

铸态 AZ31B 镁合金中厚板热轧制温度场数学模型

贾伟涛¹, 马立峰^{1,2}, 蒋亚平¹, 刘鹏涛¹, 徐海洁¹

(1. 太原科技大学 山西省冶金设备设计理论与技术重点实验室, 山西 太原 030024)

(2. 吉林大学, 吉林 长春 130025)

摘要: 采用 Gleeble1500D 热/力模拟试验机对铸态 AZ31B 镁合金圆柱试样在变形温度 250~450 °C、应变速率 0.005~5 s⁻¹ 下进行高温压缩试验, 基于高精度流变应力模型, 依托于刚塑性有限元分析软件针对镁板不同初轧温度、不同道次压下率以及不同轧制速度条件下的中厚板热轧制过程进行了热力耦合数值分析, 利用数学解析的方法建立了不同工艺条件下镁板变形区域的温度场数学模型。结果表明, 不同热轧工艺条件下轧制变形区域内温度的分布有很大区别, 温度场数学模型需要划分不同工艺条件针对轧制后滑区和前滑区来分别建立; 用简单数学方程来表征镁合金的传热过程, 使得温度在线控制机理模型形式上更为简单, 并且能够精确表征中厚规格镁板宽范围轧制条件下的传热机制。

关键词: AZ31B 镁合金; 流变应力; 热力耦合; 温度场

中图分类号: TG146.2²

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2016)03-0702-07

镁合金轧制制度主要包括压下制度、轧制速度制度以及轧制温度制度等, 三者之间是相互联系和影响的。其中, 轧制温度对镁合金的塑性变形能力影响很大, 适当的提高温度能有效激活合金中的棱柱面和锥面等滑移系, 从而改善变形镁合金的成形能力。相对于其它金属材料, 镁及其合金的热加工温度范围较窄, 温度过高镁合金板材表面会出现剧烈的氧化, 并且有可能导致晶粒细化后再长大; 温度过低组织不易发生动态再结晶, 粗大的晶粒特别是其中大量的孪晶组织, 容易诱发材料裂纹的萌生和扩展。因此, 合理制定镁合金的热轧制温度制度十分重要^[1]。汪凌云^[2]等对 AZ31B 镁合金板材进行了热轧、温轧和冷轧工艺, 研究了不同轧制温度工艺条件下板材的组织性能。张丁非^[3]等推导了镁合金板材轧制过程中热量变化的三维热传导方程, 通过有限元的方法验证了轧制过程中热量的散失和温度的梯度关系很大, 当板料和轧辊的温度梯度大于 130 °C 时, 散失的热量要明显大于产生的热量, 有较大温降。管仁国^[4]等应用有限元软件对 AZ31 镁合金连续强流变轧制过程中的温度场进行了仿真分析。由于镁合金板材的热轧制特性, 目前, 对镁板轧制温度的研究大多是关于不同温度热轧后镁板组织性能的分析, 而对轧制过程中特别是轧制变形区域温度场的研究很少, 对于镁合金热轧过程中的温度场模型, 仍没有完善的理论计算, 如此严重

影响了 AZ31B 镁合金板带生产的在线控制精度。本研究的目的就是基于不同变形条件下的高温压缩数据, 建立预测精度较高的可导入 Deform 软件材料模型的流变应力数学模型; 考虑铸态 AZ31B 镁合金材料的热轧制特性, 确定镁合金热轧制变形区域的相关几何参数; 结合数学解析方法及热力耦合刚塑性有限元对热轧过程的数值分析结果, 建立不同轧制温度、不同道次压下率以及不同轧制速度条件下中厚规格轧件在不同轧制变形区域的温度场模型。

1 实验

选用银光镁业集团的应用低频电磁连铸技术铸造的 AZ31B 镁合金板材做为试样材料, 其化学元素组成见表 1。

将试样坯料加工成 $\phi 8 \text{ mm} \times 12 \text{ mm}$ 的圆柱试样, 采用 Gleeble-1500D 热模拟试验机对试样分别在温度为 250、300、350、400、450 °C, 应变速率为 0.005、0.05、0.5、5 s⁻¹ 条件下进行高温压缩实验, 实验最大变形量

表 1 AZ31B 镁合金板材化学元素含量
Table 1 Chemical elements content of AZ31B magnesium alloy sheet (wt%)

| Al | Zn | Mn | Fe | Si | Cu | Ni | Mg |
|------|------|------|------|-----|--------|--------|------|
| 3.37 | 0.86 | 0.29 | 0.04 | 0.1 | 0.0015 | 0.0047 | Bal. |

收稿日期: 2015-03-15

基金项目: 国家重点基础研究发展计划 (“973” 计划) (2012CB722800); 国家自然科学基金 (51105264); 中国博士后科学基金 (2012M520677); 山西省高校青年学术带头人计划 (TYAL); 山西省科技攻关 (20130321010-03)

作者简介: 贾伟涛, 男, 1986 年生, 硕士, 太原科技大学, 山西省冶金设备设计理论与技术重点实验室, 山西 太原 030024, E-mail: jwt860520@163.com

