挤压铝型材各向异性断裂模型开发与整车碰撞应用

黄庆洋 何志高 孔庆虎 周俊 朱瑞蝶

（比亚迪汽车工业有限公司，深圳 518000）

摘要：针对高强挤压铝合金在车身防撞结构中呈现的显著各向异性及复杂失效问题，系统研究了传统Barlat89准则与基于双重线性张量映射的Yld2000-2d准则在碰撞仿真中的预测精度。基于实际部件开展了涵盖多应力状态（纯剪、拉剪、缺口及穿孔等）的静、动态力学试验，获取了6082-T6铝型材的全场局部应变演化响应与断裂极限。针对实测误差及双轴拉伸数据缺失导致的直接标定难题，提出了一种基于数字图像相关法（DIC）与多工况全局寻优的逆向反演方案，实现了高效标定各向异性参数与修正莫尔-库仑准则（MMC）耦合广义增量应力状态相关损伤模型（GISSMO）损伤边界。验证结果表明，Yld2000-2d准则精准映射了材料在复杂加载路径下的各向异性响应；在防撞梁落锤冲击与整车低速碰撞工况中，该模型准确复现了宏观撕裂形貌，并将关键侵入量的预测误差由16.1%（Barlat89准则）大幅收敛至3.9%。

关键词：挤压铝型材 各向异性 Barlat89模型 Yld2000-2d模型 GISSMO损伤模型

中图分类号：U465.2+2 **文献标志码：**B **DOI:** 10.19710/J.cnki.1003-8817.20260238

Anisotropic Fracture Model Development for Extruded Aluminum Profiles and Its Application to Full-Vehicle Crash

Huang Qingyang, He Zhigao, Kong Qinghu, Zhou Jun, Zhu Ruidie

(BYD Auto Industry Co., Ltd., Shenzhen 518000)

Abstract: To address the significant anisotropy and complex failure behaviors exhibited by high-strength extruded aluminum alloys in vehicle crash structures, the prediction accuracy of the traditional Barlat89 criterion and the Yld2000-2d criterion based on dual linear tensor transformations is systematically investigated in crash simulation. Static and dynamic mechanical tests covering multiple stress states (pure shear, tension-shear, notched, and central-hole specimens, etc.) are conducted based on actual components, and the full-field local strain evolution responses and fracture limits of 6082-T6 aluminum profiles are obtained. To address the difficulty in direct calibration caused by measurement errors and the lack of biaxial tensile data, an inverse identification scheme based on Digital Image Correlation (DIC) and multi-load-case global optimization is proposed, by which the anisotropic parameters and the Modified Mohr-Coulomb (MMC) criterion coupled with the GISSMO damage boundary are efficiently calibrated. It is demonstrated by the verification results that the anisotropic response of the material under complex loading paths is precisely captured by the Yld2000-2d criterion. In the load cases of bumper beam drop-weight impact and full-vehicle low-speed crash, the macroscopic tearing morphology is accurately reproduced by the model, and the prediction error of critical intrusion is significantly reduced from 16.1% (with the Barlat89 criterion) to 3.9%.

Key words: Extruded aluminum profile, Anisotropy, Barlat89 model, Yld2000-2d model, GISSMO damage model

1 前言

高强挤压铝合金因比强度和吸能性能较高，已用于车身防撞梁、吸能盒和门槛等碰撞承载部件[1-2]。挤压过程形成的组织与织构使材料的屈服强度、塑性应变比和断裂极限具有方向依赖性[3]。

作者简介：黄庆洋（1996—），男，工程师，硕士学位，研究方向为材料本构与断裂模型开发。

参考文献引用格式：

黄庆洋，何志高，孔庆虎，等. 挤压铝型材各向异性断裂模型开发与整车碰撞应用[J]. 汽车工艺与材料，2026(10)：12-22.

HUANG Q Y, HE Z G, KONG Q H, et al. Anisotropic Fracture Model Development for Extruded Aluminum Profiles and Its Application to Full-Vehicle Crash[J]. Automobile Technology & Material, 2026(10): 12-22.

而车辆碰撞涉及拉压、弯曲、剪切耦合及非比例加载。因此,方向性屈服与多应力状态断裂的联合表征是提高铝型材碰撞仿真精度的关键。

传统的有限元车辆碰撞仿真出于计算效率的考量,通常采用冯·米塞斯(von Mises)各向同性屈服准则。然而von Mises准则无法描述铝合金在不同晶体取向上的屈服应力差异与塑性应变比(Lankford系数,即R值)[4]。为此,国内外学者相继提出了多种各向异性屈服准则。Barlat等[5]提出的Barlat89模型,显著提高了对铝合金屈服面的描述能力,且因其参数少(仅需3个独立参数)、标定简便及计算效率高得到了广泛应用[3,6]。在失效预测方面,主流是基于微观孔洞演化机理的唯象损伤力学模型。修正的莫尔-库仑(Modilied Mohr-Coulomb, MMC)[7-8]断裂准则通过引入应力三轴度与洛德(Lode)角参数,能够统一描述全应力状态下的失效边界。近年来,因将断裂准则与广义增量应力状态相关损伤模型(GISSMO)相耦合的分析方法对非比例加载路径适应性较好,正逐步成为处理汽车碰撞失效仿真预测的标准工具[9-11]。

尽管Barlat89模型在工程中应用广泛,但在描述具有显著各向异性的高强挤压铝合金时,往往无法同时兼顾屈服应力与R值的拟合精度。其底层数学构造的局限性导致其无法准确预测所有工况。为突破Barlat89模型的理论瓶颈,Barlat等进一步提出了基于线性变换张量的屈服准则Yld2000-2d[12]。该模型包含8个独立参数,理论上能够精准刻画屈服面局部的曲率变化。然而,因Yld2000-2d传统解析标定方法依赖于十字双轴拉伸试验,在工程落地面临严峻挑战。在实际工业开发中,十字双轴试验数据的缺失往往导致模型参数无法准确获取[13-14]。

针对车用6082-T6挤压铝型材的各向异性变形与断裂预测问题,本文旨在探索缺少十字双轴拉伸数据条件下的材料模型标定方法,并评估其在碰撞仿真中的适用性。拟结合多方向、多应力状态力学试验与数字图像相关(Digital Image Correlation,DIC)技术,采用多工况试验-仿真响应的逆向优化方法,标定各向异性屈服模型及MMC-GISSMO失效模型参数,并通过防撞梁落锤试验和整车低速碰撞试验,对比Barlat89与Yld2000-2d模型的预测能力。

