

doi: 10.12068/j.issn.1005-3026.2020.03.025

应力-应变曲线形式对铝合金板料成形极限的影响

蔡中义^{1,2}, 李丽¹, 孙丽荣¹, 孟凡响¹

(1. 吉林大学材料科学与工程学院, 吉林 长春 130025; 2. 吉林大学辊锻工艺研究所, 吉林 长春 130025)

摘 要: 为使板料的成形性分析更符合实际,以 Marciniak-Kuczynski(M-K)理论为基础,提出了采用应力-应变测量数据预测铝合金板料成形极限的方法. 分别采用应力-应变测量数据、幂指数以及多项式拟合曲线三种应力-应变形式对 6016-T4 和 7075-T6 铝合金板料的成形极限进行研究. 通过单向拉伸实验得到材料的应力-应变数据,构建了不同形式的曲线模型,计算了相应的极限应变,并绘制了板料成形极限曲线. 将理论上预测的 FLC 与胀形实验结果进行对比,结果表明,采用应力-应变测量数据对板料成形极限的预测最好,而常用的幂指数拟合曲线得到的预测结果与实验存在一定的偏差.

关 键 词: 应力-应变曲线; M-K 理论; 成形极限图; 理论预测; 板料

中图分类号: TG 386 **文献标志码:** A **文章编号:** 1005-3026(2020)03-0445-07

Effect of Data Mode from Stress-Strain Curve on Forming Limit of Aluminum Alloy Sheets

CAI Zhong-yi^{1,2}, LI Li¹, SUN Li-rong¹, MENG Fan-xiang¹

(1. College of Materials Science and Engineering, Jilin University, Changchun 130025, China; 2. Roll Forging Research Institute, Jilin University, Changchun 130025, China. Corresponding author: CAI Zhong-yi, E-mail: caizy@jlu.edu.cn)

Abstract: In order to analyze sheet formability more realistically, a new approach based on the M-K theory was proposed, which predicted the forming limit of aluminum alloy sheets by using different modes of data from the measured stress-strain curve. The forming limits of 6016-T4 and 7075-T6 aluminum alloy sheets were theoretically analyzed using three modes of data, which were the original data of the measured stress-strain curve, the power exponential fitted data and polynomial fitted data of the stress-strain curves, respectively. According to the stress-strain data from tensile test, the ultimate strains were calculated and the theoretical forming limit curves (FLC) were plotted. After comparing the theoretically predicted FLC with experimental data from the bulging test, the results indicate that the predicted forming limits using the data of the original stress-strain curve is the best one, while the forming limits using the data from the power exponential fitted curve has a certain deviation from the experimental one.

Key words: stress-strain curve; M-K theory; forming limit diagram (FLD); theoretical prediction; metal sheet

轻量化是当前汽车及航天领域的热点问题. 铝合金作为轻合金材料具有比重较小、强度高、抗腐蚀等特性倍受青睐^[1-2]. 在板料塑性成形性能评价方法中,成形极限图最为直观且应用广泛,因而准确预测成形极限已经成为工程中备受关注的问

题^[3-4]. 目前,应用最为广泛的是由 Marciniak 和 Kuczynski^[5-6]提出的一种板料不均匀性损伤

失稳理论,即 Marciniak-Kuczynski(M-K)理论. 其核心是结合不同形式的应力-应变关系和屈服准则计算板料的极限应变. 因此,获得准确的应力-应变关系是实现精确预测板料成形极限的前提. 在板料成形极限研究中,最常用的应力-应变曲线模型是幂指数应变硬化模型,该模型通过拟合其单向拉伸试验数据获得材料的近似应力-

应变曲线,但不能严格反映材料的实际情况,影响了成形极限的预测结果.

杜平梅等^[7]将常温和高温两种幂指数应力-应变曲线关系引入到 M-K 模型中,研究了温度对成形极限的影响,所预测的理论成形极限图与实验结果存在 10% 左右的误差;Abedrabbo 等^[8]采用改进的幂次硬化模型来描述温成形中铝合金板的硬化行为,但其理论成形极限计算未给出实验验证;Li 等^[9]建立了考虑应变速率和温度的幂指数应力-应变曲线,预测了 Ti-6Al-4V 合金板材正应变路径下的成形极限曲线,但缺乏对负应变路径下成形极限的预测;初冠南等^[10]提出了基于二次多项式描述铝合金拼焊板应力-应变曲线的成形极限理论模型,并与幂指数应变硬化模型进行了对比分析.

虽然拟合的应力-应变曲线方程形式简单,便于迭代计算,但与应力-应变原始测量数据仍存在一定的偏差,对板料成形极限的预测造成影响.基于上述的问题,本文研究了应力-应变曲线形式对板料成形极限的影响,分别采用应力-应变测量数据、幂指数以及多项式拟合曲线三种形式的模型对 6016-T4 和 7075-T6 铝合金板料的成形极限预测进行了较为详细的理论推导、数值模拟及实验验证.

