

氩气除气对 AZ91 镁合金热压缩性能的影响

贾 征^{1,2}, 宋婷婷¹, 付 丽^{1,2}, 杜安娜¹, 王 彤², 马煜林¹

(1. 沈阳大学 机械工程学院, 辽宁 沈阳 110044; 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:研究了氩气除气对 AZ91 镁合金含氢量的影响,并在 250~400 °C,应变速率为 0.01~10.00 s⁻¹ 条件下进行热压缩实验,对比研究热压缩性能。结果表明,除气后铸锭中含氢量可从未处理前的 14.8 cm³/100 g 降至 7.3 cm³/100 g,除气率高达 50.7%;热压缩时,流变应力随温度的升高而降低,随应变速率的增加而升高;应变速率较大时,除气后铸锭的流变应力略高于未除气铸锭的流变应力,并计算获得了不同条件下的热变形本构方程。

关键词:氩气除气;氢含量;热压缩;流变应力;本构方程

中图分类号: TG146.2

文献标识码: A

文章编号: 1000-8365(2020)05-0425-07

Effects of Ar Degassing on Thermal Compression Performance of AZ91 Alloy

JIA Zheng^{1,2}, SONG Tingting¹, FU Li^{1,2}, DU Anna¹, WANG Tong², MA Yulin¹

(1.College of Mechanical Engineering, Shenyang University, Shenyang 110044, China; 2. Key Laboratory of Electromagnetic Processing of Materials, Ministry of Education, Northeastern University, Shenyang 110819, China)

Abstract: The effect of argon degassing on the hydrogen content of AZ91 magnesium alloy was studied, and the thermal compression experiment was carried out under the condition of 250~400 °C and the strain rate was 0.01~10.00 s⁻¹. The results show that after Ar degassing, the hydrogen content in the ingot can be reduced from 14.8 cm³ per 100g before treatment to 7.3 cm³ per 100g, and the degassing rate is up to 50.7%. During thermal compression, the rheological stress decreases with the increase of temperature and increases with the increase of strain rate. When the strain rate is large, the rheological stress of degassing ingot is slightly higher than that of undegassing ingot. The constitutive equations of thermal deformation under different conditions are obtained.

Key words: Ar degassing; hydrogen content; thermal compression; flow stress; constitutive equations

镁合金是以镁为基加入其他元素而组成的合金。其特点是:密度小(约是铝的 2/3,是铁的 1/4)、比强度大、弹性模量大及电磁屏蔽性能好等特点,被广泛应用于航空、航天、运输、化工和火箭等工业部门^[1-3]。

由于镁合金结晶区间宽、热导率低、凝固时体积收缩较大,容易产生气孔及疏松等缺陷,因此镁合金力学性能、加工性和耐蚀性都较差,从而限制了其进一步应用。镁合金铸造过程中的瓶颈问题主要是晶粒细化和熔体净化问题,前人关注较多的是镁合金细化问题,熔体净化(除气)问题研究的不多

见。在工业生产中,氩气是镁合金中常用的除气气体,氩气除气主要包括单管吹气法及多孔吹头旋转吹气法^[4,5]。目前国内大部分镁合金的熔炼生产线均采用氩气除气精炼工艺,且均采用在浇铸前直通氩气方式,但工艺粗放,也很少考察除气后的性能好坏^[6-10]。因此,本文的研究内容包括两部分,第一,研究氩气除气对镁合金氢含量及密度的影响;第二,研究氩气除气对镁合金热压缩性能的影响,最后利用一元线性回归法建立本构方程,可为制定下一步热加工提供一定的理论依据^[11-14]。

1 试验材料与方法

将 1.5 kg 左右的 AZ91 镁合金小条放入自制 45 号钢坩埚中,加热到 730 °C 使其完全熔化后保温 10 min,把预热的石墨探头(730 °C)浸入熔体中,通氩流量为 0.5 L/min,处理时间为 10 min,同时进行人工搅拌,使通入的氩气泡在熔体中均匀化,处理后静置 10 min 并利用直径为 6 mm 石英管汲取金属液体得到试样,同时将其余金属液浇注到水冷铜模中,浇注温度为 700 °C;为了对比,也制备出相同条

收稿日期: 2020-02-08

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51901037);中国博士后科学基金(2019M661122);辽宁省博士启动基金项目(2019-BS-083;2019-BS-168);辽宁省自然科学基金指导计划项目(2019-ZD-0561,2019-ZD-0544),2019 年沈阳大学大学生创新创业训练计划项目(2019110350102)。

作者简介:贾 征(1982-),辽宁沈阳人,博士后,讲师。研究方向:轻合金成型工艺。电话:024-62268134, E-mail:jz140@163.com

件下未处理的铸锭。未除气的试样记为 1#, 除气的试样记为 2#。另外, 本实验选择热压缩变形温度分别为 250、300、350 及 400 °C。应变速率为 0.01、0.10、1.00 及 10.00 s⁻¹, 压下量均为 50%, 实验结束后立即对试样进行水淬以保留热变形组织。

