

重轨万能连续轧制过程温度预报的数学模型

芦忆萱¹ 赵刚¹ 叶传龙¹ 金梁¹ 熊建良² 董茂松²

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

摘要 针对万能可逆连轧重轨轧制过程, 选取了适用于轨形孔型、万能孔型轧制阶段合理的温度变化数学模型, 编制了预报不同时刻重轨轨头、轨腰、轨底平均温度的计算程序。结果表明, 轧制过程轨腰温度最高, 轨头其次, 轨底最低, 轨头、轨腰、轨底温度的预报值与实测值的相比, 误差分别为 $\leq 11.4\text{ }^\circ\text{C}$ 、 $\leq 14.5\text{ }^\circ\text{C}$ 和 $\leq 9.8\text{ }^\circ\text{C}$ 。

关键词 重轨 万能连轧 表面温度 预报模型

Math Model for Temperature prediction of Heavy Rail during Universal Tandem Rolling Process

Lu Yixuan¹, Zhao Gang¹, Ye Chuanlong¹, Jin Liang¹, Xiong Jianliang² and Dong Maosong²

(1 Materials and Metallurgy College, Wuhan University of Science and Technology, Wuhan 430081;

2 Wuhan Iron and Steel Corp, Wuhan 430083)

Abstract According to universal reversing tandem rolling process of heavy rail, the calculated program to predict average temperature of heavy rail head, web and base at any point of time has been worked out with selected reasonable math models of rail temperature change in rail shape groove rolling and universal groove rolling stage. Results show that during rolling process the temperature of rail web is highest, that of rail head is second and the temperature of rail base is lowest; as compared predict value with measured value of the temperature of rail head, rail web and rail base, the error is respectively $\leq 11.4\text{ }^\circ\text{C}$, $\leq 14.5\text{ }^\circ\text{C}$ and $\leq 9.8\text{ }^\circ\text{C}$.

Material Index Heavy Rail, Universal Tandem Rolling, Surface Temperature, Prediction Model

假设在万能孔型中轧制时轨头、轨底和轨腰变形所产生的热量只引起各自的温度升高, 不考虑轨头、轨底和轨腰之间的热交换, 忽略表面和内部的温差及其所导致的金属热传导, 以平均温度为对象进行综合分析计算。建立了预报不同时刻重轨轨头、轨腰、轨底平均温度的计算模型。

1 轨形孔至万能孔轧制线布置图

从轨形孔轧制到万能孔型轧制共有多个道次, 万能孔型及轧边机实现连轧, 一般轧制3个道次, 并且轨形孔、万能孔型及轧边机架均为可逆轧制; 轨形孔机架与万能孔型机架之间由辊道连接, 重轨在辊道上传送时, 与外界对流。在进入轨形孔前, 重轨的轨头、轨腰、轨底3部分还不十分明显; 万能孔型及轧边机架由“万能+边轧+万能”组成, 第1个“万能”机架装有冷却水, 起到除鳞作用。

2 温度预报数学模型

采用采利柯夫方法计算轧件温度的变化^[1]:

$$\Delta T_B = T_0 - \frac{1000}{\left[\frac{0.0255 \cdot \Pi \cdot t}{\omega} + \left(\frac{1000}{T_0 + \Delta T_a + 273} \right)^{3.173} \right]} + 273 \quad (1)$$

$$\Delta T_a = 0.183 \cdot K \cdot \ln \lambda \quad (2)$$

式中: ΔT_a - 变形热温升/ $^\circ\text{C}$; T_0 - 轧件温度/ $^\circ\text{C}$; t - 进该孔型之前经过时间/s; Π - 轧后截面周长/mm; ω - 轧后截面积/ mm^2 ; K - 变形抗力/MPa; λ - 延伸系数。

