材料硬化模型对6016铝合金成形极限的影响

孟凡响[1] 王亭[1] 李丽[2]

（1.吉林大学材料科学与工程学院，长春 130022；2.中车长春轨道客车股份有限公司，长春 130062）

摘要：为实现铝合金成形极限的精准预测，提出了基于材料应力-应变实测数据插值法的材料硬化模型，并结合M-K理论分别针对实测数据、幂指数以及三次多项式硬化模型的理论成形极限预测进行研究。采用单轴拉伸试验获取了6016铝合金的应力-应变数据，基于此构建了不同形式的材料硬化模型，给出了不同模型下极限应变的详尽计算过程并绘制了成形极限曲线，最后通过凸模胀形和光学非接触式测量获取了铝合金板料成形极限的试验结果。研究发现，基于实测数据插值法的材料硬化模型表现出优异的预测精度，与实验结果完全吻合；而常用的幂指数及三次多项式曲线拟合硬化模型则容易高估成形极限，在负应变路径下的预测结果偏差尤其明显。材料硬化模型对6016铝合金板料成形极限预测结果影响显著，且预测精度与硬化模型拟合曲线的拟合优度呈正相关。

关键词：成形极限 M-K理论 硬化模型 铝合金板料

中图分类号：U465.2+2 **文献标志码：**B **DOI:** 10.19710/J.cnki.1003-8817.20250064

Influence of Material Hardening Models on Forming Limits of 6016 Aluminum Alloy

Meng Fanxiang[1], Wang Ting[1], Li Li[2]

(1. College of Materials Science and Engineering, Jilin University, Changchun 130022; 2. CRRC Changchun Railway Vehicles Co., Ltd., Changchun 130062)

Abstract: To achieve accurate prediction of aluminum alloy formability limits, a material hardening model based on the interpolation method of measured stress-strain data was proposed. The theoretical formability limit predictions of measured data, the power exponential, and cubic polynomial hardening models were systematically studied using the M-K theory. Uniaxial tensile tests were conducted to obtain stress-strain data of 6016 aluminum alloy, based on which different material hardening models were constructed. Detailed calculation procedures for limit strains under various models were presented, and forming limit diagrams (FLDs) were plotted. Finally, experimental results of aluminum alloy sheet formability limits were obtained through punch bulging tests and optical non-contact measurement techniques. The results indicate that the material hardening model based on the interpolation method of measured data demonstrates superior prediction accuracy, showing perfect agreement with experimental results. In contrast, commonly used power law and cubic polynomial curve-fitting hardening models tend to overestimate formability limits, particularly under negative strain path conditions. Material hardening models significantly influence the prediction of forming limits for 6016 aluminum alloy sheets, with prediction accuracy positively correlated with the goodness-of-fit of the hardening model fitting curves.

Key words: Forming limits, M-K theory, Hardening model, Aluminum alloy sheets

1 前言

近年来，以汽车、轨道车辆等为代表的高端装备的轻量化需求日趋紧迫。铝合金因其资源丰富、密度低、比强度高等优势，已成为实现结构轻量化的关键材料[1]。但室温下铝合金板材可成形

作者简介：孟凡响（1995—），男，助理实验师，硕士学位，研究方向为轻量化材料冲压成形工艺。

参考文献引用格式：

孟凡响，王亭，李丽．材料硬化模型对6016铝合金成形极限的影响[J]. 汽车工艺与材料，2026(4): 32-38.

MENG F X, WANG T, LI L. Influence of Material Hardening Models on Forming Limits of 6016 Aluminum Alloy[J]. Automobile Technology & Material, 2026(4): 32-38.

性差、易破裂,因此准确地预测其在冲压成形过程中的破裂趋势对于工业生产具有重要意义。

为此,研究人员提出了多种板料成形性能评价方法,其中,成形极限图(Forming Limit Diagram,FLD)的应用最为广泛,是材料成形性能分析和缺陷预测的重要依据[2-3]。获取FLD的途径主要有试验法和理论法,前者通过设计不同试样,利用Nakajima等方法获得不同应变路径下的极限应变并绘制成形极限曲线(Forming Limit Curve,FLC);后者则是基于不同理论模型,结合材料的本构模型和屈服准则来预测FLC[4]。在诸多方法中,M-K模型因计算简便、预测精度高最受推崇[5-6],其关键在于材料行为的描述。李升等[7]采用Swift材料硬化模型,基于M-K理论对板材成形性能进行预测,获得的FLC高于试验值。杜平梅等[8]将常温和高温两种幂指数硬化模型引入到M-K模型中,研究了温度对成形极限的影响,其预测结果与试验存在10%左右的误差。郑兴悦等[9]基于M-K理论,采用不同的屈服准则预测了22MnB5高强钢的成形极限,发现采用合适本构关系能够有效提高理论预测精度。