2 试验结果及讨论

2.1 氩气除气后的氢含量与密度变化

表 1 为 AZ91 合金经过氩气处理后的氢含量与密度值。可看出, 经过除气后合金的氢含量大幅度降低, 除气率为 50.7%。同时, 试样的密度值也有所上升, 从 1.801 6 g/cm³ 升高至 1.811 9 g/cm³。

表1 AZ91合金氩气除气的氢含量及密度值

Tab.1 Hydrogen content and density of AZ91 alloy treated with Ar degassing

合金	未除气(1#)	除气后(2#)
氢含量/(cm ³ /100 g)	14.8	7.3
密度/(g/cm ³)	1.801 6	1.811 9

图 1 为 AZ91 镁合金除气前后的显微组织照片。从图中可以看出, 除气前凝固组织的枝晶非常发达, 且枝晶间有明显的显微疏松存在; 而除气后凝固组织略有细化, 且枝晶间疏松明显减少。说明氩气处理不仅可以去除熔体中的氢, 对凝固组织也有一定程度的细化。

对于氩气除气, 一般要求最大限度改善其除氢动力学条件以提高合金的除气率, 所以要尽可能满足以下几点要求: 第一: 气泡数量多, 也就是供给足够的气体流量。气体量一般是氩气除氢的主要影响因素, 气泡数量越多, 气-液接触的比表面积就越大; 第二: 气泡直径小。相同的气体流量下, 气泡尺寸越小, 其数目就越多, 从而也有效增大气-液接触的比表面积。文献[4, 15]表明, 气泡总表面积的增大与气泡的直径大小成反比; 第三: 气泡要在金属熔体中均匀分布, 从而有效减小金属熔体中溶解的氢向气泡扩散的距离。气泡均匀分布相当于增大了扩散过程或者传质能力; 第四: 气泡在金属熔体中的运动

速度大, 这样可增大对金属熔体内部的搅动速度, 强化气-液表面更新, 从而提高液相的传质能力; 第五: 气泡在金属熔体中要有足够的停留时间, 充分发挥其除氢的潜能, 也相当于增大气泡的去氢作用时间。除氢石墨探头附近加工了很多均匀分布的小孔且通气 10 min, 从上面的分析来看, 这相当于满足上面的第一、二和第三点, 熔体除氢时进行人工搅拌, 满足第四点, 熔体除氢后静置 10 min, 满足第五点。因此, 本文的氩气除氢具有良好效果, 除气的同时, 也去除了熔体中的渣。

2.2 氩气除气对 AZ91 镁合金热压缩性能的影响

图 2 为 AZ91 镁合金热压缩的真应力-真应变曲线(1#(未除气)和 2#(除气)(下同))。从图中可以看出, 在变形的初始阶段, 真应力迅速上升。这是因为在这一阶段的变形过程中, 位错塞积, 出现大量的位错缠结和胞状亚结构, 导致其应力大幅度增加。镁合金在热压缩过程中存在着加工硬化和动态软化两个矛盾方面。热压缩时位错塞积及位错间的相互作用将导致其硬化, 位错通过攀移或滑移并在热激活及加工应力的作用下发生合并、重组而产生动态回复及动态再结晶而导致软化。

由图 2 可以看出, 在同一应变速率条件下, 流变应力随着变形温度的升高明显降低。这是因为: 随着变形温度的升高, 金属原子动能增加, 改善了晶粒之间变形的协调性。高温时发生的动态回复的软化作用大大抵消了热压时的加工硬化, 从而发生了动态软化, 使流变应力降低。另外, 可看出, 在较高温度下变形时, 随着应变的增加, 其流变应力逐渐趋于平稳, 出现稳态流变应力特征, 即在一定温度和一定应变速率下, 当压缩真应变超过一定值后, 真应力并不随着应变量的增大而发生明显变化, 如图 2(a)、(b)、(c)及(d)所示。

图 2 看出, 在相同的变形温度下, 随着应变速率的增加, 其流变应力大幅度升高, 这是由于当应变速率高时, 变形时间短, 回复所需要的驱动力就大, 故

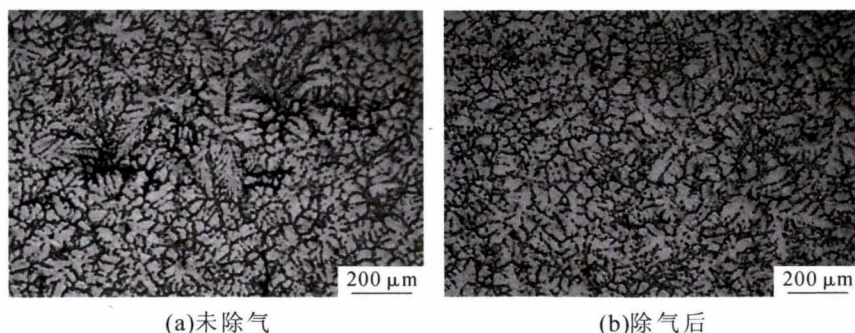


图 1 AZ91 镁合金氩气除气前后的凝固组织
Fig.1 Microstructure of AZ91 alloy before and Ar degassing

