 相变完成之后小幅升高后再次降低; 钢管头尾部温度高于中部, 影响区在 200 mm 以内, 400 °C 左右与端面温差达到最大 117 °C, 计算终了温差逐渐减小至 2 °C 以内; 模型计算结果与实测温度吻合较好, 当钢管内表面按绝热边界处理时, 对温度影响较小, 在精度允许的条件下可以以此简化模型。

关键词:加热炉; 温度场; 管材; 有限单元法; 模拟

DOI:10.20057/j.1003-8620.2023-00073 中图分类号: TG156.1

Simulation Trial and Finite Element Simulation Study on Temperature Field of Pipes in Walking Beam Reheating Furnace

Xu Letian¹, Liu Liangyong¹, Li Yunlong¹, Xu Yaowen¹, Wan Wuxia²

(1 School of Materials Science and Engineering, Wuhan University of Science and Technology, Wuhan 430081, China; 2 Steel Pipe Products Institute Daye Special Steel Co., Ltd., Huangshi 435001, China)

Abstract: The heating process of 4140 alloy steel pipe in the walking beam reheating furnace was studied by means of experiment and three-dimensional finite element numerical simulation, the temperature change and distribution of the pipe were analyzed. The results showed that the temperature of the head of the steel pipe entering the furnace first was 30-50 °C higher than that of the middle and tail part, and there was uneven heating phenomenon along the circumference of the steel pipe. When the temperature exceeded 800 °C, the temperature difference between each part of the pipe gradually decreased, and the overall temperature tended to be uniform. Below the austenitizing temperature, the heating rate gradually decreased from 0.35 °C/s to 0 °C/s, and when the austenitization was complete, it increased slightly and then decreased again. Compared to the middle section, the temperature was higher at both the end and the head of the steel pipe, and the influencing area was less than 200 mm. When the temperature was about 400 °C, the temperature difference between the end surface and the middle was the largest, reaching 117 °C. However, the temperature difference gradually decreased to less than 2 °C at the end of the calculation. The simulation results were in good agreement with the measured value. When the inner surface of the steel pipe was treated as adiabatic boundary, it had relatively little influence on the temperature, which could make it possible to simplify the model roughly.

Key Words: Reheating Furnace; Temperature Field; Pipe; Finite Element Method; Simulation

4140 合金钢经过调质处理后具有良好的强度、韧性、抗疲劳性以及耐磨性^[1-2], 广泛应用于机械制造、汽车、石油和天然气等领域。坯料再加热在调质热处理过程中具有重要的地位, 直接影响最终产品的组织以及力学性能^[3-5]。通过数值模拟的方式对加热炉内坯料的温度场进行计算, 可以准确预测坯料内部温度场的分布、了解加热过程中的坯料升温情况, 对优化热处理工艺、提升产品各项性能指标具有重要指导意义, 许多学者做了大量的研

究^[6-10]。基本方法是对坯料建立导热微分方程, 采用有限单元^[7]或有限差分^[11]等方法求解坯料温度场随加热时间的变化情况^[12]。但是, 目前的研究主要针对板坯加热^[6-7], 对三维管材加热温度场的研究较少^[13], 尤其是管材内表面的处理方式有待进一步深入研究。为此, 以 4140 合金管材为研究对象, 采用步进式加热炉加热、热电偶实测温度与有限元建模数值模拟相结合的方法, 建立三维温度场模型, 对钢管正火加热过程进行温度场模拟计算, 并将计算

结果与实测温度进行比较分析。预期获得具有较高精度的管材加热温度模型,从而为优化加热工艺提供依据,降低生产能耗,提高产品质量,提升企业竞争力。

1 试验材料与模拟试验方案

1.1 试验材料与方法

采用的试验钢为 4140 合金钢管材,长度 92 400 mm,外径 273 mm,壁厚 30 mm。管材加热设备为步进式加热炉,分加热段和均热段,其长度比为 1:3。均热段温度为 880 °C,加热段比均热段温度低 20 °C。管材在炉内移动速度为定值,在炉时间总计为 103 min。

