

AZ31B 镁合金中厚板轧制热力耦合场数学模型

贾伟涛^{1,2}, 马立峰¹, 刘鹏涛¹, 徐海洁¹, 蒋亚平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. 东北大学 材料电磁过程研究教育部重点实验室, 辽宁 沈阳 110819)

摘要: 采用 Gleeble-1500D 热力模拟试验机对铸态 AZ31B 镁合金圆柱试样进行了宽范围变形条件下的热压缩试验, 拟合热压缩试验数据, 针对镁合金应变软化特性建立了一种新的热力本构模型; 依托于 Deform-3D 对镁板的实际热轧过程进行了热力仿真分析, 依据轧制理论假设、宏观连续介质力学以及热力学原理, 采用数学解析的方法建立了镁板热轧制区域中的应变、应变速率值分布模型以及三维温度场、应力场数学模型。研究表明: 新建的热力本构模型预测精度较高, 平均相对误差为 5.1%; 建立的轧制变形区域中的应变、应变速率值分布模型, 温度场数学模型以及热力耦合场数学模型不仅形式简单易于为生产利用, 更能精确表征中厚规格镁板热轧制过程中的热-力耦合变形机制。

关键词: AZ31B 镁合金; 热力本构; 应力场; 热-力耦合

中图分类号: TG146.2*2

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2016)05-1175-07

镁板的热轧过程是一个复杂的热力耦合过程, 温度和应力分布是影响镁板轧制缺陷的重要因素, 而针对镁板热轧制温度场和应力场的现有研究多是对分布特性的阐述, 仍未有准确的机理模型来表征轧制变形区域, 所建的热力耦合模型也多局限于求解困难的热力学理论关系式, 导致了镁板实际轧制生产中模型不能被充分引用^[1~6]。本研究的目的就是建立可导入 Deform 软件的铸态 AZ31B 镁合金材料模型, 保证有限元软件热力耦合分析数据的精确度; 针对真应力-真应变的曲线特性建立预测精度较高的热力本构模型; 基于轧制理论假设、宏观连续介质力学以及热力学原理, 依托于 Deform 刚塑性有限元对宽范围轧制条件镁板热轧过程的热力仿真数据, 采用数学解析的方法建立镁板热轧制变形区域中的应变、应变速率值分布模型以及温度场及应力场数学模型, 使得镁合金热轧制过程中的热力耦合变形机制得以精确求解, 如此, 为轧前不同工艺条件下合理轧制制度的制定, 及轧制中板形、板厚的精确在线控制特别是镁板热轧各类缺陷的改善提供可靠的理论依据。

1 实验

选用某公司应用低频电磁连铸技术铸造的 AZ31B 镁合金铸坯作为试样来源, 铸坯规格为 470 mm×350 mm×100 mm, 其化学成分见表 1。

表 1 AZ31B 镁合金板材化学成分

Table 1 Chemical composition 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.

在铸坯内部的相同部位进行取样, 切取 $\Phi 8 \text{ mm} \times 12 \text{ mm}$ 的圆柱试样, 采用 Gleeble-1500D 热模拟试验机对圆柱试样在温度为 250、300、350、400、450 °C, 应变速率为 0.005、0.05、0.5 和 5 s⁻¹ 条件下进行压缩试验, 试验最大变形量为 60%, 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。

依托于 Deform-3D 刚塑性有限元软件, 对镁板热轧制过程进行热力耦合数值分析。模拟轧机为二辊轧机, 辊径 320 mm, 轧辊初始温度 200 °C, 镁板板坯尺寸为 150 mm×150 mm×7 mm。综合考虑不同镁板初始温度 T 、不同道次压下率 ε 以及不同轧制速度 v 3 种工艺参数对镁板轧制区域温度场及应力场的影响, 采用对比分析实验方法制定热轧制模拟方案, 见表 2。

2 分析

2.1 Deform-3D 中镁合金材料模型的新建

在 Deform-3D 中选用 $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}, T)$ 材料模型形式, 将热压缩得到的真实应力-应变数据 (见图 1), 导入到软件材料库用以新建铸态 AZ31B 镁合金材料模

收稿日期: 2015-05-15

基金项目: 国家自然科学基金 (51105264); 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, 博士生, 东北大学材料电磁过程研究教育部重点实验室, 辽宁 沈阳 110819, E-mail: jw860520@163.com

表 2 热轧制模拟方案
Table 2 Experimental scheme of hot rolling

Parameter	Different temperatures				Different reductions			Different rolling speeds		
	300	350	400	450	350	350	350	350	350	350
$T/^\circ\text{C}$	300	350	400	450	350	350	350	350	350	350
$\varepsilon/\%$	30	30	30	30	20	30	40	30	30	30
$v/\text{m s}^{-1}$	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.1	0.5	0.8

