

重轨端部淬火温度场与相变的计算机模拟

张 敏¹ 赵 刚¹ 胡瑞海¹ 李文凯¹ 陈先舟² 楚双学² 董茂松²

(1 武汉科技大学材料与冶金学院, 武汉 430081; 2 武汉钢铁集团公司, 武汉 430083)

摘 要 运用有限元法对 U71Mn 钢(% : 0.65 ~ 0.76C, 0.15 ~ 0.35Si, 1.10 ~ 1.40Mn, ≤0.030V, ≤0.025Ti) 重轨端部电磁感应加热 55 s, 空冷 8 s, 喷风冷却 42 s, 空冷至常温的热处理过程进行了计算机模拟分析, 计算机图形学理论动态显示轨端内部任意时刻的温度分布、组织分布。模拟结果表明, 在该冷却条件下淬火后端部横断面组织为细片状珠光体(索氏体 + 托氏体), 无马氏体、贝氏体等组织, 与实验结果相吻合。

关键词 重轨 端部淬火 温度场 相变 计算机模拟

Computer Simulation on Temperature Field and Phase Transformation of Quenching Heavy Rail End

Zhang Min¹, Zhao Gang¹, Hu Ruihai¹, Li Wenkai¹, Chen Xianzhou², Chu Shuangxue² and Dong Maosong²

(1 College of Materials Science and Metallurgical Engineering, Wuhan University of Science and Technology, Wuhan 430081; 2 Wuhan Iron and Steel Group Corp, Wuhan 430080)

Abstract A computer simulation analysis on heat treatment process (electromagnetic induction heating for 55 s, air cooling for 8 s, wind cooling for 42 s then air cooling to ambient) of heavy rail end of steel U71Mn (% : 0.65 ~ 0.76C, 0.15 ~ 0.35Si, 1.10 ~ 1.40Mn, ≤0.030V, ≤0.025Ti) has been carried out by using finite element method and computer graphics theory to dynamically display the distribution of temperature and structure in rail end at any time. Simulation results show that at the cooling condition the quenched structure of cross section of rail end is fine lamella pearlite (sorbite + troostite) without martensite and bainite structure to meet the experimental results.

Material Index Heavy Rail, End Quenching, Temperature Field, Phase Transformation, Computer Simulation

运用 Deform-HT 有限元软件, 结合钢厂的实际冷却工艺, 对重轨端部淬火过程的温度场及相变进行了模拟。

1 重轨淬火的数值模型

由于重轨加热或冷却温度的不均匀会引起淬火后重轨的内应力、变形和开裂, 因此重轨端部淬火过程数值模拟的第 1 步为温度场的数值模拟, 然后将温度场的计算结果作为输入参数来计算工件淬火时的瞬时应力和应变, 预测淬火后重轨端部的组织分布。

1.1 温度场

柱坐标系下, 轴对称温度场计算的控制方程为:

$$\lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + q' = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1)$$

式中: λ - 材料的导热系数; ρ - 材料密度; c_p - 材料比定压热容; T - 工件的瞬态温度; t - 过程进行的时间; r, z - 分别为沿径向和轴向坐标; q' - 相变潜热的热流密度。

由于重轨横截面的形状没有规则, 这里采用有

限差分方程来计算温度场。根据有限差分法的定义, 热传导偏微分方程的二点差分格式可写成:

$$\alpha \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right)_i + (1 - \alpha) \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right)_{i-\Delta t} = \frac{1}{\Delta t} (T_i - T_{i-\Delta t}) \quad (2)$$

当 $\alpha = 1$ 时是向后差分, 当 $\alpha = 0$ 时是向前差分, 当 $\alpha = 1/2$ 时是 Crank-Nicolson 格式, 当 $\alpha = 2/3$ 时是 Galerkin 格式, 其中 C-N 格式和 G 格式都有较高的计算精度, 而且无条件稳定^[1,2]。

