

AZ31 镁合金热轧边裂预判模型研究

黄志权, 黄庆学, 韦建春, 马立峰, 朱艳春, 帅美荣

(太原科技大学 重型机械教育部工程研究中心, 山西 太原 030024)

摘要: 采用等压法, 通过等温热压缩实验获得了 AZ31 镁合金变形温度和应变速率分别在 473~673 K 和 0.005~5 s⁻¹ 条件下对临界断裂应变的影响规律, 以及 Zener-Hollomon 表达式, 据此针对 AZ31 建立了临界断裂应变与变形温度和应变速率间的基本模型; 在此基础上, 基于镁合金轧制边裂的基本机理, 引入 Cockcroft & Latham 断裂准则, 建立了含有材料变形激活能和基本轧制工艺参数的 AZ31 镁合金轧制边裂预判模型; 并通过相同条件下有限元模拟和热轧试验分别得到沿板宽方向损伤值和边部裂纹深度, 以此对所建立的边裂预判模型进行验证, 结果显示所建立边裂预判模型的预测值和实测值平均误差为 11.3%。

关键词: AZ31 镁合金; 热轧; 边裂; 数学模型

中图分类号: TG146.2²

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2016)06-1461-06

镁合金与铝合金相比, 具有较高的比强度和较低的密度及其他突出特性, 因而潜在的应用领域更为广泛, 被誉为“21 世纪绿色金属结构材料”^[1]。然而其特殊的密排六方晶体结构、室温条件下塑性差、散热快等因素, 使其断裂韧性较低^[2,3], 在轧制成形过程中极易出现边裂^[4,5], 极大的降低了镁合金板材的成材率, 从而大幅增加了其生产成本, 已成为阻碍镁合金板材产业快速发展的主要技术瓶颈之一^[6,7]。因此, 研究镁合金板材轧制边裂产生的成因、并做出预判和实现控制, 对优化镁合金轧制设备及工艺、充分发挥镁的材料性能具有重要的意义。

目前, 关于镁合金轧制过程中产生裂纹的相关研究还较少。Kaushik 等人^[8]对镁单晶的断裂行为进行了研究; Venkateswarana 等人^[9]研究了疲劳裂纹在压铸镁合金 AZ91D 中的扩展行为, Jette 等^[10]用三维 X 射线测量了镁合金 AZ31 拉伸变形过程中裂纹周围的应力场; Huang 等人^[11]研究了 AZ31 和 AZ61 中的热裂, 研究结果表明镁合金中 Al 的含量对热裂敏感系数有很大的影响; Pekguleryuz a 等人^[12]在 150 °C 轧制镁合金, 发现轴比对孪生模式有决定性的影响, 继而影响到边裂, 即边裂与轴比呈反比; 还有部分学者认为镁合金的断裂与孪晶有很大关系^[13-15]; 戴庆伟^[16]结合损伤理论对镁合金轧制边裂机制进行了初步研究, 得出初始结构决定裂纹扩展方向的结论及坯料形状对轧制边裂影响的预判模型, $D = -0.124 + 0.09x - 0.008x^2$, $x =$

宽/厚, $0 < x < 6$, 当 $D \geq 0$ 边裂产生, 该模型中坯料宽厚较小, 因此, 该模型对镁合金轧制工业化生产的指导意义有很大的局限性。

1 实验方法

本实验所用材料为商用镁合金 AZ31 铸锭, 其化学成分(质量分数, %)为: Al 3.05, Zn 0.86, Mn 0.29, Si 0.017, Fe 0.002, Cu 0.0015, Ni 0.00047, Mg 余量。

Gleeble 实验试样按照国标 GB/T16865-1997 采用线切割机截取并进行机加工修磨为 $\Phi 8 \text{ mm} \times 12 \text{ mm}$ 的圆柱。等温热压缩试验在 Gleeble-3500 热模拟机上进行, 实验温度为 200, 250, 300, 350 和 400 °C, 应变速率为 0.005, 0.05, 0.5 和 5 s⁻¹, 变形量从 10% 开始, 以 10% 为递增量, 直至得到各变形条件下的临界开裂应变值。实验前将 2 根热电偶丝的一端焊接在试样的中间位置, 另一端连接在温控热电偶上以检测试样温度的变化, 并在圆柱试样的两端涂上润滑剂(75% 石墨, 20% 46# 机油, 5% 硝酸三甲苯脂), 以便减小压缩试样与平面压头之间因摩擦对实验产生的影响。实验正式开始前试样通体加热, 加热速率为 5 °C/s, 温度达到目标温度后保温 3 min, 再进行压缩变形。每个试样实验结束后, 立即对试样进行水淬, 以便观察特定条件下的组织变化或断裂瞬间的变形组织形貌, 为后期的研究提供依据。