为 60%，压缩前试样的上下 2 个端面涂抹机油粘上石墨片，以降低试样与压头之间的摩擦力对实验造成的影响，实验中加热区域为中段 15 mm，升温速率为 5 °C/s，保温 90 s 后连续压缩变形，变形后用水激冷，以保持高温时试样的再结晶组织。

依托于 Deform-3D 刚塑性有限元分析软件，综合考虑各种热传导因素，采用热力耦合的手段进行数值分析，模拟轧机为二辊轧机，辊径 320 mm，轧辊初始温度 150 °C，镁板坯尺寸为 150 mm×150 mm×7 mm，综合考虑不同镁板初始温度、不同道次压下率以及不同轧制速度 3 种工艺参数对温度的影响，制定热轧制实验方案，见表 2。

试验轧机为二辊轧机，辊径 320 mm，轧辊采用轧辊加热罩进行温度补偿，初轧时轧辊温度保持 120~150 °C，为了避免机加工残余应力的影响，镁板采用线切割的方式进行取样。热轧前后用 Omega 公司的 12 通道温度数据记录仪（记录时间间隔为 1 s），将镁板上下 2 个表面中心线沿轧制方向均分 4 段，依次检测和记录各表面 3 个分段点的温度值，求解其平均值作为镁板温度，采用均匀设计法设计 U⁵(5³) 热轧制实验方案，见表 3。

2 结果与分析

2.1 热轧制变形区几何参数的确定^[5]

设入口轧件厚度为 H ，出口厚度为 h ，分析图 1 可得变形区接触弧的参数方程为：

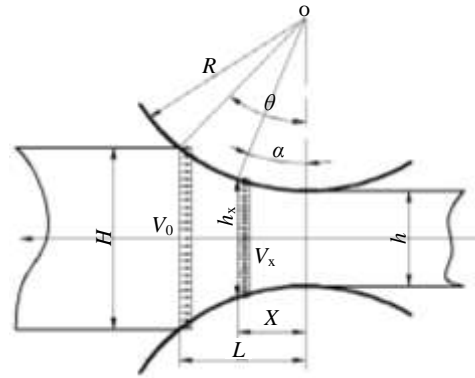


图 1 轧制变形区示意图

Fig.1 Diagram of rolling deformation zone

$$\begin{cases} h_x = 2R + h - 2R \cos \alpha \\ \alpha = \arcsin(x/R) \end{cases} \quad \alpha \in [0, \theta] \quad (1)$$

式中： x 为变形区某研究横截面到轧辊中心线的距离； h_x 为研究截面处轧件的厚度； θ 为最大接触角。

$$\theta = \arccos[1 - (H - h)/2R] \quad (2)$$

不同轧制变形区热传导机制有很大差别，轧制过程中轧辊对轧件的作用力又主要分布在后滑区，镁板轧制生产中的边裂缺陷是温度和应力共同作用的结果，则轧制后滑区为缺陷重点研究区域，铸态 AZ31B 镁合金的热轧制需划分轧制后滑区和轧制前滑区来分别研究^[6,7]。镁合金热轧制过程中接触弧上均存在粘着现象，根据镁合金的热轧制特性，单位压力的求解使用 R. B. 西姆斯公式。

$$\begin{cases} p_1 = K \left[\frac{\pi}{4} \cdot \ln \frac{h_x}{H} + \frac{\pi}{4} + \sqrt{\frac{R}{h}} \cdot \arctan(\sqrt{R/h} \cdot \theta) - \sqrt{\frac{R}{h}} \arctan(\sqrt{R/h} \cdot \gamma) \right] \\ p_2 = K \left[\frac{\pi}{4} \cdot \ln \frac{h_x}{h} + \frac{\pi}{4} + \sqrt{\frac{R}{h}} \arctan(\sqrt{R/h} \cdot \gamma) \right] \end{cases} \quad (3)$$

式中， K 为平面变形抗力， $K \approx 1.15 \cdot \sigma$ ； p_1 为后滑区平均单位压力； p_2 为前滑区平均单位压力； γ 为中性角。

根据中性面上 $p_1 = p_2$ 条件可得，中性角 γ 计算公式：

$$\gamma = \sqrt{\frac{h}{R}} \cdot \tan \left[\frac{\pi}{8} \ln(1 - \varepsilon) \cdot \sqrt{\frac{h}{R}} + 0.5 \arctan \left(\sqrt{\frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon}} \right) \right] \quad (4)$$

由于热轧制方案中镁板规格相同，并且模拟轧机参数也相同，由式(2)和式(4)可求解不同道次压下率条件下的最大接触角 θ 与中性角 γ （见表 4）。

表 4 不同压下率条件下的最大接触角 θ 和中性角 γ
Table 4 Maximum contact angle and neutral angle under different reduction rates

| $\varepsilon/\%$ | θ/rad | γ/rad |
|------------------|---------------------|---------------------|
| 20 | 0.0935 | 0.0409 |
| 30 | 0.1146 | 0.0476 |
| 40 | 0.1323 | 0.0519 |