瞬态温度场求解时, 需相应的初始条件和边界条件, 在这个模型中, 初始条件为淬火加热前重轨的温度, 可设为常值。边界条件是指重轨外表面与周围环境的热交换情况, 本模型中为对流和辐射混合的换热边界, 可用第 3 类边界条件表示^[3]:

$$\begin{aligned} -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_s &= H_k (T_w - T_c) + \sigma \varepsilon (T_w^4 - T_c^4) = \\ &H_k (T_w - T_c) + H_s (T_w - T_c) = \\ &H (T_w - T_c) \end{aligned} \quad (3)$$

式中: H_k - 对流换热系数; T_w - 工件表面温度; T_c - 介质温度; σ - 为 Stefan-Boltzman 常数; ε - 工件表面辐射率; H_s - 辐射换热系数; H - 总换热系数。

1.2 组织场

U71Mn 钢 (% : 0.65 ~ 0.76C, 0.15 ~ 0.35Si, 1.10 ~ 1.40Mn, $\leq 0.030P$, $\leq 0.030S$, $\leq 0.030V$, $\leq 0.025Ti$, $\leq 0.15Cr$, $\leq 0.10Ni$) 喷风冷却过程中的相变是一个连续冷却的转变过程,为了计算重轨端部淬火时非等温相变过程的转变量,

本文借助于 Scheil 的相加性原理^[4],在等温转变的基础上来推导非等温相变过程的动力学模型。首先将温度-时间曲线离散为一系列等温步长,在每一个等温步长中,新相形成的体积百分数用等温相变动力学计算。然后叠加各等温步长中新相形成的体积百分数,得出非等温相变过程的新相形成的体积百分数,从而来求解非等温相变动力学。

(1) 珠光体和贝氏体的计算。在将温度-时间曲线离散为一系列等温步长以后,在每一个时间步长内,非等温相变问题就可以转化为等温相变问题。在计算珠光体和贝氏体的体积百分含量时,采用 Avrami 动力学计算式 $f_i = 1 - \exp(-K_i t^{n_i})$ 。其中 K_i 和 n_i 同样可由等温转变图(图 1a)的数据确定。

将试样加热到 900 °C,保温 10 min,升温速度为 0.05 °C/s,得到临界点 Ac_1 和 Ac_3 ;采用喷水冷却测 Ms 点;快冷至不同温度等温,测定膨胀曲线,确定相变点,结合金相分析得到 U71Mn 钢的 TTT 曲线(图 1a)。

(2) 马氏体相变的计算。马氏体的体积百分数可采用(4)式计算^[5],即:

$$f_M = (1 - f_F - f_P - f_B) \left[1 - \left(\frac{T - M_f}{M - T} \right)^{2.5} \right] \quad (4)$$

式中: f_M - 马氏体的体积百分数; f_F 、 f_P 、 f_B - 分别为先共析铁素体相、珠光体相和贝氏体相的体积百分数; M_s 、 M_f - 分别为马氏体相变的初始和终了温度。

1.3 相变潜热的处理

在淬火过程中,当发生组织转变时会释放潜热 Q 。其计算公式为:

$$Q = \rho \Delta H \frac{f_{n+1} - f_n}{\Delta t} = \rho \Delta H \Delta f \quad (5)$$

