旋压成形损伤断裂缺陷预测研究进展

詹梅[a,b,c]，李锐[a,b,c]，郑泽邦[a,b,c]，高鹏飞[a,b,c]，张洪瑞[a,b,c]，吕伟[a,b,c]

（西北工业大学 a. 陕西省高性能精确成形技术与装备重点实验室；
b. 凝固技术国家重点实验室；c. 材料学院，西安 710072）

摘要：薄壁构件旋压成形中经常出现构件破裂的现象，给生产制造带来了巨大的经济损失。主要综述了旋压成形中破裂预测的研究进展及破裂预测的损伤模型的发展概况，并结合笔者的研究经历将不同损伤模型耦合到各向异性 Barlat 89 屈服准则中，通过半隐式图形返回算法进行数值化，来实现应力、应变和损伤值等变量的更新。然后将不同断裂模型应用于各向异性 2219-O 铝合金剪切旋压破裂的预测，获得了不同断裂模型预测损伤值偏离其阈值不同程度的原因。最后展望了旋压成形破裂预测中仍然存在的难题和挑战。

关键词：旋压成形；延性断裂；损伤模型；断裂预测

DOI：10.3969/j.issn.1674-6457.2019.05.002

中图分类号：TG306 **文献标识码：**A **文章编号：**1674-6457(2019)05-0013-08

Research Progress on Fracture Prediction in Spin-forming

ZHAN Mei[a,b,c], *LI Rui*[a,b,c], *ZHENG Ze-bang*[a,b,c], *GAO Peng-fei*[a,b,c], *ZHANG Hong-rui*[a,b,c], *LYU Wei*[a,b,c]

(a. Shaanxi Key Laboratory of High-Performance Precision Forming Technology and Equipment;
b. State Key Laboratory of Solidification Processing;
c. School of Materials Science and Engineering, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

ABSTRACT: Fracture of thin-walled components often occurs in the spin forming, bringing huge economic losses to production and manufacturing. The research progress for fracture prediction in spin forming and the development of damage models for fracture prediction were reviewed. Combined with the author's research experience, different damage models were coupled into the anisotropic Barlat 89 yield criterion. The semi-implicit graph returning algorithm was numerically implemented to update variables such as stress, strain and damage values. Then, different fracture models were applied to fracture prediction in shear-spinning of anisotropic 2219-O aluminum alloy and the reasons for deviation from their threshold values were obtained. Finally, the difficulties and challenges of fracture prediction in spin forming were prospected.

KEY WORDS: spin forming; ductile fracture; damage model; fracture prediction

旋压成形技术具有产品精度高、性能优异，材料利用率高，所需设备吨位小及工艺柔性高等优点，是加工薄壁回转体构件的有效途径之一[1—3]。出于节能减排的轻量化需求，薄壁回转体旋压构件广泛应用于航空航天、兵器、汽车等金属精密塑性加工领域。由于构件壁薄和材料显著硬化，使旋压成形中

收稿日期：2019-07-02
基金项目：国家杰出青年科学基金（51625505）；航天先进制造技术联合基金（U1537203）
作者简介：詹梅（1972—），女，博士，教育部“长江学者”特聘教授，中组部“万人计划”领军人才，主要研究方向为高性能构件精确塑性成形理论与技术。

极易出现破裂等缺陷。同时由于旋压成形过程中材料会承受复杂的应力状态并经历剧烈的不均匀塑性变形，加之轧制板材变形织构引起的材料各向异性，使得旋压成形中破裂的精确预测非常困难。借助于计算机仿真技术，将延性断裂模型嵌入有限元仿真软件来实现旋压成形中破裂的精确预测，是解决该难题的有效途径之一。

目前，已有大量学者将断裂模型嵌入有限元仿真软件来实现旋压成形中破裂的预测。Zhan 等[4]将 Lemaitre 和 C-L 损伤模型用于 LF2M 铝合金剪切旋压破裂的预测，发现 Lemaitre 模型较 C-L 模型能更好预测剪切旋压中的破裂。夏琴香等[5]用修正的 Oyane 准则很好地预测了剪切旋压成形时的断裂位置及其极限减薄率。Ma 等[6]将几种经典的非耦合断裂准则用于 TA2 钛合金筒形件流动旋压中破裂的预测，结果表明，C-L 准则相比其他断裂模型能更好预测其破裂。Wang 等[7]的研究表明，初始的 GTN 模型由于忽略应力三轴度和剪切变形对断裂的影响，不能很好预测剪切旋压中的断裂。Wu 等[8]对 GTN 模型进行了修正，将断裂应变定义为应力三轴度的函数，同时修正了在负应力三轴度下空洞的形核方程，修正的 GTN 模型很好地预测了 2024-T351 铝合金筒形件流动旋压的破裂。但以上模型中均未考虑轧制板材料各向异性对旋压成形断裂预测的影响，而现有研究表明材料各向异性对金属板材流变行为和断裂均有重要影响[9—11]，且上述研究并未系统对比不同断裂准则在剪切旋压中破裂预测的适用性。