为测量钢管在加热过程中的温度变化,9 个热电偶分三组装在钢管的头部、中部和尾部。头部热电偶距离端面 200 mm,尾部热电偶距离端面 1 500 mm,中部热电偶位于钢管全长一半位置。每组三个热电偶呈环形相距 120° 分布,其中 1 个距离钢管外壁 1 mm,1 个距离管内壁 1 mm,第 3 个在管壁中心位置。每个测温点在沿钢管轴线方向打一个深 60 mm 直径 4 mm 的孔来安装铠装 K 型热电偶。采用高温高频防水炉温跟踪仪(SMT-14-3000-1300-K)记录加热过程中的温度。热电偶布置示意图如图 1 所示。

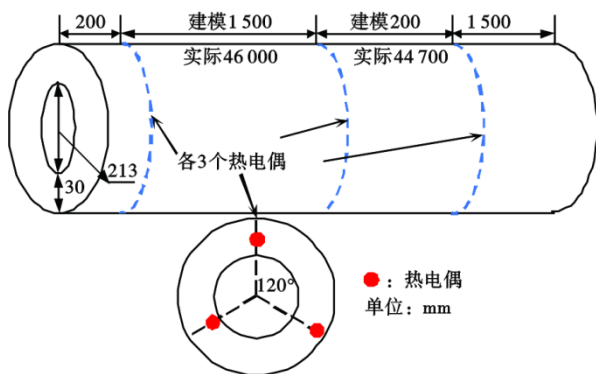


图 1 钢管建模尺寸及热电偶布局示意图

Fig. 1 Schematic diagram of steel pipe modeling dimensions and thermocouple layout

1.2 模拟试验方案

1.2.1 过程描述与建模假设

约定钢管先入炉为头部,在加热炉内依次经过加热段和均热段,入炉同时开始测温。由于钢管炉内加热是一个复杂过程,为保证建模的可行性,做如下假设与简化:(1)钢管入炉不影响炉内温度;

(2)忽略管材与步进梁之间的热交换;(3)炉气黑度与管材黑度不发生变化;(4)管材沿周向传热条件相同;(5)相同温度下不同节点的热物性参数相同;(6)钢管内部空气处于非流动状态;(7)炉气温度保持恒定;(8)不考虑氧化铁皮的影响。

1.2.2 导热微分方程

建立管材导热微分方程,如式(1):

$$\frac{dT}{dt} = \frac{\lambda}{\rho c} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{q}{\rho c} \quad (1)$$

式中: T 为温度, K; t 为时间, s; x, y, z 为直角坐标系的三个垂直方向的坐标, m; λ 为导热系数, W/(m·K); ρ 为密度, kg/m³; c 为比热容, J/(kg·K); q 为内热源生成的热量, J。

1.2.3 物性参数

4140 试验钢的化学成分(wt.%)为 Fe-0.4C-0.93Mn-0.25Si-1.0Cr-0.22Mo。其密度、比热容和导热系数见表 1。

表 1 不同温度下 4140 钢的热物性参数

Table 1 Thermal conductivity parameters of 4140 steel at different temperatures

温度/°C	密度/ (10 ³ kg·m ⁻³)	比热容/ [J·(kg·K) ⁻¹]	导热系数/ [W·(m·K) ⁻¹]
25	7.833	458	41.014
125	7.804	496	41.479
225	7.773	535	40.900
325	7.741	580	39.455
425	7.707	635	37.429
525	7.672	707	35.161
625	7.635	827	32.802
725	7.640	1210	26.995
825	7.618	601	26.644
900	7.578	613	27.543

在加热过程中假设钢管内部始终充满静止状态的空气,与钢管内壁存在热对流现象。计算所采用的空气物性参数见表 2。

1.2.4 几何模型与网格划分

经过试计算,钢管端部对中部温度的影响范围有限,鉴于钢管长度方向上的维度远大于壁厚方向,为减少计算量,对钢管长度做合理简化,尺寸如图 1 所示。模型全长 3 400 mm,头尾监测温度点与实际一致,中部在钢管模型长度一半的位置。采用有限元软件,对管材进行三维六面网格划分。沿管壁厚度方向网格尺寸为 5 mm,长度方向上布局热电偶前后 100 mm 内网格尺寸为 10 mm,其它部分为

