DOI: 10.3901/JME.2014.24.050

过共晶 Al-Si 合金半固态触变成形本构方程^{*}

王耘涛^{1,2} 袁晓光² 于宝义² 黄宏军²

(1. 内蒙古民族大学机械工程学院 通辽 028042;

2. 沈阳工业大学材料科学与工程学院 沈阳 110870)

摘要: 通过对过共晶 Al-20Si-3Fe-1Mn-4Cu-1Mg 合金进行半固态单向压缩热模拟试验, 研究变形温度为 833 K、853 K、873 K, 应变速率为 0.1 s^{-1} 、 0.01 s^{-1} 、 0.001 s^{-1} 的半固态触变成形行为。试验结果表明, 变形抗力随变形温度的升高而降低, 随应变速率的增加而增大。对试验得到的真实应力-应变曲线进行分析, 提出将不同真应变范围的半固态触变成形过程划分为类弹性变形、应变硬化和流变-黏塑性变形阶段的新方法, 并分阶段建立半固态触变本构方程, 采用多元回归得到各阶段的本构方程表达式。所建半固态触变本构方程与试验曲线的比较结果表明, 大多数相关系数均在 0.95 以上, 相伴概率均小于 0.001, 说明根据所建本构方程计算得到的真应力-真应变曲线与试验曲线吻合良好, 所建本构方程有意义且具有较高的精度, 能够体现出该合金半固态触变过程变形行为, 可以将其应用于过共晶 Al-20Si-3Fe-1Mn-4Cu-1Mg 合金半固态触变成形过程的数值模拟。

关键词: 半固态加工; 本构方程; 触变成形; 过共晶 Al-Si 合金

中图分类号: TG146; TB301

Semi-solid Thixoforming Constitutive Equation of Hypereutectic Al-Si Alloy

WANG Yuntao^{1,2} YUAN Xiaoguang² YU Baoyi² HUANG Hongjun²

(1. College of Mechanical Engineering, Inner Mongolia University for the Nationalities, Tongliao 028042;

2. School of Materials Science and Engineering, Shenyang University of Technology, Shenyang 110870)

Abstract: The semi-solid thixoforming behavior of hypereutectic Al-20Si-3Fe-1Mn-4Cu-1Mg alloy is studied by single-pass compression experiment, at a range of deformation temperature of 833 K, 853 K, 873 K and a range of strain rate of 0.1 s^{-1} , 0.01 s^{-1} , 0.001 s^{-1} . The results show that the flow stress is decreased with increasing in deformation temperature and it is increased with increasing in strain rate. A new method is discussed that semi-solid thixoforming can be divided into analogous elastic deformation, strain hardening and rheology-viscoplastic deformation stages in different true strain range. The thixoforming constitutive equations are derived by multiple regressions in different deformation stage. The curves are calculated by the thixoforming constitutive equations compared with the experiment curves show that the thixoforming constitutive equations have higher precision and fit well with the experimental curves, for most correlation coefficients are above 0.95, and concomitant probabilities are less than 0.001. The true stress-strain development regularity and characteristics can be reflected by the semi-solid thixoforming constitutive equations, it can be applied in the simulation of semi-solid thixoforming process of hypereutectic Al-20Si-3Fe-1Mn-4Cu-1Mg alloy.

Key words: semi-solid processing; constitutive equations; thixoforming; hypereutectic Al-Si alloy

0 前言

半固态成形技术综合了铸造和塑性成形加工的工艺特点, 即加工温度低于铸造, 而变形抗力又

小于塑性成形加工, 因此具有高效、节能等显著优点, 可一次加工成形复杂且精度、性能要求较高的零件, 被认为是 21 世纪最有发展前途的近净成形技术之一^[1]。由于半固态合金具有流变性和触变性, 可采用半固态挤压、半固态轧制等方法加工成形^[2]。目前, 随着市场需求的不断扩大, 对半固态合金及其流变、触变行为已进行了大量的研究, 物理模拟

^{*} 国家自然科学基金(50971092)、沈阳市科技攻关计划(20092625-2)和内蒙古民族大学博士科研启动基金(BS330)资助项目。20131209 收到初稿, 20140622 收到修改稿