表 2 热轧制实验方案

Table 2 Experimental scheme of hot rolling

| $T/^\circ\text{C}$ | $\varepsilon/\%$ | $v/\text{m s}^{-1}$ |
|--------------------|------------------|---------------------|
| 250 | 30 | 0.5 |
| 300 | 30 | 0.5 |
| 350 | 20 | 0.5 |
| 350 | 30 | 0.1 |
| 350 | 30 | 0.5 |
| 350 | 30 | 0.8 |
| 350 | 40 | 0.5 |
| 400 | 30 | 0.5 |
| 450 | 30 | 0.5 |

表 3 热轧制实验方案

Table 3 Experimental scheme of hot rolling

| Experimental scheme | $T/^\circ\text{C}$ | $\varepsilon/\%$ | $v/\text{m s}^{-1}$ |
|---------------------|--------------------|------------------|---------------------|
| 1 | 275 | 25 | 0.7 |
| 2 | 315 | 35 | 0.5 |
| 3 | 355 | 20 | 0.3 |
| 4 | 395 | 30 | 0.1 |
| 5 | 435 | 40 | 0.9 |

将变形区内的轧件假设为长方体则变形区轧件的平均厚度 h_m 计算公式如下:

$$h_m = \frac{V}{L} = \frac{(2R^2 + Rh) \sin \theta}{\sqrt{R(H-h)}} - \frac{2R^2}{\sqrt{R(H-h)}} \quad (5)$$

$$\left(\frac{\theta}{2} + \frac{\sin \theta}{2} \right) \approx R + h - \frac{R^2 \theta}{\sqrt{R(H-h)}} + \frac{H-h}{2}$$

式中, V 为轧制变形区域轧件的体积; L 为接触弧的垂直投影长度; h_m 为轧制区域平均厚度, mm。

2.2 热轧制温度场分析

基于 Gleeble 热压缩数据, 见表 5, 拟合建立铸态 AZ31B 镁合金的热变形流变应力模型, 铸态 AZ31B 镁合金宽温度范围拟合本构方程时, 变形激活能值关于温度的高度非均匀性分布是影响方程预测精度的关键因素, 划分温度范围来分别建立热变形本构方程, 可有效提高模型的预测精度^[8]。

$$\begin{cases} \dot{\epsilon} = 7.24 \times 10^{17} [\sinh(0.0084\sigma)]^{18.15} \exp(-204950/RT) & T \in (523-573) \text{K} \\ \dot{\epsilon} = 1.57 \times 10^{21} [\sinh(0.0105\sigma)]^{12.5} \exp(-260540/RT) & T \in (573-623) \text{K} \\ \dot{\epsilon} = 3.04 \times 10^{13} [\sinh(0.0156\sigma)]^{7.24} \exp(-188550/RT) & T \in (623-723) \text{K} \end{cases} \quad (6)$$

基于流变应力模型, 综合考虑实际轧制中的传热因素, 对表 2 中的实验方案进行热力耦合数值分析, 在轧前镁板、板宽对称面上及相同部位处沿厚度方向上分别选取上、下表面及厚向中心处的 3 个点作为参考点。

30% 道次压下率, 0.5 m/s 热轧制速度下, 绘制不同镁板初始温度条件下镁板参考点温度的时间历程曲线及轧制变形区温度的分布等高线图, 见图 2、图 3。

350 °C 镁板初始温度, 0.5 m/s 热轧制速度下绘制不同道次压下率下镁板厚向不同部位温度的时间历程曲线及轧制变形区温度的分布等高线图, 见图 4、图 5。

350 °C 镁板初始温度, 30% 道次压下率下绘制不同轧制速度条件下镁板厚向不同部位温度的时间历程曲线及轧制变形区温度的分布等高线图, 见图 6、图 7。

观察不同工艺条件下, 上、下表面及中心参考点的时间历程曲线可得, 由表层到中心层温度值呈逐渐递增的趋势, 随着镁板温度、道次压下率以及轧制速度的增大这种趋势也越来越剧烈, 热轧制过程中宽向各层温度均假设呈均匀分布。轧件表层金属与外界环境进行对流辐射散热, 以及与轧辊间的热传导散热,

表 5 不同变形条件下峰值应变的值
Table 5 Peak strains under different deformation conditions (MPa)

| $\dot{\epsilon}/s^{-1}$ | 523 K | 573 K | 623 K | 673 K | 723 K |
|-------------------------|-------|-------|-------|-------|-------|
| 0.005 | 109.8 | 89.8 | 63.2 | 44.2 | 28.2 |
| 0.05 | 118.8 | 98.1 | 75.0 | 48.1 | 42.6 |
| 0.5 | 125.0 | 107.2 | 92.8 | 65.2 | 47.0 |
| 5 | 144.2 | 126.0 | 104.2 | 91.6 | 71.8 |