型。基于 Deform 软件的刚塑性有限元分析理论对镁板不同热轧方案的热力耦合轧制过程进行数值模拟。

2.2 镁合金热轧制应变及应变速率计算模型^[7]

镁合金热轧应变及应变速率计算假设条件:

- (1) 变形区内忽略轧件弹性变形的影响, 横断面高度方向上金属流动速度及变形程度呈均匀分布。
- (2) 接触弧上摩擦系数是常数, 镁合金热轧工艺主要为多道次小压下量轧制则忽略宽展因素影响。
- (3) 镁合金热轧时硬度较低则忽略轧辊压扁。

由轧制变形理论可得, 轧制变形应变分布特性主要取决于道次压下率 ε 。诸多研究证明小压下率、多道次热轧制的方法能有效改善镁板的轧制缺陷和板带的应用性能。鉴于小压下率生产条件, 可假设热轧制区域轧件沿厚向 (ND) 和宽展向 (TD) 应变均呈均匀分布, 基于平面变形理论, 求解图 2 变形区域应变分布模型, 见式(1):

$$\begin{cases} \varepsilon_{\text{Ex}} = (H - h_x) / H = (H - 2R - h + 2\sqrt{R^2 - x^2}) / H \\ \varepsilon_{\text{Tx}} = 2\varepsilon_{\text{Ex}} / \sqrt{3} \end{cases} \quad x \in [0, \sqrt{R(H-h)}] \quad (1)$$

式中: ε_{Ex} —工程应变; ε_{Tx} —轧制等效应变。

根据变形体积不变原理易得: $\begin{cases} \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z = 0 \\ v_0 H = v_x h_x = C \end{cases}$, 同

理可得 $\dot{\varepsilon}_x + \dot{\varepsilon}_y + \dot{\varepsilon}_z = 0$ 。轧制过程可以看成平面变形过程, 由于宽展忽略不计, 则: $\varepsilon_y = 0, \dot{\varepsilon}_y = 0, \varepsilon_x = -\varepsilon_z, \dot{\varepsilon}_x = -\dot{\varepsilon}_z$ 。截面水平速度 v_x 满足: $v_x = C/h_x = C/(2R + h - 2R\cos\alpha)$, 图 2 变形区域应变速率值分布计算模型, 见式(2):

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_{\text{Ex}} = -\dot{\varepsilon}_z = \frac{\partial v_x}{\partial x} = \frac{dv_x}{d\alpha} \frac{d\alpha}{dx} = \frac{2CR\sin\alpha}{(2R+h-2R\cos\alpha)^2} \frac{1}{R\cos\alpha} = \frac{2v_0 H x}{\sqrt{R^2 - x^2} (2R+h-2\sqrt{R^2 - x^2})^2} \\ \dot{\varepsilon}_{\text{Tx}} = 2\dot{\varepsilon}_z / \sqrt{3} \end{cases} \quad \left\{ \begin{array}{l} x \in [0, \sqrt{R(H-h)}], \\ \alpha \in [0, \theta] \end{array} \right\} \quad (2)$$

式中: $\dot{\varepsilon}_{\text{Ex}}$ —工程应变速率; $\dot{\varepsilon}_{\text{Tx}}$ —轧制等效应变速率。

2.3 镁合金中厚板热轧制三维温度场模型^[8]

