

铸态 AZ31B 镁合金变温轧制过程及流变应力

贾伟涛¹, 马立峰^{1,2}, 马自勇¹, 蒋亚平¹, 徐海洁¹, 刘鹏涛¹

(1. 太原科技大学 重型机械教育部工程研究中心, 山西 太原 030024)

(2. 吉林大学, 吉林 长春 130025)

摘要: 在变形温度 250~450 °C、应变速率 0.005~5 s⁻¹ 下对铸态 AZ31B 镁合金圆柱试样进行了 Gleeble 高温压缩实验。对不同初轧温度、不同轧制压下量下镁合金的热轧制过程进行了实验、数值模拟及损伤分析。采用动态材料模型中的计算方法计算了热加工图, 用 Zener-Hollomon 参数法建立了单向压缩时的流变应力模型, 最后综合传热学基本原理及轧制理论, 建立了变温轧制过程中的流变应力模型。研究表明: 合理分解温度范围求解单向压缩流变应力模型, 有效提高了模型的预测精度; 轧制前滑区和后滑区的主传热机制有所区别, 考虑到轧辊对轧件的作用力主要分布在后滑区, 则此区域为边裂重点研究区域; 数值模拟过程中轧件边部区域的 Normalized Cockcroft and Latham 损伤值最大, 并且随着变形温度的降低以及道次压下量的增大而增大。此现象与轧制实验结果相符, 不同轧制条件下轧制流变应力模型的求解结果与数值模拟结果较吻合。

关键词: 数值模拟; 损伤分析; 热加工图; 流变应力; 轧制理论

中图分类号: TG146.2²

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2016)01-0152-07

镁合金是实用金属中最轻的结构金属之一。板材轧制的方法因更容易大规模生产宽规格、薄规格型材, 而逐渐成为镁合金板材生产的主要方式^[1]。王忠堂等^[2]在简化 Arrhenius 方程的基础上建立了 AZ31 镁合金适用于 250~350 °C、应变速率为 0.01~1 s⁻¹ 条件下的本构方程, 方程的相对预测误差约为 13%。余琨^[3,4]等通过 Gleeble 热压缩实验结合变形后的显微组织, 研究了半连续铸造 AZ31B 镁合金多道次轧制过程中合金力学性能与显微组织之间的关系, 并借助于 DEFORM 软件平台对多道次轧制过程进行了有限元模拟。付雪松等^[5]研究了不同变形温度、不同变形速率对 AZ31 镁合金变形组织的影响, 认为不同变形条件下镁合金的动态再结晶机制有所区别。603 K 温度下, 应变速率为 13.9 s⁻¹ 时, 以孪生形核为主要再结晶形核机制; 673 K, 应变速率为 11.35 s⁻¹ 时, 以孪生动态再结晶方式为主要再结晶方式; 当应变速率降低到 4 s⁻¹ 时, 动态再结晶方式转变成旋转动态再结晶。目前用来表征镁合金单向拉伸、压缩变形的本构模型已在不同变形条件下建立。然而针对模型的预测误差仍未提出有效的解决方法, 对于镁合金轧制工艺的研究大多是对热轧制过程的数值模拟以及轧后的微观组织分析, 研究过程并未有效结合轧制工艺参数, 如此降低了研究对实际生产的指导作用。

铸态 AZ31B 镁合金在不同变形条件下的材料特性也导致了轧制流变应力模型未能简化及准确建立。本研究基于铸态 AZ31B 镁合金单向压缩应力-应变数据, 阐述了材料功率耗散效率、流变失稳现象关于温度范围的分布特性, 确定了变形激活能关于温度的高度非均匀性分布是整体本构方程拟合的主要误差来源。考虑到镁合金关于温度范围的诸多分布特性, 提出了将 250~450 °C 变形温度分解为 250~300 °C、300~350 °C 和 350~450 °C 温度范围来分别建立单向压缩时的高精度热变形本构方程。最后综合传热学基本原理以及轧制理论, 建立了变温轧制过程中的流变应力关于轧制参数的数学模型, 从而为轧前设计最优的板形、板厚控制方案, 制定合理的轧制制度提供了可靠的理论依据。

1 实验

选用山西某公司的铸态 AZ31B 镁合金板材作为实验材料, 其化学组成如表 1 所示。

表 1 AZ31B 镁合金板材的化学成分
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.