本文主要探究不同硬化模型对铝合金板材室温成形极限预测能力的影响,并探索一种基于材料应力-应变实测数据插值法的材料硬化模型,以汽车用轻量化铝合金板材6016为例,进行单轴拉伸试验,建立常用的幂指数及多项式拟合曲线硬化模型。基于此,结合6016铝合金材料的各向异性特性,采用Hill1948屈服准则,结合M-K理论对不同硬化模型的铝合金室温成形极限进行理论推导并绘制理论成形极限曲线,与胀形试验结果进行对比,验证了基于实测数据的硬化模型对于铝合金板料成形极限结果预测的优越性。

2　单轴拉伸试验与材料硬化模型的建立

2.1　单轴拉伸试验

本文以汽车车身覆盖件常用铝合金6016板料为例进行分析,厚度为1 mm,化学成分如表1所示。

表1　6016铝合金板料化学成分(质量分数)　%

元素	Fe	Cu	Si	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
质量分数	0.13	0.13	1.09	0.089	0.55	0.09	0.10	0.12	Bal.

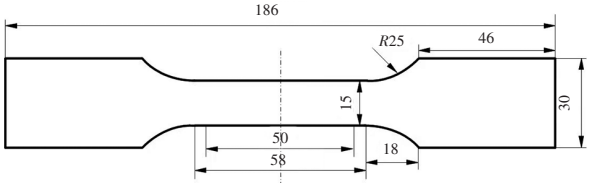
参照GB/T 228.1—2021《金属材料 拉伸试验要求》,分别沿与板材轧制方向为0°、45°、90°方向上制备形状尺寸如图1b所示的单轴拉伸试样,并采用WDW-200型电子万能试验机(图1a所示),在室温下进行单轴拉伸,拉伸速度为2 mm/min,并依照式(1)将测得的工程应力-应变数据转化为真实应力-应变数据。

$$\begin{cases}\sigma = \dfrac{F}{A}\left(1 + \dfrac{\Delta L}{L_0}\right) = s(1 + e)\\ \varepsilon = \ln\left(1 + \dfrac{\Delta L}{L_0}\right) = \ln(1 + e)\end{cases} \tag{1}$$

式中:L_0为试样原始标距,ΔL为标距伸长量,s为工程应力,e为工程应变,σ为真实应力,ε为真实应变,F为试样所承受的轴向拉力,A为试样的原始横截面积。



(a)拉伸设备



(b)试样尺寸

图1　单轴拉伸设备及试样尺寸示意

图2所示为6016铝合金板料不同方向上的应力-应变测量数据,可以看到,3个方向上的数据趋势大体一致,但不同角度试样的应力-应变测量数据存在一定偏差,特别是在45°和90°方向之间数据平均偏差达到了5.74%,6016铝合金板料的单轴拉伸性能参数如表2所示,对不同方向的r值做平均化处理,可得6016铝合金板料的平均各向异性系数为0.812,显示出一定的各向异性,为提高实验准确性,取3个方向上应力-应变实测数据的平均值作为最终数据,如图2中$\bar{\sigma} = F(\bar{\varepsilon})$所示。

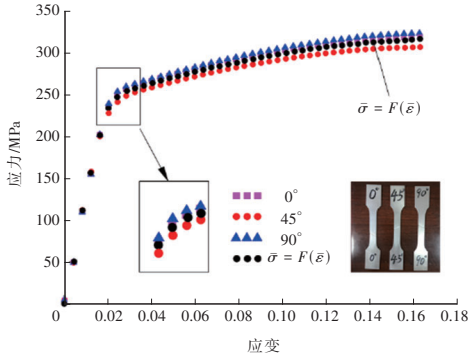


图2 6016铝合金的应力-应变数据

表2 6016铝合金单轴拉伸性能参数

材料属性	方向		
	0°	45°	90°
屈服强度σ_s/MPa	253.8	242.2	258.8
抗拉强度σ_b/MPa	318.14	306.02	323.07
各向异性指数	0.824	0.803	0.818

2.2 材料硬化模型建立

在FLD的理论预测中，为简化迭代求解过程，常用拟合应力-应变数据的方法获得材料的近似应力-应变曲线，其中，幂指数和三次多项式硬化模型最为常用，基于最小二乘法对6016铝合金应力-应变数据进行拟合处理，得到的幂指数及三次多项式硬化模型分别为：

$$\bar{\sigma} = 501.99\bar{\varepsilon}^{0.227} \tag{2}$$

$$\bar{\sigma} = 56.614 + 7\,867.46\bar{\varepsilon} - 81\,020.8\bar{\varepsilon}^2 + 266\,392.8\bar{\varepsilon}^3 \tag{3}$$