1 应力-应变曲线及 M-K 模型

1.1 三种形式的应力-应变曲线模型

1)测量的应力-应变真实数据.实验选用厚度为 1.0 mm 的 6016-T4 和 7075-T6 两种典型的铝合金板料.为获得板料的应力-应变数据及材料性能参数,按照 GB/T 228.1—2010 标准,分别沿与轧制方向成 0°,45°及 90°方向上加工拉伸试样,进行单向拉伸实验.实验中拉伸件的标距为 55 mm,截面宽度和厚度分别为 15 mm 和 1 mm.图 1 为实验测得的室温下 6016-T4 铝合金的应力-应变离散数据点,可以看出在 3 个方向变化趋势相同且差别不大,板料的各向异性不明显,故取其平均值,做各向同性处理得到最终的应力-应变测量数据,用 $\bar{\sigma}=F(\bar{\varepsilon})$ 表示,如图 1 所示.7075-T6 铝合金也有类似性质,并做同样处理,在此不再赘述.

由测量的应力-应变数据分别得到两种材料的性能参数见表 1.可以看出这两种材料在不同方向上的屈服强度、抗拉强度大体相同,实验误差允许范围内可视为面内同性.因此,采用 Mises 屈服准则对铝合金板料的理论成形极限进行研究.

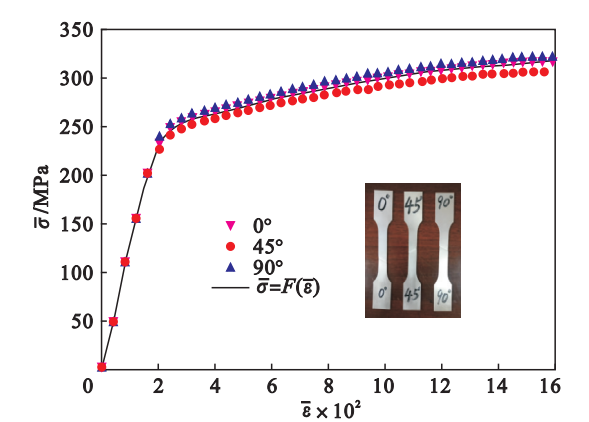


图 1 测量的应力-应变数据(6016-T4)
Fig. 1 Measured stress-strain data of 6016-T4 alloy

表 1 不同方向的铝合金的单向拉伸性能
Table 1 Uniaxial tensile properties of aluminum alloys in different directions

材料	材料属性	方向		
		0°	45°	90°
6016-T4	屈服强度/MPa	253.8	242.2	258.8
	抗拉强度/MPa	318.142	306.026	323.070
7075-T6	屈服强度/MPa	518.2	512.3	510.8
	抗拉强度/MPa	628.083	622.022	611.062

2)拟合的应力-应变曲线.为研究应力-应变形式对成形极限的影响,拟合应力-应变测量数据得到了幂指数以及多项式拟合曲线.

图 2 为 6016-T4 铝合金的三种形式应力-应变曲线模型.幂指数和三次多项式拟合曲线的回归分析如表 2 所示.2 条拟合曲线均有着较高的拟合程度,其中,三次多项式曲线模型的拟合优度约为 0.926,均残差为 2.090;幂指数曲线模型的拟合优度约为 0.902,均残差为 2.689.

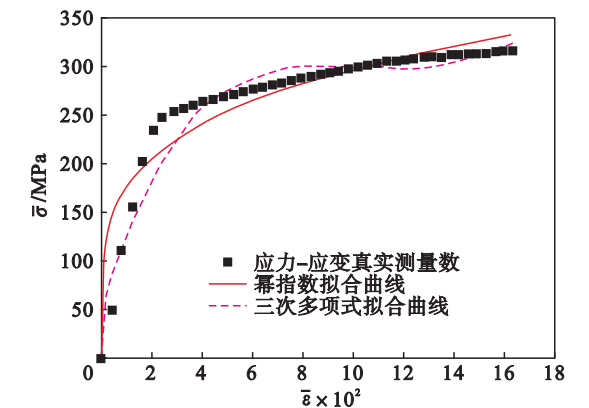


图 2 三种形式的应力-应变曲线模型(6016-T4)
Fig. 2 Three forms of stress-strain curves model of 6016-T4 alloy

将 6016-T4 的应力-应变真实测量数据拟合处理,得到幂指数拟合曲线为

表 2 6016 - T4 铝合金的拟合曲线回归分析
Table 2 Regression analysis of the fitted stress-stain curves for 6016-T4 alloy

回归模型	均残差 $\bar{\varepsilon}_i$	拟合优度 \bar{R}^2
幂指数拟合	2.689	0.901 89
三次多项式拟合	2.090	0.926 26

$$\bar{\sigma} = 501.99 \bar{\varepsilon}^{0.227}; \quad (1)$$

7075 - T6 铝合金的幂指数拟合曲线为

$$\bar{\sigma} = 787.47 \bar{\varepsilon}^{0.098}. \quad (2)$$

采用三次多项式拟合材料的应变硬化模型, 得到 6016 - T4 的拟合曲线:

$$\bar{\sigma} = 56.614 + 7\,867.462 \bar{\varepsilon} - 81\,020.801 \bar{\varepsilon}^2 + 266\,392.800 \bar{\varepsilon}^3. \quad (3)$$

1.2 M - K 理论基本模型

Marciniak 等^[5]提出“颈缩通常是由于材料在几何或结构上的非均匀性引起的”这一观点, 并进行了厚度不均匀假设. 如图 3 所示, 整体板料被划分为正常区“a 区”和沟槽区“b 区”, 1, 2 轴表示 a 区的主应力方向, 3 轴表示板料的厚度方向. 沟槽的法线方向和切线方向分别用 \boldsymbol{n} 和 \boldsymbol{t} 表示. 沟槽法线方向与第一主应力方向之间的角度为 θ .