由于轧件上下两个表面充分与轧辊接触, 假设宽向温度呈均匀分布, 则不同轧制参数轧制时温度分布特性主要为厚向分布的差异性, 具体分析见文献[8]。

镁板初始温度小于 300 °C, 轧制速度大于 0.5 m/s 时, 即轧件与轧辊温差小于 100 °C, 较大轧制速度条

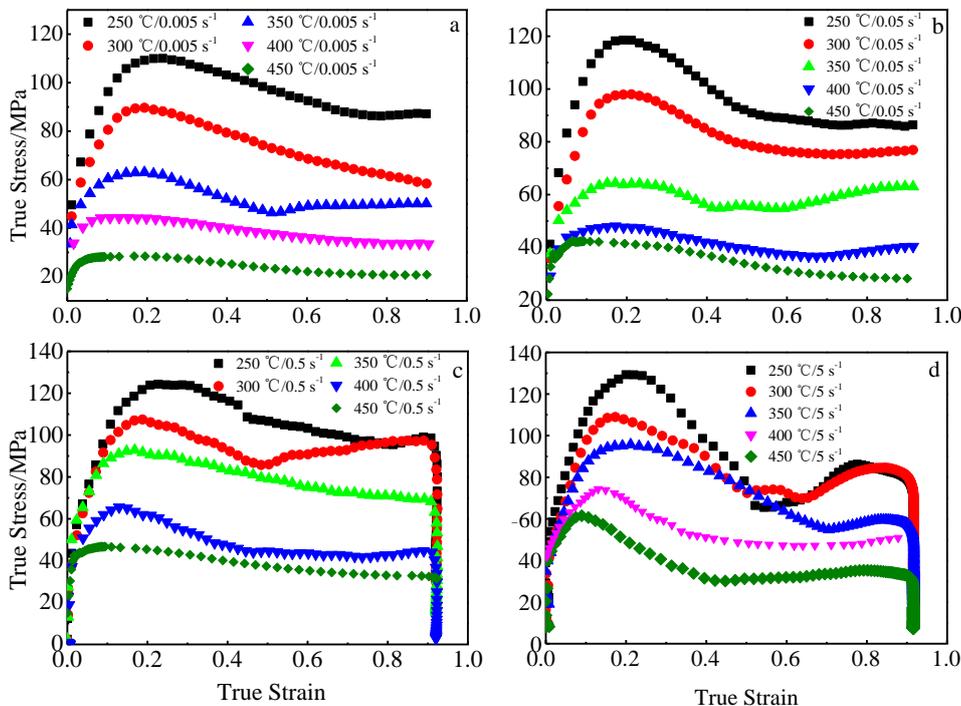


图 1 铸态 AZ31B 镁合金应力-应变曲线

Fig.1 Stress-strain curves of AZ31B casting magnesium alloys: (a) $\dot{\varepsilon}=0.005 \text{ s}^{-1}$, (b) $\dot{\varepsilon}=0.05 \text{ s}^{-1}$, (c) $\dot{\varepsilon}=0.5 \text{ s}^{-1}$, and (d) $\dot{\varepsilon}=5 \text{ s}^{-1}$

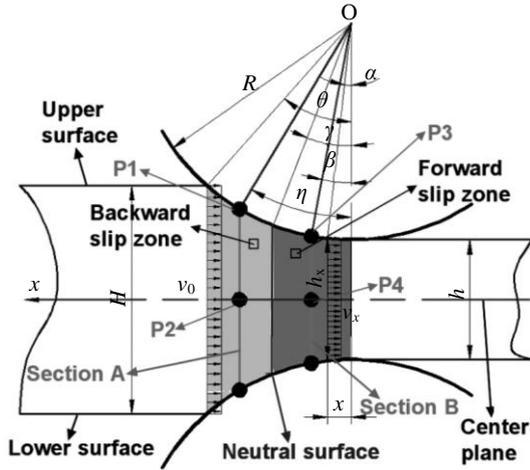


图 2 轧制变形区示意图

Fig.2 Schematic diagram of rolling deformation zone

件下, 整个变形过程各层金属塑性变形升热远大于表层金属接触散热, 塑性变形升温为主传热机制, 轧件在轧制区时的温度场模型为:

$$T = T_0 - \Delta T_1 - \Delta T_2 + \Delta T_3 \quad (3)$$

式中: \$T_0\$—镁合金板出炉温度; \$\Delta T_1\$—热辐射降温; \$\Delta T_2\$—表面对流散热降温; \$\Delta T_3\$—塑性变形升温。

当镁板温度为 300~450 °C, 轧制速度小于 0.1 m/s 时, 即轧件与轧辊温差大于 100 °C, 低轧制速度条件下, 变形区域内轧件与轧辊充分接触, 则整个过程中轧件与轧辊的热传导散热远大于塑性变形及摩擦生热, 接触热传导降温为主传热机制, 轧件在轧制区的温度场模型为:

$$T = T_0 - \Delta T_1 - \Delta T_2 - \Delta T_4 \quad (4)$$

式中: \$\Delta T_4\$—轧件与轧辊的接触降温。

当镁板温度为 300~450 °C, 轧制速度为 0.5~0.8 m/s 时, 进入轧制变形区后, 根据中厚板热轧变形区厚度方向分布特性可确定模型形式如下:

$$T = \frac{4(T_s - T_c)}{h_x} \left(z - \frac{h_x}{2} \right)^2 + T_c \quad \{z \in [0, H]\} \quad (5)$$

式中: \$T_s\$—轧件表层温度; \$T_c\$—轧件中心层温度。\$h_x\$—研究截面处轧件的厚度。

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, 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, 轧件中部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, 参照部位在轧制后滑区时的温度场模型为:

$$T = \frac{4(-\Delta T_1 - \Delta T_2 - \Delta T_5 - \Delta T_3)}{h_x} \left(z - \frac{h_x}{2} \right)^2 + T_0 + \Delta T_3 \quad (6)$$

$$x \in \left[R \cdot \frac{\theta}{2} \left(1 - \frac{\theta}{2f} \right), \sqrt{R(H-h)} \right]$$

式中: \$\Delta T_5\$—后滑区轧件与轧辊的接触降温; \$f\$—摩擦系数; \$H\$—轧前板厚; \$h\$—轧后板厚; \$\theta\$—轧件与轧辊最大接触角; \$R\$—轧辊半径。

