

文章编号:1673-9981(2013)01-0021-04

AZ31 镁合金高温热压缩流变应力行为的研究*

徐 静, 戚文军, 黄正华, 周 楠

广东省工业技术研究院(广州有色金属研究院), 广东 广州 510650

摘 要:在 Gleeble 1500D 型热模拟试验机上,在应变速率为 $0.01\sim 1\text{ s}^{-1}$ 、变形温度为 $573\sim 723\text{ K}$ 条件下,对 AZ31 合金的流变应力行为进行了研究.结果表明:AZ31 镁合金在热压缩变形时,当应变速率一定时,流变应力随着变形温度的升高而减小;而当变形温度一定时,流变应力随着应变速率的增大而增大;该合金的热压缩流变应力行为可用双曲正弦形式的本构方程来描述,在本实验条件下 AZ31 镁合金热变形应力指数 $n=8.34$,其热变形激活能 $Q=196\text{ kJ/mol}$.

关键词:AZ31-1Sm 镁合金;热压缩变形;流变应力;热变形激活能

中图分类号:TG146.2

文献标识码:A

金属镁及其合金是迄今在工程中最轻的结构材料^[1-3].由于镁合金的结构为密排六方结构,可开动的滑移系比面心立方和体心立方金属少,导致镁合金的室温塑性较低、成型能力差,从而限制了变形镁合金的推广应用,通常情况下通过热加工来提高变形镁合金的变形能力^[4].因此,研究镁合金在热加工过程中的变形特性具有十分重要的理论意义及应用价值.

材料变形的基本信息是通过材料的本构方程进行描述的,它表明了热加工变形条件下变形热力参数之间的关系,即流变应力与应变、应变速率以及温度之间的关系.在现代化的生产中,为提高生产效率及模具与加工材料的适合性,需建立材料的本构关系,以计算加工过程中各阶段的应力场和流变场,从而制定工艺规程、设计和校核压力加工的设备及模具,所以确定材料的本构方程具有重要的意义^[5-8].

本研究在变形温度为 $573\sim 723\text{ K}$ 和应变速率为 $0.01\sim 1\text{ s}^{-1}$ 条件下,对 AZ31 合金的高温压缩变形流变应力行为进行研究,以便为合金的挤压变形研究提供理论依据.

1 实验方法

实验所用的材料为铸态 AZ31 镁合金.首先从铸锭上切取小块试样,经 $400\text{ }^\circ\text{C}$ 保温 12 h 均匀化处理后,加工成直径为 10 mm ,高为 15 mm 的压缩试样.然后在 Gleeble 1500D 型热模拟试验机上进行高温热压缩实验,压缩变形温度分别为 $573, 623, 673$ 和 723 K ,以 5 K/s 的速度加热试样,保温 3 min ,应变速率分别为 $0.01, 0.1$ 和 1 s^{-1} ,试样真应变均为 1 .变形完毕后,立即对试样淬火,以保留其高温下的组织.

2 结果与分析

2.1 真应力—应变曲线

图 1 为在不同应变速率下 AZ31 镁合金高温压缩真应力—应变曲线.从图 1 可以看出:在变形温度不变时,应变速率越低,对应的流变应力越低;当应变速率不变时,变形温度越高,所对应的流变应力越低;在微应变阶段,流变应力上升很快,说明该阶段

收稿日期:2012-11-14

* 基金项目:广东省重大科技专项(2011A080403005);广州有色金属研究院青年基金(2011B2009)

作者简介:徐静(1985-),女,新疆昌吉人,工程师,硕士.

加工硬化占主导地位,镁合金中只发生了部分动态回复或动态再结晶,其硬化作用大大超过软化作用;随变形量的继续增加,位错密度不断增高,加快了动态回复和动态再结晶,使软化作用增强,加工硬化逐渐被动态回复和动态再结晶软化作用抵消,此时表现为曲线斜率逐渐减小;当流变应力达到峰值时,加工硬化和动态再结晶软化达到平衡,随着变形的继

续进行,动态再结晶继续发展,使流变应力继续下降,最后达到一稳定值.另外,随温度升高及变形速率减小,应力峰值朝应变减小方向移动,这有可能是因为随着温度的升高,滑移系的临界切应力下降,导致镁合金的变形抗力降低;温度越高,动态回复或动态再结晶就越容易发生,进而导致峰值随着温度的升高而提前^[9].