和数值模拟在半固态成形技术中的应用也日益广泛^[3]。为了提高模拟的精度, 建立精确描述半固态行为的本构方程非常重要。1976 年 JOLY 等^[4]首次提出以固相率和表观黏度的幂指数方程来描述低固相率半固态金属的流变模型, KUMAR 等^[5]于 1993 年采用内变量模型, 将宏观流体行为与非枝晶组织的结构动力学相结合来描述半固态金属的流变行为。但是这些模型只能说明确定的流变行为, 不能完整解释稳态流变行为和瞬态流变行为的统一性^[6]。JONAS 等^[7]通过对高固相率半固态金属的研究, 提出了具有双曲正弦形式的流变应力模型。MARTIN 等^[8-9]将固相视为连续多孔体, 对其采用刚-黏塑性模型描述, 对液相采用经典达西定律描述, 然后将二者耦合, 提出采用两相本构模型描述半固态金属的变形行为。NGUYEN 等^[10]在基于连续介质力学和混合理论概念基础上建立了具有微观物理和流变学意义的两相本构模型。虽然内变量的引入可以解释半固态材料的强度随液相体积分数的增加而降低的现象, 但其只与固相体积分数有关, 并不能随材料变化而演化, 因而不能反映半固态金属实际的触变特征^[11]。KIUCHI 等^[12]提出的 K-Y-Y 模型较好体现了半固态金属成形时剪切变稀的特性, 但 K-Y-Y 模型忽略了晶间液体压力对固体骨架的作用, 认为固体骨架的变形与晶间液体无关^[13]。虽然目前学术界对半固态金属本构方程做了大量的研究, 但对半固态合金的本质、流变及触变行为尚未建立普遍认可的模型和理论, 半固态成形行为的模拟与试验结果还存在较大的误差, 半固态本构方程的研究还处于探索阶段。为此, 针对确定成分的合金开展其半固态成形行为的研究, 不失为解决实际应用问题的可行之道。本文以过共晶 Al-20Si-3Fe-1Mn-4Cu-1Mg 合金为研究对象, 通过进行半固态单向压缩试验, 采用多元回归方法研究了过共晶 Al-20Si-3Fe-1Mn-4Cu-1Mg 合金的半固态触变成形行为, 建立了能够准确反映真应力与变形温度、应变速率和真应变之间关系的半固态触变成形本构方程, 从而为该合金的半固态成形工艺优化提供依据。

1 试验材料与方法

1.1 试验材料

试验所用原材料(质量分数)为 99.95%工业纯铝, 99.9%的纯铜, 99.98%的纯镁及 Al-26Si、Al-20Fe、Al-10Mn 等中间合金。变质剂选用磷铜, 精炼剂选用 C₂Cl₆。合金的配料化学成分见表 1。

表 1 合金的化学成分

合金元素	Si	Fe	Mn	Cu	Mg	Al
质量分数	20.0	3.0	1.0	4.0	1.0	余量

1.2 试验方法

采用石墨黏土坩埚在井式自动控温电阻炉中进行合金熔炼。用自制电磁搅拌设备制备半固态坯料, 并加工成 $\phi 8\text{ mm} \times 12\text{ mm}$ 的圆柱形试样。采用 INSTRON-5500R 热模拟试验机进行半固态单向压缩试验, 加热炉由三段热电偶控制, 控温精度为 $\pm 1\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。为了降低试样与压头之间的摩擦力, 在试样与压头端面涂石墨粉, 以便减小摩擦力对真实应力计算结果的影响。用差热分析法(Differential scanning calorimetry, DSC)测得过共晶 Al-20Si-3Fe-1Mn-4Cu-1Mg 合金的固相线、液相线温度分别为 780 K、900 K, 选取变形温度分别为 833 K、853 K、873 K, 由 DSC 测得的各变形温度的液相率分别为 58.63%、11.13%和 3.3%。应变速率选取为 0.1 s^{-1} 、 0.01 s^{-1} 、 0.001 s^{-1} , 压缩量为 40%。具体的试验过程如下: 先将保温炉加热到预定的温度, 放入试样加热到预定的变形温度后, 保温 5 min, 进行单道次压缩, 试样压缩变形后立即水淬, 以保留其原始组织。

2 试验结果

图 1 为不同温度及不同应变速率下的真应力-真应变曲线(真应变为负表征为压缩过程, 以下同)。由图 1 可见各曲线均有共同的发展趋势, 即在压缩变形开始阶段, 真应力随着真应变的增加而迅速增加, 当平均真应变为 0.052 76 时达到峰值真应力(即临界应变 $\bar{\varepsilon}_{cr} = 0.052\ 76$), 随后出现短小的峰值真应力平台, 在此阶段, 真应力随真应变的增加而保持较高的水平, 只有幅度很小的变化。峰值真应力平台过后, 随着真应变的增加真应力随之下降, 直至达到稳态阶段, 曲线趋于平坦, 真应力随着真应变的增加基本保持不变。在应变速率相同的情况下, 真应力随变形温度的升高而降低。这是因为变形温度主要影响合金的熔化程度、固相颗粒的强度以及固相颗粒之间的作用力大小。当变形温度较低时, 材料的固相分数较高, 固相颗粒强度也较高。当变形温度升高时, 材料熔化程度加大, 固相分数减少, 晶界处液相薄膜增厚, 晶粒形状接近球形或椭球形, 使得晶粒的滑移、转动易于进行, 固相颗粒的强度和固相颗粒之间的作用力也随之降低, 从而显著降低变形抗力^[14]。在变形温度相同的情况下, 真应力