2　理论框架

金属塑性力学的核心目标之一是确立复杂多轴应力状态下材料发生初始塑性流动的临界条件,屈服准则是表征该力学行为的宏观唯象判据。对于各向同性金属,von Mises准则基于偏应力张量第二不变量J_2定义等效应力$\bar{\sigma}=\sqrt{3J_2}$,当$\bar{\sigma}$达到单轴屈服强度σ_y时材料屈服。σ_1、σ_2、σ_3为3个主应力,在σ_1-σ_2平面应力空间中,von Mises屈服面是一个标准椭圆。然而,挤压铝型材在成形工艺中会不可避免地产生强烈的结金相取向,这导致其宏观力学响应表现出显著的各向异性特征,即不同加载方向上的屈服强度与塑性应变比差异明显。因此,表征此类响应的核心难点在于:如何基于有限且工程上易获取的材料参数,精准描述多维应力空间中屈服面的演化规律。

Hill48准则[4]是经典的各向异性屈服准则,其数学形式为应力分量的二次多项式。二次形式的优势在于数学表达简洁、法向梯度计算高效,但存在固有的形状限制。在主应力空间中,屈服面只能是椭圆形,无法描述面心立方(Face Centered Cubic, FCC)金属(如铝、铜等)屈服面在等双轴区域显著的"外凸"特征[15]。

Hosford[16]基于Bishop-Hill多晶体模型进行分析,发现FCC金属的屈服面更接近于如下表达式的非二次形式:

$$\frac{1}{2}\left(|\sigma_1-\sigma_2|^m+|\sigma_2-\sigma_3|^m+|\sigma_3-\sigma_1|^m\right)=\bar{\sigma}^m \quad (1)$$

式中:指数m的取值决定了屈服面的"圆角"程度,m=2时退化为von Mises准则,m=∞时退化为Tresca准则,对于FCC金属m推荐取8,对于体心立方(BCC)金属m推荐取6。所有Barlat准则均以Hosford函数为各向同性"母函数",通过不同方式引入各向异性。

2.1　Barlat 1989屈服准则(MAT_036)

Barlat89准则[5]是专为正交各向异性板材或型材开发的平面应力屈服模型。在材料主轴坐标系下,该模型通过应力张量分量经各向异性加权后

的不变量来定义等效屈服应力。其各向异性屈服函数ϕ_{B89}和等效屈服应力$\bar{\sigma}$定义为：

$$\phi_{B89} = a|K_1 + K_2|^m + a|K_1 - K_2|^m + c|2K_2|^m = 2\sigma^m \quad (2)$$

式中：K_1、K_2为应力张量分量经过各向异性加权后的不变量；a、c为屈服函数中不同应力组合项的权重因数。

K_1和K_2表达式如下：

$$K_1 = \frac{\sigma_{xx} + h\sigma_{yy}}{2} \quad (3)$$

$$K_2 = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{xx} - h\sigma_{yy}}{2}\right)^2 + p^2\sigma_{xy}^2} \quad (4)$$

式中：σ_{xx}、σ_{yy}、σ_{xy}分别为材料主轴挤压方向、横向、剪切方向下的应力分量；m为屈服面形状指数，对于FCC晶格结构的铝合金，m推荐取8；h为横向正应力的加权因数，用于体现2个材料主方向的屈服差异；p为面内剪应力的加权因数，用于调节剪切应力对屈服的贡献，模型包含4个各向异性系数(a,c,h,p)，共同调节屈服面的形状，满足$a+c=2$。

这些因数与材料的单轴屈服行为有明确的对应关系。Lankford因数(R值)为试样宽度方向与厚度方向的塑性应变之比，在有限元求解器LS-DYNA中，支持直接输入0°，45°，90°3个方向的R值R_{00}、R_{45}、R_{90}，来隐式计算上述参数，大幅简化了工程应用流程。

2.2 Barlat Yld2000-2d屈服准则(MAT_133)

为克服低阶模型的局限，Barlat等[12]提出了基于线性变换张量的高阶屈服准则Yld2000-2d。该准则通过2个各向同性函数ϕ'和ϕ''的线性组合构造屈服函数ϕ_{Yld}，并据此定义等效应力$\bar{\sigma}$：

$$\phi_{Yld} = \phi' + \phi'' = 2\sigma^m \quad (5)$$

$$\phi' = |X_1' - X_2'|^m \quad (6)$$

$$\phi'' = |2X_2'' + X_1''|^m + |2X_1'' + X_2''|^m \quad (7)$$

式中：X_i'、X_i''(i=1,2)为线性变换后的主应力值。

这2个经过线性变换的应力张量$\boldsymbol{X}'$和$\boldsymbol{X}''$与柯西应力张量$\boldsymbol{\sigma}$之间满足以下线性映射关系：

$$\boldsymbol{X}' = \boldsymbol{L}'\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{X}'' = \boldsymbol{L}''\boldsymbol{\sigma} \quad (8)$$

$\boldsymbol{L}'$和$\boldsymbol{L}''$为2组无量纲的各向异性线性变换矩阵，对不同应力分量进行加权和组合，从而在屈服函数中体现材料的方向依赖性。在平面应力状态下，变换矩阵$\boldsymbol{L}'$和$\boldsymbol{L}''$共同由8个独立的各向异性因数α_1~α_8构成，L_{ij}'、L_{ij}''分别表示2组线性变换矩阵的分量(i=1,2,3，j=1,2,3)：

$$\begin{pmatrix} L_{11}' \\ L_{12}' \\ L_{21}' \\ L_{22}' \\ L_{33}' \end{pmatrix} = \frac{1}{3}\begin{pmatrix} 2 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 \\ 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 3 \end{pmatrix}\begin{pmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_7 \end{pmatrix} \quad (9)$$

$$\begin{pmatrix} L_{11}'' \\ L_{12}'' \\ L_{21}'' \\ L_{22}'' \\ L_{33}'' \end{pmatrix} = \frac{1}{9}\begin{pmatrix} -2 & 2 & 8 & -2 & 0 \\ 1 & -4 & -4 & 4 & 0 \\ 4 & -4 & -4 & 1 & 0 \\ -2 & 8 & 2 & -2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 9 \end{pmatrix}\begin{pmatrix} \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \\ \alpha_8 \end{pmatrix} \quad (10)$$

Yld2000-2d引入了8个独立参数(α_1~α_8)，这使得模型具备了同时精确锚定8个试验目标值的能力：

a. 3个方向的单轴屈服应力σ_{00}、σ_{45}、σ_{90}；

b. 3个方向的Lankford系数R_{00}、R_{45}、R_{90}；

c. 等双轴拉伸屈服应力σ_b；

d. 等双轴拉伸下的塑性流动比R_b。

2.3 Barlat89与Yld2000-2d对比分析

尽管Barlat89模型在形式上十分紧凑，但其在K_2中的剪应力分量通过权重p^2被强制耦合进类似莫尔圆半径的表达式中，割裂了主应力空间与偏应力张量的严格不变量映射关系。在复杂的非比例加载的应力路径下，无法准确反映晶体内部多个滑移系被同时激活的响应。