表2 不同温度下空气的热物性参数

Table 2 Thermal conductivity parameters of the air at different temperatures

温度/°C	密度/ ($10^3 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	比热容/ [$\text{J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$]	导热系数/ [$\text{W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$]
0	1.292 0	1.006	0.243
100	0.946 7	1.012	0.316
200	0.745 1	1.014	0.382
300	0.616 8	1.030	0.444
400	0.523 8	1.051	0.509
500	0.456 7	1.075	0.559
600	0.404 3	1.099	0.611
700	0.362 6	1.121	0.663
800	0.328 9	1.159	0.713
900	0.300 9	1.183	0.762

100 mm。钢管网格划分效果如图2所示。

1.2.5 初始条件和边界条件

模型初始条件设定为:入炉前钢管和钢管内部空气为25 °C。

边界条件包括单元面热对流、热辐射边界、温度约束以及内热源。单元面热对流一方面为炉内热空气接触管材外表与端部时产生的对流换热,另外一方面是管材内表面与管材内部空气进行的热交换。热辐射主要是加热炉内壁高温产生的辐射传递到管材的表面与端部。将这两种换热进行综合考虑便可以得到式(2)^[14]。

$$q = C_{\text{gwm}} \left[\left(\frac{T_{\text{g}}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{\text{m}}}{100} \right)^4 \right] \quad (2)$$

式中: q 为钢管得到的热量,J; T_{g} 、 T_{m} 分别为炉壁与钢管的温度,K; C_{gwm} 为炉气与炉壁对金属的综合换热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$,可以使用式(3)进行计算^[14]。

$$C_{\text{gwm}} = \frac{C_0 \varepsilon_{\text{g}} \varepsilon_{\text{m}} [1 + \varphi_{\text{wm}} (1 - \varepsilon_{\text{g}})]}{\varepsilon_{\text{g}} + \varphi_{\text{wm}} (1 - \varepsilon_{\text{g}}) [\varepsilon_{\text{m}} + \varepsilon_{\text{g}} (1 - \varepsilon_{\text{m}})]} \quad (3)$$

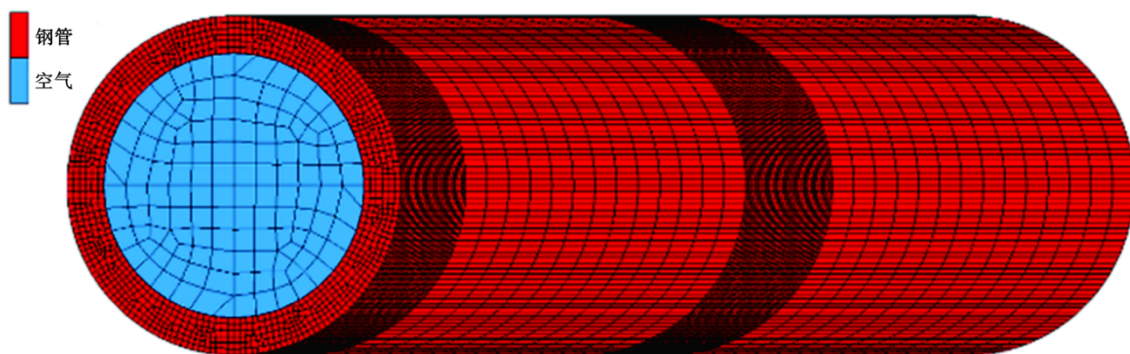


图2 钢管网格划分

Fig. 2 Grid division of steel pipe

式中: C_0 为玻尔兹曼常数, J/K ; ε_{g} 、 ε_{m} 分别为实际炉气黑度与钢管黑度; φ_{wm} 为加热炉炉壁对于管坯辐射传热的角系数。综合换热系数受诸多因素影响,可以参考文献[15]进行确定。