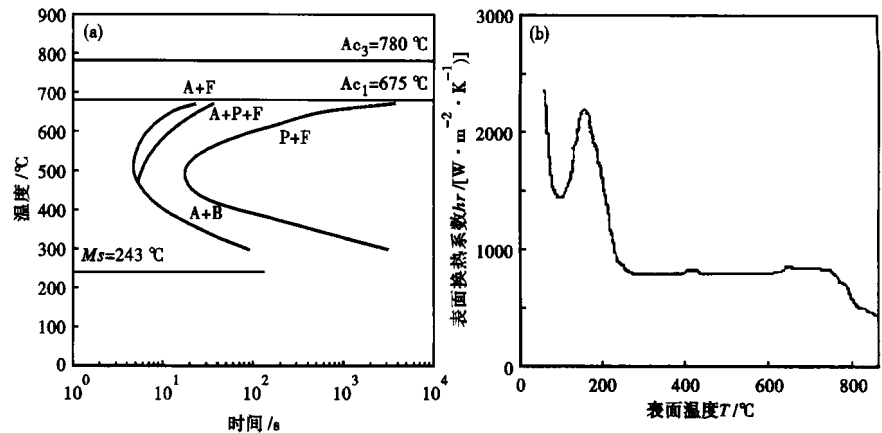


图 1 (a)U71Mn 钢奥氏体等温转变曲线;(b)风冷的重轨表面换热系数曲线
Fig. 1 (a) Time temperature transformation curves of austenite of steel U71Mn; (b) curves of surface heat transfer coefficient of wind cooling heavy rail

式中: f_{n+1} - t_{n+1} 时刻的相变程度; f_n - t_n 时刻的相变程度; ΔH - 生成各相对应的热焓。

2 计算机有限元模拟

2.1 U71Mn 钢的热物性参数

U71Mn 钢的热物性参数与温度的非线性关系如表 1。导热系数 λ 是导热方程中最重要的物性参数之一。它与物体的种类和密度有关,也与环境

表 1 U71Mn 钢的热物性参数

Table 1 Thermal physical parameters of steel U71Mn			
$T/$ °C	$\lambda/$ [W · (m · K) ⁻¹]	$C_p/$ [J · (kg · K) ⁻¹]	$h_r/$ [W · (m ² · K) ⁻¹]
100	40.24	478	7.22
200	37.68	487	11.43
300	35.08	505	17.29
400	32.94	533	25.08
500	30.84	579	35.11
600	28.86	650	47.65
700	26.00	772	63.01
752	28.59	1 037	81.45
800	26.19	760	103.30
900	24.88	623	128.80

压力和温度有关。平均定压比热容 C_p 表示在压强不变的情况下,单位质量的某种物质温度升高 1 °C 所需吸收的热量,叫做该种物质的“定压比热容”。热交换系数 h (HTC) 包括冷却介质引起的对流换热和热辐射引起的换热。这二者的大小受多种因素影响,流动的方式(如强制对流、自然对流等)、流动的状态(如层流、紊流或过渡状态)、流速、流体的物性、相变、物体的几何形状、表面粗糙度以及表面污染等都可以影响它们。根据 Stefan-Boltzmann 定律^[6]和牛顿冷却定律^[7],空冷换热系数的模型为:

$$h_r = \frac{\varepsilon\sigma[(T_s + 273)^4 - (T_a + 273)^4]}{T_s - T_a} \quad (6)$$

式中： h_r - 空冷换热系数； ε - 综合热辐射系数； σ - 波尔兹曼常数 $5.67e^{-8}/[W \cdot (m^2 \cdot K^4)]$ ； T_s 、 T_a - 分别是重轨端部表面温度和空气温度/ $^{\circ}C$ 。空冷过程主要是重轨表面的热辐射换热。