为了检验所获得的边裂预判模型具有实用性, 同

收稿日期: 2015-07-23

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(2012CB722800); 山西省科技创新项目(2015172); 太原科技大学校博士科研启动基金(20142033)

作者简介: 黄志权, 男, 1981 年生, 博士, 讲师, 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: 0351-6993332, E-mail: huangzhipeng607@163.com

时进行了对应条件下的热轧试验。试验加热装置和轧机均在太原科技大学轧制中心的小型工业电加热炉和二辊平辊轧机上进行：轧辊直径 380 mm，辊身长度 300 mm，最大轧制力 1200 kN。

2 实验结果

通过 Gleeble 等温热压缩模拟试验发现：在同一应变速率下，随着温度的升高，临界应变变量越大；在同一温度下，随着应变速率的增大，临界应变变量减小，即镁合金热加工的临界断裂应变与应变速率和温度呈特定的相关性，如图 1 所示。因此，可以考虑引入基于 gleeble 实验所得到的 Zener-Hollomon 表达式，如式 (1)，来建立镁合金热加工的临界断裂应变与 Z 之间的关系，以此来反映变形温度和应变速率对断裂的影响。

$$Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{1.32 \times 10^5}{RT}\right) \quad (1)$$

式中， Q 为镁的变形激活能 (J/mol)， R 为气体常数 8.314 J/(mol·K)。

利用表 1 可得到 AZ31 镁合金在温度为 200~400℃，应变速率为 0.005~0.5 s⁻¹ 变形条件下的 C_f 与 $\ln Z$ 之间的关系，通过曲线拟合即有：

$$C_f = 0.7103 - 0.0071 \ln Z \quad (2)$$

从所得结果可以看出， C_f 与 $\ln Z$ 之间呈线性的关系，这与 Alexandrov^[17] 在铝合金高温拉伸、张学敏^[18] 在 Ti40 合金高热压缩试验得出的结果相似。但所得结果的线性相关性并不是很高，由 origin 求出的相关系数仅为 0.860 42，主要是由于热压缩变形过程较为复杂，多重因素影响临界开裂 C_f 值，除温度和应变速率外，还与实验操作及材料本身等因素有关，后期组织分析也发现该批试样夹杂较多且分布不均，因而出现个别实验结果的奇异性，影响到整个结果的线性相

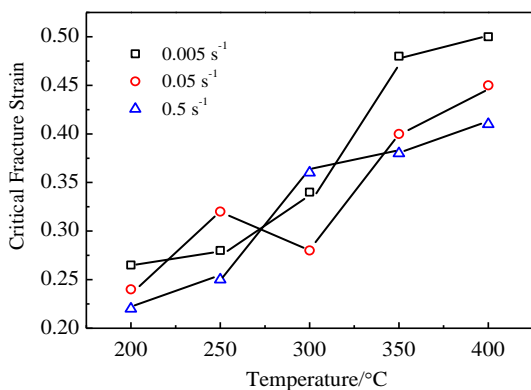


图 1 断裂临界应变与温度和应变速率的关系

Fig.1 Critical fracture strain of AZ31 magnesium alloy vs temperature and strain rate

关性。在应变速率为 0.5 s⁻¹，变形温度为 200 ℃时，等温热压缩后的试样产生了明显脆断，如图 2a 所示；当应变速率达到 5 s⁻¹时，变形温度 400 ℃以上的高温变形条件，试样发生了畸变，实验后的试样全貌如图 2b 所示。

由于实际轧制过程中尚无有效的方法测得轧件边裂时的临界应变变量。因此，式(2)不能直接用于镁合金轧制边裂的预判，需要引入相应的断裂准则来得到各特定条件下轧制边裂时的临界断裂值，再与式 (2) 来进行比较判断。根据 Cockcroft & Latham 断裂准则的使用条件 (针对某种材料，在特定温度和应变速率下，当最大拉应力-应变达到材料的临界破坏值时，即产生断裂^[19])，与镁合金轧制边裂产生的基本机理相符。Cockcroft & Latham 准则如式(3)所示：

$$C = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{\sigma^*}{\sigma} d\epsilon \quad (3)$$