炉气温度和钢管内空气两端温度设为固定值870 °C。

当钢管温度超过 A_{c1} 温度时,发生奥氏体化,不考虑加热温度的影响,奥氏体化动力学可以用Avrami公式来描述^[16],如式(4)。

$$v = 1 - \exp(-bt^n) \quad (4)$$

式中: v 为转变奥氏体体积, m^3 ; t 为时间,s; b 、 n 为由成分决定的无量纲参数。当奥氏体开始时会有相变潜热的吸收,热量变化 q 与相变体积的关系可以由式(5)表示。

$$q = \Delta H \frac{\Delta v}{\Delta t} \quad (5)$$

式中: Δv 为相变前后奥氏体体积变化; Δt 为时间步长,s; ΔH 为焓变, kJ/kg ,可由式(6)计算得到^[17]。

$$\Delta H = -3.05 \times 10^8 + 9.26 + 10^3 T + 9.91 T^2 \quad (6)$$

为了研究钢管内壁不同的处理方式对模拟结果的影响,设置3种不同模拟条件,其边界条件与初始条件见表3。

2 结果与讨论

2.1 边界条件讨论

管材不同于板坯,在加热过程中,除了端部很小的范围,管材内部由于自身的遮挡并不会直接受到炉壁辐射,高温炉气的热对流效果也会受到很大的影响。所以理论上不应使用与钢管外壁相同的边界条件来处理钢管内壁。3种不同处理方式对钢管温度的影响对比如图3所示。可以明显看出,内部按绝热边界处理与填充静止空气对钢管温度的影响很小。这主要是由于空气的密度小,比热容大

表 3 模拟钢管加热三种边界条件与初始条件
 Table 3 Three initial and boundary conditions of simulation on heating steel pipes

模拟状态	外表面综合换热系数/ [W·(m ² ·K) ⁻¹]	内表面对流换热系数/ [W·(m ² ·K) ⁻¹]	初始钢管内空气 温度/°C	初始炉气温度/°C	初始管内空气 端面温度/°C
(1)内壁存在对流	50	50	25	900	870
(2)内壁视为绝热	50	0	-	900	-
(3)内外壁条件相同	50	50	900	900	870

约只有钢的 1/500。因此,当精度要求不高时,内表面可以按照绝热边界条件处理。但是,将内表面边界条件设置为与外表面相同就会显著增加钢管的升温速度,最高有近 200 °C 的差异,明显与实际不符。主要原因是钢管的几何因素导致的封闭性,沿轴线方向很长,空气比热容和热导率都很小,通过端面无法快速将热量传递至管材内部。由于第(1)种边界条件更贴近实际情况,因此,以此边界条件进行后续计算。

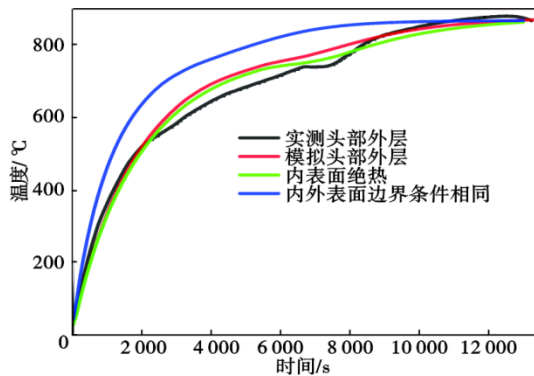


图 3 不同内表面处理方式下模拟温度曲线比较

Fig. 3 Comparison of simulated temperature curves using different boundary conditions on inner surface

2.2 管材实测温度与模拟温度

不同位置热电偶的实测温度与模拟温度分别如图 4 和图 5 所示。所有实测与模拟温度均呈现先

快速上升后趋于平缓的趋势,12 000 s 之后基本达到目标温度。从图 4 中可以看出,在 800 °C 以下,头部温度一般要比中部和尾部温度高 30 ~ 50 °C,而中部和尾部温度差异较小,推测主要原因是冷的钢管入炉降低了炉气温度^[18]。800 °C 以上头部、中部和尾部温度逐渐趋于一致。模拟值与实测值整体吻合较好,相变温度以下计算值略高于实测值,相变温度以上计算值略低。