式中：$\bar{\sigma}$为等效应力，$\bar{\varepsilon}$为等效应变。

式中，三次多项式硬化模型的拟合优度约为0.906，均残差为2.090；幂指数应变硬化模型的拟合优度约为0.852，而均残差为2.689，2种硬化模型均具有较高的拟合程度，可作为优选的材料硬化模型，其中，三次多项式拟合效果更高。不同硬化模型的应力-应变曲线模型如图3所示。

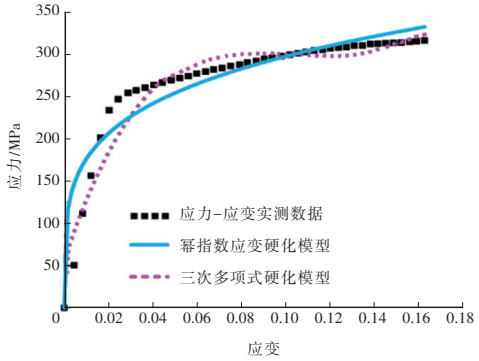


图3 6016铝合金板料的硬化模型

3 基于M-K理论的成形极限研究

3.1 M-K理论

M-K理论将板料因微裂纹、局部晶粒尺寸不均匀以及表面粗糙度等因素导致的微小局部厚度不均匀薄弱区域等效为凹槽，如图4所示，a区为均匀区、b区为薄弱区，1、2、3为主应力方向，n、t为凹槽的法线及切线方向，θ为凹槽法线方向与第一主应力方向的夹角，t_0^a及t_0^b分别为a、b区板料初始厚度，材料发生变形时会在凹槽处产生应力集中，并逐渐积累从而导致颈缩或断裂。

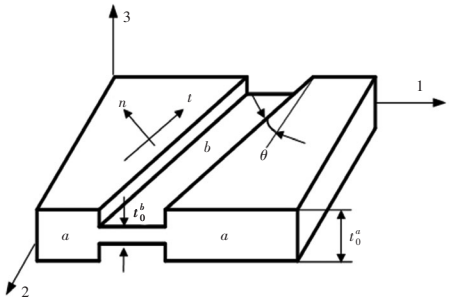


图4 M-K理论几何模型

M-K理论的基本假设如下：

a. 力平衡条件，a区和b区内垂直于凹槽角度的法向力、平行于凹槽角度的切向力分别保持平衡，即：

$$\begin{cases} \sigma_{nn}^a = f\sigma_{nn}^b \\ \sigma_{nt}^a = f\sigma_{nt}^b \end{cases} \tag{4}$$

b. 体积不变条件，即：

$$d\varepsilon_{11}+d\varepsilon_{22}+d\varepsilon_{33}=0 \tag{5}$$

c. 变形协调条件，a区和b区沿凹槽角度的应变增量相等，即：

$$d\varepsilon_{tt}^a = d\varepsilon_{tt}^b \tag{6}$$

d. 塑性流动方程，即：

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

式中：σ_{nn}、σ_{nt}分别为法向、切向应力；f为板料的厚度不均匀度，其值为t^b/t^a；σ_{ij}、$d\varepsilon_{ij}$分别为全局坐标系、局部坐标示系的应力及应变增量分量，其中，i，j=1，2时为全局坐标系，i，j=n，t时为局部坐标系；$d\varepsilon_{tt}^a$、$d\varepsilon_{tt}^b$分别为a区和b区沿凹槽角度的应变增量。

在M-K理论中，a区按比例加载，其塑性变形

符合全量理论。由式(4)可得:

$$\sigma_{nn}^{a}/\sigma_{nt}^{a}=\sigma_{nn}^{b}/\sigma_{nt}^{b} \tag{8}$$

结合板料应力、应变分量在凹槽n-t局部坐标系和1-2主轴坐标系的转换关系,则有:

$$\begin{cases}\sigma_{nn}^{a}=A_1\sigma_1^{a}\\ \sigma_{nt}^{a}=A_2\sigma_1^{a}\end{cases} \tag{9}$$

$$\begin{cases}\sigma_{nn}^{b}=(B_1(\alpha_b)+\delta^{b}\sin 2\theta)\sigma_{11}^{b}\\ \sigma_{nt}^{b}=(B_2(\alpha_b)+\delta^{b}\cos 2\theta)\sigma_{11}^{b}\end{cases} \tag{10}$$

$$\mathrm{d}\varepsilon_{tt}=\mathrm{d}\varepsilon_{11}\sin^2\theta+\mathrm{d}\varepsilon_{22}\cos^2\theta-\mathrm{d}\varepsilon_{12}\sin 2\theta \tag{11}$$