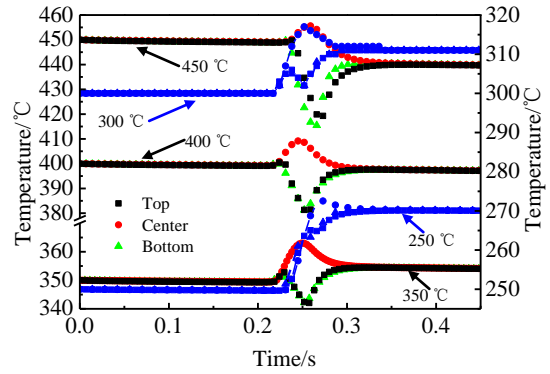


图 2 不同初始温度镁板厚向不同部位温度的时间历程曲线
Fig.2 Time history curves of temperature at different positions in the magnesium plate thickness direction at different initial temperatures

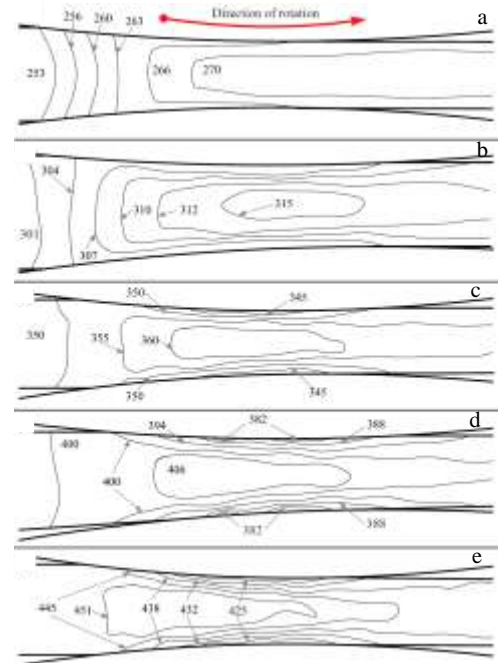


图 3 $\epsilon=30\%$, $v=0.5$ m/s 时, 镁板不同初始温度轧制变形区域的温度等高线图
Fig.3 Temperature contour maps of magnesium plate in rolling deformation zone under $\epsilon=30\%$, $v=0.5$ m/s and different initial temperatures: (a) 250 °C, (b) 300 °C, (c) 350 °C, (d) 400 °C, and (e) 450 °C

导致表层温度波动很大。轧制速度较快时, 由于轧件参考部位金属在轧制变形区滞留时间很短, 并且中厚板轧制时, 中心热未能及时向两表层传热, 可认为处在变形阶段的中心层金属只发生了塑性变形产热, 参考中心层点的温升阶段便可假定为该部位的变形阶段; 轧制速度较慢时, 变形区内轧件与轧辊充分发生热传导散热作用, 整体的温升和温降区域可假定为该

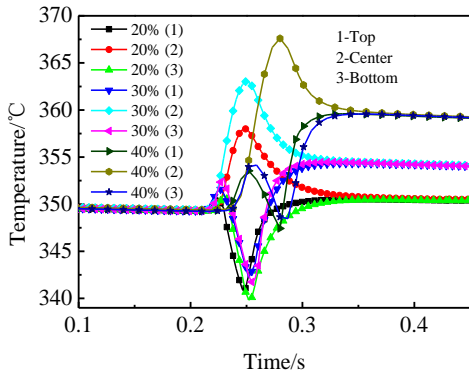


图 4 不同道次压下率镁板厚度方向不同部位温度的时间历程曲线

Fig.4 Time history curves of temperature at different positions in magnesium plate thickness direction under different reduction rates

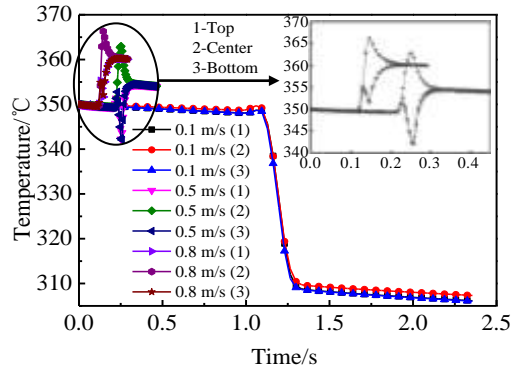


图 6 不同轧制速度镁板厚度方向不同部位温度的时间历程曲线

Fig.6 Time history curves of temperature at different positions in the magnesium plate thickness direction under different rolling speeds

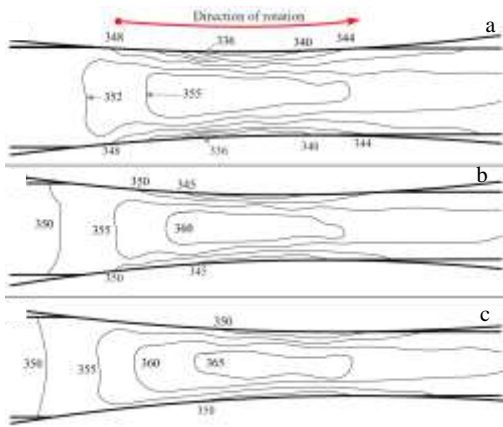


图 5 $T=350^{\circ}\text{C}$, $v=0.5\text{ m/s}$ 时, 不同道次压下率轧制变形区域温度分布

Fig.5 Temperature contour maps of magnesium plate in rolling deformation zone under $T=350^{\circ}\text{C}$, $v=0.5\text{ m/s}$ and different reduction rates: (a) 20%, (b) 30%, and (c) 40%