轧件单辊的塑性变形功率及变形温升为^[2-4]:

$$N_p = K \frac{h_1 \nu_1 L \bar{B}}{R \Delta h} \sqrt{L^2 + \Delta t^2} \ln \left(\frac{\Delta t}{t_1} + 1 \right) \quad (3)$$

$$\Delta T_p = \beta A N_p / (c \rho h \bar{B} \nu_1) \quad (4)$$

式中: K - 轨腰变形抗力或轨头、底剪切变形抗力/MPa; h_1 - 出口厚度/mm; ν_1 - 出口速度/ $(\text{mm} \cdot \text{s}^{-1})$; L - 接触弧长/mm; \bar{B} - 平均宽度/mm; Δt - 单辊压下量, $\frac{\Delta h}{2}$ /mm; R - 轧辊半径/mm; β - 塑性功转换率0.8; A - 功热当量; c - 比热容, $695/[J \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}]$; ρ - 密度, $7.8 \times 10^{-6}/(\text{kg} \cdot \text{mm}^{-3})$; h - 平均厚度/mm。

忽略轧辊辊面与变形区任一横断面金属相对速度的垂直分量^[2-4], 求得摩擦功率:

$$N_f = \begin{cases} \varphi K \bar{B} R \left[\nu \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \left(1 - \frac{\Delta h}{6R} \right) - \nu \sqrt{\frac{2h_1}{R}} \arctan \sqrt{\frac{\Delta h}{2h_1}} \right] & \delta \leq 1 \text{ 时;} \\ \varphi K \bar{B} R \left[\nu \sqrt{\frac{2h_1}{R}} \arctan \left(\sqrt{\frac{R}{2h_1}} \gamma \right) - \nu \gamma \left(1 - \frac{\gamma^2}{6} \right) \right] & \delta > 1 \text{ 且为前滑区;} \\ \varphi K \bar{B} R \left\{ \nu \left[\sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \left(1 - \frac{\Delta h}{6R} \right) - \gamma \left(1 - \frac{\gamma^2}{6} \right) \right] - \nu \sqrt{\frac{2h_1}{R}} \left[\arctan \left(\sqrt{\frac{R}{2h_1}} \alpha \right) - \arctan \left(\sqrt{\frac{R}{2h_1}} \gamma \right) \right] \right\} & \delta > 1 \text{ 且为后滑区} \end{cases} \quad (5)$$

$$N_f = \begin{cases} \varphi K \bar{B} R \left[\nu \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \left(1 - \frac{\Delta h}{6R} \right) - \nu \sqrt{\frac{2h_1}{R}} \arctan \sqrt{\frac{\Delta h}{2h_1}} \right] & \delta \leq 1 \text{ 时;} \\ \varphi K \bar{B} R \left[\nu \sqrt{\frac{2h_1}{R}} \arctan \left(\sqrt{\frac{R}{2h_1}} \gamma \right) - \nu \gamma \left(1 - \frac{\gamma^2}{6} \right) \right] & \delta > 1 \text{ 且为前滑区;} \\ \varphi K \bar{B} R \left\{ \nu \left[\sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \left(1 - \frac{\Delta h}{6R} \right) - \gamma \left(1 - \frac{\gamma^2}{6} \right) \right] - \nu \sqrt{\frac{2h_1}{R}} \left[\arctan \left(\sqrt{\frac{R}{2h_1}} \alpha \right) - \arctan \left(\sqrt{\frac{R}{2h_1}} \gamma \right) \right] \right\} & \delta > 1 \text{ 且为后滑区} \end{cases} \quad (6)$$

$$N_f = \begin{cases} \varphi K \bar{B} R \left[\nu \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \left(1 - \frac{\Delta h}{6R} \right) - \nu \sqrt{\frac{2h_1}{R}} \arctan \sqrt{\frac{\Delta h}{2h_1}} \right] & \delta \leq 1 \text{ 时;} \\ \varphi K \bar{B} R \left[\nu \sqrt{\frac{2h_1}{R}} \arctan \left(\sqrt{\frac{R}{2h_1}} \gamma \right) - \nu \gamma \left(1 - \frac{\gamma^2}{6} \right) \right] & \delta > 1 \text{ 且为前滑区;} \\ \varphi K \bar{B} R \left\{ \nu \left[\sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \left(1 - \frac{\Delta h}{6R} \right) - \gamma \left(1 - \frac{\gamma^2}{6} \right) \right] - \nu \sqrt{\frac{2h_1}{R}} \left[\arctan \left(\sqrt{\frac{R}{2h_1}} \alpha \right) - \arctan \left(\sqrt{\frac{R}{2h_1}} \gamma \right) \right] \right\} & \delta > 1 \text{ 且为后滑区} \end{cases} \quad (7)$$