其中,

$$\begin{cases}\alpha_a=\sigma_2^{a}/\sigma_1^{a}\\ \alpha_b=\sigma_{22}^{b}/\sigma_{11}^{b}\\ \alpha_b=\sigma_{12}^{b}/\sigma_{11}^{b}\end{cases},\quad\begin{cases}A_1=\cos^2\theta+\alpha_a\sin^2\theta\\ A_2=(\alpha_a-1)\sin\theta\cos\theta\end{cases},$$

$$\begin{cases}B_1(\alpha_b)=\cos^2\theta+\alpha_b\sin^2\theta\\ B_2(\alpha_b)=(\alpha_b-1)\sin\theta\cos\theta\end{cases}。$$

将式(9)、式(10)代入式(8)中,则有:

$$\delta_b(\alpha_b)=\frac{A_1B_2(\alpha_b)-A_2B_1(\alpha_b)}{A_2\sin 2\theta-A_1\cos 2\theta} \tag{12}$$

板料a区中剪切应变增量为0,则a、b区的应变增量分别为:

$$\begin{cases}\mathrm{d}\varepsilon_{tt}^{a}=\mathrm{d}\varepsilon_{11}^{a}\sin^2\theta+\mathrm{d}\varepsilon_{22}^{a}\cos^2\theta\\ \mathrm{d}\varepsilon_{tt}^{b}=\mathrm{d}\varepsilon_{11}^{b}\sin^2\theta+\mathrm{d}\varepsilon_{22}^{b}\cos^2\theta-\mathrm{d}\varepsilon_{12}^{b}\sin 2\theta\end{cases} \tag{13}$$

6016铝合金板料有明显的各向异性特征,因此,采用Hill1948屈服准则,其等效应力表达式为:

$$\bar{\sigma}=\sqrt{\frac{3(1+r)}{2(2+r)}}\sqrt{\sigma_{11}^2-\frac{2r\sigma_{11}\sigma_{22}}{(1+r)}+\sigma_{22}^2+\frac{2(1+2r)\sigma_{12}^2}{(1+r)}} \tag{14}$$

式中:r为板料的各向异性系数。

基于此,结合式(7)、式(14)可将式(13)进行转化并代入变形协调条件式(6),可得:

$$\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_b=(A_3\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_a)/[B_3(\alpha_b)] \tag{15}$$

式中:$\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_a$、$\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_b$分别为$a$、$b$区的等效应变增量。

其中,

$$\begin{cases}A_3=[(2-R_2\alpha_a)\sin^2\theta+(2\alpha_a-R_2)\cos^2\theta]/2\varphi_a\\ B_3(\alpha_b)=\dfrac{(2-R_2\alpha_b)\sin^2\theta+(2\alpha_b-R_2)\cos^2\theta-R_3\delta_b\sin 2\theta}{2\varphi_b(\alpha_b)}\end{cases},$$

$$\begin{cases}\varphi_a=\sqrt{2R_1(1-R_2\alpha_a+\alpha_a^2)}\\ \varphi_b(\alpha_b)=\sqrt{2R_1(1-R_2\alpha_b+\alpha_b^2+R_3\delta_b^2/2)}\end{cases},$$

$$R_1=\frac{3(1+r)}{4(2+r)},\ R_2=\frac{2r}{1+r},\ R_3=\frac{4(1+2r)}{1+r}。$$

此外,据式(9)、式(10),可将$\sigma_{nn}^{a}=f\sigma_{nn}^{b}$表示为:

$$\begin{aligned}A_1\bar{\sigma}_a\varphi_b(\alpha_b)=f(B_1(\alpha_b)\\ +\delta_b(\alpha_b)\sin 2\theta)\bar{\sigma}_b(\alpha_b)\varphi_a\end{aligned} \tag{16}$$

基于此,将$f_0=t_a^0/t_b^0$,$f=t_a/t_b$,$t=t_0\exp(\varepsilon_{33})$以及式(12)、式(15)代入式(16),则可以得到基于M-K理论的迭代方程:

$$\begin{aligned}\psi_k(\alpha_b^k)=A_1\bar{\sigma}_a^k\varphi_b^k(\alpha_b^k)\\ -f_0\exp(\varepsilon_{33}^{b(k)}(\alpha_b^k)-\varepsilon_3^{a(k)})(B_1^k(\alpha_b^k)\\ +\delta_b^k(\alpha_b^k)\sin 2\theta)\bar{\sigma}_b^k\varphi_a\end{aligned} \tag{17}$$