式 (3) 中， C 为材料的临界破坏值，也称之为损伤阈值，受温度、变形速率等因素影响； $\bar{\epsilon}_f$ 为材料断裂时的等效塑性应变； σ 为等效应力； $d\epsilon$ 为等效应变增量； σ^* 为材料断裂时的最大拉应力。

因此，可以利用 Deform-3D 有限元软件来模拟后续实际热轧试验过程，获得 AZ31 镁合金在特定轧制条件下式 (3) 中的 σ^* 、 σ 及 $\bar{\epsilon}_f$ ，从而获得沿板宽方向的损伤值，记为 C 。将沿板宽方向的损伤值 C 与式 (2) 比较，若 $C > C_f$ ，则必然发生了边裂，相反 $C < C_f$ 时，不应该有裂纹产生，以此来预判镁合金轧制过程中是否会产生边裂及边裂深度。因而，联立式(2)和(3)，即得到含有 Z 因子的 AZ31 镁合金轧制边裂 Cockcroft & Latham 预判模型：

$$C = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{\sigma^*}{\sigma} d\epsilon > 0.7103 - 0.0071 \ln Z \quad (4)$$

而且，由轧制理论可知，轧制过程中 $\dot{\epsilon}$ 与压下量、轧制速度、辊径有如下函数关系：

$$\dot{\epsilon} = \frac{2v \sqrt{\frac{H-h}{r}}}{H+h} \quad (5)$$

式(5)中， v 为轧制速度， H 为轧前轧件厚度， h 为轧后轧件厚度， $\Delta h = H - h$ 为压下量， r 为轧辊半径。若式 (4) 具有一定的可靠性，那么就可建立起基本轧制工艺参数(轧制温度、压下量、轧制速度、辊径等)与轧制边裂深度之间的定量关系，即可实现通过优化轧制工艺参数来改善镁合金轧制边裂的目的。

3 分析与讨论

Deform-3D 有限元软件默认 Cockcroft & Latham 准则作为损伤参数计算，与已建立的预判模型基于的断裂

表 1 AZ31 镁合金不同条件下的临界破坏值

Table 1 Critical damage value of AZ31 magnesium alloy under different conditions

Temperature, $T/^\circ\text{C}$	250			300			350			400		
Strain rate, $\dot{\epsilon}/\text{s}^{-1}$	0.005	0.05	0.5	0.005	0.05	0.5	0.005	0.05	0.5	0.005	0.05	0.5
Critical fracture strain, C_f	0.28	0.32	0.25	0.31	0.28	0.36	0.48	0.4	0.38	0.5	0.45	0.41
lnZ	58.1	60.5	62.8	47.6	49.9	52.2	40.1	42.4	44.7	34.4	36.7	39