随应变速率的增加而增大。这是由于随着压缩的进行,变形由合金颗粒的滑动逐渐转为颗粒间的相互作用,载荷由主要克服液相流动阻力和固液相之间的作用力过渡到主要克服固相之间的作用力。而颗粒间的相互作用随着应变速率的提高而加强,从而产生塑性变形,因此载荷主要克服固相颗粒的塑性变形抗力。在应变速率较高时,在极短的时间内很快过渡到固相颗粒的塑性变形阶段,致使其真应力较低应变速率时大,且具有更大的稳态真应力^[15]。由于过共晶 Al-20Si-3Fe-1Mn-4Cu-1Mg 合金在不同变形条件下的峰值真应力随变形温度的升高而下降,随应变速率的提高而增大,表明该合金是一种正应变速率敏感材料。

图1 过共晶 Al-20Si-3Fe-1Mn-4Cu-1Mg 合金在不同变形温度下的真应力-真应变曲线

根据真应力-真应变曲线的特征,在不同的真应变范围可分为3个不同的变形阶段,即类弹性变形

阶段、应变硬化和流变-黏塑性变形阶段。在压缩变形初始阶段,真应力随真应变的增加而呈线性增加,类似于固体的线性弹性变形,实际上对于半固态触变成形而言在极短暂的时间内,可将半固态坯料视为固体,即可以在真应变 $0 \leq \varepsilon \leq 0.002$ 的区间内将其视为类弹性变形阶段;真应变在 $0.002 < \varepsilon < \bar{\varepsilon}_{cr}$ 的区间真应力-真应变曲线由线性转为非线性,硬化作用大于软化作用,可将该区间视为应变硬化阶段,一般将半固态材料视为非牛顿流体^[16],可采用幂函数来描述其应力应变的关系;当真应力达到峰值后,真应变 $\varepsilon \geq \bar{\varepsilon}_{cr}$ 的区间为软化作用占主导,同时液相溢出,使晶界处液相薄膜趋于均匀分布,近球形的晶粒更易于滑移、转动,这些因素致使真应力下降,最后达到一稳定值^[17]。此阶段半固态合金坯料既具有流变特性,又具有主要表现为晶粒颗粒构成的固体骨架的黏塑性变形特性^[3],采用流变-黏塑性模型进行描述。

3 本构方程的建立及误差分析

3.1 本构方程的建立

3.1.1 类弹性变形阶段

在真应变 $0 \leq \varepsilon \leq 0.002$ 的区间内为类弹性变形阶段,满足 $\sigma = K\varepsilon$, K 为强度系数(MPa)。图2为此真应变区间各变形温度不同应变速率 σ - ε 的关系。在变形温度相同的情况下, K 随应变速率增加而增加。因此对于半固态成形,变形温度 T 一定时, K 为应变速率 $\dot{\varepsilon}$ 的函数。经回归可得 K 与 $\dot{\varepsilon}$ 的关系,在不同变形温度, $0 \leq \varepsilon \leq 0.002$ 区间内真应力 σ 与真应变 ε 、应变速率 $\dot{\varepsilon}$ 的表达式如下。

$$T=833 \text{ K}$$

$$\sigma = [-15.8551(\ln \dot{\varepsilon})^2 - 254.7866 \ln \dot{\varepsilon} - 1027.3141]\varepsilon \quad (1)$$

$$T=853 \text{ K}$$

$$\sigma = [-9.81901(\ln \dot{\varepsilon})^2 - 149.5432 \ln \dot{\varepsilon} - 577.6851]\varepsilon \quad (2)$$

$$T=873 \text{ K}$$

$$\sigma = [-0.15497(\ln \dot{\varepsilon})^2 - 5.7686 \ln \dot{\varepsilon} - 33.6026]\varepsilon \quad (3)$$