值得注意的是,所有温度曲线在 738 °C 左右都有一个温度停滞平台。这主要是在该温度范围内,钢发生由铁素体+珠光体向奥氏体的转变,奥氏体化过程会伴随有相变潜热的吸收,会导致温度不变现象的发生。当奥氏体化过程结束,温度继续上升,直至目标温度。

图 5 给出沿壁厚方向不同位置温度变化曲线。可以看出,500 °C 以下中层和外层温度相差不大,内层温度低,与外层有几度至几十度的温差。当继续加热至 750 °C 之前,中层温度最高,外层温度最低。理论上钢管的热源方向应该始终是由外向内,外层温度应该始终高于中层及内层。目前实测值的这种反常现象,推测主要是由于加热炉内复杂的工况引起的,包括步进梁的接触、管材的移动及加热炉对钢管表面辐射程度的均匀性等。而且外层、中层和内层是沿周向 120° 分布,这势必会引起辐射角的差异。当温度继续上升,沿着管壁方向相互之间温差越来越小至 10 °C 以内

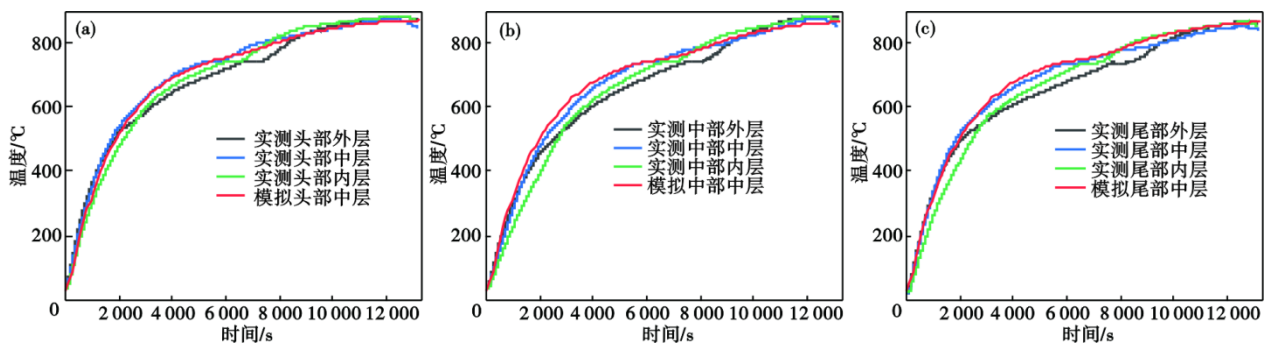


图 4 沿钢管轴向实测与模拟温度曲线:(a)头部,(b)中部,(c)尾部

Fig. 4 Measured and simulated temperature curves along the steel pipe axis : (a) head, (b) middle, (c) tail

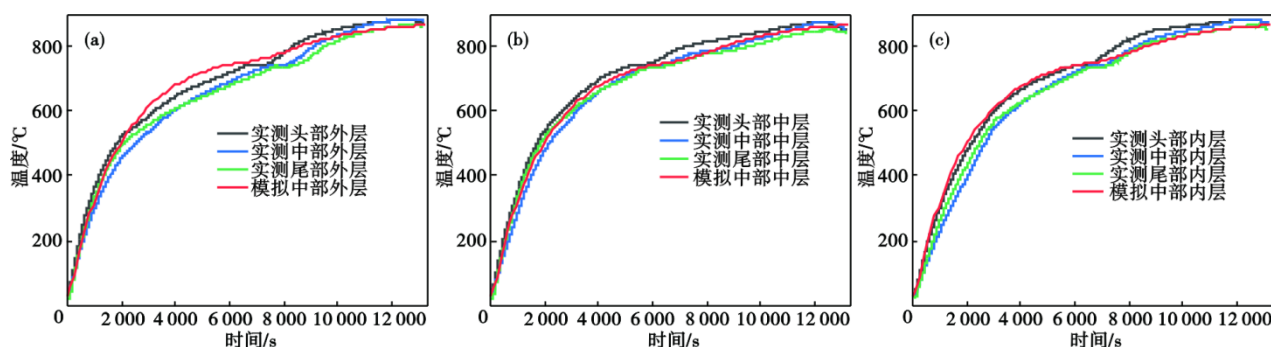


图5 沿管壁方向实测与模拟温度曲线:(a)外层,(b)中层,(c)内层

Fig. 5 Measured and simulated temperature curves along the pipe wall direction : (a) outer layer, (b) middle layer, (c) inner layer