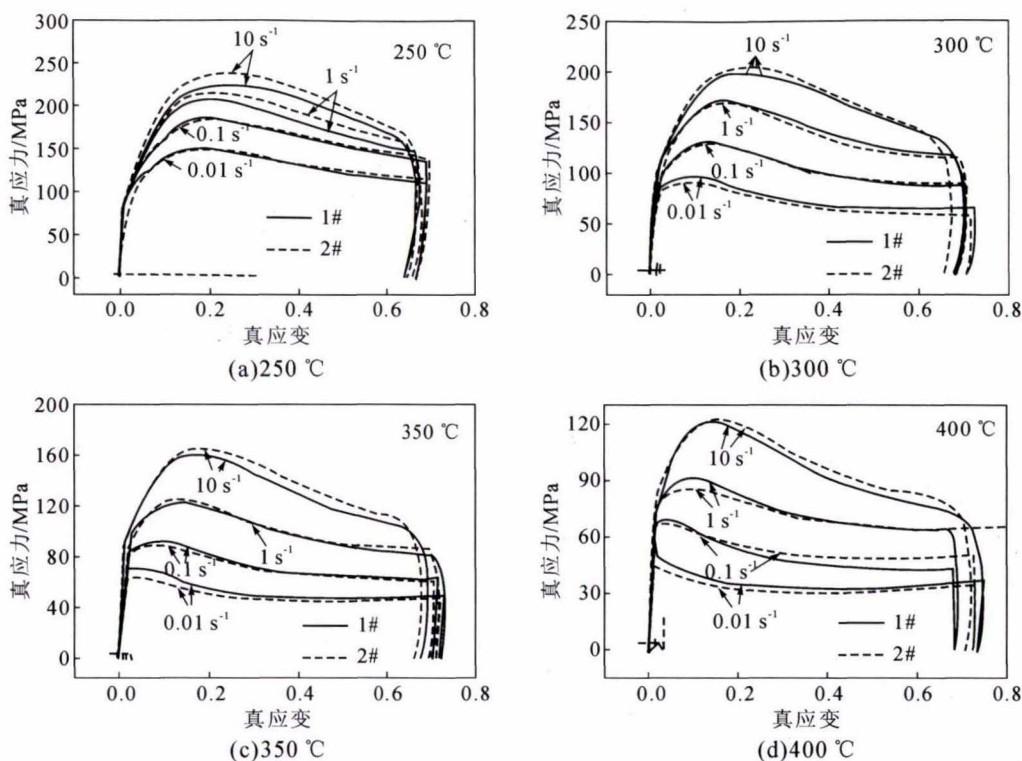


图 2 脱气和不脱气 AZ91 镁合金的热压缩真应力-真应变曲线

Fig.2 The true stress-strain curves of AZ91 alloy with and without degassing in thermal compression test

流变应力上升幅度较大。而应变速率较低时,变形的时间长,塑性变形过程中所需驱动力明显降低,故流变应力上升的幅度明显减小。图中还可以看出除气后浇注铸锭的流变应力(红色曲线)略高于未除气浇注铸锭的流变应力(黑色曲线),分析原因应该是除气后气孔及疏松较少,因此试样在变形过程中承载压应力的有效截面积较大,因此流变应力较大。合金的热变形可以用高温蠕变的真应力-真应变关系式来描述,其变形过程中应变速率 $\dot{\varepsilon}$ 与温度 T 之间的关系式可用 Zener-Hollomon 参数 Z 来表示^[16]:

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right) = A [\sinh(\alpha\sigma)]^n \quad (1)$$

式中, Z Zener-Hollomon 参数,物理意义为温度补偿的变形速率因子; $\dot{\varepsilon}$ 应变速率; Q 热变形激活能,反应变形的难易程度; R 气体常数; T 热力学温度。

目前,对于应变速率 $\dot{\varepsilon}$ 、温度 T 与流变应力 σ 之间的数学关系式主要有以下两种情况^[17,18]:

(a)低应力水平($\alpha > 0.8$)时:

$$Z = A_1 \sigma^n \quad (2)$$

(b)高应力水平($\alpha > 1.2$)时:

$$Z = A_2 \exp(\beta\sigma) \quad (3)$$

式(2)和(3)中: A_1 和 A_2 均为结构因子; α 为应力水平参数; n 为应力指数; β 为应变参数, α 、 β 和 n 之间有以下关系:

$$\alpha = \frac{\beta}{n} \quad (4)$$

将式(2)和(3)带入式(1)可得:

低应力水平下:

$$\dot{\varepsilon} = A_1 \sigma^n \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (5)$$

高应力水平下:

$$\dot{\varepsilon} = A_2 \exp(\beta\sigma) \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (6)$$

对式(5)和(6)取对数,可得:

$$\ln \dot{\varepsilon} = \ln A_1 + n \ln \sigma - \frac{Q}{RT} \quad (7)$$

$$\ln \dot{\varepsilon} = \ln A_2 + \beta \sigma - \frac{Q}{RT} \quad (8)$$

由式(7)和(8)可知,当温度一定时, n 和 β 为 $\ln \dot{\varepsilon}$ - $\ln \sigma$ 和 $\ln \dot{\varepsilon}$ - σ 曲线的斜率。利用一元线性回归方法,可分别得出 1# 试样和 2# 试样的 $\ln \dot{\varepsilon}$ - $\ln \sigma$ 和 $\ln \dot{\varepsilon}$ - σ 曲线,如图 3。