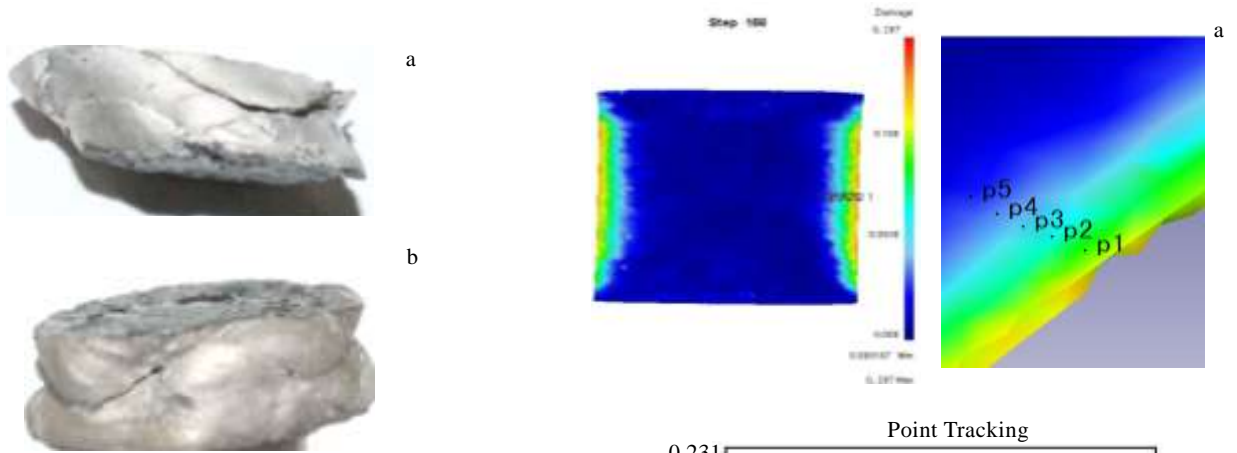


图 2 Gleeble 等温热压缩后试样断裂形貌

Fig.2 Fracture morphology of the sample after isothermal hot compression: (a) $T=200\text{ }^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon}=0.5\text{ s}^{-1}$; (b) $T=400\text{ }^\circ\text{C}$, $\dot{\epsilon}=5\text{ s}^{-1}$

准则一致。模拟过程中对流换热系数为 $0.02\text{ W}/(\text{m}^2\cdot^\circ\text{C})$ 、轧件与轧辊传热系数 $35\text{ W}/(\text{W}/\text{m}^2\cdot^\circ\text{C})$ 、发散系数 $0.12^{[16]}$ ，辊径 380 mm 、辊身长度 300 mm 、轧件规格 $150\text{ mm}\times 150\text{ mm}\times 7\text{ mm}$ (长 \times 宽 \times 厚)，环境温度 $25\text{ }^\circ\text{C}$ ，辊身温度为 $150\text{ }^\circ\text{C}$ ，材料参数采用软件材料库对应材料牌号。模拟条件为：开轧温度 250 至 $400\text{ }^\circ\text{C}$ 、压下量 30% 至 60% 、轧制速度 0.5 m/s 。

图 3 为开轧温度 $300\text{ }^\circ\text{C}$ 、压下量 30% 、轧制速度为 0.5 m/s 时，轧制过程的损伤值分布。从图中可以看出，此条件下最大损伤值为 0.287 ，且边部出现了明显的边裂缺陷(在 Deform-3D 软件中产生裂纹处的单元以消失的形式来体现)如图 3a 所示。沿板宽方向标定 5 个点，以板坯边沿处为起始位置，各点间距为 5 mm ，各点的损伤值如图 3b 所示，可以看出从边部到中部损伤值逐渐减小。在模拟过程中同时采集了轧制过程中的轧制力如图 3c 所示，以便与实际热轧实验过程中的轧制力进行比对，确定模拟结果的可用性。

通过式 (2) 可得，开轧温度 $300\text{ }^\circ\text{C}$ 、压下量 30% 、轧制速度为 0.5 m/s 的条件下 $C_f=0.3198$ ，而该模拟过程

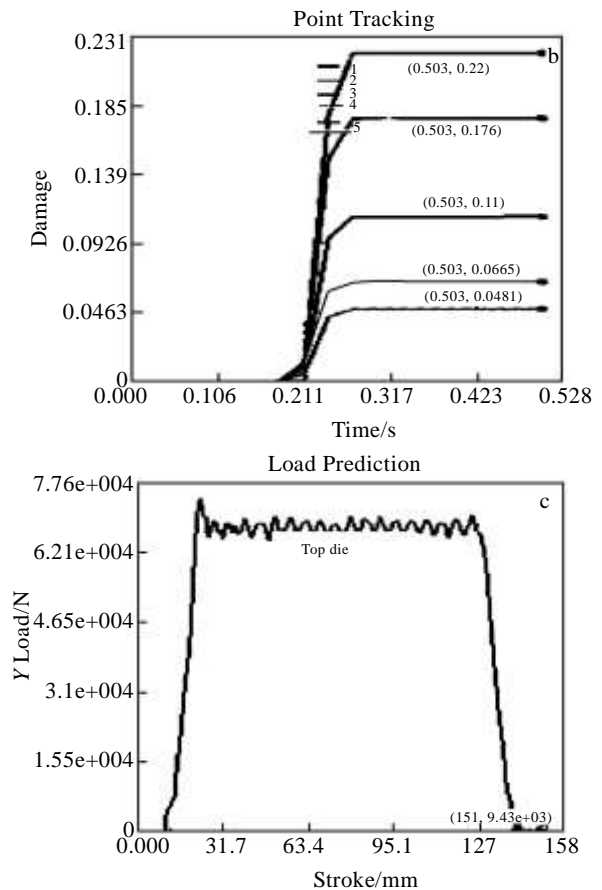


图 3 $T=300\text{ }^\circ\text{C}$, $v=0.5\text{ m/s}$, $\Delta h=30\%$ 条件下 AZ31 轧后损伤值
Fig.3 Damage value distribution of AZ31 after rolling under $T=300\text{ }^\circ\text{C}$, $v=0.5\text{ m/s}$, $\Delta h=30\%$: (a) distribution nephogram of damage value, (b) damage value of test points, and (c) roll force