头部沿壁厚方向温度的比较如图6所示,由图6可知,外层始终高于中层和内层,而且内外温差只有5℃左右。由边界条件可知,热流方向始终由外指向圆心,因此外层温度最高。4140钢相对较高的热导率,使得内外层温差很小。

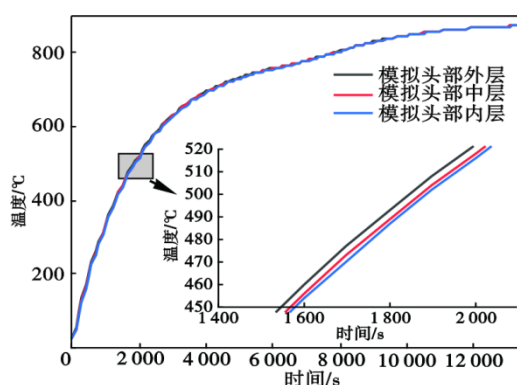


图6 沿管壁不同位置温度模拟值比较

Fig. 6 Comparison of simulated temperature results at different positions along the pipe wall direction

2.3 加热速率变化模型

利用钢管中部外层实测温度得到加热速率如图7所示。可以看出在加热开始的100℃以内,加热速率相对较高,保持在0.35℃/s左右,随后便开始下降,在738~740℃出现极小值,该温度段与图4和图5中温度停滞段相对应。相变前加热速率逐渐减小主要是两方面原因,一是管材温度与炉温温差在逐渐减小,二是随着温度的升高,钢的比热容逐渐增大。相变完成后加热速率又再次上升,高于相变前,主要是由于奥氏体比热容比铁素体+珠光体组织的要小。随后由于逐渐达到目标温度,加热速率再次降低。

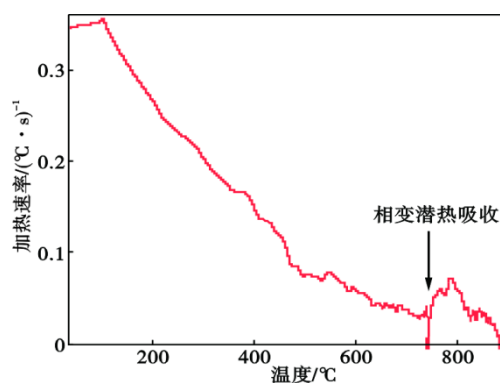


图7 中部外层加热速率与温度的关系

Fig. 7 The relation between the heating rate and temperature in the central outer layer

2.4 计算温度分布

模拟管材出炉后三维温度云图如图8所示。可以看到温度分布呈轴对称,管材两端一定范围内温度稍高。端部温度较高与其比表面积大直接相关。将离端面不同距离点的计算温度进行统计,如图9所示。可以看出与端面的温差先增大后减小,并且距离端面越远,温差越大。300 mm处最大温差117℃。但是,距离200 mm与300 mm处温度曲线差异很小,说明端面的影响范围小于200 mm。

通过实测温度分析可以看出,加热过程大致可以分为三个部分:500℃以下,500℃至相变温度,相变完成至目标温度。沿厚度方向的温差证明管材受热不均匀,在加热过程中势必会有氧化铁皮的产生、开裂甚至脱落等,入炉先后顺序也影响加热效果,这些因素都影响了边界条件的确定。因此,要提高计算精度可以将加热过程分段处理,综合考虑上述影响因素确定动态的边界条件。