收稿日期: 2015-01-14

基金项目: 国家“973”计划 (2012CB722800); 国家自然科学基金 (51105264, 51204117); 中国博士后科学基金 (2012M520677)

作者简介: 贾伟涛, 男, 1986 年生, 博士生, 太原科技大学重型机械教育部工程研究中心, 山西 太原 030024, 电话: 0351-2776769, E-mail: jwt860520@163.com

依托于 Gleeble-1500D 热模拟试验机, 在温度为 250~450 °C、应变速率为 0.005~5 s⁻¹ 的条件下对 Φ8 mm×12 mm 的圆柱试样进行压缩, 实验最大变形量为 60%。压缩前试样的上下两个端面涂抹机油粘上石墨片, 以降低试样与压头之间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。实验轧机为二辊轧机, 辊径 320 mm, 轧制速度 0.1 m/s。原料为铸态 AZ31B 镁板, 尺寸为 150 mm×150 mm×7 mm, 道次轧制压下量分别为 30%、40%。初始温度为 300、350 °C, 轧辊采用汽油喷灯进行温度补偿。依托于 Deform-3D 有限元分析软件, 采用热力耦合刚塑性有限元法模拟轧制过程, 模拟轧机的参数及镁板的尺寸与实验参数相同, 镁板的初轧温度分别为 300、350、400 °C, 轧辊的初轧温度为 200 °C, 分别以 30%、40% 2 种压下量进行轧制模拟及损伤分析。

2 结果与分析

2.1 单向压缩热变形本构方程的计算

通过 Gleeble 高温压缩实验得到以下数据, 见表 2。根据表 2 中 $\sigma_{\varepsilon=0.4}$ 数据计算 $\varepsilon=0.4$ 的热加工图, 见图 1。由图 1 可得, 铸态 AZ31B 镁合金的功率耗散效率, 随着应变速率的增大呈先减小后增大趋势; 随着温度的增高呈逐渐增大趋势。在 410 °C、应变速率为 5 s⁻¹ 时耗散效率值最大约为 55%。然而流变失稳现象的出现区域有所不同, 250~280 °C, 高应变速率区域出现流变失稳现象; 280~320 °C, 低应变速率区域出现流变失稳现象; 320~380 °C, 中高应变速率区域出现流变失稳现象; 380~450 °C, 其中小于 430 °C 且低应变速率区域以及大于 430 °C 且小于 0.2 s⁻¹ 区域均出现流变失稳现象^[6]。

镁合金的本构方程采用弹塑性体关于双曲正弦模型的热变形方程, 即修正后的 Arrhenius 方程^[7]:

表 2 不同变形条件下 σ_p 、 $\sigma_{\varepsilon=0.4}$ 的值

Table 2 Values of σ_p and $\sigma_{\varepsilon=0.4}$ at different temperatures and different deformation rates (MPa)

$\dot{\varepsilon}/s^{-1}$		Temperature/°C				
		250	300	350	400	450
0.005	σ_p	109.8	89.8	63.2	44.2	28.2
	$\sigma_{\varepsilon=0.4}$	103.1	79.4	52.1	40.3	25.4
0.05	σ_p	118.8	98.1	75.0	48.1	42.6
	$\sigma_{\varepsilon=0.4}$	101.7	84.8	55.9	41.9	37.0
0.5	σ_p	125.0	107.2	92.8	65.2	47.0
	$\sigma_{\varepsilon=0.4}$	116.4	92.7	84.2	47.1	39.8
5	σ_p	144.2	126.0	104.2	91.6	71.8
	$\sigma_{\varepsilon=0.4}$	133.0	119.2	96.4	83.4	66.4

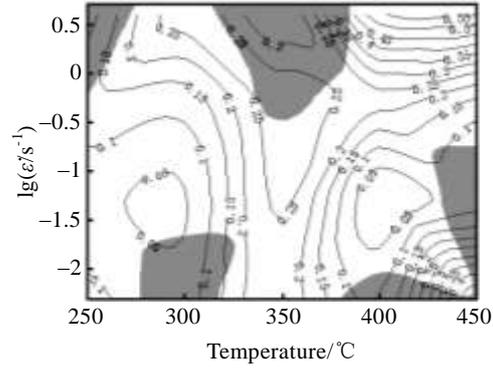


图 1 铸态 AZ31B 镁合金在 $\varepsilon=0.4$ 时的热加工图

Fig.1 Thermal processing diagram of cast magnesium alloy AZ31B at the strain of 0.4

$$\dot{\varepsilon} = A[\sinh(\alpha\sigma)]^n \exp(-Q/RT) \quad (1)$$

式中, $\dot{\varepsilon}$ —应变速率 (s⁻¹); Q —变形激活能 (J/mol), 与材料有关; σ —流变应力 (MPa); n —应力指数; T —温度 (K); R —摩尔气体常数 (8.314 J/mol K); A 和 α 为与材料有关的常数。

对于双曲正弦模型, 将 $\sinh(x) = (e^x - e^{-x})/2$ 代入式 (1) 中进行化简, 得出以下结论: 当 $\alpha\sigma \leq 0.3$, $\sinh(\alpha\sigma) \approx \alpha\sigma$, 其相对误差小于 1.48%。

$$\dot{\varepsilon} = A_1 \sigma^n \exp(-Q/RT) \quad (2)$$

式中, $A_1 = A\alpha^n$, 当 $0 < \alpha\sigma < 1.8$, $\sinh(\alpha\sigma) \approx 0.58208(\alpha\sigma + 0.42497)^2$, 其相对误差为 0.46%~2.8%。

$$\dot{\varepsilon} = A_0.58208^n (\alpha\sigma + 0.42497)^{2n} \exp(-Q/RT) \quad (3)$$