西北工业大学詹梅教授团队针对以上两个关键问题，重点基于各向异性铝合金板坯剪切旋压中的破裂行为开展系统性研究，并取得重要进展。文中将重点综述上述部分的研究进展，并指出未来旋压成形断裂预测中仍需研究解决的难点问题。

1 损伤模型进展

根据是否考虑材料损伤对其力学性能的影响，损伤模型可以分为耦合损伤模型和非耦合损伤模型两类。耦合损伤模型认为材料损伤对材料有软化作用，而非耦合模型认为材料损伤对材料性能没有影响。虽然耦合损伤模型能更准确反映材料变形的物理机制，但由于耦合损伤模型中受损伤影响的力学性能参数较多，参数标定复杂，导致模型计算效率低且易出现不收敛的现象。耦合损伤模型中具有代表性的有基于细观力学空洞形核、长大、聚集的 GTN 模型[12—14]和基于连续介质力学 CDM 模型中的 Lemaitre 损伤模型[15]。近来研究表明，最初的 GTN 模型和 Lemaitre 损伤模型均不适用于低应力三轴度下金属材料的延性断裂，虽大量学者分别对上述模型进行了修正，但修正的模型中材料参数众多且相互依赖，导致参数的确定更加复杂，进而限制了耦合损伤模型在实际工业生产中的应用[16]。

另一方面，非耦合损伤模型由于计算效率高、参数相对容易确定而被广泛使用。基于能量法的 Freudenthal[17]损伤模型于 1950 年首先被提出和使用，模型中当单元体积的弹性功达到一临界值时破裂就会发生。Cockcroft & Latham[18]根据经验将 Freudenthal 模型中的等效应力替换为最大主应力，他们认为第一主应力对断裂起决定性作用，形成 C-L 模型。Oh 等[19]进而将 C-L 模型中第一主应力除以等效应力来进行归一化处理，修正后的模型准确预测了 2024-T35 铝合金挤压和 SAE 1144 钢拉拔中的断裂。Brozzo 等[20]通过考虑平均应力对断裂的影响，对 C-L 模型进行了进一步修正。Rice & Tracey[21]发现空隙扩张率和平均正应力与屈服应力之比呈指数增长，这之后，静水压力对断裂的重要作用逐渐被人们注意到。Oyane 等[22]发明了一种用于多孔材料与静水应力相关的断裂准则。Bao & Wierzbicki[23]通过对应力三轴度在−0.3~1.0 之间变化的 15 种不同形状类型的 2024-T351 铝合金试样进行拉伸试验，建立了断裂应变随应力三轴度变化的模型，揭示了应力三轴度在延性断裂中发挥的重要作用。Xue[24]发现 2024-T351 铝合金的剪切断裂应变小于单向拉伸时的断裂应变，而这种现象不能用传统的延性断裂模型（如 R-T 模型）中的应力三轴度负敏感性来解释。他阐明传统的延性断裂模型未考虑剪切应力对断裂的影响，并在新建立的断裂模型中引入了罗德参数用来表征剪切应力对断裂的影响。Bai & Wierzbicki[25]通过对 Mohr-Coulomb（MC）断裂准则进行修正，同时考虑了应力三轴度和罗德参数对断裂的影响，建立了修正的 MMC 断裂模型，发现其能很好预测 2024-T351 铝合金和 TRIP RA-K40/70 钢在不同应力三轴度下的断裂，此后 MMC 模型被广泛应用于金属板材的延性断裂[26—28]。Lou 等[29]于 2012 年首次提出了一种基于微观变形机理驱动的宏观断裂模型（DF2012），该模型中同时考虑了应力三轴度和最大剪应力对断裂的影响，并认为损伤的应力三轴度阈值为 1/3，低于此应力三轴度下的变形，材料不发生损伤的累积。Lou 等[30]于 2014 年认为 DF2012 模型中应力三轴度的阈值应为一变化值，并对其进行了修正，建立了 DF2014 断裂模型，该模型很好预测了正应力三轴度除等双拉应力状态金属板材的延性断裂。Lou 等[31]于 2016 年通过引入新的参数 C_4 来解决 DF2014 不能很好预测等双拉应力状态下的断裂，建立了 DF2016 断裂模型。