相比之下，Yld2000-2d则抛弃了在不变量上进行修补的传统思路，不再直接构造各向异性屈服面的复杂方程，而是仍然基于原有的各向同性屈服面，利用四阶线性变换张量对偏应力张量进行空间映射，第一重变换主导屈服面的基础框架，第二重变换则约束局部高曲率区域的演化。

2.4 混合硬化模型(Swift-Hockett-Sherby)

准确的大变形仿真高度依赖精确的硬化外推模型。颈缩失稳前，可基于体积不可压缩假设完成工程至真实应力的转换。颈缩失稳后，由于局部大变形导致上述假设失效，需引入解析模型以表征后续硬化演化。

本文采用目前已被广泛验证的Swift-Hockett-Sherby混合外推模型。该模型有效结合了描述持

续硬化特征的Swift模型[17],以及描述由动态回复引起应力饱和特征的Hockett-Sherby模型[18],其表达式为:

$$\sigma_y(\bar{\varepsilon}_p)=\omega\left[\sigma_{sat}-\left(\sigma_{sat}-\sigma_{y0}\right)e^{-b_{HS}\bar{\varepsilon}_p^{q_{HS}}}\right]+\left[(1-\omega)K\left(\bar{\varepsilon}_p+\varepsilon_0\right)^n\right] \tag{11}$$

式中:$\bar{\varepsilon}_p$为等效塑性应变;σ_{sat}、σ_{y0}分别为Hockett-Sherby分项的饱和应力和初始屈服应力;b_{HS}、q_{HS}为该分项的形状参数,共同控制流动应力随塑性应变趋近饱和值的过程;K为Swift分项的强度系数;ε_0为初始塑性应变偏移参数;n为应变硬化指数;$\omega\in[0,1]$为加权系数,用于平衡持续强化与饱和稳定特征,确保大应变阶段的数值稳定性和物理真实性。

2.5 GISSMO与MMC失效模型

GISSMO是一种先进的唯象损伤力学模型[9-11],以损伤变量D描述材料承载能力随塑性变形的衰减,其增量演化由应力状态相关断裂应变和损伤指数控制:

$$\dot{D}=\frac{k}{\bar{\varepsilon}_f(\eta,\bar{\theta})}D^{\left(1-\frac{1}{k}\right)}\dot{\bar{\varepsilon}}_p \tag{12}$$

式中:k为损伤非线性指数;$\bar{\varepsilon}_f$为由应力状态决定的断裂应变;$\eta=\sigma_m/\sigma_{VM}$为应力三轴度,其中$\sigma_m=(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3)/3$为平均正应力(静水应力),$\sigma_{VM}$为von Mises等效应力。

当$D=1$时,判定积分点失效。

为精准表征复杂应力状态下的断裂极限,本文采用MMC断裂准则构建断裂边界[7-8]。MMC准则将材料的断裂应变ε_f描述为应力三轴度η(表征静水压力影响)和正则化Lode角参数$\bar{\theta}$(表征偏应力剪切效应)的函数:

$$\bar{\varepsilon}_f(\eta,\bar{\theta})=\left\{\frac{K}{c_2}\left[c_3+\frac{\sqrt{3}}{2-\sqrt{3}}(1-c_3)\left(\sec\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right)-1\right)\right]\left[\sqrt{\frac{1+c_1^2}{3}}\cos\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right)+c_1\left(\eta+\frac{1}{3}\sin\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right)\right)\right]\right\}^{-\frac{1}{n}} \tag{13}$$

式中:c_1、c_2、c_3为待标定参数,通过失效点拟合得到,c_1为断裂对法向应力及应力三轴度的敏感程度,c_2为调节断裂应变的整体水平,c_3为调节断裂曲面的Lode角依赖性;K、n继承自Swift硬化模型$\bar{\sigma}=K(\bar{\varepsilon}_p+\varepsilon_0)^n$。

薄壁车身结构件通常采用平面应力壳单元建模。在该条件下,三轴度η与Lode角参数$\bar{\theta}$之间存在如下约束关系,MMC三维曲面在平面应力空间中投影退化为一条二维曲线:

$$\bar{\theta}=1-\frac{2}{\pi}\arccos\left(-\frac{27}{2}\eta\left(\eta^2-\frac{1}{3}\right)\right) \tag{14}$$

3 试验方案及结果分析

为表征6082-T6挤压铝型材的方向性屈服、应变率效应及多应力状态断裂行为,本文开展了单轴拉伸、剪切、缺口、中心孔、穿孔和动态拉伸试验。

3.1 试验方案

为获取材料真实力学响应,试验件均从原车防撞梁线切割取样,以规避机加工残余应力与边缘硬化干扰。除穿孔工况外,测试采用DIC获取全场局部应变演化。在确定各向异性R值时,假定材料在均匀塑性变形阶段体积保持不变,即轴向伸长引起的体积变化由宽向和厚向收缩抵消。因此,3个方向的塑性对数应变增量满足:

$$d\varepsilon_1^p+d\varepsilon_2^p+d\varepsilon_3^p=0 \tag{15}$$

式中,$d\varepsilon_1^p$、$d\varepsilon_2^p$、$d\varepsilon_3^p$分别为试样轴向、宽度方向和厚度方向的塑性应变增量。

利用DIC测得轴向和宽向应变并扣除弹性分量后,可间接计算厚向塑性应变增量,进而确定塑性应变比$R=\frac{d\varepsilon_2^p}{d\varepsilon_3^p}=-\frac{d\varepsilon_2^p}{d\varepsilon_1^p+d\varepsilon_2^p}$。

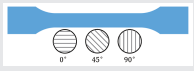
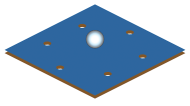
试验矩阵见表1。表1中三轴度仅用于描述试样的名义应力状态;MMC标定使用有限元模型中局部失效单元的历史积分平均三轴度,两者不作等同。

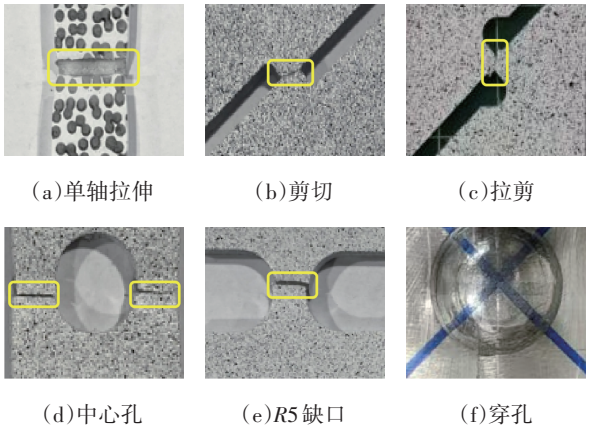
3.2 试验结果及分析

3.2.1 准静态试验

图1为准静态试样的断裂形貌。0°、45°、90°拉伸样件的工程应力-应变曲线见图2。其中,沿45°方向拉伸的试样屈服强度最低,而沿90°(横向)的屈服强度最高,两者相差高达12.7%,表明6082-T6铝型材具有需要在材料模型中考虑的方向依赖性。