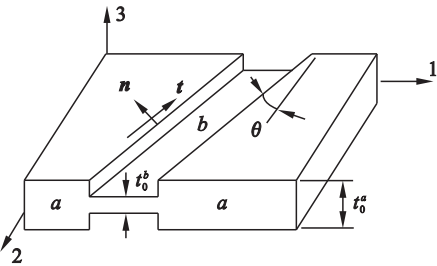


图 3 M - K 理论的几何模型

Fig. 3 Geometric model based on M-K theory

M - K 理论推导板料成形极限的基本方程包括力平衡条件(4)、变形协调条件(5)、体积不变条件(6)及塑性流动方程(7):

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{nn}^a &= f \sigma_{nn}^b, \\ \sigma_{nt}^a &= f \sigma_{nt}^b; \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

$$d\varepsilon_{nn}^a = d\varepsilon_{nn}^b; \quad (5)$$

$$d\varepsilon_{11} + d\varepsilon_{22} + d\varepsilon_{33} = 0; \quad (6)$$

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{\partial \bar{\sigma}(\bar{\varepsilon})}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}. \quad (7)$$

其中: σ_{nn} 和 σ_{nt} 分别为法向和切向应力; f 为厚度不均度, 且 $f = t^b/t^a = f_0 \exp(\varepsilon_{33}^b - \varepsilon_{33}^a)$, f_0 为初始厚度不均度, t^a, t^b 分别表示 a 区和 b 区的板料厚度.

另外, 根据 M - K 理论, a 区按比例加载, 塑性变形符合全量理论. 由式 (6) 可得

$$\sigma_{nn}^a / \sigma_{nt}^a = \sigma_{nn}^b / \sigma_{nt}^b. \quad (8)$$

利用沟槽局部坐标系 ($\boldsymbol{n} - \boldsymbol{t}$ 坐标系) 与主轴坐标系 (1 - 2 坐标系) 下的应力转换关系得到

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{nn}^a &= A_1 \sigma_1^a, \\ \sigma_{nt}^a &= A_2 \sigma_1^a; \end{aligned} \right\} \quad (9a)$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{nn}^b &= [B_1(\alpha^b) + \delta^b(\alpha^b) \sin 2\theta] \sigma_{11}^b, \\ \sigma_{nt}^b &= [B_2(\alpha^b) + \delta^b(\alpha^b) \cos 2\theta] \sigma_{11}^b. \end{aligned} \right\} \quad (9b)$$

其中,

$$A_1 = \cos^2 \theta + \alpha^a \sin^2 \theta; A_2 = (\alpha^a - 1) \sin \theta \cos \theta;$$

$$B_1(\alpha^b) = \cos^2 \theta + \alpha^b \sin^2 \theta;$$

$$B_2(\alpha^b) = (\alpha^b - 1) \sin \theta \cos \theta;$$

$$\alpha^a = \sigma_2^a / \sigma_1^a; \alpha^b = \sigma_{22}^b / \sigma_{11}^b; \delta^b(\alpha^b) = \sigma_{12}^b / \sigma_{11}^b.$$

将式 (9a) 和 (9b) 代入式 (8) 中, 可得

$$\delta^b(\alpha^b) = \frac{A_1 B_2(\alpha^b) - A_2 B_1(\alpha^b)}{A_2 \sin 2\theta - A_1 \cos 2\theta}. \quad (10)$$

利用沟槽局部坐标系与主轴坐标系下的应变增量关系, 并结合 Mises 等效应力和式 (7) 可得

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_{nn}^a &= A_3 d\varepsilon^a, \\ d\varepsilon_{nn}^b &= B_3(\alpha^b) d\varepsilon^b. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

其中: $A_3 = [(2 - \alpha^a) \sin^2 \theta + (2\alpha^a - 1) \cos^2 \theta] / 2\varphi^a$;

$$B_3(\alpha^b) =$$

$$\frac{(2 - \alpha^b) \sin^2 \theta + (2\alpha^b - 1) \cos^2 \theta - 6\delta^b(\alpha^b) \sin 2\theta}{2\varphi^b(\alpha^b)};$$

$$\varphi^a = \bar{\sigma}^a / \sigma_1^a = \sqrt{1 - \alpha^a + (\alpha^a)^2};$$

$$\varphi^b(\alpha^b) = \bar{\sigma}^b / \sigma_{11}^b = \sqrt{1 - \alpha^b + (\alpha^b)^2 + 3[\delta^b(\alpha^b)]^2}.$$

将式 (11) 代入式 (5), 可得

$$d\varepsilon^b(\alpha^b) = A_3 d\varepsilon^a / B_3(\alpha^b). \quad (12)$$

由板料初始厚度不均度 $f_0 = t_0^b / t_0^a$, 板料实时厚度 $t = t_0 \exp(\varepsilon_{33})$ 和式 (4), (9a), (9b), (10), (12), 则 $\sigma_{nn}^a = f \sigma_{nn}^b$ 可变为

$$A_1 \bar{\sigma}^a \varphi^b(\alpha^b) = f_0 \exp[A_4 d\varepsilon^a - A_3 B_4(\alpha^b) d\varepsilon^a / B_3(\alpha^b)] \times [B_1(\alpha^b) + \delta^b(\alpha^b) \sin 2\theta] \varphi^a \bar{\sigma}^b. \quad (13)$$