3.2　基于幂指数及三次多项式硬化模型理论成形极限

综上推导,建立了基于M-K理论的迭代方程,将所建立的6016铝合金幂指数应变硬化模型式(2)代入至式(17)中,可以得到其k次迭代方程为:

$$\begin{aligned}\psi_k(\alpha_b^k)=A_1(\bar{\varepsilon}_a^k)^{0.277}\varphi_b^k(\alpha_b^k)\\ -f_0\exp[\varepsilon_{33}^{b(k)}(\alpha_b^k)-\varepsilon_3^{a(k)}][B_1^k(\alpha_b^k)\\ +\delta_b^k(\alpha_b^k)\sin 2\theta](\bar{\varepsilon}_b^k)^{0.277}\varphi_a\end{aligned} \tag{18}$$

利用牛顿迭代公式$\alpha_b^{k+1}=\alpha_b^k-\psi_k(\alpha_b^k)/\psi_k'(\alpha_b^k)$进行求解,令$g(\alpha_b^k)=\exp(\varepsilon_{33}^{b(k)}(\alpha_b^k)-\varepsilon_3^{a(k)})$,

$h(\alpha_b^k)=B_1^k(\alpha_b^k)+\delta_b^k(\alpha_b^k)\sin 2\theta$,

则式(18)可改写成:

$$\psi_k(\alpha_b^k)=A_1(\bar{\varepsilon}_a^k)^{0.277}\varphi_b^k(\alpha_b^k)-f_0g(\alpha_b^k)h(\alpha_b^k)(\bar{\varepsilon}_b^k)^{0.277}\varphi_a \tag{19}$$

则有:

$$\begin{aligned}\psi_k'(\alpha_b^k)=A_1(\bar{\varepsilon}_a^k)^{0.277}\varphi_b^{k\prime}(\alpha_b^k)\\ -f_0\varphi_a[g'(\alpha_b^k)h(\alpha_k^b)(\bar{\varepsilon}_b^k)^{0.277}\\ +g(\alpha_b^k)h'(\alpha_b^k)(\bar{\varepsilon}_b^k)^{0.277}\\ +g(\alpha_k^b)h(\alpha_k^b)(\bar{\varepsilon}_b^k)'^{0.277}]\end{aligned} \tag{20}$$

其中,$g(\alpha_b^k)'=\dfrac{\partial\varepsilon_{33}^{b(k)}(\alpha_b^k)}{\partial\alpha_b^k}\exp(\varepsilon_{33}^{b(k)}(\alpha_b^k)-\varepsilon_3^{a(k)})$,

$h(\alpha_k^b)'=\dfrac{\partial B_1^k(\alpha_b^k)}{\partial\alpha_b^k}+\dfrac{\partial\delta_b^k(\alpha_b^k)}{\partial\alpha_b^k}\sin 2\theta$。

给定的a区等效应变增量为一极小的常数,求解牛顿迭代公式,直至小于收敛精度$eps=10^{-10}$,求得b区的α_b^k,并据式(12)、(15)求得$\delta_b^k(\alpha_b^k)$、$d\bar{\varepsilon}_b^k(\alpha_b^k)$,此时若有$d\bar{\varepsilon}_b^k/d\bar{\varepsilon}_a^k\geqslant 10$,则满足颈缩,可得板料颈缩时的主次应变,分别为:

$$\begin{cases}\varepsilon_{1(k)}^{a}=\varepsilon_{1(k-1)}^{a}+R_1(2-R_2\alpha_a)d\bar{\varepsilon}_a/\varphi_a\\ \varepsilon_{2(k)}^{a}=\varepsilon_{2(k-1)}^{a}+R_1(2\alpha_a-R_2)d\bar{\varepsilon}_a/\varphi_a\end{cases} \tag{21}$$

在某一确定的应变路径α^a下，分别求解不同凹槽角度下的应变值，并将凹槽角度取$\theta_i(0\leqslant\theta\leqslant\pi/2)$时的最小应变值作为该路径下的极限应变，基于此，在$\alpha^a\in[0,1]$范围内所有应变路径下进行遍历，从而获得完整的成形极限曲线。

同样地，将所建立的6016铝合金三次多项式应变硬化模型式(3)代入至式(17)中，可以得到此硬化模型下的k次迭代方程：

$$\begin{aligned}\psi_k(\alpha_b^k)&=A_1[56.614+7\,867.46\bar{\varepsilon}_a^k\\&-81\,020.8(\bar{\varepsilon}_a^k)^2+266\,392.8(\bar{\varepsilon}_a^k)^3]\varphi_b^k(\alpha_b^k)\\&-f_0\exp(\varepsilon_{33}^{b(k)}(\alpha_b^k)-\varepsilon_3^{a(k)})(B_1^k(\alpha_b^k)\\&+\delta_b^k(\alpha_b^k)\sin 2\theta)[56.614+7\,867.46\bar{\varepsilon}_b^k\\&-81\,020.8(\bar{\varepsilon}_b^k)^2+266\,392.8(\bar{\varepsilon}_b^k)^3]\varphi_a\end{aligned}\tag{22}$$