当 $1.8 \leq \alpha\sigma$, $\sinh(\alpha\sigma) \approx e^{\alpha\sigma}/2$, 其相对误差小于 2.8%。

$$\dot{\varepsilon} = A_3 \exp(\alpha\sigma n) \exp(-Q/RT) \quad (4)$$

式中, $A_3 = A/2^n$ 。

塑性变形过程中的热流变应力模型为:

$$\sigma = \frac{1}{\alpha} \ln \left\{ \left(\frac{Z}{A} \right)^{1/n} + \left[\left(\frac{Z}{A} \right)^{2/n} + 1 \right]^{0.5} \right\} \quad (5)$$

其中, 变形激活能 Q 是描述高温变形过程中原子重排难易程度的微观物理量, 受金属本质、变形速率及变形温度等因素的影响, 求解公式为:

$$Q = R \left\{ \frac{\partial \ln \dot{\varepsilon}}{\partial \ln[\sinh(\alpha\sigma)]} \right\} \cdot \left\{ \frac{\partial \ln[\sinh(\alpha\sigma)]}{\partial (1/T)} \right\} \quad (6)$$

通过对 $\ln \dot{\varepsilon} \ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 、 $\ln[\sinh(\alpha\sigma)]-1/T$ 数据的线性拟合求解 250~450 °C 时的 Q 值, 绘制 $Q-T$ 图, 见图 2。由图可得, 不同应变速率条件下, 随着温度的增高变形激活能 Q 值逐渐减小, 但是下降趋势有所差别, 其中 300~350 °C 呈现急剧性下降, 250~300 °C 和 350~450 °C 较为平缓。当拟合整体温度范围内的本构方程

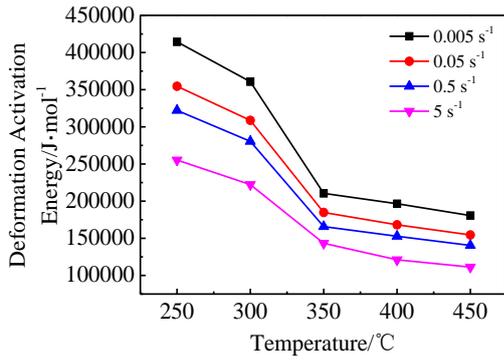


图 2 250~450 °C 下变形激活能值

Fig.2 Deformation activation energy of 250~450 °C

时，式(1)中的 Q 值为诸多值的平均值 $\bar{Q} = 229\ 870\ \text{J/mol}$ 。由该图可得整体方程只能准确预测 300~350 °C 时的值，而不能高精度预测其它温度范围下的值。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^[8]，易得轧制过程中同样存在诸多关于温度的分布特性。基于铸态 AZ31B 镁合金热加工图中功率耗散效率和流变失稳现象在不同温度范围下的分布特性，考虑到热变形本构方程和轧制流变应力数学模型的准确性，则本构方程需将整体变形温度范围 250~450 °C 分解为 250~300 °C、300~350 °C 和 350~450 °C 来分别建立。按式(6)，分别计算 250~300 °C、300~350 °C 和 350~450 °C，应变速率为 0.005~5 s⁻¹ 下的变形激活能 Q ，见表 3、4、5。

表 3 250~300 °C 温度范围求解的变形激活能值
Table 3 Deformation activation energy values in the temperature range of 250~300 °C (J/mol)

$\dot{\epsilon}/\text{s}^{-1}$	250 °C	300 °C
0.005	251 670	211 900
0.05	246 860	207 850
0.5	198 610	167 230
5	192 980	162 490
Average	204 950	

表 4 300~350 °C 温度范围求解的变形激活能值
Table 4 Deformation activation energy values in the temperature range of 300~350 °C (J/mol)

$\dot{\epsilon}/\text{s}^{-1}$	300 °C	350 °C
0.005	337 420	241 610
0.05	351 350	229 230
0.5	275 460	184 970
5	284 340	172 940
Average	260 540	

表 5 350~450 °C 温度范围求解的变形激活能值
Table 5 Deformation activation energy values in the temperature range of 350~450 °C (J/mol)

$\dot{\epsilon}/\text{s}^{-1}$	350 °C	400 °C	450 °C
0.005	238 250	210 120	170 290
0.05	213 620	189 800	168 850
0.5	221 430	173 580	173 880
5	185 720	161 580	155 480
Average	188 550		

$T \in (250\ \text{°C}, 300\ \text{°C})$ ，热变形数学方程为：

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha\sigma \leq 0.3, \quad \dot{\epsilon} = 1.50 \times 10^{-20} \sigma^{18.15} \exp(-204950/RT) \\ 0.3 < \alpha\sigma < 1.8, \quad \dot{\epsilon} = 3.68 \times 10^{13} (0.0084\sigma + 0.42497)^{36.3} \exp(-204950/RT) \\ 1.8 \leq \alpha\sigma, \quad \dot{\epsilon} = 2.48 \times 10^{12} \exp(0.1525\sigma) \exp(-204950/RT) \\ \alpha\sigma \text{ 为任意值, } \dot{\epsilon} = 7.24 \times 10^{17} [\sinh(0.0084\sigma)]^{18.15} \exp(-204950/RT) \end{array} \right. \quad (7)$$

$$\sigma = 119 \ln \left\{ \left(\dot{\epsilon} \exp(204950/RT) / 7.24 \times 10^{17} \right)^{0.0551} + \left[\left(\dot{\epsilon} \exp(204950/RT) / 7.24 \times 10^{17} \right)^{0.1102} + 1 \right]^{0.5} \right\}$$