其中,

$$A_4 = (\alpha^a + 1) / (2\varphi^a); B_4(\alpha^b) = (\alpha^b + 1) / [2\varphi^b(\alpha^b)].$$

1.3 不同应力 - 应变曲线形式下的极限应变

1.3.1 基于应力 - 应变原始测量数据的极限应变

实验测量的应力 - 应变数据由一系列离散点 $((\bar{\varepsilon}_i, \bar{\sigma}_i), i = 0, 1, \dots, m)$ 来表示, 应力 - 应变关系为 $\bar{\sigma}_i = F(\bar{\varepsilon}_i)$, 任意应变处的等效应力可由测量数据插值获得, 若 $\bar{\varepsilon}_i \leq \bar{\varepsilon} \leq \bar{\varepsilon}_{i+1}$, 则

$$\bar{\sigma} = F(\bar{\varepsilon}) = \frac{(\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}_{i+1})}{(\bar{\varepsilon}_{i+1} - \bar{\varepsilon}_i)} F(\bar{\varepsilon}_i) + \frac{(\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}_i)}{(\bar{\varepsilon}_{i+1} - \bar{\varepsilon}_i)} F(\bar{\varepsilon}_{i+1}). \quad (14)$$

由式 (13), 式 (14) 可得迭代方程:

$$\psi(\alpha^b) = A_1 \varphi^b(\alpha^b) F(\bar{\varepsilon}_0 + d\varepsilon^a) - [B_1(\alpha^b) +$$

$$\delta^b(\alpha^b)\sin 2\theta] \times f_0\varphi^a\exp[A_4d\bar{\varepsilon}^a-A_3B_4(\alpha^b)d\bar{\varepsilon}^a/B_3(\alpha^b)] \times F[\bar{\varepsilon}_0+A_3d\bar{\varepsilon}^a/B_3(\alpha^b)]. \quad (15)$$

当 $\psi(\alpha^b)=0$ 时,求得达到极限应变时的 α^b . 方程 (15) 第 k 次迭代求解的 Newton 迭代公式为

$$\alpha_{k+1}^b=\alpha_k^b-\psi(\alpha_k^b)/\psi'(\alpha_k^b). \quad (16)$$

其中:

$$\begin{aligned} \psi'(\alpha_k^b) &= A_1F(\bar{\varepsilon}_0+d\bar{\varepsilon}^a)\varphi^{b'}(\alpha_k^b)-f_0\varphi^a \times \\ &\{[g'(\alpha_k^b) \times h(\alpha_k^b)-g(\alpha_k^b)h'(\alpha_k^b)]F(\bar{\varepsilon}_k^b)+ \\ &g(\alpha_k^b)h(\alpha_k^b)F'(\bar{\varepsilon}_k^b)\}; \\ h(\alpha_k^b) &= B_1(\alpha_k^b)+\delta^b(\alpha_k^b)\sin 2\theta; \\ g(\alpha_k^b) &= \exp[A_4d\bar{\varepsilon}^a-A_3B_4(\alpha_k^b)d\bar{\varepsilon}^a/B_3(\alpha_k^b)]; \\ F'(\bar{\varepsilon}_k^b) &= -[F(\bar{\varepsilon}_k^b)-F(\bar{\varepsilon}_0)]/B_3(\alpha_k^b); \\ \bar{\varepsilon}_k^b &= \bar{\varepsilon}_0+A_3d\bar{\varepsilon}^a/B_3(\alpha_k^b). \end{aligned}$$

给定 a 区等效应变增量 $d\bar{\varepsilon}^a$,在 Matlab 中迭代求解至 $|\alpha_{k+1}^b-\alpha_k^b| \leq \text{eps}$,即小于收敛精度 eps (给定 $\text{eps}=10^{-10}$) 时,得出 b 区的未知量 α_k^b . 当 $d\bar{\varepsilon}_k^b/d\bar{\varepsilon}_k^a \geq \lambda$ (λ 为较大整数,取 $\lambda=10$) 时,认为此时达到破坏的极限应变,迭代求解结束;反之,利用牛顿迭代法继续求解方程 $\psi(\alpha_{k+1}^b)=0$,直至满足 $d\bar{\varepsilon}_{k+1}^b/d\bar{\varepsilon}_{k+1}^a \geq \lambda$,得到解 α_{k+1}^b .