3.1.2 应变硬化阶段

在 $0.002 < \varepsilon < \bar{\varepsilon}_{cr}$ 的区间为应变硬化阶段,满足 $\sigma = K\varepsilon^n$, K 为单位应变的应力(MPa); n 为应变硬化指数^[18]。在变形温度 T 一定时, K 和 n 均为应变速率 $\dot{\varepsilon}$ 的函数。采用多元回归得到不同变形温度下真应力 σ 与真应变 ε 、应变速率 $\dot{\varepsilon}$ 的表达式如下。

$$T=833 \text{ K}$$

$$\sigma = [2.3883(\ln \dot{\varepsilon})^2 + 41.3709 \ln \dot{\varepsilon} + 174.6242]\varepsilon^{-0.00832(\ln \dot{\varepsilon})^2 - 0.0597 \ln \dot{\varepsilon} + 0.4839} \quad (4)$$

图2 不同变形温度下 σ - ε 的关系

$T=853\text{ K}$

$$\sigma = [-0.8116(\ln \dot{\varepsilon})^2 - 1.3126 \ln \dot{\varepsilon} + 31.5475] \varepsilon^{-0.0218(\ln \dot{\varepsilon})^2 - 0.2136 \ln \dot{\varepsilon} + 0.1038} \quad (5)$$

$T=873\text{ K}$

$$\sigma = [0.03697(\ln \dot{\varepsilon})^2 + 0.86298 \ln \dot{\varepsilon} + 4.3577] \varepsilon^{0.0067(\ln \dot{\varepsilon})^2 + 0.05173 \ln \dot{\varepsilon} + 0.5868} \quad (6)$$

3.1.3 流变-黏塑性阶段

由于半固态成形是在固液相区间进行, 当真应变 $\varepsilon \geq \bar{\varepsilon}_{cr}$ 后, 流变应力即以真应力-真应变曲线的真应力表示的屈服强度不仅为应变 ε 、应变速率 $\dot{\varepsilon}$ 和变形温度 T 的函数, 还要考虑固相率或液相率对流变应力的影响, 即半固态触变成形本构方程可表达为 $\sigma = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T, f_s)$ [3], f_s 为固相率, $f_s = 1 - f_L$, f_L 为液相率。KANG 等 [19] 基于对半固态材料的流变理论及其塑性变形行为的研究, 提出了半固态材料流变

应力与固相率、应变速率、变形温度等参数之间的关系。KANG 等 [20-21] 考虑到在流变材料的压缩过程中, 球状微观组织、固相颗粒和液相区发生的变形导致非枝晶微观结构的变化, 又引进了分离系数 S , 即在 $\varepsilon \geq \bar{\varepsilon}_{cr}$ 阶段, 半固态材料触变成形黏塑性本构方程为

$$\bar{\sigma} = K \exp(1-S) \dot{\varepsilon}^m \exp \frac{Q}{RT} (1-f_L)^N \quad (7)$$

式中 K ——强度系数;

m ——应变速率敏感指数;

Q ——激活能;

R ——气体常数;

N ——固相影响系数;

S ——分离系数;

$S = S_0 + (1 - S_0) \bar{\varepsilon} / \bar{\varepsilon}_{cr}$;

S_0 ——固液相初始分散系数 ($0 \leq S_0 \leq 1$);

$\bar{\varepsilon}$ ——等效应变;

$\bar{\sigma}$ ——等效应力。

在单向压缩条件下, 变形温度相同时, 材料可视为不可压缩材料 [22], 即等效应变 $\bar{\varepsilon} = \varepsilon$, 等效应力 $\bar{\sigma} = \sigma$ 。对式(7)两侧分别取对数得

$$\ln \bar{\sigma} = \ln K + 1 - \left[S_0 + (1 - S_0) \frac{\bar{\varepsilon}}{\bar{\varepsilon}_{cr}} \right] + m \ln \dot{\varepsilon} + \frac{Q}{RT} + N \ln(1 - f_L) \quad (8)$$

式中, 激活能 Q 、应变速率敏感指数 m 、固液相初始分散系数 S_0 、液相影响系数 N 及强度系数 K 等参数采用多元回归方法求解。

通常采用在高温塑性变形条件下包含激活能 Q 和温度 T 在内的双曲正弦函数, 经修正 Arrhenius 关系来求解激活能 Q 。ZENER 等 [23] 提出并验证了 $\dot{\varepsilon}$ - T 的关系的一种方法, 即

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp \frac{Q}{RT} \quad (9)$$

式中 Z ——Zener-Hollomon 参数(温度补偿的应变速率因子);

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

A ——结构因子;