中得到的最大损伤值 $C=0.287$ 。根据判据式 (4)，此条件下不该发生边裂，但模拟过程中出现了明显的边部缺陷。通过实验过程中实时测温发现在较短的轧制瞬间温度下降约 $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ (主要是轧辊与轧件间的热传递)，而前面的计算过程中，仍采用 $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ 的轧制温度，因此得到的 C_f 较大。若根据实际轧制变形区的温度取值 $250\text{ }^{\circ}\text{C}$ 进行计算时， $C_f=0.2438$ ，即 $C>C_f$ ，因而发生了边裂，且边裂深度约为 4 mm 。说明式 (4) 可以用于预判某一条件下 AZ31 镁合金轧制时是否会产生边裂，但需要注意的是，在应用式 (4) 时，必须按照轧件轧制变形区的实际温度进行计算判定。

其他条件下通过预判模型式 (4) 计算结果，及相应条件下模拟得到的最大损伤值 C_{\max} 如表 2 所示。

根据模拟得到各条件下沿板宽方向标定点的损伤值 C 和相应条件下预判模型式 (4) 计算的临界断裂应变值 C_f ，可预判出各特定条件下的边裂深度，如图 4 所示，横坐标 d 为沿板宽方向距板边的距离，若 $C>C_f$ ，则发生边裂，交点所对应横坐标值即为该条件下的边裂

深度。轧制速度为 0.5 m/s ，压下量 30% ，轧制温度 $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时，由图 4a 可以看出距板边 4 mm 范围内 $C>C_f$ ，因此该条件下产生的边裂深度约为 $3\sim 4\text{ mm}$ ；轧制速度为 0.5 m/s ，压下量 30% ，轧制温度 $350\text{ }^{\circ}\text{C}$ ，由图 4b 可直观的看出该条件最大损伤值 C 远小于 C_f ，即该条件不应有边裂产生；轧制速度为 0.5 m/s ，压下量 60% ，轧制温度 $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ ，从图 4c 中可以看出边裂深度将会达到 $8\sim 9\text{ mm}$ ；轧制速度为 0.5 m/s ，压下量 60% ，轧制温度 $450\text{ }^{\circ}\text{C}$ ，由图 4d 反映出此条件下最大边裂深度为 $6\sim 7\text{ mm}$ 。

表 2 不同条件下的 C_{\max} 和 C_f

Table 2 C_{\max} and C_f under given conditions					
$T/\Delta h/v$	250/30% /0.5	300/30% /0.5	350/30% /0.5	400/60% /0.5	450/60% /0.5
C_f	0.2438	0.3198	0.3728	0.4093	0.4406
C_{\max}	0.3624	0.287	0.179	0.597	0.529