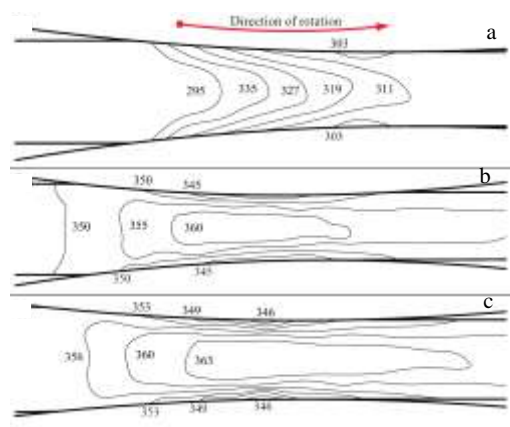


图 7 $T=350^{\circ}\text{C}$, $\varepsilon=30\%$ 时, 不同轧制速度轧制变形区域温度分布

Fig.7 Temperature contour maps of magnesium plate in rolling deformation zone under $T=350^{\circ}\text{C}$, $\varepsilon=30\%$ and different rolling speeds: (a) 0.1 m/s, (b) 0.5 m/s, and (c) 0.8 m/s

部位的变形阶段。表 4 中计算了各压下量下的中性角, 由此在参考点的时间历程曲线图上可以确定出后滑区和前滑区, 方便后续的离散研究。

观察图 2、图 4 和图 6 可得, 轧件进入变形区域之前, 忽略板坯底部与辊道之间的热传递, 则以轧件表面与空气间的辐射和对流散热为主传热机制, 轧件中部没有与环境直接接触则基本保持不变, 轧件宽向和轧向温度呈均匀分布。由 Stefan-Boltzmann 定理可推得热辐射温降 ΔT_1 与板坯绝对温度的 4 次方成正比^[9]。

$$\Delta T_1 = \frac{2\varepsilon C_0 t_0}{\rho c H \times 10^8} (T_0^4 - T_a^4) \quad \{t_0 \in [0, t_1]\} \quad (7)$$

式中: ε 为镁合金板黑度, 为一个介于 0 和 1 之间的

常数, 本研究在计算过程中将轧件发射率考虑成与轧件平均温度的线性函数: $\varepsilon=a+bT$ 。 ρ 为镁合金板的密度, 1780 kg/m^3 。 T_0 为镁合金板出炉温度, K 。 c 为镁合金板的比热容, 关于温度值的拟合公式为: $c=0.63T+824.7$, 不同温度下的分布曲线及拟合曲线, 见图 8。 C_0 为黑体的辐射系数, $5.67\text{ W/(m}^2\text{ K}^4)$ 。 T_a 为外界环境温度, K 。 t_0 为镁合金板出炉后在外界滞留的时间, s 。 t_1 为镁合金板从出炉到轧制后滑区所滞留的时间, s 。

根据牛顿定律, 表面对流散热温降 ΔT_2 模型:

$$\Delta T_2 = \frac{2\kappa t_0}{\rho c H} (T_0 - T_a) \quad (8)$$

式中: κ 为强迫对流传热系数, $\text{W/(m}^2\text{ K)}$ 。

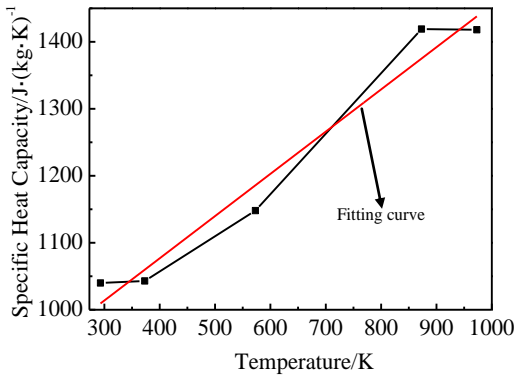


图 8 不同温度下 AZ31B 镁合金的比热容

Fig.8 Specific heat capacity of magnesium alloy AZ31B at different temperatures^[10]

$$\begin{cases} T_s = T_0 - \Delta T_1 - \Delta T_2 - \Delta T_3 \\ T_c = T_0 \end{cases} \quad (9)$$

式中： T_{s1} 为轧件表面温度， T_{c1} 为轧件中心层的温度。此阶段的温度场模型为：

$$T = \frac{8t_0}{\rho(0.63T + 824.7)H^2} \left[-\frac{\varepsilon C_0}{10^8} (T_0^4 - T_a^4) - \kappa(T_0 - T_a) \left(z - \frac{H}{2} \right)^2 + T_0 \right] \quad \{z \in [0, H]\} \quad (10)$$