公式(5)(6)(7)联合用于轨腰的摩擦功率;公式(6)(7)联合则适用于轨头和轨底。

轨腰的摩擦温升

$$\Delta T_f = \begin{cases} \varepsilon AN_f / (c \gamma \bar{h}_F \bar{B} \nu_1) & \delta \leq 1 \text{ 时} \\ (\Delta T_{fF} + \Delta T_{fB}) / 2 & \delta > 1 \text{ 时} \end{cases} \quad (8)$$

轨头、轨底的前、后滑区摩擦温升以及与立辊之间变形区的平均摩擦温升同轨腰 $\delta > 1$ 时的表达式一致[公式(6)(7)]。前、后滑区的摩擦温升为:

$$\Delta T_{fF} = \varepsilon AN_{fF} / (c \gamma \bar{h}_F \bar{B} \nu_1) \quad (10)$$

$$\Delta T_{fB} = \varepsilon AN_{fB} / (c \gamma \bar{h}_B \bar{B} \nu_1) \quad (11)$$

式中: φ - 条件摩擦系数; f - 摩擦系数; ν - 轧辊圆周速率/($\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$); ε - 摩擦功转换率,0.6; γ - 中性角; α - 咬入角, $\sqrt{\frac{\Delta h}{R}}$; \bar{h}_F - 前滑区平均厚度/mm; \bar{h}_B - 后滑区平均厚度/mm。(f 、 \bar{h}_F 、 \bar{h}_B 公式见文献[4])。

轧制阶段轨头、轨腰和轨底单辊的综合温降计算方法亦相同^[2-4], 表达式如下:

$$\Delta T_b = \frac{\alpha(T_0 - T_R)L}{c \gamma h \nu_1} \quad (12)$$

式中: α - 综合换热系数, $5.8 \times 10^{-3} / [\text{J} \cdot (\text{mm}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{s})^{-1}]$; T_0 - 轧件温度/ $^{\circ}\text{C}$; T_R - 轧辊温度(热轧定值), 60°C 。

根据斯蒂芬-波耳兹曼定律, 任一部分的辐射温降则有如下公式:

$$dT_o = \frac{\Pi C \sigma}{c \omega \rho} \left[\left(\frac{T}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_c}{100} \right)^4 \right] dr \quad (13)$$

式中: dT_o - 辐射温降; dr - 辐射时间; T - 轧件绝对温度/ K ; T_c - 空气绝对温度/ K ; C - 辐射率; σ - 波斯曼常数, $5.67 \times 10^{-6} / [\text{W} \cdot (\text{mm}^2 \cdot \text{K}^4)^{-1}]$ 。

3 温度的测量与处理

综合以上轧制线布置图和温度计算模型, 对于各道次入口、出口均测得轨头、轨腰、轨底表面温度, 其测量方式如图1(a)所示, 与截面E(阴影部分)在同一个二维平面, 且与重轨几何图形的对称中心线垂直。再经过分析处理, 归纳如表1所示的方式进行温度的处理[A、B、C、D、F 面域范围如图1(b)(c)所示]。

在钢厂对50 kg/m重轨用红外线测温仪进行了在线测试, 轨头、腰、底的表面温度实测值实为一定区域内的多组值, 为分布函数。各部分任一道次多组温度值进行平均处理后作为最终温度实测值。