Note: T —rolling temperature, Δh —reduction rate, v —rolling speed

C_{\max} — maximum damage, and C_f — critical fracture strain

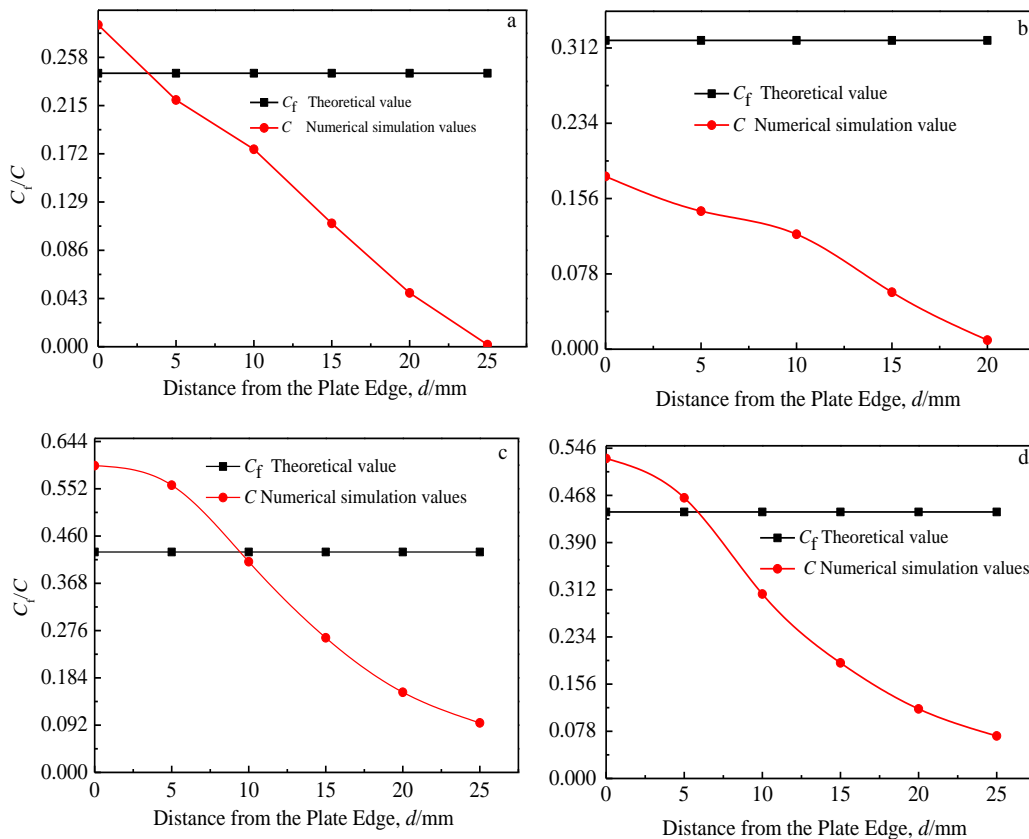


图 4 在特定条件下 AZ31 轧后边裂深度预测结果

Fig.4 Predicted values of edge crack depth of AZ31 after rolling under given conditions: (a) $T=300\text{ }^{\circ}\text{C}$, $v=0.5\text{ m/s}$, $\Delta h=30\%$; (b) $T=350\text{ }^{\circ}\text{C}$, $v=0.5\text{ m/s}$, $\Delta h=30\%$; (c) $T=400\text{ }^{\circ}\text{C}$, $v=0.5\text{ m/s}$, $\Delta h=60\%$; (d) $T=450\text{ }^{\circ}\text{C}$, $v=0.5\text{ m/s}$, $\Delta h=60\%$

表3 边裂深度理论值-实测值比较

Table 3 Comparison between theoretical value and actual value of edge crack depth

$T/^\circ\text{C}$	$\Delta h/\%$	$v/\text{m s}^{-1}$	d_t/mm	d_a/mm	$d_{\Delta}/\%$
300	30	0.5	4	5	20
350	30	0.5	0	0	0
400	60	0.5	8	9	11
450	60	0.5	6	7	14.3

Note: T —rolling temperature, Δh —reduction rate, v —rolling speed, d_t —theoretical value, d_a —actual value, and d_{Δ} —error

将同一条件下热轧实验边部裂纹最大深度实测值与理论模型预测值进行对比(如表3所示)。通过对比分析,可以看出除轧制速度为0.5 m/s,压下量30%,轧制温度为300 °C轧制条件的偏差最大,达到20%,这主要是由轧机辊缝开口的平行度、操作侧与驱动侧的轧制压力平衡度、坯料夹杂物及组织均匀性、润滑等其他因素均会加剧轧件沿板宽方向的不均匀变形,使得边部承受的拉应力增大,从而对边裂产生影响。而其他条件下,最大偏差在15%以内。因此,本实验所建立的预判模型式(4)对AZ31镁合金热轧边裂预判具有一定的实用性,可为热轧过程中边裂控制进行工艺优化提供基本依据。

4 结 论

1) 基于等温热压缩模拟得到各条件下的临界断裂应变,引入Z因子和Cockcroft&Latham断裂准则,建立镁合金轧制边裂预判模型的方法可行。

2) 基于上述方法建立了AZ31镁合金轧制边裂预判模型为:

$$C = \int_0^{\bar{\epsilon}} \frac{\sigma^*}{\sigma} d\epsilon > 0.7103 - 0.0071 \ln Z$$

$$\text{其中, } Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{1.32 \times 10^5}{RT}\right), \quad \dot{\epsilon} = \frac{2v\sqrt{H-h}}{H+h}$$