$T \in (300\ \text{°C}, 350\ \text{°C})$ ，热变形数学方程为：

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha\sigma \leq 0.3, \quad \dot{\epsilon} = 2.89 \times 10^{-4} \sigma^{12.5} \exp(-260540/RT) \\ 0.3 < \alpha\sigma < 1.8, \quad \dot{\epsilon} = 2.05 \times 10^{18} (0.0105\sigma + 0.42497)^{25} \exp(-260540/RT) \\ 1.8 \leq \alpha\sigma, \quad \dot{\epsilon} = 2.71 \times 10^{17} \exp(0.1313\sigma) \exp(-260540/RT) \\ \alpha\sigma \text{ 为任意值, } \dot{\epsilon} = 1.57 \times 10^{21} [\sinh(0.0105\sigma)]^{12.5} \exp(-260540/RT) \end{array} \right. \quad (8)$$

$$\sigma = 95.2 \ln \left\{ \left(\dot{\epsilon} \exp(260540/RT) / 1.57 \times 10^{21} \right)^{0.08} + \left[\dot{\epsilon} \exp(260540/RT) / 1.57 \times 10^{21.016} + 1 \right]^{0.5} \right\}$$

$T \in (350\ \text{°C}, 450\ \text{°C})$ ，热变形数学方程为：

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha\sigma \leq 0.3, \quad \dot{\epsilon} = 2.52 \sigma^{7.24} \exp(-188550/RT) \\ 0.3 < \alpha\sigma < 1.8, \quad \dot{\epsilon} = 5.93 \times 10^{11} (0.0156\sigma + 0.42497)^{14.48} \exp(-188550/RT) \\ 1.8 \leq \alpha\sigma, \quad \dot{\epsilon} = 2.01 \times 10^{11} \exp(0.1129\sigma) \exp(-188550/RT) \\ \alpha\sigma \text{ 为任意值, } \dot{\epsilon} = 3.04 \times 10^{13} [\sinh(0.0156\sigma)]^{7.24} \exp(-188550/RT) \end{array} \right. \quad (9)$$

$$\sigma = 64.1 \ln \left\{ \left(\dot{\epsilon} \exp(188550/RT) / 3.04 \times 10^{13} \right)^{0.1381} + \left[\left(\dot{\epsilon} \exp(188550/RT) / 3.04 \times 10^{13} \right)^{0.2762} + 1 \right]^{0.5} \right\}$$

2.2 轧制流变应力模型中 $Q(\ln \dot{\epsilon}, T)$ 和 $A(\ln \dot{\epsilon}, T)$ 求解
热流变应力模型中的 Q 、 α 和 A 均为与材料有关的参数，铸态 AZ31B 镁合金在热轧制过程中温度会发生较大变化，同时不同道次压下量 Δh 和不同轧制速度 v 导致了过程中应变速率也发生较大变化，最终导致 Q 、 α 和 A 值的变化。由式(1)可得：

$$\frac{\partial Q}{\partial \ln \dot{\epsilon}} = -RT \quad (10)$$

$$Q = -RT \ln \dot{\epsilon} + f(T) + C_1 \quad (11)$$

$$\frac{\partial(\ln A)}{\partial(1/T)} = Q/R = Q(\ln \dot{\epsilon}, T)/R \quad (12)$$

$$\ln A = \int -Q(\ln \dot{\epsilon}, T)/T^2 R dT + g(\ln \dot{\epsilon}) + C_2 \quad (13)$$

对表 3、4 和 5 中的数据按式(11)、(13)形式进行拟合， $Q(\ln \dot{\epsilon}, T)$ 和 $A(\ln \dot{\epsilon}, T)$ 拟合结果如下：

$$\begin{cases} T \in (523, 573), Q(\ln \dot{\epsilon} T) = -8.314T \ln \dot{\epsilon} - 718.6T + 590329.8 \\ T \in (573, 623), Q(\ln \dot{\epsilon} T) = -8.314T \ln \dot{\epsilon} - 2114.4T + 1514926.8 \\ T \in (623, 723), Q(\ln \dot{\epsilon} T) = -8.314T \ln \dot{\epsilon} - 491.6T + 509099.9 \end{cases} \quad (14)$$

$$\begin{cases} A(\ln \dot{\epsilon} T) = \exp \left\{ \frac{8.314 \ln \dot{\epsilon} + 718.6}{8.314} \ln T + \frac{590329.8}{8.314T} - (633.5 + 6.3 \ln \dot{\epsilon}) \right\} & T \in (523, 573) \\ A(\ln \dot{\epsilon} T) = \exp \left\{ \frac{8.314 \ln \dot{\epsilon} + 2114.4}{8.314} \ln T + \frac{1514926.8}{8.314T} - (1881.9 + 6.4 \ln \dot{\epsilon}) \right\} & T \in (573, 623) \\ A(\ln \dot{\epsilon} T) = \exp \left\{ \frac{8.314 \ln \dot{\epsilon} + 491.6}{8.314} \ln T + \frac{509099.9}{8.314T} - (445 + 6.5 \ln \dot{\epsilon}) \right\} & T \in (623, 723) \end{cases} \quad (15)$$