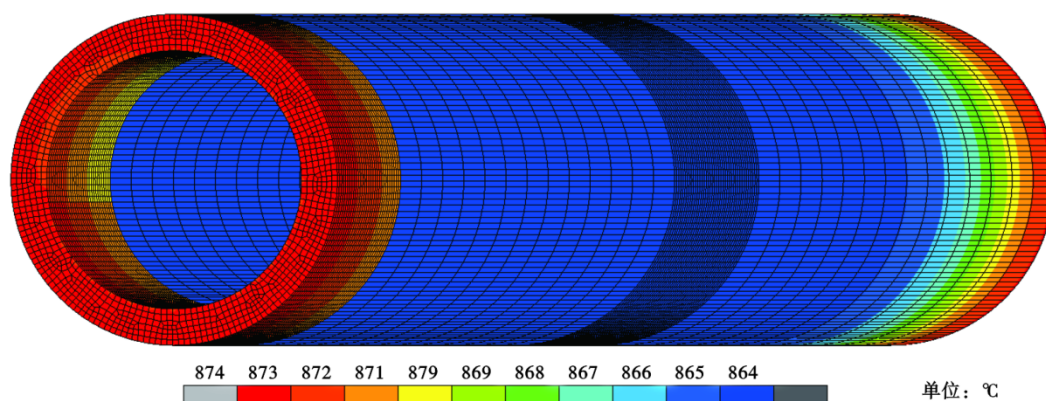


图8 模拟管材出炉后温度场
Fig. 8 Temperature field simulation of the pipe at the end of heating process

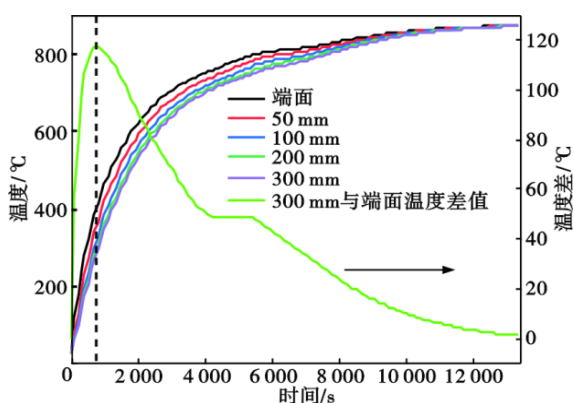


图9 与端面不同距离处加热温度比较
Fig. 9 Comparison of simulated temperature curves using different boundary conditions on inner surface

2.5 工业应用

从图4和图5看出,在现有的加热制度下,经过13 400 s的加热,钢管实际温度已超过目标温度。过高的温度及过长的保温时间将增加燃料消耗,延长生产周期,提高产品的制造成本。另外由图9可知,12 000 s之后钢管端部与中间位置的温差已缩小至5 °C以内,可以忽略。因此,调整了加热制度,缩短加热时间至12 000 s,经过检测屈服强度超过630 MPa,抗拉强度约770 MPa,断后伸长率和断面收缩率分别超过27%和64%。各项性能指标超过标准要求,具体见表4。从表4结果可以验证,缩短总加热时间后可保证力学性能,后续可以针对加热时间和加热温度再做进一步的优化。

表4 钢管力学性能

Table4 Mechanical properties of the steel pipe

项目	屈服强度/ MPa	抗拉强度/ MPa	断后伸长 率/%	断面收缩 率/%
标准	552 ~ 655	≥655	≥20	≥45
样品一	636	771	28	65
样品二	632	769	27	64

3 结论

(1)入炉顺序影响管材的温度分布,先入炉的头部温度比中尾部高30~50 °C,炉内钢管沿周向受热不均,沿周向同样存在30~50 °C的温度差异。当相变完成高于800 °C时,管材各部分温差逐渐减小,整体温度趋于均匀。