α ——应力水平参数;

n ——应力指数。

应变速率与峰值应力 σ_p 的关系为 [24]

$$\dot{\varepsilon} \exp \frac{Q}{RT} = A[\sinh(\alpha\sigma_p)]^n \quad (10)$$

两边取对数, 整理得

$$\ln \sinh(\alpha \sigma_p) = \frac{1}{n} \ln \dot{\epsilon} + \frac{1}{n} \frac{Q}{RT} - \frac{1}{n} \ln A \quad (11)$$

令 $\alpha = 1.708 \times 10^{-2} \text{ MPa}^{-1}$ ^[25], 图 3 为一元线性回归处理的不同温度 $\ln \sinh(\alpha \sigma_p) - \ln \dot{\epsilon}$ 的关系及不同应变速率 $\ln \sinh(\alpha \sigma_p) - 1/T$ 的关系。激活能 Q 是温度 T 和应变速率 $\dot{\epsilon}$ 的函数, 当温度 T 一定时, $1/n$ 为 $\ln \sinh(\alpha \sigma_p) - \ln \dot{\epsilon}$ 曲线的斜率, 当应变速率 $\dot{\epsilon}$ 一定时, 对式(11)两边对 $1/T$ 求偏导可得到 Q 和 $1/T$ 的关系, $\frac{1}{n} \frac{Q}{R}$ 为 $\ln \sinh(\alpha \sigma_p) - 1/T$ 曲线的斜率。分别线性回归 $1/n$ 与 T 的关系及 $\frac{1}{n} \frac{Q}{R}$ 与 $\dot{\epsilon}$ 的关系, 得到激活能 Q 与 T 和 $\dot{\epsilon}$ 的表达式

$$Q = \frac{840.188 \ln \dot{\epsilon} + 30\,167.077}{-\frac{829.821\,4}{T - 273.15} + 2.086\,2} R \quad (12)$$

图 3 $\ln \sinh(\alpha \sigma_p)$ 与 $\ln \dot{\epsilon}$ 、 $1/T$ 的关系

对式(8)采用一元线性回归处理可得到在峰值真应变不同温度下的 $\ln \bar{\sigma} - \ln \dot{\epsilon}$ 关系; 变形温度一定、不同应变速率下的 $\ln \bar{\sigma} - \bar{\epsilon}$ 关系以及应变速率一定、不同应变条件下 $(\ln \bar{\sigma} - Q/RT) - \ln(1 - f_L)$ 关系, 以分别求解 m 、 S_0 、 N 、 K 等系数。图 4 为峰值真应变不同变形温度下 $\ln \bar{\sigma} - \ln \dot{\epsilon}$ 的关系及回归曲线, 由图 4a 可见同一变形温度下峰值 $\ln \bar{\sigma} - \ln \dot{\epsilon}$ 明显呈线性关系, 由式(8), 在真应变一定、不同变形温度

的条件下, $m = \partial \ln \bar{\sigma} / \partial \ln \dot{\epsilon}$, 即 m 为 $\ln \bar{\sigma} - \ln \dot{\epsilon}$ 线性回归曲线的斜率。在变形温度为 833 K、853 K 及 873 K 时, m 分别为 0.716 19、0.642 34 和 0.681 31, m 随温度的变化而改变表明 m 为变形温度 T 的函数。经多项式回归, 得到 m 与 T 的关系, 见图 4b。 m 与 T 的关系为

$$m = 102.198\,63(\ln T)^2 - 1\,380.115\,44 \ln T + 4\,659.995\,79 \quad (13)$$

图 4 $\ln \bar{\sigma} - \ln \dot{\epsilon}$ 的关系及 m 与 T 的回归曲线

在温度 T 一定时, 式(8)两边对等效应变求偏导有

$$\frac{\partial \ln \bar{\sigma}}{\partial \bar{\epsilon}} = \frac{S_0 - 1}{\bar{\epsilon}_{cr}}$$

图 5 为不同变形温度、不同应变速率时 $\ln \bar{\sigma} - \bar{\epsilon}$ 关系曲线。如图可见虽然在变形温度、应变速率一定的情况下, $\ln \bar{\sigma} - \bar{\epsilon}$ 曲线具有较好的线性, 但在同一变形温度、应变速率改变时, $\ln \bar{\sigma} - \bar{\epsilon}$ 线性回归曲线的斜率 $(S_0 - 1)/\bar{\epsilon}_{cr}$ 变化较大, 说明在变形温度一定时, $(S_0 - 1)/\bar{\epsilon}_{cr}$ 是应变速率的函数。进行回归处理, 得线性回归曲线的斜率与应变速率 $\dot{\epsilon}$ 的关系, 再经函数变换得不同变形温度固液相初始分散系数 S_0 的表达式如下。

$$T = 833 \text{ K}$$

$$S_0 = 118.215\,92\dot{\epsilon}^2 - 12.882\,1\dot{\epsilon} + 0.980\,660\,294 \quad (14)$$

$$T = 853 \text{ K}$$

$$S_0 = -398.631 \, 17 \dot{\varepsilon}^2 + 42.684 \, 72 \dot{\varepsilon} + 0.562 \, 421 \quad (15)$$

$$T = 873 \, \text{K}$$

$$S_0 = 244.979 \, 424 \dot{\varepsilon}^2 - 25.357 \, 363 \dot{\varepsilon} + 0.977 \, 01 \quad (16)$$