2.3 轧制工艺参数确定

根据 Ekelund 公式计算轧制过程中应变速率：

$$\dot{\epsilon} = \frac{v \Delta h}{Lh} \approx \frac{v \Delta h}{h \sqrt{R \Delta h}} \quad (16)$$

其中： v —轧制速度 (mm/s)； h —本道次轧前轧件的厚度 (mm)； Δh —本道次压下量 (mm)； R —轧辊半径 (mm)； L —接触弧水平投影长度 (mm)。

$$\begin{cases} \sigma = \frac{1}{\alpha} \ln \left\{ \left(\dot{\epsilon} \exp(Q(\ln \dot{\epsilon} T)/RT) / A(\ln \dot{\epsilon} T) \right)^{1/n} + \left[\left(\dot{\epsilon} \exp(Q(\ln \dot{\epsilon} T)/RT) / A(\ln \dot{\epsilon} T) \right)^{2/n} + 1 \right]^{1/2} \right\} \\ T = T_0 + \Delta T_f + \Delta T_g - \Delta T_r - \Delta T_c - \Delta T_d \\ \ln \dot{\epsilon} = \ln v + \frac{1}{2} \ln \Delta h - \ln h - \frac{1}{2} \ln R \\ \begin{cases} Q(\ln \dot{\epsilon} T) = -8.314T \ln \dot{\epsilon} - 718.6T + 590329.8 & T \in (523, 573) \\ Q(\ln \dot{\epsilon} T) = -8.314T \ln \dot{\epsilon} - 2114.4T + 1514926.8 & T \in (573, 623) \\ Q(\ln \dot{\epsilon} T) = -8.314T \ln \dot{\epsilon} - 491.6T + 509099.9 & T \in (623, 723) \end{cases} \\ \begin{cases} A(\ln \dot{\epsilon} T) = \exp \left\{ \frac{8.314 \ln \dot{\epsilon} + 718.6}{8.314} \ln T + \frac{590329.8}{8.314T} - (633.5 + 6.3 \ln \dot{\epsilon}) \right\} & T \in (523, 573) \\ A(\ln \dot{\epsilon} T) = \exp \left\{ \frac{8.314 \ln \dot{\epsilon} + 2114.4}{8.314} \ln T + \frac{1514926.8}{8.314T} - (1881.9 + 6.4 \ln \dot{\epsilon}) \right\} & T \in (573, 623) \\ A(\ln \dot{\epsilon} T) = \exp \left\{ \frac{8.314 \ln \dot{\epsilon} + 491.6}{8.314} \ln T + \frac{509099.9}{8.314T} - (445 + 6.5 \ln \dot{\epsilon}) \right\} & T \in (623, 723) \end{cases} \end{cases} \quad (20)$$

2.6 实验数据、数值模拟数据及理论计算数据对比分析

将实验所得的峰值应力值与不同温度范围的单向压缩流变应力模型的计算值进行对比，见图 3。并统计最大相对误差值，见表 6。可得温度越高，相对误差值越大。主要原因是：Arrhenius 方程的推导是基于固态颗粒的滑移理论，而铸态 AZ31B 镁合金材料中不可避免地存有一定量尺寸细小的半固态固相颗粒。高温变形时，组织中的液相含量会大大增加，其中半固态固相颗粒之间比较容易发生滑动与转动，即晶界

根据 A·H 采里科夫宽展公式，计算过程如下：压下量 $\epsilon = 30\%$ ， 40% ， $\epsilon < 90\%$ 。则轧件原始宽度与接触弧长的比例关系为：

$$C = 1.34 \left(\frac{B}{\sqrt{R \cdot \Delta h}} - 0.15 \right) \exp \left(0.15 - \frac{B}{\sqrt{R \cdot \Delta h}} \right) + 0.5 \quad (17)$$

则宽展量为：

$$\Delta b = C \Delta h \left(2 \sqrt{\frac{R}{\Delta h}} - \frac{1}{f} \right) (0.138 \epsilon^2 + 0.328 \epsilon) \quad (18)$$

2.4 轧制变形区板料的绝对温度

轧制过程中板料的温度变化因素主要考虑以下几方面：热辐射引起的温降 ΔT_r 、热对流引起的温降 ΔT_c 、因接触轧辊热传导引起的温降 ΔT_d 、因轧件与轧辊摩擦引起的温升 ΔT_f 、轧制过程中因塑性变形引起的温升 ΔT_g ，这些热变形因素综合应力分布不均等因素，导致了铸轧镁合金板产生裂纹缺陷^[9-11]。综合考虑温升温降条件，镁板轧制工作区域 AZ31B 轧件的绝对温度：

$$T = T_0 + \Delta T_f + \Delta T_g - \Delta T_r - \Delta T_c - \Delta T_d \quad (19)$$