表 1 6082-T6 挤压铝型材多应力状态试验矩阵

试样类型	理论三轴度	试样示意	测试目的
0°单轴拉伸	1/3		基础硬化曲线及各向异性 R 值、屈服强度标定
45°单轴拉伸	1/3		
90°单轴拉伸	1/3		
纯剪试样	≈0		多应力状态失效标定
拉剪试样	≈0.2		
中心孔试样	1/3		
$R20$ 缺口试样	≈0.42		
$R5$ 缺口试样	≈0.53		
穿孔试样	2/3		
动态单轴拉伸试样	1/3		动态效应标定



(a)单轴拉伸 (b)剪切 (c)拉剪

(d)中心孔 (e)$R5$ 缺口 (f)穿孔

图 1 准静态多类型试样的宏观断裂失效模式

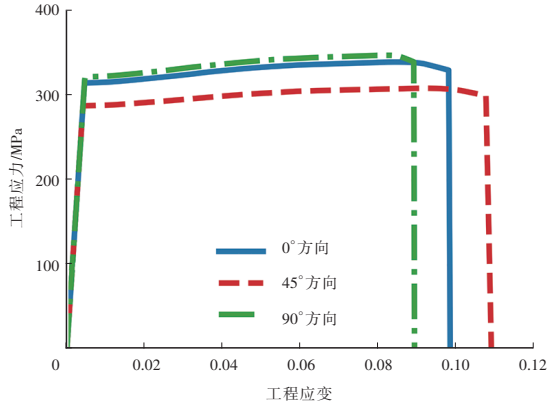


图 2 6082-T6 型材不同取样方向的工程应力-应变曲线

3.2.2 动态应变率效应

在实际车辆碰撞过程中，车体局部瞬时剧烈形变。为此，本文开展了应变率分别为 1 s^{-1}、10 s^{-1}、100 s^{-1} 和 500 s^{-1} 的动态拉伸试验。该材料呈现出显著的正应变率敏感性，500 s^{-1} 下抗拉强度由准静态的 305 MPa 增至 360 MPa，提高 18%（图 3）。在后续构建材料仿真卡片时，必须对材料的动态力学响应进行相应的修正。

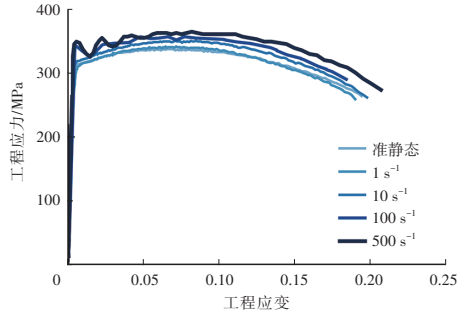


图 3 6082-T6 型材在不同应变率下应力-应变曲线对比

4 各向异性本构及失效模型开发

本节基于多应力状态的测试数据，依次开展应变硬化外推、屈服准则参数反演及失效边界标定。

4.1 硬化曲线构建

基于 DIC 获得的 0°方向真实应力-应变数据，采用 Swift-Hockett-Sherby 混合模型外推颈缩后的硬化响应。混合权重 $\omega = 0.35$，以获得合理的颈缩后硬化外推响应。现有参数见表 2。

表 2 Swift-Hockett-Sherby 混合外推模型硬化参数

ω	ε_0	σ_{sat} /MPa	σ_{y0} /MPa	b_{HS}	q_{HS}	n	K
0.35	0.000 4	141 390	285	0.002 7	0.775 9	0.016 7	324.8

4.2 Barlat89 与 Yld2000-2d 参数反演与全局优化

在实际工程应用中，由于缺乏十字双轴拉伸等非标试验数据，以及常规试验不可避免地存在测量偏差，通常难以仅凭解析公式直接确定精确的各向异性参数。本文将各向异性参数识别转化为多工况试验-仿真响应的逆向标定问题。Barlat89 和 Yld2000-2d 采用相同的工况集合与目标函数进行比较。

4.2.1 模型的参数优化策略

Barlat89 模型通过输入 0°、45°、90° 3 个方向的 R 值来隐式确定参数。然而，DIC 实测的 R 值通

常存在误差。若直接使用这些实测值,往往会导致复杂工况下的预测结果失真。因此,本文仅以实测值作为寻优初值,通过多工况的反演进行全局修正。

Yld2000-2d模型传统的解析标定法严重依赖双轴拉伸试验数据。在缺乏该数据的情况下,本文采用优化反演策略,直接针对模型的8个变换参数 α_1~α_8 进行寻优,并以各向同性状态(即 $\alpha_i = 1.0$)作为算法搜索的中心起点。

4.2.2　优化流程与目标定义

进行参数替换与优化前,首先在有限元模型中严格沿实际取样方向定义材料的0°主轴,并使45°和90°试样的材料坐标系与实际取样方向一致。

标定集合包括0°、45°和90°单轴拉伸,以及纯剪、拉剪、中心孔、缺口和穿孔等工况,以覆盖本文试验所涉及的方向性与应力状态。

4.2.3　优化算法与迭代求解

本文利用HyperStudy执行多目标优化,核心对标依据为各工况试验与仿真的"力-位移"响应曲线。优化目标函数设定为:最小化仿真曲线与试验曲线之间所围包络面积。

由于目标工况繁多且各工况的力-位移量级差异显著,系统首先将各个工况的面积残差进行归一化处理。随后对归一化残差求和,并以该总和的极小值作为最终评价标准。

在预设参数范围内调用HyperStudy内置全局响应搜索方法(Global Response Search Method,GRSM),并采用软件内置收敛判据终止迭代。GRSM通过响应面更新与全局探索相结合,可降低陷入局部最优的风险。本研究不修改GRSM算法,重点是标定工况、目标函数、材料卡参数化及HyperStudy—LS-DYNA自动化流程的组合。

经过多轮迭代寻优,Barlat89和Yld2000-2d的最终参数优化结果见表3和表4。

表3　Barlat89各向异性参数反演结果

参数	R_{00}	R_{45}	R_{90}
数值	0.7	1.3	1.06

表4　Yld2000-2d各向异性参数反演结果

参数	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8
数值	1.04	0.96	1.1	0.98	0.98	1.11	1.09	1.1