进入前滑区后, 轧辊对轧件的作用力较小, 则塑性变形升温可忽略, 此区域以轧件表层和轧辊的接触传导为主传热机制。假设宽向温度呈均匀分布, 则参照部位在轧制前滑区时的温度场模型, 见式(7):

$$T = \frac{4(-\Delta T_1 - \Delta T_2 - \Delta T_5 - \Delta T_6 - \Delta T_3)}{h_x} \left(z - \frac{h_x}{2} \right)^2 + T_0 + \Delta T_3 \quad (7)$$

$$x \in \left[0, R \cdot \frac{\theta}{2} \left(1 - \frac{\theta}{2f} \right) \right]$$

式中: \$\Delta T_6\$—前滑区接触传导降温。

2.4 镁合金变形的热力本构模型

金属变形热力本构模型就是真实应力随变形温度 \$T\$、变形程度 \$\varepsilon\$ 以及应变速率 \$\dot{\varepsilon}\$ 间的变化规律, 可统一确定为: \$\sigma = f(T, \varepsilon, \dot{\varepsilon})\$。常用的计算模型^[9]为:

$$\sigma = \eta \varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m \cdot \exp(\kappa T) \quad (8)$$

式中: \$\eta\$、\$n\$、\$m\$、\$\kappa\$ 为与材料有关的常数。

基于图 1 中应力-应变数据, 按式(8)进行非线性拟合, 拟合结果为:

$$\sigma = 1619.542 \varepsilon^{-0.064} \dot{\varepsilon}^{0.039} \cdot \exp(-0.005T) \quad (9)$$

对比分析不同变形条件下应变值为 0.05、0.1、0.2、0.3、0.4、0.5、0.6、0.7、0.8 所对应的实验应力值及式(9)的预测值, 见图 3。

由图 3 可知, 变形越过峰值应变后, 随着应变量的增大, 预测值普遍大于实验值, 并且幅度逐渐增大。如此说明式(9)模型不能精确表征镁合金因动态回复和动态再结晶机制所导致的应力随应变软化现象。

按式(10)计算预测值 \$\sigma_C\$ 与实验值 \$\sigma_E\$ 的均方差(mean

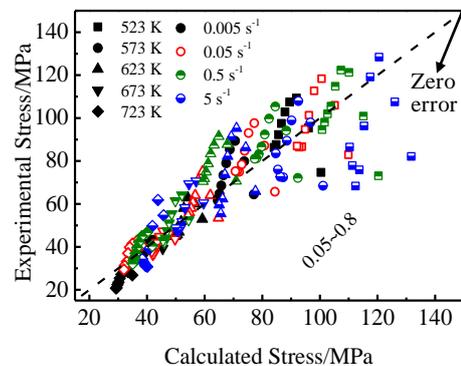


图 3 变形应力实验值和计算值的对比

Fig.3 Comparison of experimental and calculated stress values

square deviation), 拟合结果见表 3。

$$E = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (\sigma_C - \sigma_E)^2}, n = 1, 2, 3 \dots \quad (10)$$

由表 3 可知, 模型(9)的最大拟合相对误差为 34.36%, 平均拟合误差为 17.7%, 拟合均方差为 12.45 MPa, 综合评定拟合误差较大。考虑到变形越过峰值应变后应力随应变呈二次曲线软化现象, 本文提出一种新的热力本构模型, 见式(11):

$$\sigma = \frac{\eta \varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m \cdot \exp(\kappa T)}{a + b\varepsilon + c\varepsilon^2} \quad (11)$$

式中: η 、 n 、 m 、 κ 、 a 、 b 、 c 为与材料有关的常数。

基于图 1 中应力-应变数据, 按式(11)进行非线性拟合, 拟合结果为:

$$\sigma = \frac{368423.3\varepsilon^{0.68} \dot{\varepsilon}^{0.04} \cdot \exp(-0.005T)}{18.387 + 199.34\varepsilon + 60.34\varepsilon^2} \quad (12)$$

不同变形条件下, 各应变值所对应的应力实验值与模型(12)的计算值对比分析见图 4, 具体拟合结果见表 4。

由图 4 及表 4 可知, 新建的热力本构模型能够准确预测铸态镁合金的应变软化特性, 经统计, 模型(12)的最大拟合相对误差为 14.64%, 平均拟合误差为 5.1%, 拟合均方差为 6.81 MPa, 综合评定该模型的拟

表 3 模型的预测误差

Table 3 Prediction error of the model

Maximum relative error/%	Minimum relative error/%	Average relative error/%	Mean square deviation/MPa
34.36	0.9	17.7	12.45