2.5 轧制流变应力数学模型

综合式(7)、(8)、(9)、(14)、(15)、(16)和式(19)，可得变温轧制流变应力数学模型为：

滑动。此变形机制不同于位错滑移机制，若还用滑移理论方程去表征变形机制便导致了预测值的偏差。并且温度范围越大，则所求该温度范围内的流变应力模型预测精度越低，进而证明了分解温度范围求解单向压缩时热变形流变应力模型的必要性。

观察轧后的镁板，见图 4。整体上边部出现明显裂纹，在各板上距离边部约 10 mm 处画一条平行于边部的直线，以作为裂纹长度的参照。镁板初始温度为 300 °C，压下量由 30% 增大到 40% 时，边部裂纹的平均长度由 2.8 mm 增大到了 5.2 mm；轧制压下量为

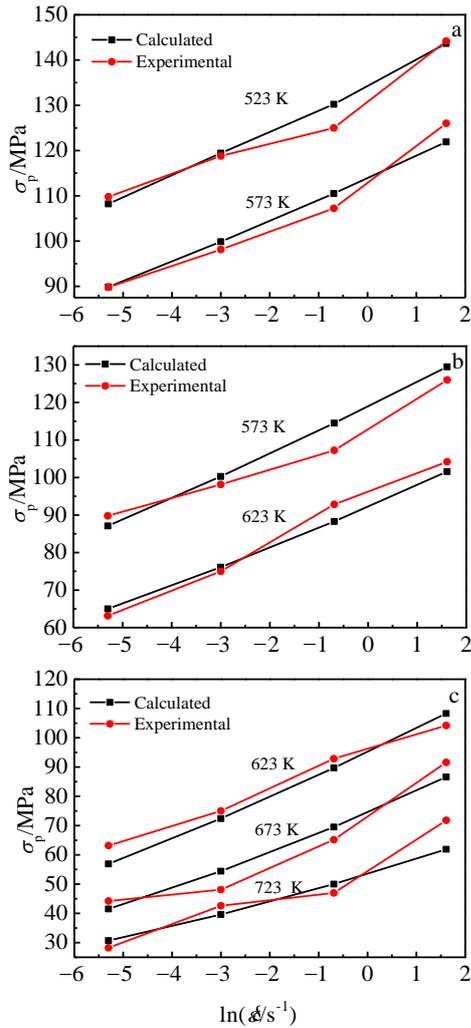


图 3 峰值应力 σ_p 的实验值和计算值的对比

Fig.3 Comparison of experimental and calculated values of the peak stress

表 6 各温度范围下模型求解的最大相对误差值

Table 6 Maximum relative error of each model solution			
Temperature range/K	523~573	573~623	623~723
Maximum relative error/%	4	6.5	13.6

40%，温度由 300 °C 增大到 350 °C 时，边部平均裂纹长度由 5.2 mm 减小到了 3.2 mm。

对轧制过程中的镁板进行损伤分析，选用 Normalized Cockcraft and Latham 模型作为镁合金断裂机制的判据^[12]，其中损伤值 c 达到材料临界值 c' 时则认为板料发生断裂，统计最大损伤值，见表 7。分析结果表明，不同变形条件下的最大损伤值均出现在边部区域，相同初始温度条件下，随着压下量的增大，边部最大损伤值逐渐增大；相同压下量条件下，随着初始温度的增大，损伤值逐渐减小。断裂损伤结

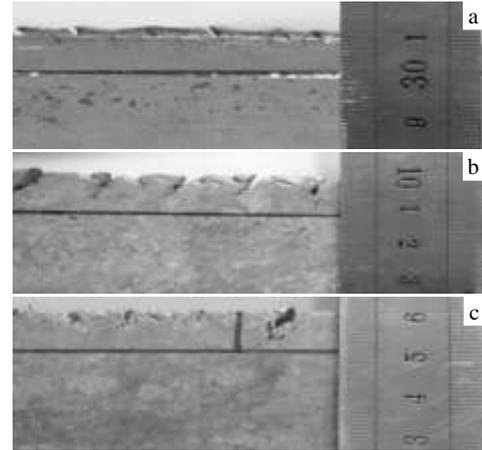


图 4 热轧制实验后镁板边部损伤的比较

Fig.4 Comparison of edge damage of magnesium plate: (a) 300 °C, $\epsilon=0.3$; (b) 300 °C, $\epsilon=0.4$; (c) 350 °C, $\epsilon=0.4$

表 7 不同压下量、不同初始温度下的最大损伤值

Table 7 Maximum damage value under different conditions					
30%			40%		
300 °C	350 °C	400 °C	300 °C	350 °C	400 °C
0.272	0.271	0.267	0.386	0.376	0.361