Sellar 和 Tegar 在式(5)和(6)的基础上提出了一种包括热变形激活能 Q 和温度 T 、对应所有应力的双曲正弦形式修正的 Arrhenius 关系式:

$$\dot{\varepsilon} = A [\sinh(\alpha\sigma)]^n \exp[-Q/(RT)] \quad (9)$$

式(9)中, A 为结构因子。

对图 4 进行线性回归处理可得到不同温度下 AZ91 镁合金在热压缩变形中的参数 α 、 n 和 β ,如表 2 和表 3 所示。

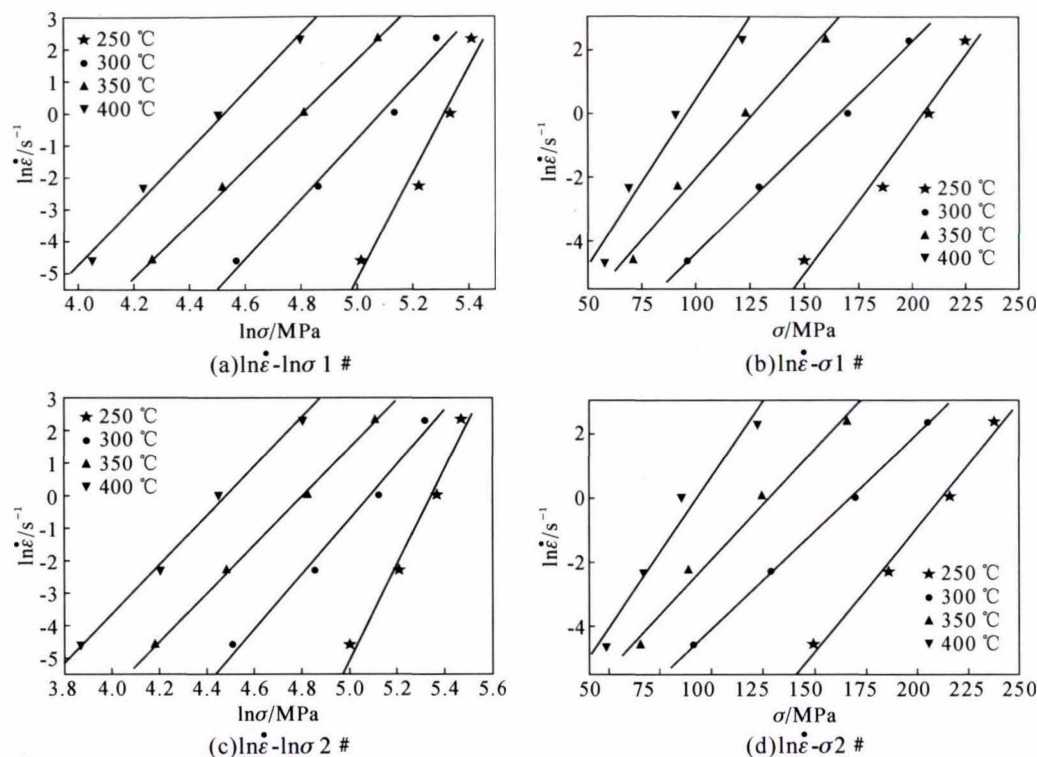


图 3 AZ91 镁合金压缩变形时应变速率与流变应力的关系曲线

Fig.3 Relationship between strain rate and flow stress of AZ91 alloy during thermal compression process