图 5 不同条件下的 $\ln \bar{\sigma} - \bar{\varepsilon}$ 关系

不同应变速率、不同应变条件下 $(\ln \bar{\sigma} - Q/RT) - \ln(1 - f_L)$ 关系曲线如图 6 所示。对式(8)两边对 $\ln(1 - f_L)$ 求偏导, 可得

$$N = \frac{\partial \left(\ln \bar{\sigma} - \frac{Q}{RT} \right)}{\partial \ln(1 - f_L)}$$

液相影响系数 N 为应变速率 $\dot{\varepsilon}$ 和应变 ε 的函数, 经多元回归处理, N 与 $\dot{\varepsilon}$ 、 ε 的关系为

$$N = (5.826 \, 62 \dot{\varepsilon} - 0.531 \, 68) \varepsilon - 5.568 \, 05 \dot{\varepsilon} - 4.035 \, 2 \quad (17)$$

图 6 不同应变速率的 $(\ln \bar{\sigma} - Q/RT) - \ln(1 - f_L)$ 的关系

由图 5 和式(8)可知, 在给定变形温度和应变速率时, $\ln \bar{\sigma} - \ln \dot{\varepsilon}$ 曲线在纵轴的截距

$$b = m \ln \dot{\varepsilon} + \frac{Q}{RT} + N \ln(1 - f_L) + \ln K + 1 - S_0 \quad (18)$$

将以上求得的各参数代入式(18), 采用回归处理, 并用最小二乘法优化可分别求得不同变形温度时, $\varepsilon \geq \bar{\varepsilon}_{cr}$ 阶段强度系数 K 的表达式。 $\ln K$ 的通式为

$$\ln K = [F_1 (\ln \dot{\varepsilon})^2 + F_2 \ln \dot{\varepsilon} + F_3] \varepsilon^3 + [F_4 (\ln \dot{\varepsilon})^2 + F_5 \ln \dot{\varepsilon} + F_6] \varepsilon^2 + [F_7 (\ln \dot{\varepsilon})^2 + F_8 \ln \dot{\varepsilon} + F_9] \varepsilon + F_{10} (\ln \dot{\varepsilon})^2 + F_{11} \ln \dot{\varepsilon} + F_{12} \quad (19)$$

式中 $F_1 \sim F_{12}$ ——回归得到的系数。各变形温度时 $\ln K$ 的系数见表 2。

表 2 各变形温度的 $\ln K$ 的系数

系数	温度/K		
	833	853	873
F_1	4.829	-4.820	7.934
F_2	40.811	-42.583	64.848
F_3	55.528	-79.117	117.075
F_4	3.846	-3.452	6.475
F_5	32.958	-35.687	52.557
F_6	49.836	-69.509	100.461
F_7	0.893	-0.702	1.667
F_8	7.931	-8.797	14.040
F_9	13.774	-18.266	28.510
F_{10}	-0.110	-0.234	-0.237
F_{11}	-3.566	-4.811	-4.661
F_{12}	-89.164	-90.918	-90.929

将求得的全部参数代入式(7)即得到当真应变 $\varepsilon \geq \bar{\varepsilon}_{cr}$ 后, 在不同变形温度条件下合金的半固态触变成形本构方程。根据分段求得的本构方程计算得到的真应力-真应变曲线与试验曲线如图 7 所示。由图 7 可见, 计算曲线与试验曲线吻合良好, 体现出了真应力-真应变的发展规律及特征。但是半固态本构方程只是一种假设, 有必要对所建本构方程进行检验, 以判定拟合程度的优劣。