当 $d\bar{\varepsilon}_k^b/d\bar{\varepsilon}_k^a \geq \lambda$ 时,板料发生颈缩时的极限应变 ε_1^a 和 ε_2^a 为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{1(k)}^a &= \varepsilon_{1(k-1)}^a + (2-\alpha^a)d\bar{\varepsilon}_k^a/(2\sqrt{1-\alpha^a+(\alpha^a)^2}), \\ \varepsilon_{2(k)}^a &= \varepsilon_{2(k-1)}^a + (2\alpha^a-1)d\bar{\varepsilon}_k^a/(2\sqrt{1-\alpha^a+(\alpha^a)^2}). \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

在某一确定的 α^a 应变路径下,分别取不同沟槽角度 $\theta_0, \theta_1, \dots, \theta_n$ ($0 \leq \theta \leq \pi/2$),进行牛顿迭代计算,求得沟槽角度取 θ_i ($0 \leq i \leq k$) 时的极限应变值最小,记为 α^a 应变路径下的极限应变. α^a 在 $[0,1]$ 范围内遍历,即可得到不同加载路径下的极限应变值,并绘制出板料的成形极限曲线.

1.3.2 基于拟合曲线的极限应变

将幂指数拟合曲线 (1) 代入式 (13) 可得 6016-T4 铝合金的迭代方程:

$$\psi(\alpha^b)=A_1\bar{\varepsilon}_a^{0.227}\varphi^b-f_0\varphi^a\exp\bar{\varepsilon}_b^{0.227}(B_1+\delta^b\sin 2\theta) \times (A_4d\bar{\varepsilon}^a-A_3B_4d\bar{\varepsilon}^a/B_3). \quad (18)$$

将三次多项式拟合曲线 (3) 代入式 (13) 可得 6016-T4 铝合金的迭代方程:

$$\begin{aligned} \psi(\alpha^b) &= A_1\varphi^b(56.614+7867.462\bar{\varepsilon}_a- \\ &81020.801\bar{\varepsilon}_a^2+266392.800\bar{\varepsilon}_a^3)-f_0\varphi^a(B_1+ \\ &\delta^b\sin 2\theta) \times (56.614+7867.462\bar{\varepsilon}_b- \\ &81020.801\bar{\varepsilon}_b^2+266392.800\bar{\varepsilon}_b^3) \times \\ &\exp(A_4d\bar{\varepsilon}^a-A_3B_4d\bar{\varepsilon}^a/B_3). \end{aligned} \quad (19)$$

同样地,对式 (18),式 (19) 中 α^b 进行迭代求解,计算出板料发生拉伸失稳时的极限应变 ε_1^a 和 ε_2^a ,并绘制板料的理论成形极限曲线.

2 确定成形极限的胀形实验

圆顶凸模胀形实验是目前应用最广泛的板料成形极限获得方法.通过对不同形状试验件的胀形实验进行数值模拟,设计了两种合理的材料试样尺寸和形状,并分别进行了凸模胀形实验.

2.1 实验方案确定

进行圆顶凸模胀形实验时,试验件有效成形区域形状多设计为矩形窄条,但由 6016-T4 铝合金板料的数值模拟结果可知,宽度较小的试验件极易在压边圈部位发生断裂,如图 4a 所示.由于矩形试验件在边缘压边圈部位受到较大的集中应力,使得最大主应变出现在压边附近,导致实验获得的板料极限应变变小.为减小压边圈处应力集中,将试验件设计成中部稍窄的哑铃状,如图 4b 所示,有效成形区域为由中心向两侧均匀过渡的弧形,试验件的最大主应变出现在凸模顶部区域,而压边附近不出现断裂,从而使实验获得极限应变值更加准确.

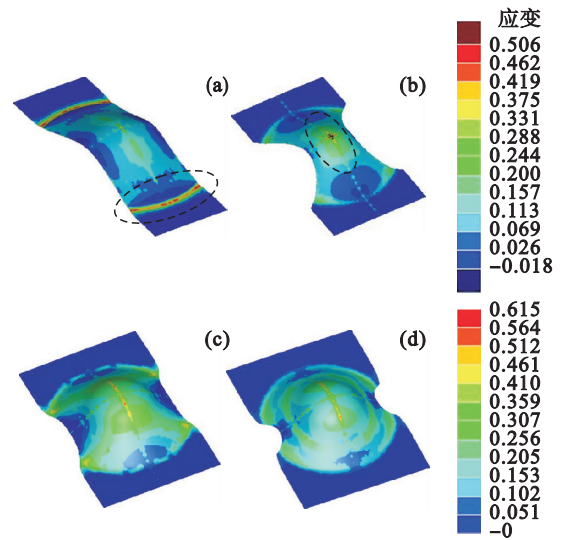


图 4 不同形状试样主应变分布云图 (6016-T4)
Fig. 4 Contour of primary strain distribution of different-shape samples of 6016-T4 alloy

(a)—宽度 30 mm 的矩形件; (b)—宽度 30 mm 的哑铃状件; (c)—宽度 60 mm 的矩形件; (d)—宽度 60 mm 的哑铃状件.

通过对不同尺寸试验件的胀形实验进行数值模拟分析可知,随着试验件宽度的增大,试验件形状对模拟结果的影响逐渐减弱,如图 4c 和图 4d 所示,当试验件有效成形区域宽度约为 60 mm 时,两种形状试验件的模拟结果相差不大.考虑加

工的简易性和实验的可行性,将大尺寸试验件设计为矩形. 因此,最终确定出两种材料的试验件形状和尺寸方案分别如图 5 和表 3 所示,其中 $w=90\text{ mm}$, $R=90\text{ mm}$.