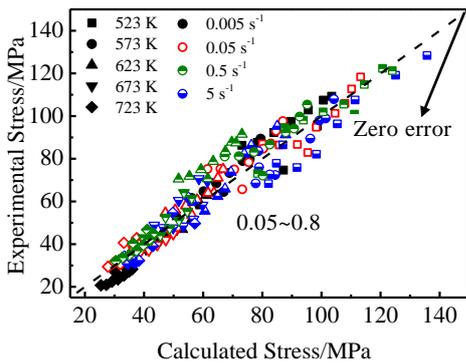


图 4 应力实验值和新模型计算值的对比

Fig.4 Comparison of experimental and calculated stress of the new model

表 4 新建模型的预测误差

Table 4 Prediction error of the new model

Maximum relative error/%	Minimum relative error/%	Average relative error/%	Mean square deviation/MPa
14.64	0.8	5.1	6.81

合精度较高。

2.5 镁合金热轧制过程中的热力耦合场模型

统计 Deform-3D 对各轧制方案的热力耦合分析数据, 观察相同参照部位在轧制区域中的应力分布情况, 结果见图 5、6、7。

轧制变形区域中应力的分布沿轧向 (RD) 呈现明显的“分层”现象, 大致可以分为 3 个区域 (见图 5, 6, 7): 急剧增长区域, 约占轧制后滑区域的 1/4, 主要为热变形机制; 稳定过渡区, 约占轧制后滑区域的 3/4, 为热变形机制和传热机制; 逐渐减小区, 约占整个轧制前滑区域, 主要为传热机制。对比联系实际镁板的轧制过程分析可知, 变形初始阶段, 轧件与轧辊接触时受轧制力的直接作用, 热变形加工硬化的强化作用立即产生并急剧增长, 导致应力值的急剧增大。变形经过约 1/4 的后滑区后轧件内部发生了充分的塑性变形, 变形热以及热变形动态回复的软化作用开始产生, 增大到一定程度后与轧辊作用力产生的加工硬

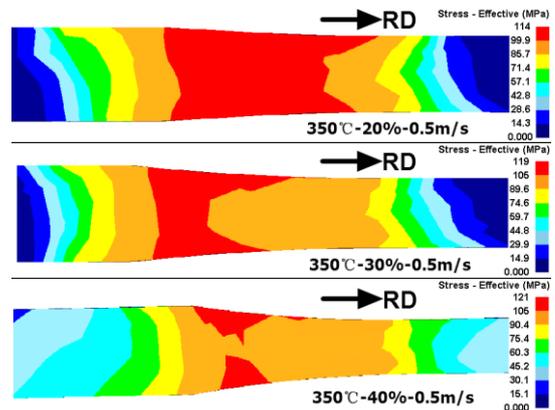


图 5 不同道次压下率变形区域应力分布图

Fig.5 Stress distribution in rolling zone under different reduction rates

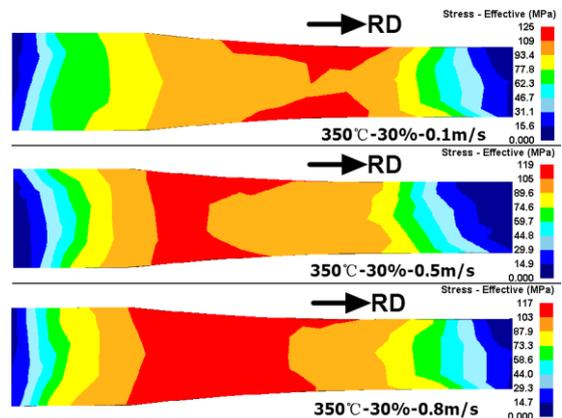


图 6 不同轧制速度轧制区域应力分布图

Fig.6 Stress distribution in rolling zone under different rolling speeds

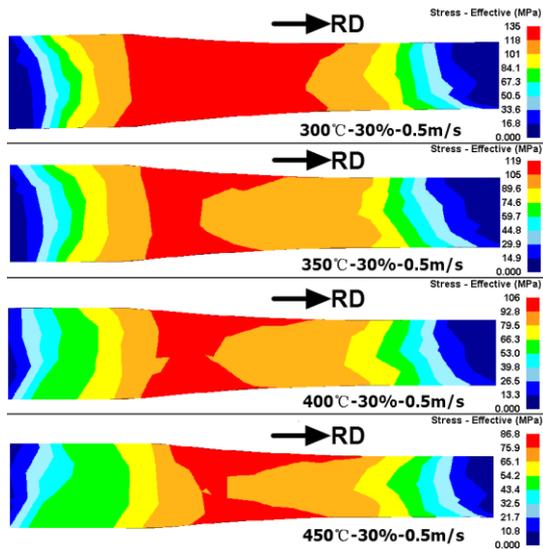


图 7 不同初始温度轧制变形区域镁板的应力分布图
Fig.7 Stress distribution in rolling zone at different initial temperatures