图4给出了标定后2种模型在(σ_{xx},σ_{yy})空间中的屈服面,图5给出了参与目标函数的多工况标定结果。结果表明,Barlat89模型在预测剪切和穿孔等双轴拉伸工况时,力值略高于试验实测值;而Yld2000-2d模型在所有工况下的仿真曲线均与试验曲线高度一致。这得益于Yld2000-2d参数体系的高灵活性,其屈服面具备更丰富的局部调整特征,从而能更精准地贴合复杂多变的力学响应。

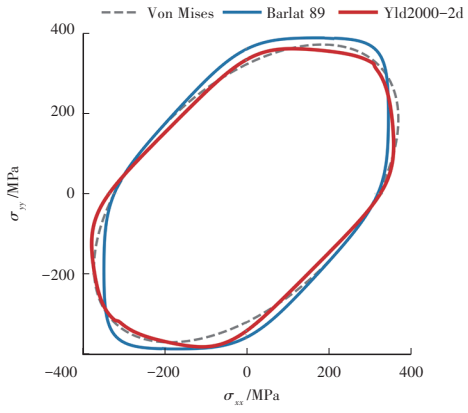


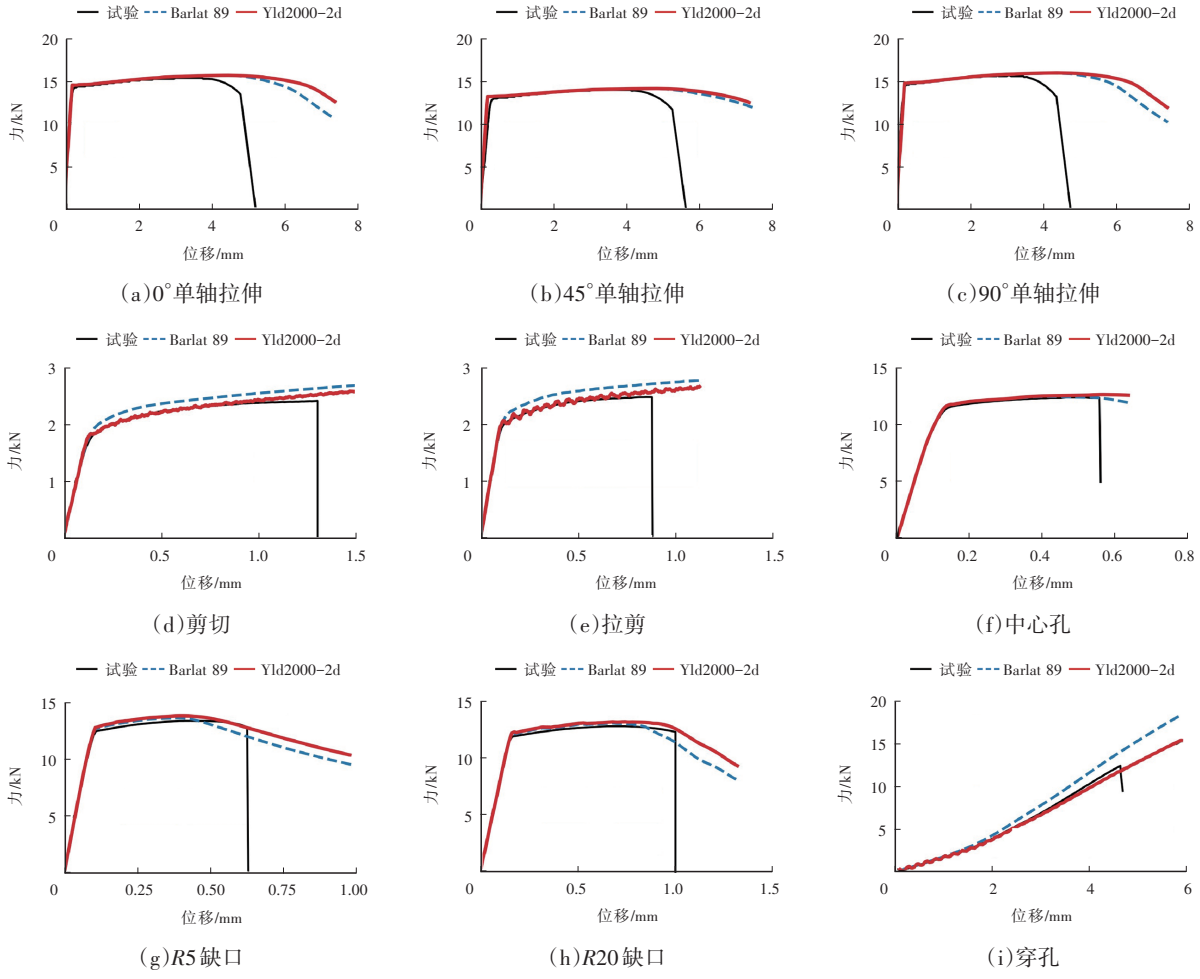
图4　Barlat89与Yld2000-2d模型在(σ_{xx},σ_{yy})空间中的屈服面对比

4.3　应变率效应表征

在500 s^{-1}的高速冲击下,材料的抗拉强度比准静态工况高出18%。若单独处理各个应变率下的本构曲线,极易出现曲线交叉现象,进而导致计算不稳定。本文统一基于准静态本构曲线进行强度缩放。各应变率的动态效应本构修正系数详见表5。修正后,各应变率下的屈服强度和抗拉强度均能与试验结果保持高度一致(图6)。

表5　不同应变率下的本构强度缩放因数

应变率/s^{-1}	修正因数
准静态	1.0
1	1.005
10	1.02
100	1.04
500	1.06

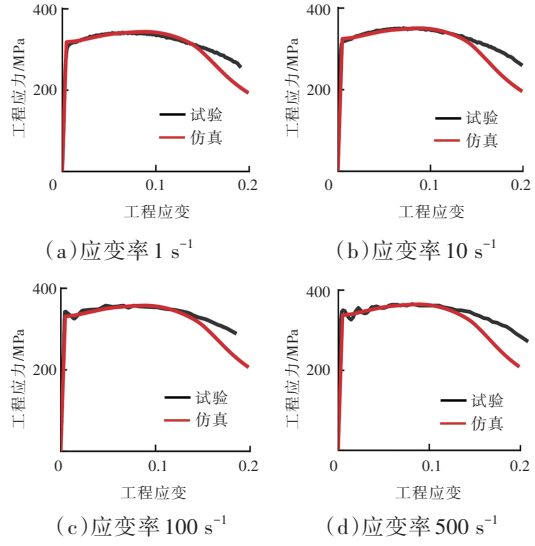


(a)0°单轴拉伸 (b)45°单轴拉伸 (c)90°单轴拉伸

(d)剪切 (e)拉剪 (f)中心孔

(g)*R*5缺口 (h)*R*20缺口 (i)穿孔

图5 多工况试样力—位移响应的试验—仿真标定结果



(a)应变率 1 s^{-1} (b)应变率 10 s^{-1}

(c)应变率 100 s^{-1} (d)应变率 500 s^{-1}

图6 动态应变率修正后的试验—仿真对比

4.4 GISSMO和MMC失效参数标定

在硬化与各向异性参数确定后，以Yld2000-2d模型为例，用GISSMO唯象损伤模型，并以MMC准则作为断裂边界。完整的失效参数标定流程分为2步：基础网格下的MMC断裂曲面反演，以及网格尺寸正则化处理。