果与轧制实验结果相符，证明数值模拟结果具有较强可靠性。为增强模拟数据的可比性，在考虑宽展量后的宽向选取参考点，由式(18)计算宽展量： $\epsilon=30\%$ ， $\Delta b=1.7108\text{ mm}$ ， $B=151.7108\text{ mm}$ ； $\epsilon=40\%$ ， $\Delta b=2.0089\text{ mm}$ ， $B=152.0089\text{ mm}$ ；选取同一横截面内，距离两边部 5 mm 处的 P1、P3 以及中心点 P2 作为参考点，查看不同变形条件下的等效应力值及温度值随时间的变化曲线，见图 5。

由图 5 可得，等效应力的时间历程曲线具有明显的单峰特征，各点的温度值随时间历程呈现先小幅增大后大幅减小的趋势。经验证温升区域发生在轧制的后滑区域。这是由于轧制过程中轧辊对轧件的作用力主要分布在此区域，轧件的传热机理以塑性变形及摩擦作用等生热机制为主，导致了轧件的温升；当离开轧制后滑区域后，轧辊的作用力很小，一般忽略不计，导致生热机制的作用明显降低，此时传热机制以轧件与轧辊的传热及其与空气的热辐射、热对流等散热为主。由于边部为自由端，塑性变形生热机制作用较小，并且与外界热辐射和热对流的作用面积较大，导致了边部散热量明显大于金属内部，最终引发边部选点温度值低于中心点值的现象。将不同的轧制工艺参数及图 5 中最大等效应力值所对应的温度值，代入变温轧制热流变应力数学模型，见式(20)，求解所对应的最大流变应力值，并与图 5 中所测得的应力值进行比较，见表 8。

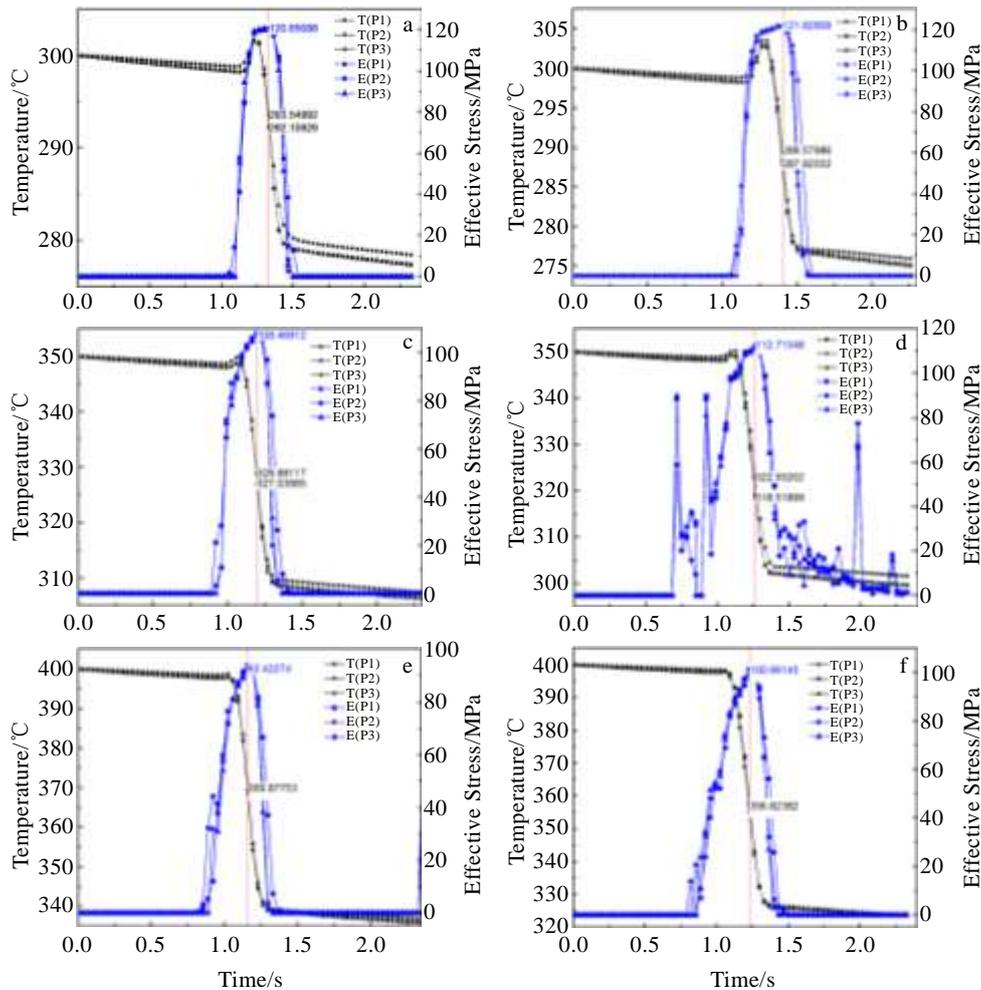


图 5 不同初始温度、不同压下量及不同选取点的峰值应力(MPa)

Fig.5 Time curve mileage of the extreme stress under different initial temperatures, reduction and selected points (MPa):