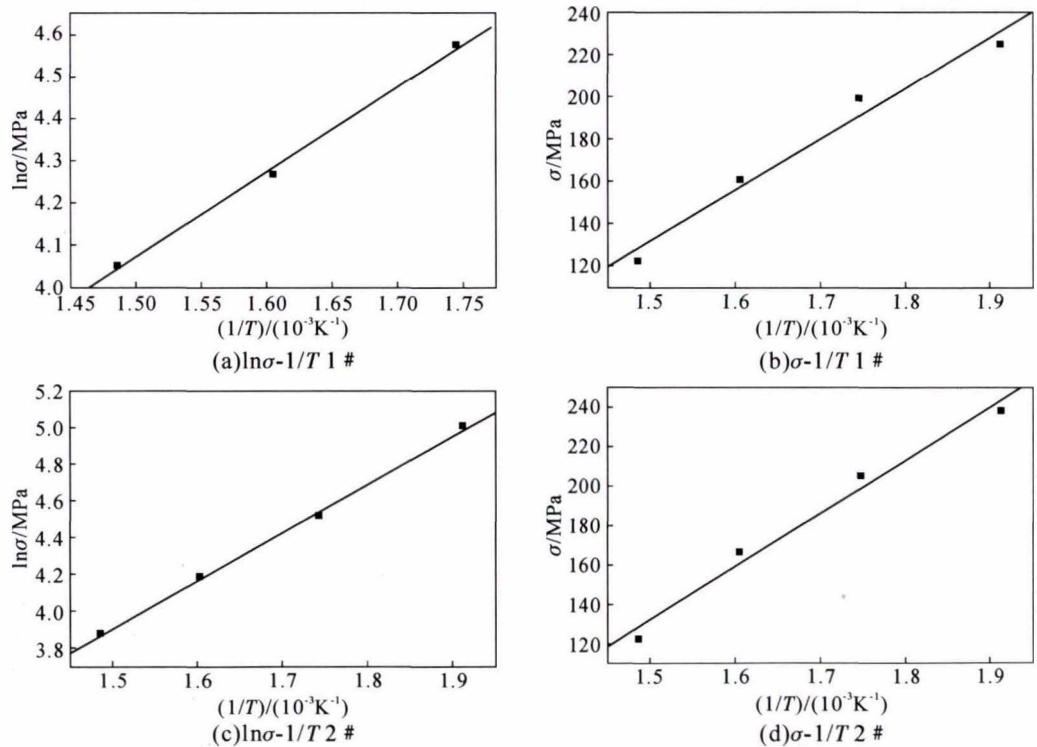


图 4 AZ91 镁合金压缩变形时流变应力与变形温度的关系曲线

Fig.4 Relationship between flow stress and temperature of AZ91 alloy during hot compression process

表2 不同温度下AZ91合金热压缩变形参数(1# 试样)
Tab.2 Hot compression deformation parameters in different temperature (1 # test samples)

T/°C	250	300	350	400
n	16.725 32	9.317 89	8.451 92	9.021 37
β	0.092 02	0.066 2	0.075 93	0.102 75
α	0.005 50	0.007 1	0.008 98	0.011 39

表3 不同温度下AZ91镁合金热压缩变形参数(2# 试样)
Tab.3 Hot compression deformation parameters in different temperature (2 # test samples)

T/°C	250	300	350	400
n	14.597 51	8.389 73	7.375 44	7.566 75
β	0.077 39	0.060 29	0.067 52	0.092 92
α	0.005 30	0.007 19	0.009 15	0.012 28

将不同温度下的 α 值与各变形条件下的峰值应力 σ 相乘得到不同变形条件下的 $\alpha\sigma$ 值如表 4 和表 5 所示。

表 4 不同变形条件下的 $\alpha\sigma$ 值(1 # 试样)
Tab.4 $\alpha\sigma$ values under deformation conditions
(1 # test samples)

$\dot{\varepsilon}/\text{s}^{-1}$	250 °C	300 °C	350 °C	400 °C
0.01	0.828 41	0.688 07	0.641 3	0.655 69
0.1	1.024 43	0.922 08	0.825 91	0.787 36
1	1.140 04	1.209 56	1.107 41	1.032 06
10	1.234 97	1.412 12	1.441 11	1.390 04

表 5 不同变形条件下的 $\alpha\sigma$ 值(2 # 试样)
Tab.5 $\alpha\sigma$ values under deformation conditions
(2 # test samples)

$\dot{\varepsilon}/\text{s}^{-1}$	250 °C	300 °C	350 °C	400 °C
0.01	0.795 32	0.656 45	0.600 8	0.592 96
0.10	0.979 39	0.928 09	0.814 45	0.828 03
1.00	1.141 89	1.218 2	1.144 3	1.056 5
10.00	1.262 41	1.474 6	1.516 8	1.500 86

从表 4 和 5 可看出,对于 2 # 试样,当应变速率为 0.01 s⁻¹、变形温度大于 250 °C 时,变形属于低应力水平条件下的变形,符合式(7);当应变速率 10 s⁻¹、变形温度大于 250 °C 时,变形属于高应力水平条件下的变形,符合式(8)。而对于 1 # 试样有类似的规律,所不同的是:当应变速率为 0.01 s⁻¹、变形温度大

于 300 °C 时,变形才属于低应力水平条件下的变形。
由式(7)和式(8)可知,当应变速率一定时, Q/nR 和 $Q/\beta R$ 可用 $\ln\sigma^{-1}/T$ 和 σ^{-1}/T 曲线的斜率表示,采用一元线性回归处理,可得 σ^{-1}/T 和 σ^{-1}/T 曲线如图 4 所示。

将一元回归得到的斜率代入式(4),可得出:对于 2 # 试样, $\alpha_A=\beta/n=(Q/nR)/(Q/\beta R)=0.009\ 76$; 对于 1 # 试样, $\alpha_1=0.008\ 36$ 。

对式(9)两边取对数可得:

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

(10)

对式(10)进行微分可得:

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

(11)

式(11)中的 $\frac{\partial\ln\dot{\varepsilon}}{\partial\ln[\sinh(\alpha\sigma)]}$ 项和 $\frac{\partial\ln[\sinh(\alpha\sigma)]}{\partial(1/T)}$ 分别代表 $\ln\dot{\varepsilon}-\ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 关系曲线以及 $\ln[\sinh(\alpha\sigma)]^{-1}/T$ 关系曲线的斜率。因此,将 α 值和合金压缩变形时各条件下的峰值应力代入 $\ln[\sinh(\alpha\sigma)]$,与相应的应变速率值和温度值利用线性回归即可绘出 $\ln\dot{\varepsilon}-\ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 及 $\ln[\sinh(\alpha\sigma)]^{-1}/T$ 的关系曲线,如图 5 和 6 所示。