同样地，按上述迭代方法对式(22)中的α_b^k进行求解，并计算板料失稳时的极限应变值，最后进行遍历获取成形极限曲线。

3.3 基于实测数据插值法的硬化模型理论成形极限

基于M-K理论的迭代方程式(17)可知，成形极限理论预测结果的准确与否主要取决与材料的硬化模型，但拟合曲线模型并不能真实的体现材料的真实应力-应变关系，存在较大的预测误差，基于此，以试验测得的应力-应变离散数据$(\bar{\varepsilon}_i,\bar{\sigma}_i)$$(i=0,1,2,\cdots,n)$为基础，对离散点外的任一等效应变$\bar{\varepsilon}\neq\bar{\varepsilon}_i$，可通过应变区间内2个相近的已知点作为插值节点，结合拉格朗日插值公式计算，则任意处的等效应力为：

$$F(\bar{\varepsilon})=\frac{\bar{\varepsilon}-\bar{\varepsilon}_i}{\bar{\varepsilon}_{i+1}-\bar{\varepsilon}_i}F(\bar{\varepsilon}_{i+1})+\frac{\bar{\varepsilon}-\bar{\varepsilon}_{i+1}}{\bar{\varepsilon}_i-\bar{\varepsilon}_{i+1}}F(\bar{\varepsilon}_i)\tag{23}$$

由式(17)、(23)可得到基于实测数据插值法的硬化模型的迭代方程为：

$$\begin{aligned}\psi_k(\alpha_b^k)&=A_1F(\bar{\varepsilon}_a^k)\varphi_b^k(\alpha_b^k)\\&-f_0\exp(\varepsilon_{33}^{b(k)}(\alpha_b^k)-\varepsilon_3^{a(k)})(B_1^k(\alpha_b^k)\\&+\delta_b^k(\alpha_b^k)\sin 2\theta)F(\bar{\varepsilon}_b^k)\varphi_a\end{aligned}\tag{24}$$

第k次迭代时，等效应力可表达为：

$$\begin{cases}F(\bar{\varepsilon}_a^k)=F(\bar{\varepsilon}_0+kd\bar{\varepsilon}_a)\\F(\bar{\varepsilon}_b^k)=F(\bar{\varepsilon}_0+\sum\limits_{k=1}^{k}\dfrac{A_3}{B_3^k(\alpha_b^k)}d\bar{\varepsilon}_a)\end{cases}\tag{25}$$

式中，$\bar{\varepsilon}_0$为板料的预应变。

将式(25)代入至式(24)中，此时，迭代方程可改写为：

$$\begin{aligned}\psi_k(\alpha_b^k)&=A_1F(\bar{\varepsilon}_0+kd\bar{\varepsilon}_a)\varphi_b^k(\alpha_b^k)\\&-f_0\exp(\varepsilon_{33}^{b(k)}(\alpha_b^k)-\varepsilon_3^{a(k)})(B_1^k(\alpha_b^k)\\&+\delta_b^k(\alpha_b^k)\sin 2\theta)F(\bar{\varepsilon}_0+\sum_{k=1}^{k}\frac{A_3}{B_3^k(\alpha_b^k)}d\bar{\varepsilon}_a)\varphi_a\end{aligned}\tag{26}$$

根据牛顿迭代公式和给定的$g(\alpha_b^k)$、$h(\alpha_b^k)$、$g(\alpha_b^k)'$、$h(\alpha_k^b)'$，可得：

$$\begin{aligned}\psi_k'(\alpha_b^k)&=A_1F(\bar{\varepsilon}_0+kd\bar{\varepsilon}_a)\varphi_b^{k\prime}(\alpha_b^k)\\&-f_0\varphi_a[g'(\alpha_b^k)h(\alpha_k^b)F(\bar{\varepsilon}_0+\sum_{k=1}^{k}\frac{A_3}{B_3^k(\alpha_b^k)}d\bar{\varepsilon}_a)\\&+g(\alpha_b^k)h'(\alpha_k^b)F(\bar{\varepsilon}_0+\sum_{k=1}^{k}\frac{A_3}{B_3^k(\alpha_b^k)}d\bar{\varepsilon}_a)\\&+g(\alpha_k^b)h(\alpha_k^b)F'(\bar{\varepsilon}_0+\sum_{k=1}^{k}\frac{A_3}{B_3^k(\alpha_b^k)}d\bar{\varepsilon}_a)]\end{aligned}\tag{27}$$

同样地，按3.2节中所述方法对基于实测数据插值法的硬化模型进行迭代求解，此处不再赘述，分别绘制基于实测数据插值法、幂指数及三次多项式硬化模型的理论成形极限曲线如图5所示。