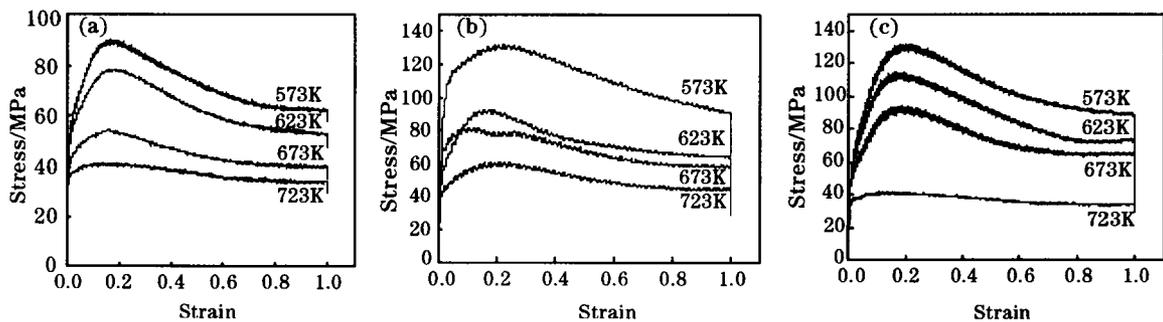


图1 不同应变速率下 AZ31 镁合金热压缩变形的应力—应变曲线
(a)0.01 s⁻¹; (b)0.1 s⁻¹; (c)1 s⁻¹

Fig. 1 True stress-strain curves for AZ31-1Sm magnesium alloy during hot compression deformation under different strain rate

2.2 合金热变形流变应力方程及材料常数的确定

金属材料热变形过程中,在任何应变或稳态下的高温流变应力 σ 取决于变形温度 T 和应变速率.塑性变形时的流动应力模型通常可基于 Arrhenius 方程的三种形式进行构建^[10].

低应力水平下,流变应力 σ 和应变速率之间的关系可以用指数关系来描述:

$$\dot{\epsilon} = A_1 \sigma^{n_1} \quad (1)$$

式(1)中, A_1 和 n_1 为与温度无关的常数.

在高应力水平下,流变应力和应变速率之间的关系可以用幂指数关系描述:

$$\dot{\epsilon} = A_2 \exp(\beta\sigma) \quad (2)$$

式(2)中, A_2 和 β 为与温度无关的常数.

金属及合金热加工变形时存在热激活过程,而应变速率受热激活过程控制.虽然热加工变形时的应变速率通常比蠕变时的应变速率大几个数量级,但热加工仍可视作蠕变在大应变速率及较高的应力水平下的一种外延,两者的变形机制和软化机制都非常相似.为此,Sellars 和 Tegart 于 1966 年提出了一种包括变形激活能 Q 和温度 T 的双曲正弦形式的修正 Arrhenius 关系,用以描述流变应力、应变速率和变形温度之间的关系^[11].

$$\dot{\epsilon} = A (\sinh\alpha\sigma)^n \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \quad (3)$$

式(3)中: A, n, α 是与温度无关的常数; $R=8.314 \text{ J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$,为气体常数; n 为应力指数, Q 是变形激活能; σ 表示峰值应力或稳态流变应力,或相应于某指定应变率时对应的流变应力.该式在低应力水平($\alpha\sigma < 0.8$)和高应力水平($\alpha\sigma > 1.2$)下,分别与式(1)和式(2)接近,因而该式可应用于整个应力范围.

应变速率和试验温度的影响可以整合为一个参数表征,即 Zener-Hollomon 参数,称为温度补偿的变形速率因子 Z .

$$Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) = A [\sinh(\alpha\sigma)] \quad (4)$$

假设试验合金的流变应力和应变速率之间的关系满足上述方程,并假设变形激活能 Q 与温度 T 无关,那么在低应力水平及高应力水平下,将式(1)和式(2)两边取对数,分别转化为式(5)和式(6):

$$\ln \dot{\epsilon} = \ln A_1 + n_1 \ln \sigma \quad (5)$$

$$\ln \dot{\epsilon} = \ln A_2 + \beta \sigma \quad (6)$$

根据式(5)和式(6),取流变应力为峰值应力,McQueen 指出,对于发生动态回复的合金,流变应力取稳态值 σ_s ;对于发生动态再结晶的合金流变应力取峰值 σ_p .绘制出 $\ln \dot{\epsilon} - \ln \sigma_p$, $\ln \dot{\epsilon} - \sigma_p$ 关系图(图2). n_1 和 β 分别为 $\ln \dot{\epsilon} - \ln \sigma_p$, $\ln \dot{\epsilon} - \sigma_p$ 曲线的斜率,可以得

到 $n_1 = 11.26, \beta = 0.15$, 则 $\alpha = \beta/n_1 = 0.013$.