温度为 250 °C 时，轧制速度大于 0.5 m/s 时，镁板进入轧制变形区后，整个过程中主要为塑性变形升温机制，塑性变形升温模型：

$$\begin{cases} \Delta T_3 = \frac{p_1 \ln \frac{H}{h_x} \times 10^6 \eta}{J_1 c \rho} \\ p_1 = K \cdot [\pi \ln(h_{m1}/H)/4 + \pi/4 + \sqrt{R/h} \cdot \arctan(\sqrt{R/h} \cdot \theta) - \sqrt{R/h} \cdot \arctan(\sqrt{R/h} \cdot \gamma)] \\ c = 0.63T + 824.7 \end{cases} \quad (11)$$

式中： J_1 为热功当量， $J_1=9.81$ ； η 为吸收效率，%。

查看 250 °C，30%，0.5 m/s 变形区域等高线图可得变形区域沿厚度方向温度分布较为均匀。轧件与轧辊温差小于 50 °C 时，则轧件在轧制区时的温度场模型为：

$$T = T_0 - \Delta T_1 - \Delta T_2 + \Delta T_3 \quad (12)$$

当镁板温度为 300~450 °C，轧制速度小于 0.1 m/s 时，变形区域内轧件与轧辊充分接触，则整个过程中主要为轧件与轧辊的热传导降温机制。假设此过程轧辊温度恒定，基于傅里叶定律，轧件与轧辊的接触降温 ΔT_4 ：

$$\begin{cases} \Delta T_4 = \frac{2\lambda L}{(0.63T + 824.7)\rho s v h_m} (T_0 - \Delta T_1 - \Delta T_2 - T_R) \\ L \approx \sqrt{R(H-h)} \end{cases} \quad (13)$$

式中： T_R 为轧辊的温度，K； λ 为热传导系数，W/(m·K)；

s 为氧化皮的厚度，mm； v 为轧制速度，m/s； L 为变形区长度，mm； h_m 为轧制变形区平均厚度，mm。关于温度值的拟合图形如图 9 所示，拟合公式为：

$$\lambda = -278.32 + 2.15T - 0.004T^2 + 2.27 \times 10^{-6}T^3。$$

查看 350 °C，30%，0.1 m/s 变形区域等高线图可得变形区域沿厚度方向温度分布较为均匀。低轧制速度条件下轧件在轧制区时的温度场模型为：

$$T = T_0 - \Delta T_1 - \Delta T_2 - \Delta T_4 \quad (14)$$

当镁板温度为 300~450 °C，轧制速度 0.5~0.8 m/s 时，进入轧制变形区后，假设轧件沿厚度方向可切分出足够薄的若干单元层，各层间的温度梯度可近似看成沿厚向线性分布，将热轧过程看成是稳态导热过程，则轧件各单元层的热量损失程度由中心到表面逐渐增加，为了简化计算将由中心到表面各单元层间的温降程度近似看成呈线性增加的趋势，易得轧件在任意时刻时，厚度方向的温度分布特性可用二次曲线模型来近似表征，此理论可通过观察不同变形条件下轧制变形区域的温度分布等高线图来验证，见图 3、图 5、图 7，此理论适用于中厚板热轧，当轧件很薄时，轧件中心与表面的温度梯度较低，中部向表面的传热效应较强，当散热大于塑性变形产热时便导致中心温度降低。考虑到热轧制的对称性，厚度方向温度分布如

$$T = \begin{cases} T_s & z = 0 \\ T_c & z = h_x/2 \\ T_s & z = h_x \end{cases}$$

图 10 所示，

$$T = \frac{4(T_s - T_c)}{h_x} \left(z - \frac{h_x}{2} \right)^2 + T_c \quad (15)$$

变形区厚度方向温度分布模型：

轧件进入后滑区域后，由于轧件两端面与外界的接触面积小，轧制滞留时间短，由公式(7)、(8)可得其与外界热辐射和热对流的散热量较小可以忽略。镁合金轧件热轧变形区大部分为粘着区，滑动区的范围相

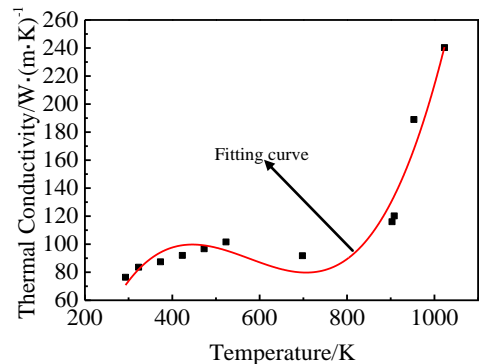


图 9 不同温度下 AZ31B 镁合金的热传导系数

Fig.9 Thermal conductivity of magnesium alloy AZ31B at different temperatures

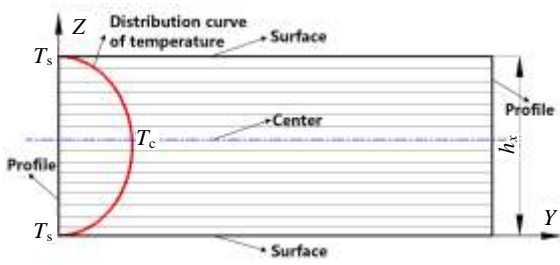


图 10 厚度方向温度分布示意图

Fig.10 Temperature distribution in thickness direction

对很小则摩擦产生的热可以忽略不计。此区域轧件表面以轧件与轧辊的接触传热为主传热机制，由于轧件中心没有与轧辊直接接触，热传导影响小，轧辊对轧件的作用力主要分布在此区域，则轧件中心处以塑性变形生热为主传热机制，宽向假设呈均匀分布。轧件与轧辊的接触温降 ΔT_5 模型：