2.2 实验结果分析

采用 EC 系列标准板料成形试验机进行凸模胀形实验,如图 6a 所示. 为获取板料失稳部位的极限应变,实验采用的是GOM公司所生产的

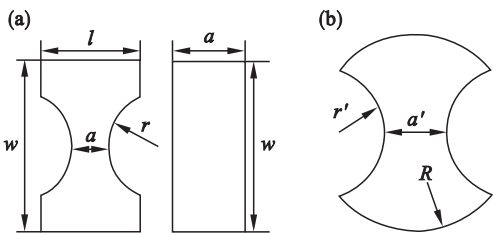


图 5 试样形状及设计
Fig. 5 Sample shape and its design
(a)—6016-T4 铝合金试样形状;
(b)—7075-T6 铝合金试样形状.

表 3 试样尺寸 Table 3 Sample sizes										mm
变量	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
a	10	15	20	30	40	50	60	70	80	90
r	40	37.5	35	30	25	20				
l	40	42.5	45	50	55	60				
a'	20	40	60	80	100	120	140	160	180	
r'	80	70	60	50	40	30	20	10	0	

ARGUS 光学应变测量仪,该设备可获取成形后板料的三维全场应变数据,具有较高的精度,其主要构成如图 6b 所示. 按照所设计的实验方案在板料上印制圆形网格,并在实验设备上对不同宽度的试验件进行胀形实验. 按表 3 设计的实验成形件如图 7 所示.

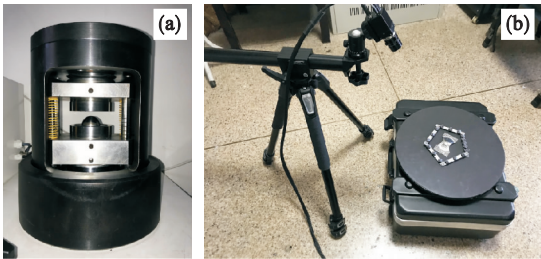


图 6 实验设备
Fig. 6 Test instruments
(a)—凸模胀形实验设备;(b)—光学应变测量仪.



图 7 6016-T4 铝合金的凸模实验成形件
Fig. 7 Convex bulging test samples of 6016-T4 alloy

ARGUS 光学应变测量仪可获取试验件失稳时表面实心圆点分布信息,利用光学应变测量仪可以直观地获取试验件变形后的全局应变,再利

用软件对其进一步分析处理可获得试验件变形后的主次应变分布. 图 8 分别是宽度为 30 mm 和 60 mm 的试验件的主应变和次应变的分布云图,并给出了安全区和断裂区的主次应变提取位置. 凸模胀形实验中不同尺寸试样破裂的程度不同,因此须在不同宽度试件断裂区和安全区提取大量极限应变点加以分析,来预测铝合金板料的成形极限.

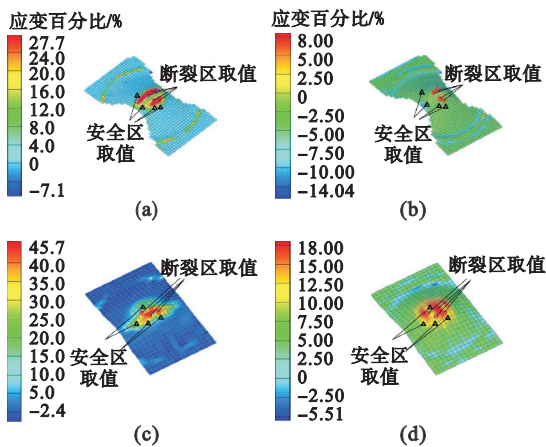


图 8 ARGUS 软件处理试样的主次应变分布(6016-T4)
Fig. 8 Distribution of primary and secondary strains in the tested samples using ARGUS software(6016-T4)
(a)—宽度 30 mm 的试样主应变;
(b)—宽度 30 mm 的试样次应变;
(c)—宽度 60 mm 的试样主应变;
(d)—宽度 60 mm 的试样次应变.

断裂区和安全区主次应变点分布如图 9 所示. 极限应变点分布较为分散,难以呈现出清晰的

极限应变曲线,而是具有一定宽度的极限应变带,即安全区上限曲线和断裂区下限曲线之间的区域.该区域可视为 6016 - T4 铝合金发生“颈缩”时的临界区.

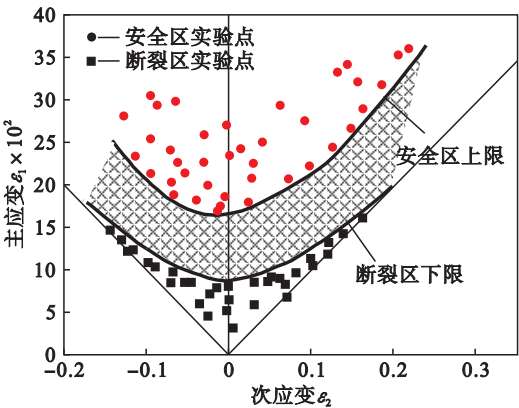


图 9 基于实验测量的 6016 - T4 铝合金成形极限图
Fig. 9 Forming limit diagram of 6016-T4 aluminum alloy based on experimental measurement