对式(3)两边取对数,整理得:

$$\ln \dot{\epsilon} = \ln A - Q/RT + n \ln[\sinh(\alpha\sigma)]. \quad (7)$$

对式(7)进行变形,可以得到变形激活能 Q 的表

达式:

$$Q = R \left[\frac{\alpha \ln \sinh(\alpha\sigma)}{\alpha(1/T)} \right]; \left[\frac{\alpha \ln \dot{\epsilon}}{\alpha \ln \sinh(\alpha\sigma)} \right]_T = RnS. \quad (8)$$

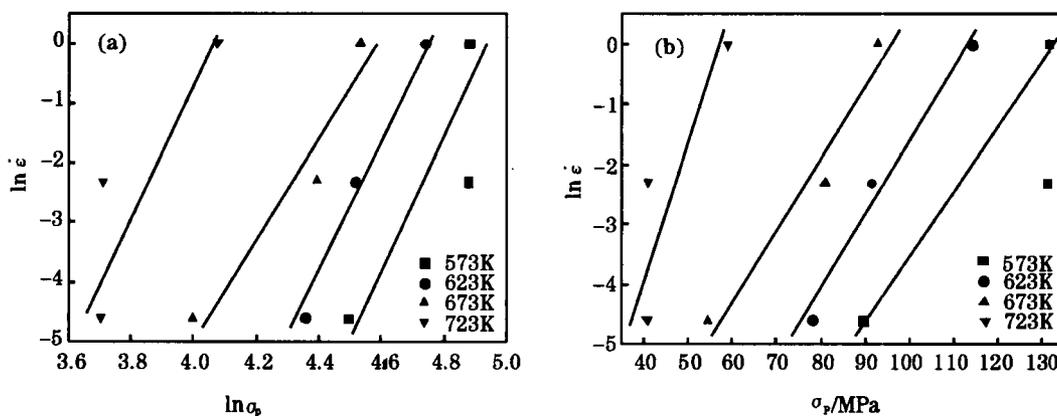


图 2 流变应力与应变之间的关系

(a) $\ln \dot{\epsilon} - \ln \sigma_p$; (b) $\ln \dot{\epsilon} - \sigma_p$

Fig. 2 Relationship between flow stress and strain rate

式(8)中: $S = \frac{\alpha \ln \sinh(\alpha\sigma)}{\alpha(1/T)}$, 可由 $\ln[\sinh(\alpha\sigma)] - 1/T$ 直线斜率确定(图 3), 得到 $S = 2841.04$; n 为 $\ln \dot{\epsilon} - \ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 的斜率(图 4), 得到 $n = 8.34$. 从而算出激活能 $Q = 196 \text{ kJ/mol}$. 将变形激活能 Q 值和变形条件带入式(4)中, 可求出 $A = 3.01 \times 10^{14}$. 由此可以得到 AZ31 镁合金流变应力方程:

$$\dot{\epsilon} = 3.01 \times 10^{14} [\sinh(0.013\sigma)]^{8.34} \exp(-196000/RT). \quad (9)$$

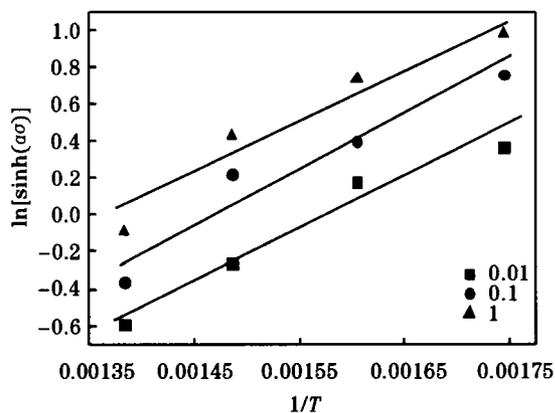


图 3 $\ln[\sinh(\alpha\sigma)] - 1/T$

Fig. 3 $\ln[\sinh(\alpha\sigma)] - 1/T$

根据双曲正弦函数的反函数公式, 即可得到 AZ31 镁合金用 Z 参数表达的流变应力方程:

$$\sigma = \frac{1}{0.013} \ln \left[\left(\frac{Z}{3.01 \times 10^{14}} \right)^{1/8.34} \right] +$$

$$\left[\left(\frac{Z}{3.01 \times 10^{14}} \right)^{2/8.34} + 1 \right]^{1/2}. \quad (10)$$

$$Z = \dot{\epsilon} \exp\left(\frac{196000}{T}\right) = 3.01 \times 10^{14} [\sinh(0.013\sigma)]^{8.34}. \quad (11)$$