$$\left\{ \begin{aligned} \Delta T_5 &= \frac{2\lambda\sqrt{R(H-h)}}{(0.63T+824.7)\rho sv h_{m1}}(T_0-\Delta T_1-\Delta T_2-T_R) \\ h_{m1} &= H + \sqrt{R^2 - \left[\sqrt{R(H-h)} - R \cdot \frac{\theta}{2} \left(1 - \frac{\theta}{2f} \right) \right]^2} - \\ &R^2 \cdot g \arcsin \left\{ \left[\sqrt{R(H-h)} - R \cdot \frac{\theta}{2} \left(1 - \frac{\theta}{2f} \right) \right] / R \right\} / \\ &\left[\sqrt{R(H-h)} - R \cdot \frac{\theta}{2} \left(1 - \frac{\theta}{2f} \right) \right] \end{aligned} \right. \quad (16)$$

式中： h_{m1} 为后滑区平均厚度，mm； f 为摩擦系数。

轧件在轧制后滑区时的温度场模型为：

$$T = \frac{4(T_{s2}-T_{c2})}{h_x} \left(z - \frac{h_x}{2} \right)^2 + T_{c2} \quad x \in \left[R \cdot \frac{\theta}{2} \left(1 - \frac{\theta}{2f} \right), \sqrt{R(H-h)} \right] \quad (17)$$

式中： $T_{s2}=T_0-\Delta T_1-\Delta T_2-\Delta T_5$ ， $T_{c2}=T_0+\Delta T_3$

轧件进入前滑区后，轧辊对轧件的作用力较小，由图 2、图 4、图 6 可以看出此阶段塑性变形升温很小可假定忽略，则此区域以轧件表面和轧辊的接触传导为主传热机制，此区域接触传导温降模型见式(18)。此区域宽向假设呈均匀分布，则轧件在轧制前滑区时的温度场模型见式(19)。

$$\left\{ \begin{aligned} \Delta T_6 &= \frac{2\lambda\sqrt{R(H-h)}}{(0.63T+824.7)\rho sv h_{m2}}(T_0-\Delta T_1-\Delta T_2-\Delta T_5-T_R) \\ h_{m2} &= 2R+h-L\sqrt{R^2-L^2}+R^2\arcsin(L/R)-\left[\sqrt{R(H-h)} - \right. \\ &R \cdot \frac{\theta}{2} \left(1 - \frac{\theta}{2f} \right) \left. \right] \sqrt{R^2 - \left[\sqrt{R(H-h)} - R \cdot \frac{\theta}{2} \left(1 - \frac{\theta}{2f} \right) \right]^2} - R^2 \cdot \\ &\arcsin \left\{ \left[\sqrt{R(H-h)} - R \cdot \frac{\theta}{2} \left(1 - \frac{\theta}{2f} \right) \right] / R \right\} / \left[R \cdot \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f} \right) \right] \end{aligned} \right. \quad (18)$$

式中： h_{m2} 为前滑区平均厚度，mm。

$$T = \frac{4(T_{s3}-T_{c3})}{h_x} \left(z - \frac{h_x}{2} \right)^2 + T_{c3} \quad x \in \left[0, R \cdot \frac{\theta}{2} \left(1 - \frac{\theta}{2f} \right) \right] \quad (19)$$

式中： $T_{s3}=T_0-\Delta T_1-\Delta T_2-\Delta T_5-\Delta T_6$ ， $T_{c3}=T_{c2}=T_0+\Delta T_3$

测量部位离开轧制变形区后由中心到表面各层金属间发生速度较快且稳定的传热过程，直至达到热量传递的相对平衡状态，此时轧件温度 T 可看作呈均匀分布：

$$T = 2T_{c3}/3 + T_{s3}/3 \quad (20)$$

2.3 实验数据与理论计算数据对比分析

图 11 为热轧后的镁板及边裂缺陷。由图 11 可见，不同温度、不同压下率及不同轧制速度条件下，镁板出现不同程度的边裂缺陷，已有大量研究证明温度条件是影响镁板边裂缺陷的重要因素，由于研究部位在变形区滞留的时间 t 极其短暂 (ε : 20%~40%、 v : 0.1~0.9 m/s 条件下 $t=0.016\sim 0.208$ s)，而常用温度记录仪的采样和记录时间约 1~3600 s，过大的时间延迟造成变形区无法得到准确的跟踪检测和记录，本研究通过对比轧后表面温度检测值和模型预测值的方法，来进一步验证变形过程温度场数学模型的准确性。