分别取图 5 和图 6 各曲线的斜率平均值,带

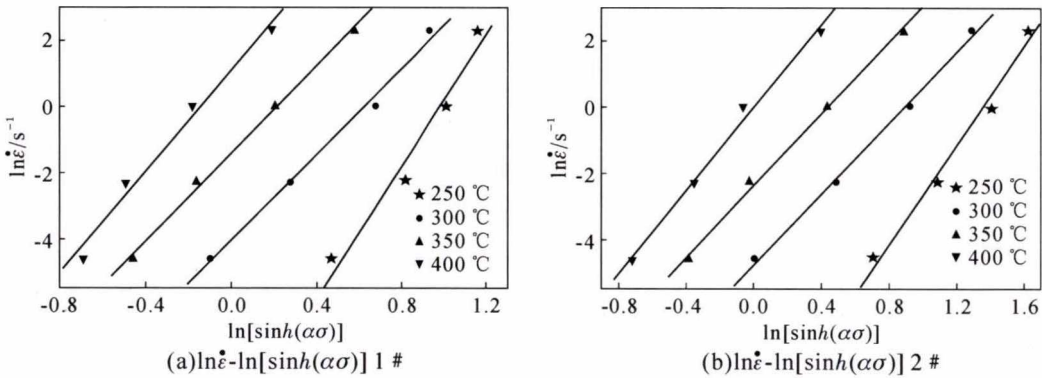


图 5 AZ91 镁合金应变速率与流变应力的关系
Fig.5 Relationship between strain rate and flow stress of AZ91 alloy

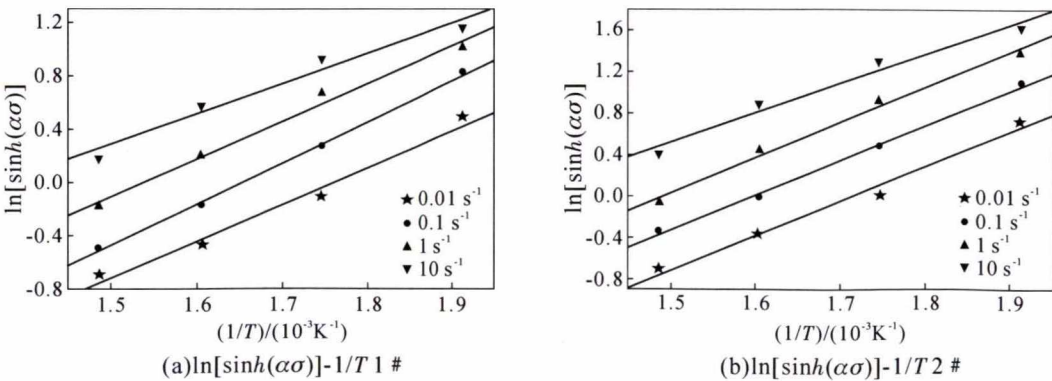


图 6 AZ91 镁合金流变应力与变形温度的关系
Fig.6 Relationship between flow stress and deformation temperature of AZ91 alloy

入式 (11), 可得出 2 # 试样的变形激活能 $Q_2=165.297\ 4\ \text{kJ/mol}$, 1 # 试样的变形激活能 $Q_1=175.115\ 8\ \text{kJ/mol}$ 。

将式(9)带入式(5)可得:

$$Z=A[\sinh(\alpha\sigma)]^n \quad (12)$$

对式(12)两边取对数可得:

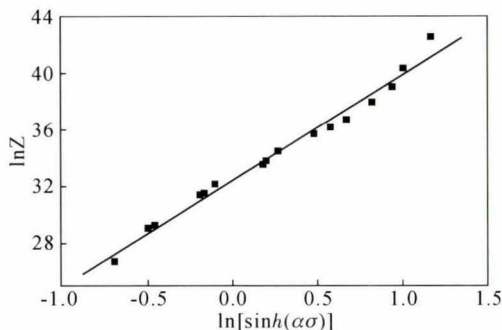
$$\ln Z = \ln A + n \ln[\sinh(\alpha\sigma)] \quad (13)$$

将求得的激活能带入式(1)可得:

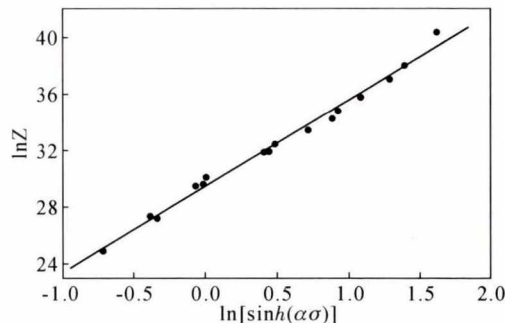
$$Z_A = \dot{\varepsilon} \exp(165.297\ 4 \times 10^3 / RT) \quad (14)$$

$$Z_B = \dot{\varepsilon} \exp(175.115\ 8 \times 10^3 / RT) \quad (15)$$

将不同变形温度下合金热变形的应变速率分别代入式(14)、(15)得到不同的 Z_A 、 Z_B , 再与对应的峰值真应力一起代入式(13), 利用最小二乘法进行回归, 绘出 $\ln Z - \ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 关系曲线, 如图 7 所示。根据式(13)可知, $\ln A$ 和 n 分别是 $\ln Z - \ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 关系曲线的截距和斜率。从图 7 可求得: 对于 1 # 试样, $A_1=1.198\ 55 \times 10^{14}$, $n_1=7.526\ 35$; 而对于 2 # 试样, $A_2=6.357\ 46 \times 10^{12}$, $n_2=6.055\ 15$ 。



(a) $\ln Z - \ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 1 #



(b) $\ln Z - \ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 2 #

图 7 AZ91 镁合金流变应力与 Z 的关系

Fig.7 Relationship between flow stress and Zener-Hollomon parameter of AZ91 alloy

3 结论

(1) 经过除气后的 AZ91 合金的氢含量大幅度降低, 除气率为 50.7%。同时, 密度值也有所上升, 从 $1.801\ 6\ \text{g/cm}^3$ 升高至 $1.811\ 9\ \text{g/cm}^3$ 。通过对其显微组织观察, 发现除气后枝晶间疏松明显减少, 气孔也明显减少。

(2) 在 $250 \sim 400\ ^\circ\text{C}$, 应变速率为 $0.01 \sim 10.00\ \text{s}^{-1}$ 下进行热压缩实验, 流变应力随温度的升高而降低, 随应变速率的增加而升高。应变速率较大时, 除气后铸锭的流变应力略高于未除气铸锭的流变应力。

未除气试样热变形的本构方程为:

$$\dot{\varepsilon} = 1.198\ 55 \times 10^{14} [\sinh(0.008\ 36\sigma)]^{7.526\ 35} \exp[-175.115\ 8 \times 10^3 / (RT)]$$

氩气除气试样热变形的本构方程为:

由图 7 可看出, $\ln Z$ 与 $\ln[\sinh(\alpha\sigma)]$ 满足线性关系, 所以可以用包含 Arrhenius 项的 Z 参数来描述 AZ91 镁合金的高温压缩变形的流变行为。

将求得的 Q 、 n 、 A 和 α 等参数代入式(9), 可得到:

1 # 试样热变形的本构方程:

$$\dot{\varepsilon} = 1.198\ 55 \times 10^{14} [\sinh(0.008\ 36\sigma)]^{7.526\ 35} \exp[-175.115\ 8 \times 10^3 / (RT)] \quad (16)$$

2 # 试样热变形的本构方程:

$$\dot{\varepsilon} = 6.357\ 46 \times 10^{12} [\sinh(0.009\ 76\sigma)]^{6.055\ 15} \exp[-165.297\ 4 \times 10^3 / (RT)] \quad (17)$$

式(16)和式(17)分别是我们求得的 1 # 试样与 2 # 试样热变形的本构方程, 通过两个公式可以很好的表征 AZ91 镁合金流变应力和热力学参数之间的关系。通过计算我们发现, 1 # 试样的激活能 $Q_1=175.115\ 8\ \text{kJ/mol}$, 2 # 试样的激活能 $Q_2=165.297\ 4\ \text{kJ/mol}$, 表明除气后试样变形更为容易一些。

$$\dot{\varepsilon} = 6.357\ 46 \times 10^{12} [\sinh(0.009\ 76\sigma)]^{6.055\ 15} \exp[-165.297\ 4 \times 10^3 / (RT)]$$

参考文献:

- [1] Du J, Yang J, Kuwabara M, et al. Improvement of grain refining efficiency for Mg-Al alloy modified by the combination of carbon and calcium. *Journal of Alloys and Compounds*, 2009, 470 (1): 134-140.
- [2] 毛红奎, 孟宪宝, 王凤平, 等. 镁合金熔液净化的研究现状[J]. 铸造技术, 2013, 34(2): 208-210.
- [3] 李展志, 贾征, 涂季冰, 等. 超声处理对镁合金熔体氢含量及力学性能的影响[J]. 铸造技术, 2019, 40(6): 563-568.
- [4] 许四祥. 镁合金熔液含氢量测试系统及除氢工艺的研究 [D]. 武汉: 华中科技大学, 2007.
- [5] 马幼平, 许云华. 金属凝固原理及技术[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2008.
- [6] Geoffrey K. Sigworth. The role of mixing during degassing of molten aluminum [J]. *Aluminum Transactions*, 1999(1): 59-69.