(2)随温度上升,管材加热速率由最高0.35 °C/s降至0 °C/s,相变完成之后,小幅上升后再次减小,奥氏体化过程中相变潜热的吸收抑制温升。

(3)管材头尾温度高于中部,端部影响区小于200 mm。400 °C左右端面与中部最大温差117 °C,随温度升高温差逐渐减小至2 °C以内。

(4)本模型计算结果与实测温度吻合较好,证明其有效性。钢管内表面按绝热边界处理与按静止空气处理对计算结果影响较小,在精度允许的条件下可以简化采用。

(5)基于试验及模拟结果,优化加热工艺,由原13 400 s的总加热时间缩短至12 000 s后,产品各项性能均满足要求。

参考文献

[1] Genel K, Demirkol M, Capa M. Effect of ion nitriding on fatigue behaviour of AISI 4140 steel[J]. Materials Science and Engineering;

A, 2000, 279(1-2): 207-216.

[2] Ulutan M, Celik O N, Gasan H, et al. Effect of different surface

- treatment methods on the friction and wear behavior of AISI 4140 steel[J]. *Journal of Materials Science & Technology*, 2010, 26(3): 251-257.
- [3] Wang J, Xu Z N, Lu X F. Effect of the quenching and tempering temperatures on the microstructure and mechanical properties of H13 steel[J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2020, 29(3): 1849-1859.
- [4] 李仲昱, 王晓国, 戴益波, 等. 调质处理对 22MnCrNiMo 钢闪光焊焊缝组织与力学性能的影响[J]. *特殊钢*, 2021, 42(3): 71-75.
- [5] 成慧梅, 冯俊鹏, 孙电强, 等. 调质处理工艺对微合金化 Q960E 钢 70 mm 板组织性能的影响[J]. *特殊钢*, 2022, 43(5): 78-81.
- [6] 向国进, 罗 许, 耿乃涛, 等. 基于步进式加热炉的钛坯加热过程温度场研究[J]. *钢铁钒钛*, 2021, 42(6): 191-198.
- [7] 金 明, 倪红卫, 张 华, 等. 步进式加热炉内板坯温度场模拟分析[J]. *武汉科技大学学报*, 2016, 39(4): 248-252.
- [8] 徐 东, 祭 程, 朱苗勇, 等. 步进式加热炉内钢坯加热过程的模拟研究[J]. *东北大学学报(自然科学版)*, 2013, 34(2): 244-247+251.
- [9] Kim M Y. A heat transfer model for the analysis of transient heating of the slab in a direct-fired walking beam type reheating furnace [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2007, 50(19): 3740-3748.
- [10] 韩怀宾, 虞学庆, 白瑞娟, 等. 基于加热炉埋偶实验的 GCr15 钢坯心部温度预测[J]. *特殊钢*, 2023, 44(2): 1-6.
- [11] Dubey S K, Srinivasan P. Steel billet reheat simulation with growth of oxide layer and investigation on zone temperature sensitivity[J]. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2014, 28(3): 1113-1124.
- [12] 冯亮花, 刘 坤, 康小兵, 等. 步进式加热炉板坯温度场数值模拟[J]. *辽宁科技大学学报*, 2011, 34(1): 39-43.
- [13] 赵 欣, 陈正宗, 赵海平. 马氏体耐热钢大型管坯加热工艺模拟[J]. *金属热处理*, 2022, 47(4): 208-212.
- [14] 蔡乔方. 加热炉[M]. 3版. 北京: 冶金工业出版社, 2007.
- [15] Kolenko T, Glogovac B, Jaklič T. An analysis of a heat transfer model for situations involving gas and surface radiative heat transfer[J]. *Communications in Numerical Methods in Engineering*, 1999, 15(5): 349-365.
- [16] Haidemenopoulos G N. *Physical metallurgy principles and design* [M]. Boca Raton, Florida: Taylor & Francis CRC Press, 2018.
- [17] Denis S, Farias D, Simon A. Mathematical model coupling phase transformations and temperature evolutions in steels[J]. *ISIJ international*, 1992, 32(3): 316-325.
- [18] Han S H, Baek S W, Kang S H, et al. Numerical analysis of heating characteristics of a slab in a bench scale reheating furnace [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2007, 50(9): 2019-2023.

“讲文明树新风”公益广告

绿色环保
人人有责