风冷过程主要以对流换热为主，风冷换热系

数^[8]如图 1(b)所示。

2.2 建模及网格划分

利用 Pro/E 按照铁道行业标准 TB/T2344-2003 的尺寸建立 50 kg/m 重轨的模型(图 2a)。

设定重轨端部淬火工艺：(1)利用电磁感应加热 55 s；(2)空冷 8 s(退出感应加热器，转换喷头)；(3)喷风冷却 42 s；(4)空冷至常温。

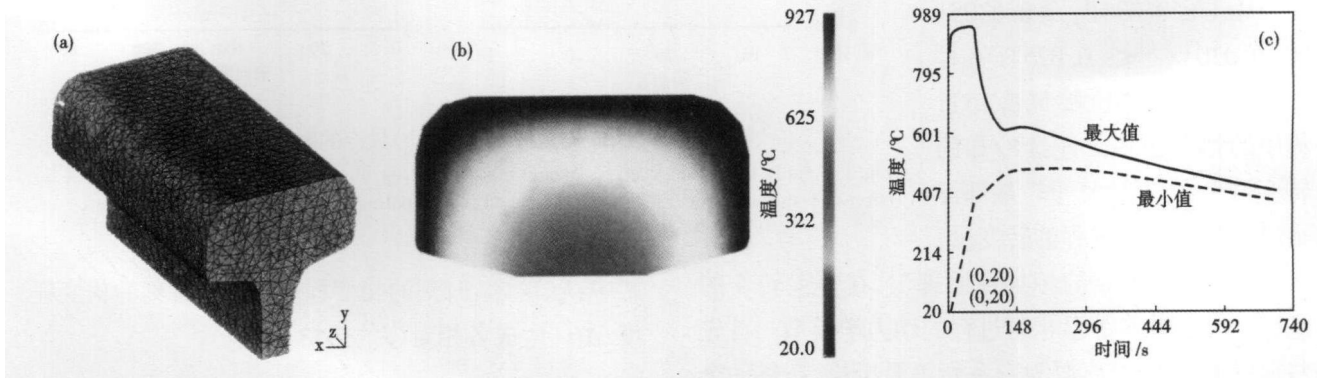


图 2 (a)重轨端部有限元模型；(b)加热 55 s 时重轨端部温度场分布；(c)冷却过程温度随时间的变化

Fig. 2 (a) finite element model of heavy rail end; (b) distribution of temperature field of heavy rail end heating for 55s; (c) change of temperature with time in cooling process

2.3 温度模拟

利用 Deform-HT 软件对重轨端部热处理过程进行计算，得到重轨模型内任意时刻的温度分布，图 2 (b)是 55 s 时刻沿长度方向距离端部 20 mm 的横断面温度场分布。从热处理过程中温度随时间的变化可以看出(图 2c)，感应加热进行到 40 s 时，踏面处于保温状态，保温时间为 15 s。从细化晶粒的角度考虑，在尽量满足奥氏体化均匀的条件下，尽可能减少保温时间。在冷却过程中还可以看到踏面温度冷却到 605 $^{\circ}C$ 左右时会经历一个自回火阶段，这一阶段温度波动较小，近似等温过程。

分析距轨端 20 mm 横断面不同位置的温度点跟踪结果(表 2)，P1 点位于圆角内，P2 点位于踏面附近，P3 点位于芯部，结果表明重轨圆角内部的冷却速度比踏面附近快，淬火后圆角内部的珠光体片层间距比踏面附近小，从而验证了重轨端部淬火的

圆角效应。

2.4 组织模拟

试样以 10 $^{\circ}C/s$ 的速度加热至 930 $^{\circ}C$ ，保温 5 min，待全部奥氏体化后分别以 4、7、10、13、16 $^{\circ}C/s$ 的速度连续冷却至 200 $^{\circ}C$ ，测得温度-膨胀量-时间曲线，用热膨胀法确定相变温度和时间，绘制 U71Mn 钢的 930 $^{\circ}C$ 的 CCT 曲线(图 3a)。

重轨淬火的冷却速度在很大程度上决定了淬火后的组织。为得到尽可能细的珠光体组织，就要提高热处理时的冷却速度，但冷却速度过高，又会出现贝氏体或马氏体等非平衡组织。通过对 U71Mn 钢的金相组织分析可知，加热温度为 930 $^{\circ}C$ 时，U71Mn 钢以 4 $^{\circ}C/s$ 的冷却速度冷却所获得的组织以珠光体为主，在奥氏体晶界处有少量先共析铁素体存在；随着冷却速度的提高，珠光体片层间距不断变细，当冷却速度进一步提高到 13 $^{\circ}C/s$ 时，出现了少量马氏体，当冷却速度增加到 16 $^{\circ}C/s$ 时，大部分为马氏体和少量珠光体。