4 预报与实测温度比较及分析

经过轧制线对比分析^[5,6]: 轨形孔机架第1道次入口、万能机架第2道次(第 $n-1$ 道次)出口、万能机架第3道次(第 n 道次)入口温度实测值最为可信, 因此作为预报温度准确性的检验标准。通过编程计算得到温度预报值, 预报值与实测温度比较结果见表2所示。轨头、轨腰、轨底的误差分别为 $0 \sim 11.4^{\circ}\text{C}$ 、 $0 \sim 14.5^{\circ}\text{C}$ 、 $0 \sim 9.8^{\circ}\text{C}$ 。

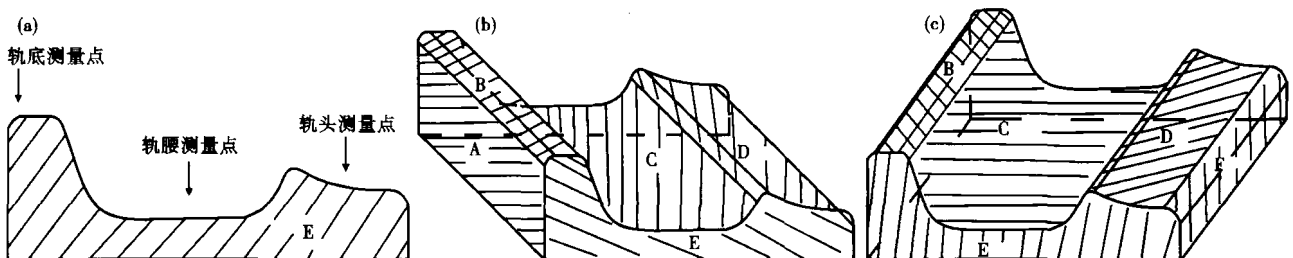


图1 垂直测量重轨温度示意图(a); 测量重轨面域1(b)和面域2(c)温度示意图

Fig.1 Schematic of vertical-measuring rail temperature (a); schematic of measuring temperature of region 1 (b) and region 2 (c) of heavy rail

表 1 各道次重轨温度处理模型
Table 1 Treatment model of heavy rail temperature at each pass

机架与所在道次	温度测点	处理方式	采用数学模型 (公式)	本道次轧制后温度计算公式	下一道次轧制前温度计算公式
轨形孔机架	i 道次入口 → i 道次出口	B、C、D 面(阴影部分所示)固定某区域		$T_{i,1} = T_{i,0} + \Delta T_{B,i}$	$T_{i+1,0} = T_{i,1} - \Delta T_{C,i}$ 附: $T_{i,0}$ 为第 i 道次轧前温度; $T_{i,1}$ 为本道次轧后温度; $T_{i+1,0}$ 为第 $i+1$ 道次轧前温度
万能孔型机架及轧边机	i 道次入口 → i 道次出口 ($i = n-2, n-1, n$)	B、C、D 面(阴影部分所示)固定某区域	轧制时采用变分法推导出的万能孔型温度变化公式计算,考虑到变形温升、摩擦温升、温降全部综合到接触温降中,辐射将轨头、轨腰、轨底分开处理;轧边同轨形孔一样考虑	轨头、轨底 轨腰(3)(4) (3)(4)(6) (5)(6)(7) (7)(12)(10) (12)(8)(9) (11)(13) (13)	$T_{i,1} = T_{i,0} + \Delta T_{p,i} + \Delta T_{f,i} - \Delta T_{b,i}$
			轧边(1)(2)	$T_{i,1} = T_{i,0} + \Delta T_{B,i}$	

表 2 重轨温度预报值和实测值比较/°C
Table 2 Comparison between predicted value and measured value of heavy rail temperature /°C