化的强化作用相抵消, 导致应力值达到最大值并保持在一定的稳定状态。轧件进入轧制前滑区后, 轧辊对轧件的作用力很小并逐渐减小, 由此加工硬化的强化作用逐渐减小, 轧制变形引起的材料内部动态再结晶的软化作用开始产生并逐渐增大, 导致应力值逐渐减小。

轧制变形区域中应力的分布沿厚向(ND)呈现“抛

物线形状”, 这与轧制变形区域厚向的温度分布特性相似。根据连续体成型原理可得厚向受力作用相同, 则导致厚向应力分布特性的主要因素就是温度, 即证明了镁板热轧制过程热力耦合分析的必要性。变形初始阶段, 表层金属开始接触轧辊, 表层的传导散热机制导致表层温度低于中心温度, 低温产生的加工硬化作用导致表层金属的应力值较大。厚向各层金属的相继塑性变形产热很好地补偿了因轧辊接触传热引起的各层间的温差, 导致此阶段厚向分布的抛物线形状较平缓。随着变形的继续, 轧件的厚度逐渐减小以及塑性变形热逐渐地积累, 使得各层金属间的温度达到相对平衡的状态, 反映到应力方面便达到一种稳定状态。不同变形条件下的稳定状态有所区别。变形进入轧制前滑区后, 轧件受轧辊作用力极小, 主要为外层金属与轧辊间的散热机制, 内部金属由于与外界的隔离降温明显小于外层, 导致外层金属应力值极大, 整体呈现陡峭的抛物线分布, 陡峭程度的变化与轧制温度以及道次压下率呈正相关关系(见图 5, 7), 与轧制速度呈负相关关系(见图 6)。随着变形的继续, 各层金属间的温差逐渐减小, 抛物线分布逐渐平缓, 直至外作用力的消失。轧制过程中轧件的变形主要为轧向的延伸以及厚向的压缩, 为了简化计算, 分析轧制变形区域中应力的分布沿宽展向(TD)近似呈均匀分布。综合式(1)、(2)、(3)、(4)、(6)、(7)、(12)可得轧制变形区域的热力耦合场数学模型, 见式(13):

$$\begin{cases} \varepsilon_{Tx} = 2(H - 2R - h + 2\sqrt{R^2 - x^2}) / (\sqrt{3}H) & \{x \in [0, \sqrt{R(H-h)}]\} \\ \dot{\varepsilon}_{Tx} = 4v_0 Hx / [\sqrt{3}\sqrt{R^2 - x^2} (2R + h - 2\sqrt{R^2 - x^2})^2] & \{x \in [0, \sqrt{R(H-h)}]\} \\ \begin{cases} T = T_0 - \Delta T_1 - \Delta T_2 + \Delta T_3 & \{T < 300 \text{ }^\circ\text{C}, v > 0.5 \text{ m/s}\} \\ T = T_0 - \Delta T_1 - \Delta T_2 - \Delta T_4 & \{300 \text{ }^\circ\text{C} < T < 450 \text{ }^\circ\text{C}, v < 0.1 \text{ m/s}\} \end{cases} \\ \begin{cases} T = \frac{4(T_{s2} - T_{c2})}{2R + h - 2\sqrt{R^2 - x^2}} (z - R - 0.5h + \sqrt{R^2 - x^2})^2 + T_{c2} & \left\{x \in \left[R \cdot \frac{\theta}{2} \left(1 - \frac{\theta}{2f} \right), \sqrt{R(H-h)} \right], z \in \left[\frac{0, 2R+h-}{2\sqrt{R^2-x^2}} \right], T \in [300, 450 \text{ }^\circ\text{C}], v \in [0.5, 0.8 \text{ m/s}] \right\} \\ T = \frac{4(T_{s3} - T_{c3})}{2R + h - 2\sqrt{R^2 - x^2}} (z - R - 0.5h + \sqrt{R^2 - x^2})^2 + T_{c3} & \left\{x \in \left[0, R \cdot \frac{\theta}{2} \left(1 - \frac{\theta}{2f} \right) \right], z \in \left[\frac{0, 2R+h-}{2\sqrt{R^2-x^2}} \right], T \in [300, 450 \text{ }^\circ\text{C}], v \in [0.5, 0.8 \text{ m/s}] \right\} \end{cases} \\ \sigma = \frac{368423.3 \varepsilon_{Tx}^{0.68} \dot{\varepsilon}_{Tx}^{0.04} \cdot \exp(-0.005T)}{18.387 + 199.34 \varepsilon_{Tx} + 60.34 \varepsilon_{Tx}^2} \end{cases} \quad (13)$$

式中: $T_{s2} = T_0 - \Delta T_1 - \Delta T_2 - \Delta T_5$, $T_{c2} = T_0 + \Delta T_3$, $T_{s3} = T_0 - \Delta T_1 - \Delta T_2 - \Delta T_5 - \Delta T_6$, $T_{c3} = T_{c2} = T_0 + \Delta T_3$