3.2 本构方程的误差分析

对根据本文所建本构方程模型计算得到的不同变形温度、应变速率条件下的真应力计算值与真应力试验值进行相关系数 R^2 检验, 可判定二者之间的拟合程度。 R^2 最小值为 0.875 28, 最大值为 0.994 74, 且大多数 R^2 值均在 0.95 以上, 说明根据本文所建本构方程计算的真应力与试验值具有良好的吻合度。表 3、表 4 分别为不同变形温度、应变速率条件下的真应力试验值与计算值的 t 检验及相伴概率 p 结果。由表 3、4 中可以看出, 相伴概率 $p < 0.001$, 说明回归系数与 0 有显著差别, 真应力试验值与计算值之间确有线性回归关系, 本文所建本构方程有意义且具有较高的精度, 可以将其应用于过共晶 Al-20Si-3Fe-1Mn-4Cu-1Mg 合金半固态触变成形过程的模拟。

4 结论

(1) 过共晶 Al-20Si-3Fe-1Mn-4Cu-1Mg 合金在半固态触变压缩变形时, 在相同应变速率条件下, 变形抗力随变形温度的升高而降低; 在相同变形温度条件下, 变形抗力随应变速率的增加而增大, 表明该合金是一种正应变速率敏感材料。

图 7 半固态触变本构方程计算值与试验值的对比

表 3 各条件下真应力试验值与计算值的 t 检验

应变速率/ s^{-1}	变形温度/K		
	833	853	873
0.1	7.475 78	8.075 60	7.758 32
0.01	7.166 97	7.136 76	5.346 71
0.001	9.604 06	6.881 88	7.093 18

表 4 各条件下真应力试验值与计算值的相伴概率 p

应变速率/ s^{-1}	变形温度/K		
	833	853	873
0.1	0.000 00	0.000 00	0.000 00
0.01	0.000 00	0.000 01	0.000 10
0.001	0.000 00	0.000 10	0.000 01

(2) 过共晶 Al-20Si-3Fe-1Mn-4Cu-1Mg 合金的

半固态触变压缩变形可分为 3 个不同的阶段, 即类弹性变形、应变硬化和流变-黏塑性变形阶段, 分阶段建立了半固态触变本构方程, 并进行了求解。

(3) 所建本构方程的大多数 R^2 值均在 0.95 以上, 计算得到的真应力-真应变曲线与试验曲线吻合良好, 相伴概率 $p < 0.001$, 具有较高的精度, 可将所建本构方程应用于该合金的半固态触变成形过程模拟。