孔型类型		轨形						万能+轧边+万能					
		R1		R2		R3		U1: n-2		U2: n-1		U3: n	
		入口	出口	入口	出口	入口	出口	入口	出口	入口	出口	入口	出口
预报值	轨头	1 077.3	1 080.7	1 075.4	1 072.5	1 066.4	1 059.5	1 012.6	995.2	983.6	961.1	939.1	911.0
	轨腰	1 077.3	1 084.6	1 080.1	1 078.5	1 073.4	1 065.3	1 023.2	1 009.4	996.9	982.6	965.7	954.3
	轨底	1 077.3	1 078.9	1 070.5	1 063.7	1 054.0	1 044.9	988.6	972.0	958.6	947.8	932.9	920.0
实测值	轨头	1 073.6	1 078.5	1 070.9	1 070.9	1 065.3	1 064.0	1 014.0	985.2	981.0	961.2	940.2	904.0
	轨腰	1 073.6	1 083.7	1 078.2	1 073.8	1 075.0	1 072.6	1 023.5	1 015.5	1 002.5	980.0	958.3	950.4
	轨底	1 073.6	1 076.9	1 067.5	1 063.7	1 053.0	1 052.4	990.0	963.7	958.0	935.0	921.8	912.8

图 2 为从轨形孔机架到万能机架轧制过程轨头、轨腰、轨底入口和出口温度预报整体变化趋势。

5 结论

(1) 从轨形道次至万能机架阶段,产生的温降幅度排序为:轨腰 < 轨头 < 轨底。

(2) 在万能轧制阶段,出入口轨头、轨腰及轨底的温度变化均不大。但是当塑性变形较大时,如轨腰,有时还会出现轧后温度明显升高现象。

(3) 轧制过程中轨腰温度最高,其次是轨头,轨底为最低。

参考文献

- 1 斯米尔诺夫 B K, 希洛夫 B A. 轧辊孔型设计. 鹿守理, 黎景全译. 北京:冶金工业出版社,1991
- 2 周庆田, 张文志, 宗家富. 变分法在 H 型钢万能轧制温度计算中的应用. 中国机械工程, 2000, 11(6): 678
- 3 Dong Yonggang, Zhang Wenzhi, Cao Hui. Determination of Forward Slip Coefficient During Heavy Rail Rolling Using Universal Mill. Journal of Iron and Steel Research, International, 2008, 15(2): 32

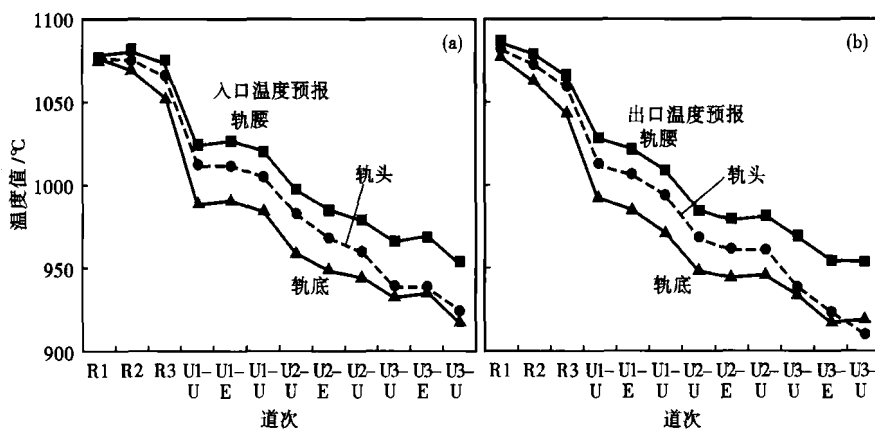


图 2 各道次入口(a)和出口(b)重轨轨头、轨腰、轨底预报温度变化趋势
Fig. 2 Change trend of predicted temperature of heavy rail head, web and base at inlet (a) and outlet (b) of each pass

- 4 Dong Yonggang, Zhang Wenzhi, Song Jianfeng. An Analytical Model for the Prediction of Cross-section Profile and Mean Roll Radius in Alloy Bar Rolling. Journal of University of Science and Technology Beijing, 2008, 15(3): 344
- 5 赵松筠, 唐文林. 型钢孔型设计. 北京:冶金工业出版社, 2000
- 6 廖舒纶, 于永泗, 张立文. 304 不锈钢棒线材热连轧温度场的数值模拟. 特殊钢, 2005, 26(3): 22

芦忆莹(1981-), 女, 硕士研究生, 材料成型过程的计算机控制, 数学模型和仿真研究。

收稿日期: 2009-03-20