2.6 数值模拟数据及理论计算数据对比分析

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。根据中性面上前滑区和后滑区平均单位压力相等的条件可得中性角 γ 的计算公式, 见式(14):

$$\gamma = \sqrt{\frac{h}{R}} \cdot \tan \left[\frac{\pi}{8} \ln(1 - \varepsilon) \cdot \sqrt{\frac{h}{R}} + 0.5 \arctan \left(\sqrt{\frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon}} \right) \right] \quad (14)$$

由 $\theta = \arccos(1 - (H - h) / 2R)$ 和式(14)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 5。

表 5 不同压下率条件下最大接触角 θ 和中性角 γ
Table 5 Maximum contact angle and neutral angle under different reduction rates

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

由于现有的设备条件无法跟踪记录热轧制实验变形区域各部位的应力值，然而经多方面验证所用到的热力耦合数值模拟数据较为可靠，因此本文将模型(13)的应力计算值与测量的 Deform 热力耦合模拟值进行对比来进一步验证模型的可靠性。由于宽向应力分布比较均匀，则忽略对宽向应力值的验证。轧制变形区域可以划分为后滑区和前滑区，不同轧制区域变形机制有很大区别，则模型(13)对应力预测精度的验证需分别考虑 2 个区域。区域划分是依据中性角 γ 和中性面 (neutral surface) 来划分的，考虑到轧制的对称性变形，取 $\beta=\gamma/2$ 与 $\eta=(\theta+\gamma)/2$ 所对应的截面与上表面以及中心面的交点作为对比验证的参照点，即 P1、P2、P3、P4 点，见图 2，其中针对轧制等效应变及等效应变速率的验证为各参照点测量值与所处纵截面上平均求解值之间的对比。