从计算机模拟后处理的结果可知，相变发生在自回火阶段，即风冷结束 3 s 后，相变开始时间为 108 s，表面温度为 610 $^{\circ}C$ ；相变结束时间为 170 s，表面温度为 598 $^{\circ}C$ 。相变温度在 605 $^{\circ}C$ 左右，淬火后得到的组织为细片状珠光体，具有优良的综合力学性能。分析冷却过程中踏面温度随时间的变化情况

表 2 不同冷却时刻各跟踪点的瞬时温度

Table 2 Instantaneous temperature of each tracking-point at different cooling times

时间/s	温度/ $^{\circ}C$		
	P1(圆角内)	P2(踏面附近)	P3(芯部)
55	919	911	750
63	862	874	692
113	601	608	572
128	611	619	601

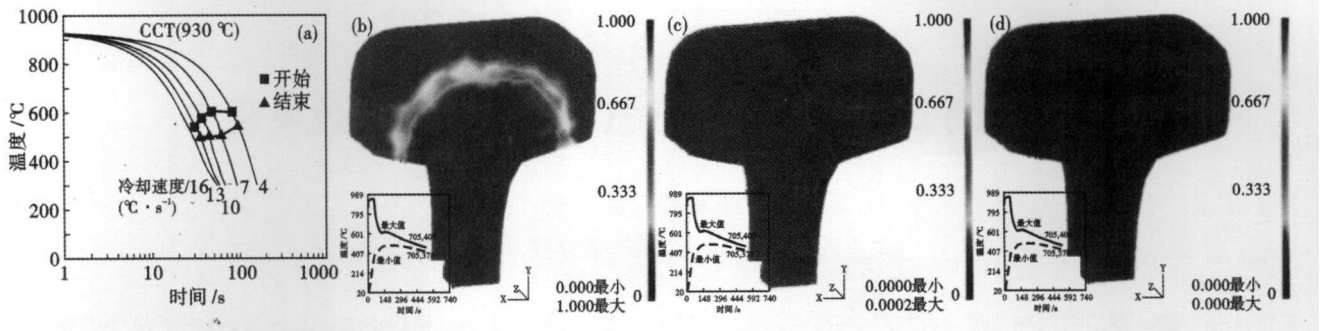


图3 (a) U71Mn 钢 CCT 曲线;重轨横断面组织分布,体积分数/% - (b)索氏体 + 托氏体, (c)贝氏体和 (d) 马氏体

Fig.3 (a) continuous cooling transformation curves of steel U71Mn; distribution of structure at cross section of heavy rail, volume fraction /% - (b) sorbite + troostite, (c) bainite and (d) martensite

(图 2c) 可知, 踏面以 $v = (855 - 595) / (97 - 63) = 7.43$ $^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 的冷却速度冷却到 595 $^{\circ}\text{C}$, 此时, 若延长喷风时间再空冷将导致温度继续降低到达贝氏体的相变温度, 可能会促使贝氏体组织的形成。因此, 喷风工艺的制定也很关键。

由于珠光体是由铁素体和渗碳体组成的机械混合物, 因此本文在模拟过程中没有考虑奥氏体向先共析铁素体转变的情况。淬火后沿重轨长度方向距轨端 20 mm 的横断面外部帽形组织为索氏体和托氏体, 芯部仍然为珠光体, 整个横断面无贝氏体和马氏体 (图 3b, c, d), 且横断面硬化层 (图 4a) 厚度 $AB = 11.4381$ mm ≥ 6 mm, $CD = 16.2698$ mm, $EF = 11.927$ mm ≥ 10 mm, 符合铁道行业标准 TB/T2344-2003 (图 4b)。