(a) 300 °C, $\epsilon=0.3$; (b) 300 °C, $\epsilon=0.4$; (c) 350 °C, $\epsilon=0.3$; (d) 350 °C, $\epsilon=0.4$; (e) 400 °C, $\epsilon=0.3$; (f) 400 °C, $\epsilon=0.4$

表 8 不同变形条件下选取点的峰值应力及所对应的温度值
Table 8 Maximum stress and the corresponding temperature value

	30%			40%		
	300 °C	350 °C	400 °C	300 °C	350 °C	400 °C
Measured value/MPa	120.7	108.5	92.4	121.8	112.7	101.0
Temperature/°C	292.8	327.9	369.3	288.8	320.3	356.7
Calculated value/MPa	105.3	95.8	82.1	109.2	104.5	90.8

经统计，模型预测的最大相对误差约为 12.7%，所建立的轧制流变应力模型能够很好预测变温轧制过程中的最大等效应力值，证明该模型可以作为制定合理轧制制度及最优在线控制方案的原理依据。

3 结 论

1) 将 250~450 °C 变形温度范围合理分解，分别建

立单向压缩时的流变应力模型，模型的预测值与实验值较为吻合，随着变形温度范围的增大预测值误差逐渐增大。

2) 轧件在轧制后滑区传热机制以塑性变形和摩擦生热为主，前滑区传热机制以轧辊和轧件的传导散热为主，边裂缺陷是温度和应力共同作用的结果，轧辊对轧件的作用力又主要分布在后滑区，则后滑区是边裂的重点研究区域。

3) 不同轧制条件下依托于轧制流变应力模型的 Normalized C-L 损伤分析结果与热轧制实验损伤结果相符，轧制流变应力模型的计算值与数值模拟结果较吻合，最大相对误差为 12.7%，表明轧制流变应力模型能够正确表征热轧制过程中的变形机制。

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: 1
- [2] 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
- [3] Yu Kun(余琨), Cai Zhiyong(蔡志勇), Xue Xinying(薛新颖) *et al. The Chinese Journal of Nonferrous Metals*(中国有色金属学报) [J], 2010, 20(11): 2075
- [4] Yu Kun(余琨), Cai Zhiyong(蔡志勇), Wang Xiaoyan(王晓艳) *et al. Journal of Materials Engineering*(材料工程)[J], 2010(9): 33
- [5] Fu Xuesong(付雪松), Chen Guoqing(陈国清), Wang Zhongqi(王中奇) *et al. Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2011, 40(8): 1473
- [6] Wang Lingyun(汪凌云), Fan Yongge(范永革), Huang Guangjie(黄光杰) *et al. The Chinese Journal of Nonferrous Metals*(中国有色金属学报)[J], 2004, 14(7): 1068
- [7] Lu Yalin(卢雅琳), Li Xingcheng(李兴成), Li Xiaoping(李小平) *et al. Foundry Technology*(铸造技术)[J], 2011, 32(2): 221
- [8] 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
- [9] Ren Yong(任勇), Cheng Xiaoru(程晓茹). *Mathematical Model for Rolling Process*(轧制过程数学模型)[M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2008: 129
- [10] Dai Qingwei(戴庆伟). *Thesis for Doctor*(博士论文)[D]. Chongqing: Chongqing University, 2011
- [11] 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
- [12] Kang Zhixin(康志新), Peng Yonghui(彭勇辉), Kong Jing(孔晶) *et al. Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2012, 41(2): 215

Temperature-Changed Rolling Process and the Flow Stress of As-cast AZ31B Magnesium Alloy

Jia Weitao¹, Ma Lifeng^{1,2}, Ma Ziyong¹, Jiang Yaping¹, Xu Haijie¹, Liu Pengtao¹

(1. Heavy Machinery Engineering Research Center of the Ministry Education, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, China)

(2. Jilin University, Changchun 130025, China)

Abstract: Compression tests were performed at the temperatures ranging from 250 °C to 450 °C and strain-rates from 0.005 s⁻¹ to 5 s⁻¹. The rolling test, numerical simulation and damage analysis were conducted. The thermal processing diagram was calculated by the dynamic material model. A material flow stress model was established by the parameter method of Zener-Hollomon. Combined with the principle of heat transfer and rolling theory, the rheological stress model of hot rolling process was established. The results show that the model in reasonable temperature range to solve, effectively improves the prediction accuracy. The main heat transfer mechanisms in forward slip area and backward slip area are different and the rolling force is mainly distributed in backward slip area, which is the key research area of edge crack. In the rolling process, Normalized C-L damage value is maximum on sheet edge. The lower the deformation temperature and the more pass reduction, the greater the value of damage, which is consistent with the outcome of the rolling experiment. Under different rolling conditions, the results of the model solution are consistent with the numerical simulation of hot rolling process.

Key words: numerical simulation; damage analysis; thermal processing diagram; flow stress; rolling theory

Corresponding author: Ma Lifeng, Professor, Heavy Machinery Engineering Research Center of the Ministry Education, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, P. R. China, Tel: 0086-351-2776769, E-mail: malifengfqh@163.com