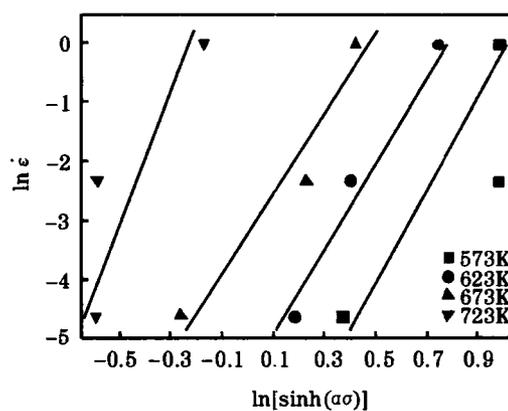


图 4 $\ln \dot{\epsilon} - \ln[\sinh(\alpha\sigma)]$

Fig. 4 $\ln \dot{\epsilon} - \ln[\sinh(\alpha\sigma)]$

3 结论

(1) AZ31 镁合金高温压缩应力-应变曲线呈动态再结晶特征, 当应变速率一定时, 流变应力随着变形温度的升高而减小; 而当变形温度一定时, 流

变应力随着应变速率的增大而增大。

(2) 在应变速率为 $0.01 \sim 1 \text{ s}^{-1}$ 、变形温度为 $573 \sim 723 \text{ K}$ 条件下, AZ31 镁合金的流变应力与应变条件满足双曲正弦关系, 经计算热变形应力指数 $n=8.34$, 热变形激活能 $Q=196 \text{ kJ/mol}$ 。

(3) 通过回归分析, 建立了 AZ31 镁合金热压缩本构方程:

$$\sigma = \frac{1}{0.013} \ln \left[\left(\frac{Z}{3.01 \times 10^{14}} \right)^{1/8.34} \right] + \left[\left(\frac{Z}{3.01 \times 10^{14}} \right)^{2/8.34} + 1 \right]^{1/2}$$

参考文献:

- [1] BEN-HAMU G, ELIEZER D, SHIN K S. The role of Si and Ca on new wrought Mg-Zn-Mn based alloy [J]. Mater Sci Eng A, 2007, 447(1-2): 35-43.
- [2] 黎文献. 镁及镁合金[M]. 长沙: 中南大学出版社, 2005: 119.
- [3] 曾小勤, 王渠东, 吕宜振. 镁合金应用新进展[J]. 铸造, 1998(11): 39-43.
- [4] MWEMBELA A, MCQUEEN H J, MYSHLYAEV M, et al. Proceedings of the international symposium on enabling technologies for light metals and composite materials and their end-products[M]. Montreal: Canadian Institute of Mining, Metallurgy and Petroleum, 2002.
- [5] 胡燕辉, 李建国, 谭敦强, 等. 细晶 AZ31 镁合金高温压缩变形行为研究[J]. 航空材料学报, 2010, 30(1): 36-40.
- [6] LANGKRUIS J V D, KOOL W H, ZWAAG S V D. Assessment of constitutive equations in modeling the hot deformability of some overaged Al-Mg-Si alloys with varying solute contents[J]. Mat Sci Eng A, 1999, 266(1-2): 135-145.
- [7] GALIYEV A, KAIBYSHEV R, GOTTETEIN G. Correlation of plastic deformation and dynamic recrystallization in magnesium alloy ZK60 [J]. Acta Materials, 2001, 49(7): 1199-1207.
- [8] 张新明, 彭卓凯, 邓运来, 等. Mg-9Gd-4Y-0.6Mn 合金在 $293 \sim 723 \text{ K}$ 时的变形行为及微观组织演变[J]. 中南大学学报: 自然科学版, 2006, 37(2): 223-228.
- [9] BARNETT M R. Deformation microstructures and textures of some cold rolled Mg alloys[J]. Materials Science Forum, 2003, 419-422(1): 503-508.
- [10] MCQUEEN H J, RYAN N D. Constitutive analysis in hot working[J]. Mater Sei and Eng A, 2002, 322(1-2): 43-63.

Flow stress behavior of AZ31 magnesium alloy during hot compression deformation at elevated temperature

XU Jing, QI Wenjun, HUANG Zhenghua, ZHOU Nan

Guangdong General Research Institute of Industrial Technology (Guangzhou Research Institute of Non-ferrous Metals), Guangzhou 510650, China

Abstract: Hot compression tests of AZ31 magnesium alloy were performed on Gleeble 1500 at strain rates ranging between $0.01 \sim 1 \text{ s}^{-1}$ and deformation temperature $573 \sim 723 \text{ K}$. The results show that the flow stress increases with the increasing strain rate at the constant temperature, and the flow stress decreases with the increasing deformation temperature at the constant strain rate during the hot compression deformation of AZ31-1Sm magnesium alloy. It indicates that during the hot compression, the peak value of flow stress of this alloy could be depicted by the hyperbolic-sine mathematical model preferably. The hot deformation activation energy Q derived from the experimental dates is 196 kJ/mol with stress exponent $n=8.34$.

Key words: AZ31 magnesium alloy; hot compression deformation; flow stress; hot deformation activation energy