模拟结果表明, 目前的喷风冷却工艺不会出现局部马氏体或贝氏体组织。这是由于风冷速度较慢, 当踏面的温度降低到 605 $^{\circ}\text{C}$ 附近时, 喷风对流带走的热量与重轨芯部传递过来的热量基本达到平衡, 该相变过程相当于奥氏体向索氏体的等温度转变过程, 从而排除了得到不平衡组织 (马氏体或贝氏体) 的可能。

3 结论

(1) 风冷结束后的自回火阶段近似于一个等温过程, 能够得到细片状的珠光体组织。

(2) 由于重轨的圆角效应, 钢轨圆角附近次表层的内部冷却速度较其他区域快, 该区域的珠光体组织较表层附近细, 同时, 也易产生非平衡组织。因此, 应制定严格的热处理工艺。

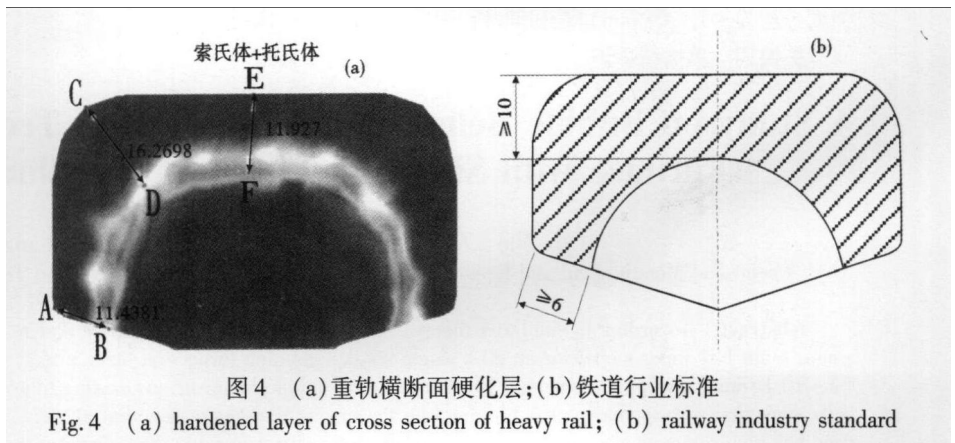


图4 (a)重轨横断面硬化层; (b)铁道行业标准

Fig.4 (a) hardened layer of cross section of heavy rail; (b) railway industry standard

(3) 采用喷风淬火工艺, 轨端冷却比较均匀, 钢轨淬火质量较稳定, 明显减小了出现非平衡组织的可能。

参考文献

- 1 孔祥谦. 有限单元法在传热学中的应用. 北京: 科学出版社, 1998
- 2 李辉平, 赵国群, 栾贻国, 等. 淬火过程有限元模拟技术的研究现状及其关键技术. 山东大学学报, 2004, 34(5): 116
- 3 Pan J S, Li Y J, Gu J F. Research and Application Prospect of Computer Simulation on Heat Treatment Process. Journal of Shanghai Jiaotong University, 2000, E-5(1): 1
- 4 刘庄, 吴肇基, 吴景之, 等. 热处理过程的数值模拟. 北京: 科学出版社, 1996
- 5 程赫明, 王洪纲, 陈铁力. 45 钢淬火过程中热传导方程逆向问题求解. 金属学报, 1997, 33(5): 467
- 6 杨世铭, 陶文铨. 传热学. 北京: 高等教育出版社, 1998
- 7 Quintana D L, Amitay M, Ortega A, et al. Heat Transfer in the Forced Laminar Wall Jet. Journal of Heat Transfer, 1997, 119(3): 451
- 8 Cheng He-ming, He Tian-chun, Xie Jian-bin. Solution of an Inverse Problem of Heat Conduction of 45 Steel with Martensite Phase Transformation in High Pressure during Gas Quenching. Journal of Materials Science and Technology, 2002, 18(4): 372

张敏 (1983-), 男, 硕士研究生, 材料成型工艺和计算机模拟研究。

收稿日期: 2010-05-10