3 结果与分析

图 10 为两种铝合金板料在不同应力 - 应变曲线模型下计算的理论成形极限曲线和实验成形极限曲线对比图.如图10a所示,6016 - T4 铝合

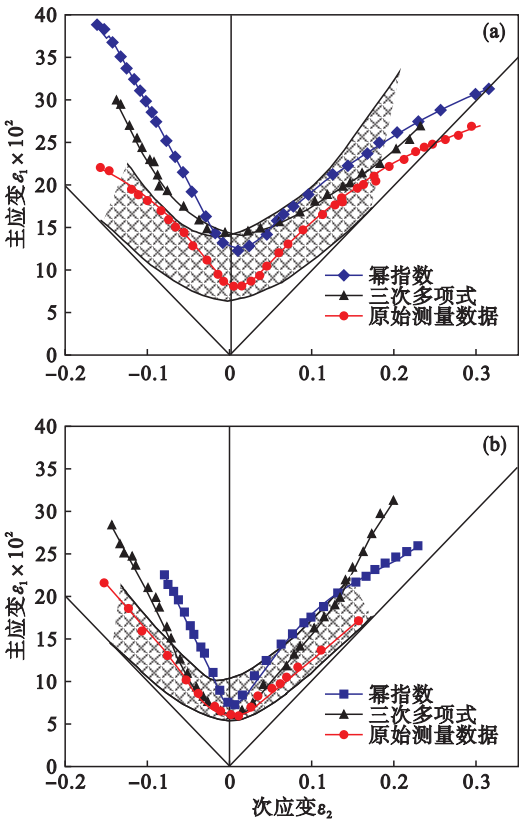


图 10 理论预测和实验测量的成形极限图对比
Fig. 10 Comparison of the FLD between theoretical prediction and experimental measurement
(a)—6016 - T4 铝合金板料; (b)—7075 - T6 铝合金板料.

金板料由拟合曲线计算的 FLC 左侧预测结果均偏高,通过分析计算可知:由三次多项式拟合曲线计算的 FLC 左侧与实验结果的偏差为 30% ~ 40%,而由幂指数拟合曲线求得的 FLC 左侧的偏差为 50% ~ 60%,几乎全部落在断裂区内,拟合曲线计算的 FLC 右侧结果也不是很理想,处在实验颈缩区和断裂区的临界处;而基于应力 - 应变原始测量数据计算的 FLC 几乎全部处于实验测得的颈缩区内,只有平面应变状态下的极限应变点与实验结果略有偏差,但因其处在安全区上限附近,在实际应用中也不会对板料成形极限的预测造成不良影响. 同样地,图 10b 所示的 7075 - T6 铝合金板料基于应力 - 应变原始测量数据计算的 FLC 与实验测得 FLC 最吻合,而另外 2 条预测 FLC 均超出了实验测得的颈缩区,与实验测得 FLC 有较大的偏差. 通过上述分析可以发现:应力 - 应变曲线的形式对负应变路径下的 FLC 预测结果影响较大;基于应力 - 应变原始测量数据计算的理论成形极限与实验结果吻合程度最高,该模型对板料成形极限的预测更为精确.

4 结 论

- 1) 应力 - 应变曲线形式对铝合金板料成形极限的预测结果有显著的影响:幂指数和三次多项式拟合曲线虽然拟合程度较高,但仍不能严格反映材料的真实应力 - 应变关系,而应力 - 应变原始测量数据不受限于方程的形式,反映了材料的实际情况,可适用于任何材料,且预测结果好.
- 2) 对比成形极限实验数据与理论结果可知:由拟合曲线计算的 FLC 与实验结果存在较大出入,容易造成板料成形极限的高估. 而由应力 - 应变原始测量数据计算的 FLC 几乎全部处于实验测得的颈缩区内,仅在平面应变状态下有少数点落在安全区上限附近,几乎与实验结果完全吻合.
- 3) 本文提出了一种基于实际测量应力 - 应变曲线的 M - K 理论板料成形极限预测方法,并给出了采用离散型应力 - 应变数据计算板料成形极限的详尽推导过程.

参考文献:

[1] 杨晓明,王宝雨,校文超,等. 基于 M - K 理论的 6016 铝合金成形极限曲线预测 [J]. 工程科学学报,2018,40 (4) : 485 - 491.
(Yang Xiao-ming, Wang Bao-yu, Xiao Wen-chao, et al. Prediction of forming limit curve of 6016 aluminum alloy based on M-K theory [J]. Chinese Journal of Engineering, 2018,40(4):485 - 491.)

[2] Zhang X S, Chen Y J, Hu J L. Recent advances in the development of aerospace materials [J]. *Progress in Aerospace Sciences*, 2018, 97 : 22 – 34.

[3] Zhang Q, Lang L H, Zhang Y F, et al. Application of the modified critical voids expansion ratio criterion to the prediction of the forming limit of 6016-O aluminum alloy [J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2018, 98 (5 / 6 / 7 / 8) : 2069 – 2082.

[4] Banabic D. Advances in plastic anisotropy and forming limits in sheet metal forming [J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2016, 138 (9) : 090801.

[5] Marciniak Z, Kuczyński K. Limit strains in the processes of stretch-forming sheet metal [J]. *International Journal of Mechanical Science*, 1967, 9 (3) : 609 – 620.

[6] Marciniak Z, Kuczyński K, Pokora T. Influence of the plastic properties of a material on the forming limit diagram for sheet metal in tension [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1973, 15 (10) : 789 – 800.