经统计轧制等效应变的测量值与式(1)关于截面 A、B 的计算值较吻合，预测平均相对误差 13.3%，见图 8。

经统计等效应变速率的测量值与式(2)关于截面 A、B 的计算值较吻合，预测平均相对误差 8.41%，见图 9。

经统计参照点等效应力的测量值与式(13)的计算值较吻合，模型平均预测相对误差约为 12.47%，见图 10。

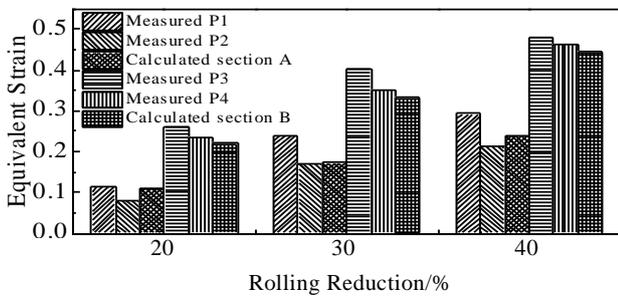


图 8 轧制等效应变值对比图

Fig.8 Comparison of the equivalent strains

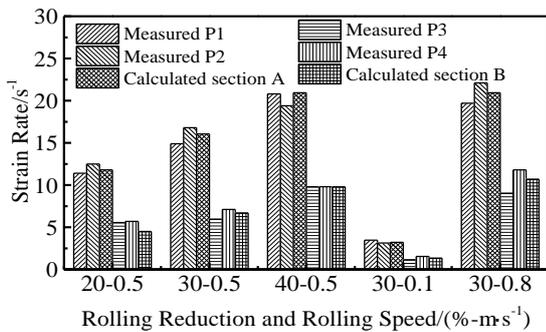


图 9 轧制等效应变速率值对比图

Fig.9 Comparison of the equivalent strain rates

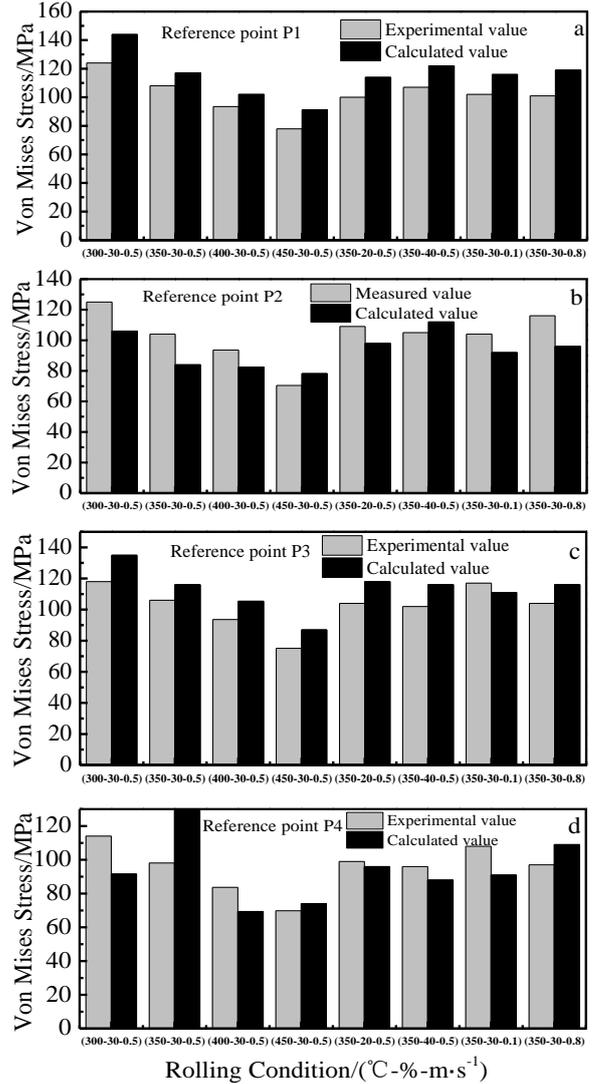


图 10 各点等效应力值对比图

Fig.10 Comparison of the equivalent stress at each point: (a) P1, (b) P2, (c) P3, and (d) P4

3 结 论

1) 针对镁合金因动态再结晶及动态回复机制所产生的应变软化现象，提出的一种预测精度较高的热力本构模型，经统计模型的最大拟合相对误差为 14.64%，平均拟合误差为 5.1%，拟合均方差为 6.81MPa。

2) 镁板热轧制等效应变计算模型预测的平均相对误差约为 13.3%，轧制等效应变速率计算模型预测的平均相对误差约为 8.41%。

3) 镁板热轧制是一个复杂的热力耦合过程，不同轧制变形区域热力关系有很大的区别，针对不同变形区域，采用实验与有限元分析相结合的手段，建立的镁板轧制变形区域的热力耦合场数学模型，模型预测

的平均相对误差约为 12.47%, 热力耦合场数学模型较高的预测精度不仅保证机理模型的在线应用精度, 更使得镁板轧制缺陷的在线控制改善成为可能。

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] Huang Guangjie(黄光杰), Qian Baohua(钱宝华), Wang Lingyun(汪凌云) *et al. Rare Metal Materials and Engineering(稀有金属材料与工程)*[J], 2007, 36(12): 2080
- [3] Wang Zhongtang(王忠堂), Zhang Shihong(张士宏), Qi Guangxia(齐广霞) *et al. The Chinese Journal of Nonferrous Metals(中国有色金属学报)*[J], 2008, 18(11): 1977
- [4] 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
- [5] 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
- [6] Liu Zuyan(刘祖岩), Liu Gang(刘刚), Liang Shujin(梁书锦). *Rare Metal Materials and Engineering(稀有金属材料与工程)*[J], 2007, 36(3): 304
- [7] Zhang Xiaoping(张小平), Qin Jianping(秦建平). *Rolling Theory(轧制理论)*[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2006: 179
- [8] Jia Weitao(贾伟涛), Ma Lifeng(马立峰), Jiang Yaping(蒋亚平) *et al. Rare Metal Materials and Engineering(稀有金属材料与工程)*[J], 2016, 45(3): 702
- [9] Takuda H, Fujimoto H, Hatta N. *Journal of Materials Processing Technology*[J], 1998, 80(81): 51

Mathematical Model of Coupled Thermal-Stress about AZ31B Magnesium Alloy Plate during Hot Rolling

Jia Weitao^{1,2}, Ma Lifeng¹, Liu Pengtao¹, Xu Haijie¹, Jiang Yaping¹

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

(2. Key Laboratory of Electromagnetic Processing of Materials, Ministry of Education, Northeastern University, Shenyang 110819, China)

Abstract: In a wide range of deformation conditions, hot compression tests of AZ31B magnesium alloy cast cylinder were carried out by Gleeble-1500D thermal simulator. According to the strain softening characteristics of magnesium alloy, a new thermal deformation constitutive model was established. Relying on Deform-3D, the coupled thermal-stress simulation of hot rolling process of magnesium plate was analyzed. Based on the rolling theoretical assumptions, macroscopic continuum mechanics and thermodynamics, strain and strain rate value distribution models, three-dimensional temperature field and stress field mathematical models in rolling deformation zone were established by a mathematical analysis method. The results show that the new thermal constitutive model is in a higher accuracy and the average relative error is 5.1%. Strain distribution model, strain rate value distribution model, mathematical model of temperature field and mathematical model of stress field are concise in form and easy to be controlled online; furthermore, they could accurately characterize thermal-mechanical coupled deformation mechanism of hot rolling of magnesium plate.

Key words: AZ31B magnesium alloy; thermal deformation constitutive; stress field model; coupled thermal-stress

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: tyust0208@163.com