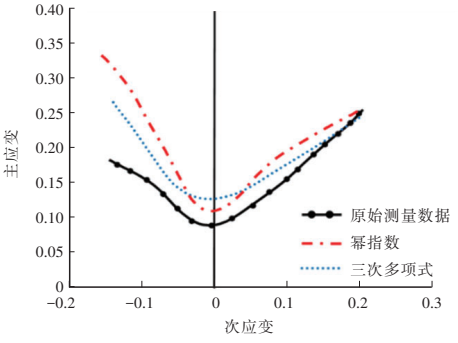


图5 6016铝合金在不同硬化模型下的FLCs

由图5可知，基于幂指数及三次多项式硬化模型的FLC明显高于实测数据插值法硬化模型的FLC，在成形极限图左侧区域差异更为明显，另外，实测数据插值法获得的成形极限曲线开口明显大于其他2种模型。

4 试验验证与结果分析

4.1 成形极限试验

为获取板料成形极限，参照GB/T 15825—2008《金属薄板成形性能与试验方法 第8部分：成形极限图(FLD)测定指南》开展试验设计，为实现不同应变路径的加载，同时避免试验件在压边处发生破裂。本文设计了有效成形区域宽度不同且带有圆弧的哑铃状试样，形状尺寸如图6a所示，R为试样半径，r'为圆弧段半径，a'为有效成形区域宽度，制备的试样如

图6b所示(R=90 mm,a'=20、40、60、···、160、180 mm,r'=80、70、60、···、10、0 mm),可实现纯剪切到双等拉状态的不同加载路径。

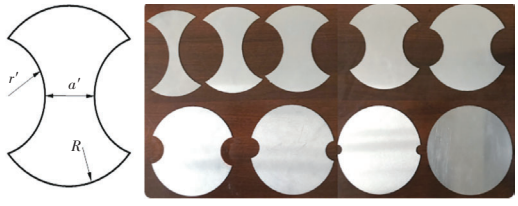
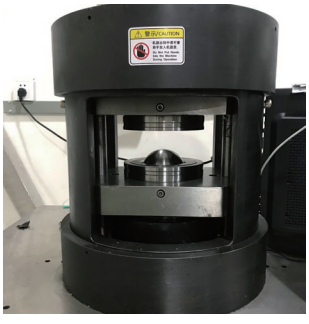


图6　6016铝合金胀形试验件设计

试验所需设备如图7所示。试验前,利用金属打标机在试验件表面腐蚀出半径为1 mm,圆心距为2 mm的均布实心圆点,通过EC系列板料成型机进行胀形,试验件与冲头间涂抹凡士林润滑剂并放置1 mm厚度的硅胶垫,匀速加载直至试样发生颈缩或破裂,如图8所示。



(a)金属打标机



(b)EC系列板料成型机



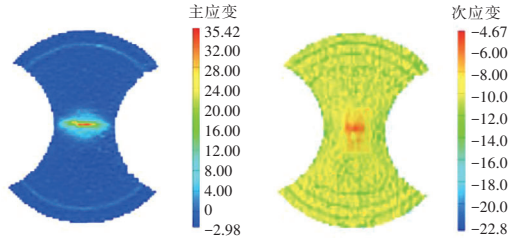
(c)ARGUS光学非接触式应变测量仪

图7　成形极限试验设备

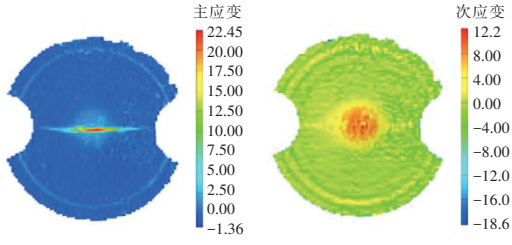


图8　6016铝合金胀形试验成形件

胀形结束后,利用ARGUS光学非接触式应变测量仪对比原始网格与胀后网格之间的差异,计算出各点的主次应变信息从而获取三维全场应变数据[10]。通过软件提取试样中心有效成形区域的主次应变值。图9所示分别为宽度为60 mm(图9a、9b)和120 mm(图9c、9d)的6016铝合金试验件主次应变分布云图,其中试验件断裂区的极限主应变与次应变在红色位置提取,安全区域的极限主应变与次应变则在蓝绿色位置提取。



(a)60 mm试样主应变　　(b) 60 mm试样次应变



(c)120 mm试样主应变　　(d)120 mm试样次应变

图9　6016铝合金主次应变分布情况

将提取的应变点绘制在应变坐标系中,但极限应变点分布相对分散,无法获取清晰的极限应变曲线,因此,通过绘制安全区上限曲线和断裂区下限曲线获得具有一定宽度的条带,该区域即为极限应变的临界区,如图10所示。