3) 采用该模型通过优化轧制工艺参数可实现镁合金轧制边裂控制。

4) 该模型所预测的边裂深度与实测值平均误差为11.3%,可作为AZ31镁合金热轧过程中为控制边裂进行工艺参数优化的指导模型。

参考文献 References

- [1] Frank C. *Magnesium Alloys—Design, Processing and Properties*[M]. Rijeka, Croatia: InTech, 2011: II
- [2] Inoue T, Somekawa H. *Advanced Engineering Materials*[J], 2009, 11(8): 654
- [3] Liu Qing(刘庆). *Acta Metallurgica Sinica(金属学报)*[J], 2010, 46: 1458
- [4] Fatemi V S M, Zarei H A, Haghshenas M. *Journal of Alloys and Compounds*[J], 2009, 475: 126
- [5] Chang L L, Shang E F, Wang Y N et al. *Materials Characterization*[J], 2009, 60: 487
- [6] Miao Q, Hu L, Wang G. *Materials Science and Engineering A*[J], 2011, A528: 6694
- [7] Thirumurugan M, Kumaran S, Suwas S et al. *Materials Science and Engineering A*[J], 2011, 528: 8460
- [8] Kaushik V, Narasimhan R, Mishra R K. *Materials Science and Engineering A*[J], 2014, 590: 174
- [9] Venkateswarana P, Pathaka S D, Miyashita Y et al. *Materials Letters*[J], 2004, 58: 2525
- [10] Jette O, Bettina C, Lars P. *Acta Materialia*[J], 2012, 60: 3570
- [11] Huang C J, Cheng C M, Chou C P et al. *Materials Science and Technology*[J], 2011, 27: 633
- [12] Pekguleryuz M, Celikina M, Hoseinia M et al. *Journal of Alloys and Compounds*[J], 2012, 510: 15
- [13] Tucker M T, Horstemeyer M F, Gullett P M et al. *Scripta Materialia*[J], 2009, 60: 182
- [14] Agnew S R, Duygulu O. *International Journal of Plasticity*[J], 2005, 21: 1161
- [15] Zeng R C, Han E H, Ke W et al. *International Journal of Fatigue* [J], 2010, 32: 411
- [16] Dai Qingwei(戴庆伟). *Thesis for Doctorate(博士论文)*[D]. Chongqing: Chongqing University, 2012
- [17] Alexandrov S, Wang P T, Roadman R E. *Journal of Materials Processing Technology* [J], 2005, 160: 257
- [18] Zhang Xuemin(张学敏), Zeng Weidong(曾卫东). *Rare Metal Materials and Engineering(稀有金属材料与工程)*[J], 2008, 37(4): 604
- [19] Cockcroft M G, Latham D J. *Journal Institute of Metals*[J], 1968, 96: 33

Predicted Edge Crack Model of Hot Rolling for AZ31 Magnesium Alloy

Huang Zhiquan, Huang Qingxue, Wei Jianchun, Ma Lifeng, Zhu Yanchun, Shuai Meirong

(Heavy Machinery Engineering Research Center of Education Ministry,

Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, China)

Abstract: Based on an equal pressure method, isothermal compression tests of AZ31 magnesium alloy at different strain rates of 0.005~5 s⁻¹ and different deformation temperatures of 473~673 K were performed by Gleeble-1500 simulator. The influences of deformation temperature and strain rate on the flow stress and critical fracture strain were investigated, and a basic model of critical fracture strain of AZ31 was established. Then the predicted edge cracking model of hot rolling for AZ31 was obtained based on the basic principles of magnesium alloy rolling edge cracking and fracture criterion of Cockcroft & Latham, which contains the material deformation activation energy and the technology parameters of rolling. In order to verify the correctness of the predicted edge cracking model, the corresponding relationship was achieved between damage value and edge crack depth along the width direction by the finite element simulation and rolling experiments in the same conditions. The results show that the average error is 11.3% between predicted values and measured values.

Key words: AZ31 Mg alloy; hot rolling; edge crack; mathematical model

Corresponding author: Huang Zhiquan, Ph. D., Lecturer, Heavy Machinery Engineering Research Center of Education Ministry, College of Mechanical Engineering, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, P. R. China, Tel: 0086-351-6998015, E-mail: huangzhipeng607@163.com