[7] 杜平梅, 郎利辉, 刘宝胜, 等. 基于 M – K 模型的成形极限预测及参数影响 [J]. *塑性工程学报*, 2011, 18 (5) : 84 – 89.

(Du Ping-mei, Lang Li-hui, Liu Bao-sheng, et al. Theoretical prediction and parameter influence of FLDs based on M-K model [J]. *Journal of Plasticity Engineering*, 2011, 18 (5) : 84 – 89.)

[8] Abedrabbo N, Pourboghrat F, Carsley J. Forming of AA5182-O and AA5754-O at elevated temperatures using coupled thermo-mechanical finite element models [J]. *International Journal of Plasticity*, 2007, 23 : 841 – 875.

[9] Li X Q, Guo G Q, Xiao J J, et al. Constitutive modeling and the effects of strain-rate and temperature on the formability of Ti-6Al-4V alloy sheet [J]. *Materials & Design*, 2014, 55 : 325 – 334.

[10] 初冠南, 林艳丽, 宋伟宁, 等. 基于二次多项式新本构模型的铝合金搅拌摩擦焊板材成形极限研究 [J]. *金属学报*, 2017, 53 (1) : 114 – 122.

(Chu Guan-nan, Lin Yan-li, Song Wei-ning, et al. Forming limit of FSW aluminum alloy blank based on a new constitutive model [J]. *Acta Metallurgica Sinica*, 2017, 53 (1) : 114 – 122.)

(上接第 417 页)

5 结 论

- 1) 该矿石中重选可回收金质量分数为 80. 88% , 尼尔森选矿机能有效回收游离金及部分连生体金.
- 2) 尼尔森选矿机重选最优条件为: 磨矿细度 – 74 μm 占 80% , 相对离心力 60 g, 反冲水压 16 kPa, 矿浆质量分数 40% . 浮选最优条件为戊基黄药用量 200 g/t, 浮选时间 5 min.
- 3) 原矿石经尼尔森重选及一次粗选一次精选三次扫选浮选工艺处理, 所得重选精矿和浮选精矿品位分别为 230 g/t 和 57. 3 g/t. 最终尾矿金品位降低至 0. 5 g/t, 全流程金总回收率为 95. 21% . 该流程环境友好、金回收率高, 可替代原有氰化流程, 满足矿山的技术改造和持续发展需求.

参考文献:

[1] 陈桥, 杨洪英, 陈贵民, 等. 尼尔森重选在我国石英脉型金矿选矿工艺中的应用 [J]. *黄金科学技术*, 2017, 25 (5) : 73 – 79.

(Chen Qiao, Yang Hong-ying, Chen Gui-min, et al. Application of Knelson gravity concentration in quartzvein type gold beneficiation process in China [J]. *Gold Science and Technology*, 2017, 25 (5) : 73 – 79.)

[2] 徐晓军, 白荣林, 张杰. 黄金及二次资源分选与提取技术 [M]. 北京: 化学工业出版社, 2009.

(Xu Xiao-jun, Bai Rong-lin, Zhang Jie. Separation and extraction technology of gold and secondary resources [M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2009.)

[3] Das A, Sarkar B. Advanced gravity concentration of fine particles: a review [J]. *Mineral Processing and Extractive Metallurgy Review*, 2018, 39 (6) : 359 – 394.

[4] Marion C, Langlois R, Kökklıç O, et al. A design of experiments investigation into the processing of fine low specific gravity minerals using a laboratory Knelson concentrator [J]. *Minerals Engineering*, 2019, 135 : 139 – 155.

[5] Coulter T, Subasinghe G K N. A mechanistic approach to modelling Knelson concentrators [J]. *Minerals Engineering*, 2005, 18 (1) : 9 – 17.

[6] Majumder A K, Barnwal J P. Modeling of enhanced gravity concentrators-present status [J]. *Mineral Processing and Extractive Metallurgy Review*, 2006, 27 (1) : 61 – 86.

[7] Altun N E, Sakuhuni G, Klein B. The use of continuous centrifugal gravity concentration in grinding circuit, modified approach for improved metallurgical performance and reduced grinding requirements [J]. *Physicochemical Problems of Mineral Processing*, 2015, 51 (1) : 115 – 126.

[8] Koppalkar S. Effect of operating variables in Knelson concentrators: a pilot-scale study [D]. Montreal: McGill University, 2009.

[9] 冯致, 张福生, 张小文, 等. 海南抱伦金矿重选 – 氰化工艺试验研究 [J]. *矿产保护与利用*, 2014 (1) : 21 – 25.

(Feng Zhi, Zhang Fu-sheng, Zhang Xiao-wen, et al. Study on gravity separation-cyanidation technology of Baolun gold ore in Hainan [J]. *Conservation and Utilization of Mineral Resources*, 2014 (1) : 21 – 25.)

[10] Xiao Z. Developing simple regressions for predicting gold gravity recovery in grinding circuit [D]. Montreal : McGill University, 2001.

[11] Koppalkar S, Bouajila A, Gagnon C, et al. Understanding the discrepancy between prediction and plant GRG recovery for improving the gold gravity performance [J]. *Minerals Engineering*, 2011, 24 (6) : 559 – 564.