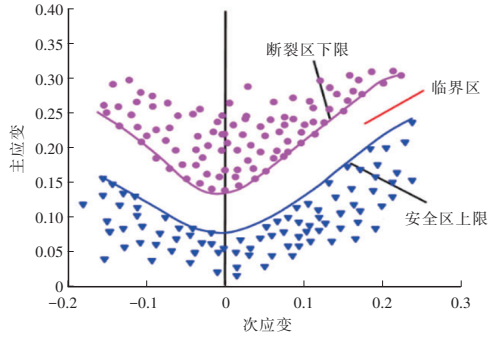


图10　6016铝合金成形极限图

4.2　结果与分析

为探究不同硬化模型对铝合金板料成形极限预测结果的影响,将理论预测结果与试验所得临界区间进行对比,如图11所示。

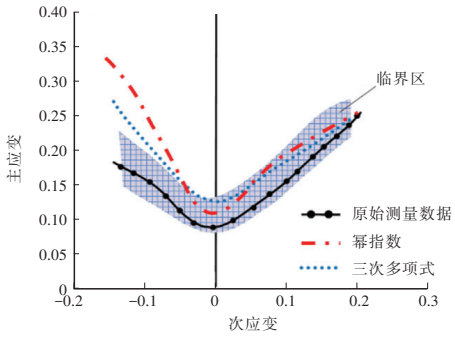


图11 6016铝合金板料的理论预测结果与实验临界区对比

基于实测数据插值法的硬化模型获取的理论FLC完全处于试验获取的临界区内，且落位逼近安全区上限，与试验结果最为吻合；而基于幂指数及三次多项式拟合硬化模型获取的理论FLC与试验测得的临界区有较大偏差，但二者均不同程度超出临界区域，其中以负应变路径下最为明显，另外，FLC右侧虽基本落在临界区内，但并不理想，曲线落位十分接近断裂区下限。三次多项式拟合曲线模型的FLC理论预测结果与试验结果整体上存在20%~30%的偏差；三次多项式模型预测精度优于幂指数模型，而幂指数模型的整体偏差则高达30%~40%。总体可知，硬化模型与板料应力-应变实测数据吻合程度越高，其预测精度越卓越；硬化模型对成形极限负应变路径下的FLC预测结果影响更大。

5 结论

a. 本文提出了一种基于实测数据插值法的硬化模型，不受限于拟合曲线形式和材料种类，可以真实反映材料的实际情况，给出了理论成形极限的详尽计算过程，并通过实验验证了预测结果的可靠性。

b. 材料硬化模型对6016铝合金板料成形极限预测结果影响显著，曲线的拟合优度与理论预测精度呈正相关，但拟合曲线硬化模型并不能真实严格地反映材料的真实应力-应变数据，局部区域存在与实际数据偏离较大的现象。

c. 基于幂指数及三次多项式拟合曲线的材料硬化模型所得的FLC与实验结果存在较大偏差，易导致成形极限的错估，在负应变路径下尤为明显；而基于实测数据插值法的硬化模型则显示出了优异的预测精度，与试验结果完全吻合。

参考文献：

[1] 马晓波，王东新，胡侨丹，等. 元素添加强化铍铝合金研究现状[J]. 稀有金属，2021，45(8)：1010-1017.

[2] MA B, DIAO K, WU X, et al. The Effect of the Through-thickness Normal Stress on Sheet Formability[J]. Journal of Manufacturing Process, 2016, 21: 134-140.

[3] PENG L F, XUE Z T, FU M W, et al. Forming Limit of Sheet Metals in Meso-scale Plastic Forming by Using Different Failure Criteria[J]. International Journal of Mechanical Science, 2017, 120:190-203.

[4] 石兴博，刘佳文，郑崇嵩，等. 基于M-K模型不同屈服准则对中锰钢高温成形极限预测的研究[J]. 金属加工(热加工)，2023(5)：118-123.

[5] WANG H B, YAN Y, HAN F, et al. Experimental and Theoretical Investigations of the Forming Limit of 5754O Aluminum Alloy Sheet under Different Combined Loading Paths[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2017,133:147-166.

[6] BASAK S, PANDA S K. Failure Strains of Anisotropic Thin Sheet Metals: Experimental Evaluation and Theoretical Prediction[J]. International Journal of Mechanical Sciences,2019,151:356-374.

[7] 李升，黄晓敏，王佳鹏，等. 基于M-K理论的5A06铝合金板材温成形极限预测[J]. 锻压技术，2023，48(12)：94-99.

[8] 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.

[9] 郑兴悦，陈劼实. 基于M-K理论的高温成形极限预测及影响因素分析[J]. 模具技术，2017(6)：1-6.

[10] 王炎. 基于光学测量的金属板料成形仿真技术研究[D]. 南京：南京航空航天大学，2016.