4.4.1 MMC失效边界标定

MMC准则标定的核心在于确定3个关键参数c_1、c_2、c_3（K和n已由Swift硬化模型给出）。由于在缺口、拉剪等非标试样的大变形过程中，材料内部局部的应力状态（三轴度η和Lode角参数$\bar{\theta}$）会发生非比例演化，因此本文采用初始失效单元的历史积分平均三轴度，而非断裂瞬间的单一三轴度：

$$\eta_{\text{avg}} = \frac{1}{\varepsilon_p}\int_0^{\bar{\varepsilon}_p} \eta \, \mathrm{d}\bar{\varepsilon}_p \tag{16}$$

各试样采用0.5 mm基准壳单元建模。结合DIC应变场和高速摄像记录确定宏观断裂位移，在有限元模型中定位对应的初始失效单元，提取等效塑性应变与η_{avg}，在三轴度-断裂应变空间内获得一组离散的初始失效点，拟合c_1、c_2、c_3的初值和MMC曲面的初始轮廓。

针对单元删除引起的载荷重分布影响断裂位移，在初始拟合基础上调用HyperStudy进行闭环修正：

a. 优化变量。优化MMC参数c_1、c_2、c_3。

b. 优化目标。以各工况下仿真预测断裂位移与试验实测断裂位移的残差平方和最小为目标，优化MMC参数c_1、c_2、c_3：

$$\min_{c_1,c_2,c_3}\sum_{i=1}^{N}\left[u_{\mathrm{sim},i}^{\mathrm{fail}}\left(c_1,c_2,c_3\right)-u_{\mathrm{test},i}^{\mathrm{fail}}\right]^2 \tag{17}$$

式中：N为参与标定的工况总数，i为工况编号，$u_{\mathrm{sim},i}^{\mathrm{fail}}$为第$i$个工况中仿真模型出现首个单元失效删除时对应的加载位移，$u_{\mathrm{test},i}^{\mathrm{fail}}$为该工况试验中观测到初始宏观断裂时对应的加载位移(sim、test分别表示仿真与试验，fail表示断裂时刻)。

c. 自动化流程。HyperStudy生成新的c_1、c_2、c_3组合后，调用外部Python脚本实时重构MMC失效曲线的离散数据点并更新至LS-DYNA材料卡，随后自动提交求解并提取失效位移进行目标评估。

所得MMC边界及试样断裂位移分别见图7和图8，这些结果表明，模型在参与标定的应力状态范围内总体复现了断裂位移。

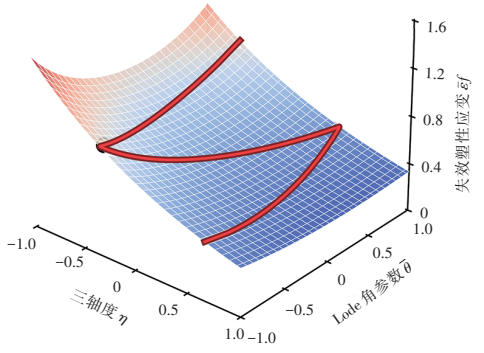
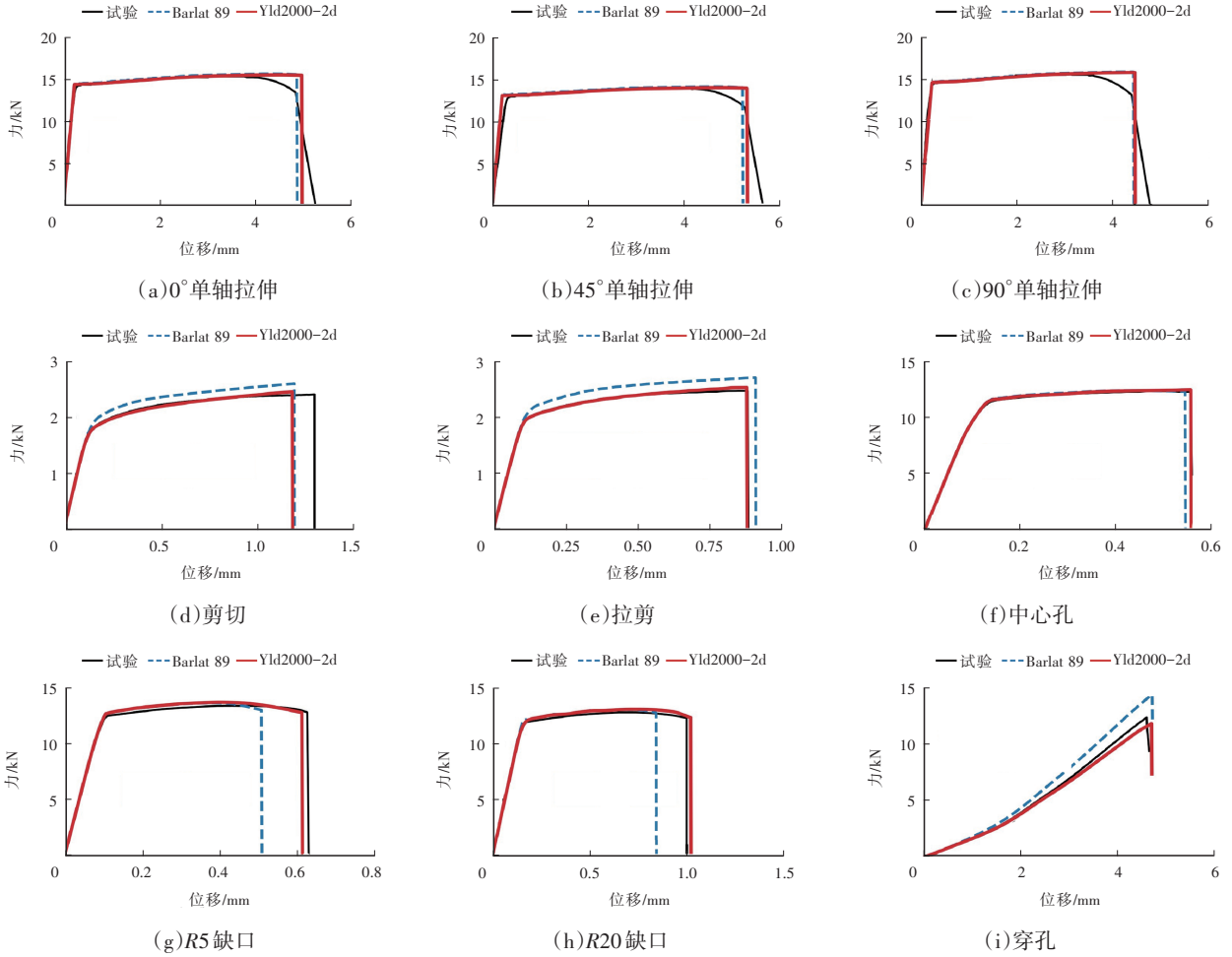