经统计，温度场数学模型预测的最大相对误差约为 9.7%，平均相对误差约为 6.3%，见表 6。离散轧制区域所建立的温度场数学模型能够很好预测中厚规格镁板变温轧制过程中的温度变化情况。



图 11 热轧后的镁板及边裂缺陷

Fig.11 Magnesium plates and edge cracks after hot rolling

表 6 不同热轧方案表面的温度检测值及模型计算值

| Table 6 Measured and calculated surface temperatures (°C) | | | | | |
|---|-------|-------|-------|-------|-------|
| Experimental scheme | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
| Temperature of roll | 145.2 | 136.4 | 132.4 | 128.7 | 143.2 |
| Average temperature before rolling | 286.6 | 325.2 | 348.6 | 381.4 | 445.1 |
| Average temperature after rolling | 292.6 | 338.1 | 346.1 | 342.5 | 440.3 |
| Theoretical calculating value | 281.3 | 320.3 | 312.6 | 324.1 | 410.2 |

3 结论

1) 通过研究在不同初始温度、不同道次压下率以

及不同轧制速度工艺条件下中厚规格镁板在不同热轧变形区域的温度分布情况和镁板厚向不同部位温度的时间历程变化情况, 考虑到不同阶段、不同工艺条件下主传热机制的不同, 利用数学学科的解析方法确定了铸态 AZ31B 镁合金中厚板在变条件热轧过程中的温度场数学模型, 模型预测的最大相对误差约为 9.7%, 平均相对误差约为 6.3%。

2) 模型的建立为轧前不同工艺条件下合理轧制制度的制定以及轧中板形、板厚的精确在线控制提供了可靠的理论依据。

参考文献 References

- [1] Chen Zhenhua (陈振华). *Wrought Magnesium Alloys*(变形镁合金)[M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2005: 239
- [2] Wang Lingyun(汪凌云), Huang Guangjie(黄光杰), Chen Lin(陈林) *et al. Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2007, 36(5): 910
- [3] Zhang Dingfei(张丁非), Dai Qingwei(戴庆伟), Fang Lin(方霖) *et al. The Chinese Journal of Nonferrous Metals*(中国有色金属学报)[J], 2011, 21(1): 185
- [4] Guan Renguo(管仁国), Zhang Qiusheng(张秋生), Dai Chunguang(戴春光) *et al. Acta Metallurgica Sinica*(金属学报)[J], 2011, 47(9): 1167
- [5] Zhang Xiaoping(张小平), Qin Jianping(秦建平). *Rolling Theory*(轧制理论)[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2006: 179
- [6] Dai Qingwei(戴庆伟). *Thesis for Doctorate*(博士论文)[D]. Chongqing: Chongqing University, 2011
- [7] Zhang Dingfei(张丁非), Zhao Xiabing(赵霞兵), Shi Guoliang(石国梁) *et al. Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2011, 40(3): 418
- [8] Jia Weitao(贾伟涛), Ma Lifeng(马立峰), Ma Ziyong(马自勇) *et al. Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2016, 45(1): 152
- [9] Wang Houhua(王厚华). *Heat Transfer*(传热学)[M]. Chongqing: Chongqing University Press, 2005: 239
- [10] Guo Peng(郭鹏), Zhang Xingguo(张兴国), Hao Hai(郝海) *et al. The Chinese Journal of Nonferrous Metals*(中国有色金属学报)[J], 2006, 16(9): 1570

Mathematical Temperature Field Model about As-cast AZ31B Magnesium Alloy during Hot Rolling of Plate

Jia Weitao¹, Ma Lifeng^{1,2}, Jiang Yaping¹, Liu Pengtao¹, Xu Haijie¹

(1. Shanxi Provincial Key Laboratory of Metallurgical Equipment Design and Technology, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, China)

(2. Jilin University, Changchun 130025, China)

Abstract: High temperature compression tests of as-cast magnesium alloy AZ31B cylindrical samples were preformed under the condition of deformation temperature 250~450 °C and strain rate 0.005~5 s⁻¹ using Gleeble-1500D thermal/mechanical simulation testing machine. Based on the high precision flow stress models and the rigid-plastic finite element analysis software, numerical analysis of coupled thermal-stress of hot rolling process of different initial rolling temperatures, different rolling reductions and different rolling speeds was also carried on. Under different conditions, models of temperature field of different magnesium plate deformation regions were established by mathematical analysis methods. The results show that under different conditions of hot rolling processes and rolling zones, regional distribution of rolling deformation temperature is so different that mathematical models of temperature field should be divided into different process conditions to establish. The mechanism of temperature controlled online is simple by mathematical equations to characterize the magnesium alloy heat transfer process and the heat transfer mechanism of magnesium plate rolling in wide ranges is accurately characterized.

Key words: magnesium alloy AZ31B; flow stress; coupled thermal-stress; temperature field

Corresponding author: Ma Lifeng, Professor, Shanxi Provincial Key Laboratory of Metallurgical Equipment Design and Technology, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, P. R. China, Tel: 0086-351-2776769, E-mail: malifengqh@163.com