- [7] Clegg A J. Aluminum degassing practice [J]. Foundry, 1992(5): 69-79.
- [8] 觉惊知,武殿梁,程军. 铝合金旋转喷吹技术用于动态小熔池[J]. 华北工学院学报, 1998(2): 133-137.
- [9] Bob M. Beyond rotary degassing [J]. Foundry Trade Journal, 1995(6): 298-330.
- [10] 张发明,彭学仕. 使用 SNIF 净化装置应注意的几个问题[J]. 轻合金加工技术, 1996(3): 10-12.
- [11] 吴文祥,孙德勤,曹春艳,等. 5083 铝合金热压缩变形流变应力行为[J]. 中国有色金属学报, 2007, 17(10): 1667-1671.
- [12] 沈耀红,张志清,覃丽禄,等. 7085 铝合金热压缩变形的流变应力本构方程[J]. 材料导报 B: 研究篇, 2011, 25(2): 127-130.
- [13] 王少楠,唐国翌,傅万堂,等. 铸态 AZ61 镁合金热压缩变形组织变化[J]. 材料热处理学报, 2009, 30(5): 39-43.
- [14] 史学彬. AZ91D 镁合金热压缩变形行为研究 [D]. 太原: 太原理工大学, 2008.
- [15] Xu S X, Wu S S, Mao Y W, et al. Variation of hydrogen level in magnesium alloy melt [J]. China Foundry, 2006, 3(4): 275-278.
- [16] Wang Y, Lin D L. A correlation between tensile flow and Zener-Hollomon factor in TiAl alloys at high temperatures [J]. Journal of Materials Science, 2000, 19: 1185-1188.
- [17] Yao X X. The strain-rate sensitivity of flow stress and work-hardening rate in a hot deformed Al-1.0Mg alloy [J]. Journal of Materials Science, 2000, 19: 743-744.
- [18] 朱利敏,李全安,陈晓亚,等. Mg-8G-0.5Zr 合金热压缩过程中动态再结晶行为[J]. 材料导报, 2019, 33(12): 4117-4121.

(上接第 424 页)

- 层 1050 °C 氧化行为[J]. 材料工程, 2014(6): 74-78.
- [5] 丁贤飞, 陈学达, 李青, 等. 定向凝固合金 DZ466 在涂 NaCl/Na₂SO₄ 盐条件下热腐蚀行为 [J]. 工程科学学报, 2015, 37(5): 608-614.
- [6] 罗亮,李青,肖程波,等. 长期时效对 DZ466 合金显微组织和力学性能的影响[J]. 兵器材料科学与工程, 2020, 43(2): 63-67.
- [7] 管秀荣,关英双,纪慧思,等. 不同 Cr 含量对镍基高温合金抗热腐蚀性能的影响[J]. 材料热处理学报, 2014, 35(增刊 1): 58-61.
- [8] 管秀荣,魏健,刘恩泽,等. Ti 含量对镍基高温合金抗热腐蚀性能的影响[J]. 稀有金属材料与工程, 2012, 41(11): 1990-1994.
- [9] 宁礼奎,郑志,谭毅,等. 一种新型定向凝固镍基高温合金抗热腐蚀性能的研究[J]. 金属学报, 2009, 45(2): 161-166.
- [10] Xiaoguang Yang, Shaolin Li, Hongyu Qi. Effect of high-temperature hot corrosion on the low cycle fatigue behavior of a directionally solidified nickel-base superalloy [J]. International Journal of Fatigue, 2015, 70: 106-113.
- [11] M. Adam Khan, S. Sundarajan, S. Natarajan, et al. Oxidation and Hot Corrosion Behavior of Nickel-Based Superalloy for Gas Turbine Applications [J]. Materials and Manufacturing Processes, 2014, 29: 832-839.
- [12] 任维鹏,李青,李相辉,等. 定向镍基高温合金 DZ466 及其热障涂层的抗热腐蚀性能[J]. 金属热处理, 2018, 43(8): 213-219.
- [13] 王理,刘春阳,韩振宇,等. 燃气涡轮零部件及材料热腐蚀行为与评价方法研究 [J]. 中国腐蚀与防护学报, 2011, 31(5): 399-403.
- [14] Felix P, Hart A. Deposition and corrosion in gas turbines [C]. Hart A B, et al. Applied Science, London. 1973: 330-334.
- [15] 史振学,刘世忠,王效光,等. 第 2 代单晶高温合金 DD6 的燃气热腐蚀行为[J]. 钢铁研究学报, 2015, 27(5): 61-64.
- [16] 黄乾尧,李汉康,陈国良. 高温合金[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2000.

新书邮购

《消失模铸造工艺学》

《消失模铸造工艺学》由化学工业出版社2019年5月20日出版发行。(书号:ISBN978-7-122-34175-4)

《消失模铸造工艺学》作者刘立中, 历经三十多年现场实践经验的总结和理论的升华。全书总结136个案例, 选用1718帧彩色照片, 撰写583千字创造性的提出了消失模铸造“三场理论”, 详细解读在“流场、热场、负压场”理论指导下的“消失模铸造浇注系统设计原则”, 提出了“借用型腔做浇道, 极致简化浇注系统”新的理念, 在国内外均属首创。奠定了消失模铸造的理论基础, 提出了消失模铸造研究发展的方向。

定价: 498元

邮购咨询: 李巧凤

电话/传真: 029-83222071

微信: 13991824906