图7　平均应力三轴度的MMC断裂边界



(a)0°单轴拉伸　(b)45°单轴拉伸　(c)90°单轴拉伸

(d)剪切　(e)拉剪　(f)中心孔

(g)*R*5缺口　(h)*R*20缺口　(i)穿孔

图8　多应力状态试样断裂位移的MMC-GISSMO标定结果

4.4.2　GISSMO网格正则化

软化和失效会使局部化带宽度受网格尺寸控制，表现为网格越细、断裂越早。为降低该尺寸依赖性，本文采用GISSMO网格正则化[3,9]。具体标定流程如下：

a. 将MMC断裂曲线与0.5 mm基准网格绑定，并将该网格的断裂应变缩放因数定义为1.0。

b. 针对单轴拉伸工况建立1.0 mm、2.5 mm和

6.25 mm 特征网格模型，保持硬化参数与 MMC 参数不变。

c. 调节各网格尺寸对应的断裂应变缩放因数，使仿真力-位移曲线的断裂位移与试验结果对齐（图 9）。

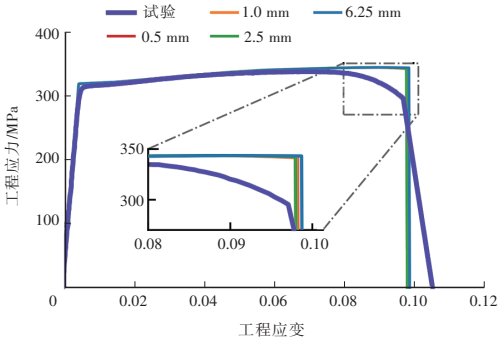


图 9 GISSMO 失效模型正则化对标结果

d. 提取“网格特征尺寸”与对应的“断裂缩放系数”数据，并在 LS-DYNA 软件中录入相应的正则化曲线（图 10）。

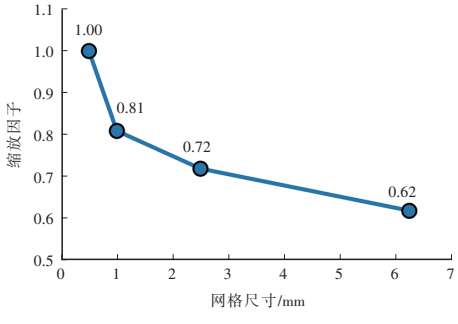


图 10 GISSMO 失效模型网格正则化曲线

5 部件级及整车应用验证

虽然材料本构与失效模型在试样级的参数反演能够精确表征理想应力场下的基础力学响应，但实际汽车结构件在碰撞大变形过程中，往往伴随复杂的几何突变、剧烈的空间应力梯度以及多轴非比例加载。从基础试样到真实部件，再到整车系统的多尺度验证，是评估材料模型工程应用价值的必要步骤。

5.1 防撞梁落锤三点弯曲试验

选取某车型采用该 6082-T6 型材截面的前、后防撞梁总成作为验证对象。通过开展落锤三点弯曲试验，模拟结构在碰撞中的典型受弯折叠状态（图 11）。落锤质量为 345 kg，下落高度为 0.44 m；仿真采用 ELFORM=16 壳单元，平均网格尺寸为 6 mm，分别赋予 Barlat89（*MAT_036）和 Yld2000-2d（*MAT_133）材料卡进行对比。

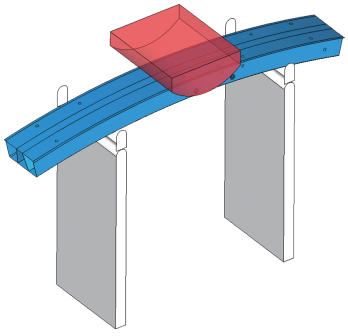
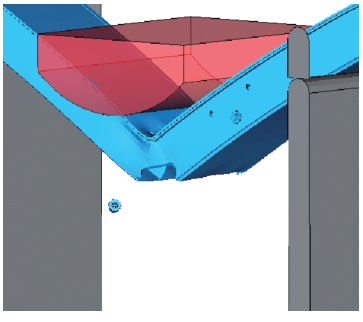
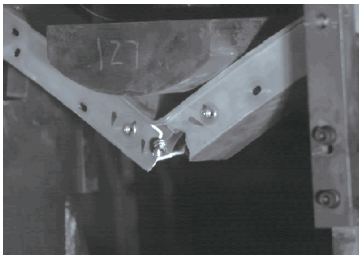


图 11 防撞梁落锤三点弯曲模型

2 种模型均复现了防撞梁宏观“V”型断裂缺口（图 12）。前防撞梁试验峰值载荷为 63.0 kN；Barlat89 预测为 65.4 kN，与试验值相差 3.8%；Yld2000-2d 预测为 63.4 kN，误差为 0.6%（图 13）。后防撞梁中，Barlat89 和 Yld2000-2d 的峰值载荷误差分别为 5.7%、1.7%（图 14）。上述结果表明，在本文部件验证工况中，Yld2000-2d 总体减小了峰值载荷偏差。



（a）仿真结果



（b）试验结果

图 12 前防撞梁宏观“V”型断裂模式的试验—仿真对比

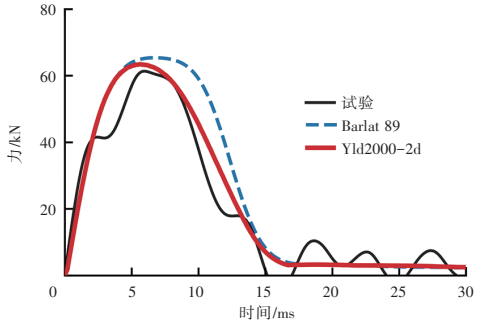


图 13 前防撞梁落锤冲击力—时间响应的试验与仿真对比

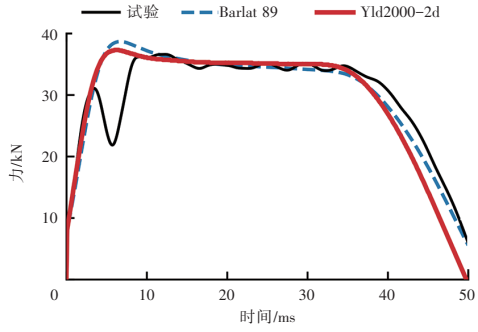
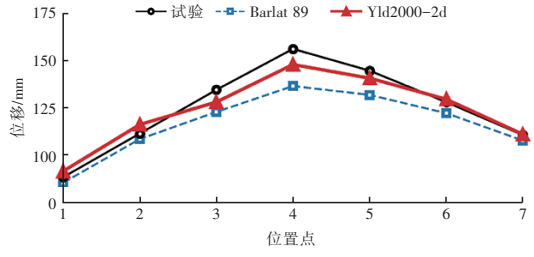