参 考 文 献

- [1] 陶文琰, 赵升吨, 林文捷. A356 铝合金半固态浆料电磁搅拌法制备过程的数值模拟[J]. 机械工程学报, 2012, 48(14): 50-57.
DAO Vanluu, ZHAO Shengdun, LIN Wenjie. Numerical simulation on A356 aluminum alloy semi-solid slurry preparation with electromagnetic stirring[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2012, 48(14): 50-57.
- [2] 谭建波, 张海英, 李增民, 等. 二维振动参数对半固态 ZL104 合金微观组织的影响[J]. 中国有色金属学报, 2013, 23(3): 673-678.
TAN Jianbo, ZHANG Haiying, LI Zengmin, et al. Effect of parameters of two dimensional vibration on microstructures of semi-solid ZL104 alloy[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2013, 23(3): 673-678.
- [3] 余小鲁, 李付国, 李淼泉. 半固态材料触变成形通用本构方程及其优化[J]. 机械工程学报, 2007, 43(10): 72-76.
YU Xiaolu, LI Fuguo, LI Miaoquan. Modeling and optimization of general constitutive equation of semi-solid thixoforming[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2007, 43(10): 72-76.
- [4] JOLY P A, MEHRABIAN R. The rheology of a partially solid alloy[J]. Journal of Materials Science, 1976, 11(8): 1393-1418.
- [5] KUMAR P, MARTIN C L, BROWN S. Shear rate thickening flow behavior of semisolid slurries[J]. Metallurgical Transactions A, 1993, 24(5): 1107-1116.
- [6] 陈金玉, 鞠丽平, 李亮. 半固态 Al-6.5Si 合金的流变特性[J]. 金属学报, 2003, 39(5): 476-481.
CHEN Jinyu, JU Liping, LI Liang. Rheological characterization of semisolid Al-6.5Si alloys[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2003, 39(5): 476-481.
- [7] JONAS J J, SELLARS C M, TEGART W M. Strength and structure under hot-working conditions[J]. Metallurgical Reviews, 1969, 14(1): 1-24.
- [8] MARTIN C L, FAVIER D, SUERY M. Viscoplastic behaviour of porous metallic materials saturated with liquid Part 1: Constitutive Equations-Part 2: Experimental identification of a Sn-Pb model alloy[J]. International Journal of Plasticity, 1997, 3: 215-259.
- [9] MARTIN C L, FAVIER D, SUÉRY M. Fracture behaviour in tension of viscoplastic porous metallic materials saturated with liquid[J]. International Journal of Plasticity, 1999, 15(10): 981-1008.
- [10] NGUYEN T G, FAVIER D, SUERY M. Theoretical and experimental study of the isothermal mechanical behaviour of alloys in the semi-solid state[J]. International Journal of Plasticity, 1994, 10(6): 663-693.
- [11] 路贵民, 只立群, 马鸣图. 半固态金属触变成形本构关系的研究现状[J]. 汽车工程, 2009, 31(5): 430-434.
LU Guimin, ZHI Liqun, MA Mingtu. The current status of research on the constitutive relations of semi-solid metal thixoforming[J]. Automotive Engineering, 2009, 31(5): 430-434.
- [12] KIUCHI M, YANAGIMOTO J, YOKOBAYASHI H. Flow stress, yield criterion and constitutive equation of mushy/semi-solid alloys[J]. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 2001, 50(1): 157-160.
- [13] 闫洪, 夏巨湛, 王高潮, 等. 半固态金属成形的本构关系[J]. 材料导报, 2002, 16(11): 8-10.
YAN Hong, XIA Juchan, WANG Gaochao, et al. Progress in study of constitutive equation of semi-solid metal processing[J]. Materials Review, 2002, 16(11): 8-10.
- [14] 卢雅琳, 李淼泉. Al-4Cu-Mg 合金的半固态变形及模型化研究[J]. 材料工程, 2007(5): 43-46.
LU Yalin, LI Miaoquan. Deformation behavior and modeling of semi-solid Al-4Cu-Mg alloy[J]. Journal of Materials Engineering, 2007(5): 43-46.
- [15] 李赫亮, 袁晓光, 郑伟, 等. Al-Mg-Si 合金热压缩变形的流变应力方程[J]. 沈阳工业大学学报, 2012, 34(6): 650-655.
LI Heliang, YUAN Xiaoguang, ZHENG Wei, et al. Flow stress equation for hot compression deformation of Al-Mg-Si alloy[J]. Journal of Shenyang University of Technology, 2012, 34(6): 650-655.
- [16] LAWRENCE A L. A model for deformation and segregation of solid-liquid mixtures[J]. Metallurgical Trans. A, 1985, 16A(8): 1393-1403.
- [17] DUTKIEWICZ J, LITYNSKA L. The effect of plastic deformation on structure and properties of chosen 6000 series aluminum alloy[J]. Materials Science and

- Engineering, 2002, A324: 239-243.
- [18] 王祝堂. 铝合金及其加工手册[M]. 长沙: 中南工业大学出版社, 2000.
- WANG Zhutang. Aluminum alloy processing manual[M]. Changsha: Central South University Press, 2000.
- [19] KANG C G, KANG B S, KMJ I. An Investigation of the mushy state forging process by the finite element method[J]. Mater. Pro. Tech., 1998, 44(4): 80-81.
- [20] KANG C G, JUNG H K. Finite element analysis with deformation behavior modeling of globular microstructure in forming process of semi-solid materials[J]. Journal of Mechanical Sciences, 1999(41): 1423-1445.
- [21] KANG C G, BAEB J W. Numerical simulation of moldfilling and deformation behavior in rheology forming process[J]. Journal of Mechanical Sciences, 2008(50): 944-955.
- [22] 薛守义. 弹塑性力学[M]. 北京: 中国建材工业出版社, 2005.
- XUE Shouyi. Theory of elasticity and plasticity[M]. Beijing: China Building Materials Press, 2005.
- [23] ZENER C, HOLLOMON J H. Effect of strain-rate upon the plastic flow of steel[J]. J. Appl. Phys., 1944, 15(1): 22-27.
- [24] SHI H, MCLAREN A J, SELLARS C M, et al. Constitutive equations for high temperature flow stress of aluminum alloys[J]. Materials Science and Technology, 1997, 13(3): 210-216.
- [25] 凌闯, 王敬丰, 赵亮, 等. 高硅铝合金标准样品的热变形行为[J]. 中国有色金属学报, 2010, 20(5): 833-839.
- LING Chuang, WANG Jingfeng, ZHAO Liang, et al. Hot deformation behavior of high silicon aluminum alloy as standard sample[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2010, 20(5): 833-839.

作者简介: 王耘涛, 男, 1973 年出生, 博士, 副教授。主要研究方向为铝合金半固态成形。

E-mail: wyt531429@163.com

袁晓光(通信作者), 男, 1963 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为轻质合金成形技术。

E-mail: wyt531429@126.com