图14　后防撞梁落锤冲击力—时间响应的试验—仿真对比

5.2　低速碰防撞梁断裂

进一步在某车型低速碰撞工况中验证前防撞梁的变形、撕裂和最大后退侵入量。3组结果如图15所示。



(a)各测量位置后退侵入量的试验与仿真对比



(b)实车碰撞试验后前防撞梁的变形形貌

图15　低速碰撞工况下前防撞梁侵入量的试验与仿真结果

早期整车模型采用Barlat89材料卡,预测最大后退侵入量为130 mm,低于实车试验的155 mm。该16.1%的低估属于非保守偏差,会掩盖防撞梁及其连接结构的侵入风险。

在其他模型设置保持不变的条件下,将材料卡替换为Yld2000-2d耦合MMC-GISSMO模型。仿真复现了防撞梁与吸能盒连接处的撕裂模式,最大后退侵入量为149 mm,对应误差3.9%,较Barlat89的16.1%减小。

6　结束语

本文针对具有显著各向异性特征的车用6082-T6挤压铝型材,开展了系统性的对比研究。研究内容涵盖力学基础理论、本构参数反演、部件失效验证以及整车碰撞应用等多个维度。核心结论如下:

a. 传统Barlat89模型仅包含3个参数,而高阶非二次Yld2000-2d屈服准则包含8个独立参数。相较于前者,Yld2000-2d模型能够更灵活、精细地表征材料的屈服面。从根本上提升了铝型材在非比例、复杂应力状态下各向异性流动预测的精度。

b. 针对Yld2000-2d模型参数标定依赖双轴试验的工程痛点,本文提出了一种结合数字图像相关技术(DIC)与全局响应搜索算法的逆向反演策略。该策略证明了在缺乏十字双轴拉伸设备的条件下,依然能够低成本、高效率地标定出高精度的Yld2000-2d材料仿真卡片。

c. 在防撞梁落锤冲击及整车低速碰撞工况中,Yld2000-2d耦合GISSMO的失效模型准确捕获了裂纹的萌生与扩展现象。同时,模型对关键载荷峰值与最大侵入量的预测误差均被成功控制在4%以内。

综上所述,本文系统论证了在碰撞仿真中引入Yld2000-2d并耦合多应力状态断裂边界(MMC+GISSMO)在复杂碰撞工况中的必要性。本研究不仅为高强轻质铝合金结构件的碰撞失效仿真建立了一套先进的技术路线,更为整车的耐撞性评估与精细化、轻量化设计提供了数据支撑。

参考文献:

[1] 肖罡, 郭鹏程, 项忠珂, 等. 汽车铝合金前防撞梁截面的有限空间优化设计[J]. 塑性工程学报, 2023, 30(8): 146-155.

[2] 刘向征, 王建哲, 喻赛, 等. 车用6082铝合金型材断裂失效行为研究[J]. 汽车工艺与材料, 2024(2): 52-58.

[3] 张坤, 白雪山, 孙进, 等. 各向异性屈服准则对铝合金挤压管液压成形仿真精度的影响[J]. 机械工程学报, 2025, 61(4): 167-175.

[4] HILL R. A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals[J]. Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, 1948, 193(1033): 281-297.

[5] BARLAT F, LIAN K. Plastic Behavior and Stretchability of Sheet Metals. Part I: A Yield Function for Orthotropic Sheets under Plane Stress Conditions[J]. International Journal of Plasticity, 1989, 5(1): 51-66.

[6] KUWABARA T, BARLAT F. Deformation Behavior of

Aluminum Alloys under Various Stress States: Material Modeling and Testing[J]. Materials Transactions, 2024, 65 (10): 1193-1217.

[7] BAI Y, WIERZBICKI T. Application of Extended Mohr-Coulomb Criterion to Ductile Fracture[J]. International Journal of Fracture, 2010, 161(1): 1-20.

[8] BAI Y, WIERZBICKI T. A New Model of Metal Plasticity and Fracture with Pressure and Lode Dependence[J]. International Journal of Plasticity, 2008, 24(6): 1071-1096.

[9] NEUKAMM F, FEUCHT M, HAUFE A. Consistent Damage Modelling in the Process Chain of Forming to Crashworthiness Simulations[C]// LS-DYNA Anwenderforum. Bamberg: DYNAmore GmbH, 2008.

[10] ANDRADE F X C, FEUCHT M, HAUFE A, et al. An Incremental Stress State Dependent Damage Model for Ductile Failure Prediction[J]. International Journal of Fracture, 2016, 200: 127-150.

[11] NEUKAMM F, FEUCHT M, HAUFE A. Considering Damage History in Crashworthiness Simulations[C]// 7th European LS-DYNA Conference. Salzburg: DYNAmore GmbH, 2009.

[12] BARLAT F, BREM J C, YOON J W, et al. Plane Stress Yield Function for Aluminum Alloy Sheets—Part 1: Theory[J]. International Journal of Plasticity, 2003, 19(9): 1297-1319.

[13] 付佳伟, 马臻, 聂祥樊, 等. 基于虚场法的铝合金各向异性屈服及硬化属性参数同步表征[J]. 机械工程学报, 2021, 57(20): 68-78+88.

[14] KIM H, HONG S, KYEONG J, et al. Effect of Plastic Anisotropy on Hosford-Coulomb Fracture Criterion of Aluminum Extrusions[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2026, 315: 111911.

[15] WOODTHORPE J, PEARCE R. The Anomalous Behaviour of Aluminium Sheet under Balanced Biaxial Tension[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1970, 12(4): 341-347.

[16] HOSFORD W F. A Generalized Isotropic Yield Criterion[J]. Journal of Applied Mechanics, 1972, 39(2): 607-609.

[17] SWIFT H W. Plastic Instability under Plane Stress[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1952, 1 (1): 1-18.

[18] HOCKETT J E, SHERBY O D. Large Strain Deformation of Polycrystalline Metals at Low Homologous Temperatures[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1975, 23(2): 87-98.

AT&M