2 本构模型及断裂准则

受制于有限元仿真软件自带本构和断裂模型不足的限制，不同断裂模型用于塑性加工中破裂的预测

常需对有限元仿真软件材料模型进行二次开发，通过将不同断裂准则嵌入本构模型来实现其在塑性加工中破裂预测的应用。文中通过对 ABAQUS 有限元仿真软件材料模型进行二次开发，结合 VUMAT 子程序，通过本构模型数值化来实现不同断裂模型中用以表征材料断裂的损伤值参数随应力、应变及其他状态变量的更新。

2.1　本构模型

本构模型包括屈服准则、硬化法则和流动法则，其中屈服准则用于描述材料何时从弹性变形状态进入到塑性变形状态及初始和后继屈服轨迹在主应力空间中的形状，硬化法则决定后继屈服应力随等效塑性应变的变化，流动法则决定应力和应变增量的关系。文中，Barlat 89[32]各向异性屈服准则用于描述铝合金的各向异性屈服行为，各向同性幂指数强化法则用于描述铝合金的加工硬化行为，关联流动法则用于描述应力和应变增量的关系。

Barlat 89 各向异性屈服准则由于能较好预测铝合金的塑性变形行为，被广泛应用于具有各向异性的铝合金板材成形中，其屈服方程见式（1）。

$$\bar{\sigma}=\left(\frac{a\left|K_1+K_2\right|^m+a\left|K_1-K_2\right|^m+c\left|2K_2\right|^m}{2}\right)^{1/8} \tag{1}$$

式中：$K_1=\dfrac{\sigma_{xx}+h\sigma_{yy}}{2}$；$K_2=\sqrt{\left(\dfrac{\sigma_{xx}-h\sigma_{yy}}{2}\right)^2+p^2\sigma_{xy}^2}$；$\sigma_{xx}$ 为沿轧制方向的应力；σ_{yy} 为板材面内垂直于轧制方向宽度方向的应力；σ_{xy} 为 x-y 平面内的切应力。对于 m 值，体心立方为 6，面心立方为 8。Barlat 89 中共含有 4 个参数，分别是 a, c, h, p，其中前 3 个参数可根据式（2）来确定。

$$\begin{cases} a=2-2\sqrt{\dfrac{R_0}{1+R_0}\dfrac{R_{90}}{1+R_{90}}} \\ c=2-a \\ h=\sqrt{\dfrac{R_0}{1+R_0}\dfrac{1+R_{90}}{R_{90}}} \end{cases} \tag{2}$$

对于 p 值，可根据 $R_\phi=\dfrac{2m\bar{\sigma}^m}{\left(\dfrac{\partial f}{\sigma_{xx}}+\dfrac{\partial f}{\sigma_{yy}}\right)\sigma}-1$，在 ϕ=45° 对应的 R_{45} 通过迭代或优化算法获得，具体获得方法参考文献[32]。硬化法则用式（3）来表示。

$$\sigma_s=K\bar{\varepsilon}^n \tag{3}$$

式中：σ_s 为屈服应力；K 为强度系数；n 为硬化指数；$\bar{\varepsilon}$ 为等效应变。关联流动法则用式（4）来表示。

$$\mathrm{d}\varepsilon_{ij}^{\mathrm{p}}=\mathrm{d}\lambda\frac{\partial f}{\partial\sigma_{ij}} \tag{4}$$

式中：$\mathrm{d}\varepsilon_{ij}^{\mathrm{p}}$ 为塑性应变增量；f 为屈服方程；σ_{ij} 为应力张量；$\mathrm{d}\lambda$ 为塑性参数增量。

2.2　本构模型数值化

本构模型数值算法的实现通常有显式和隐式两种。显示算法屈服面易于发生“漂移”，使得更新得到的应力有时不在屈服面上，造成应力计算不准确；隐式算法具有计算精确的优点，但由于对屈服方程进行复杂的二阶偏导且迭代中易出现不收敛。文中综合显示和隐式算法的优缺点，采用半隐式图形返回算法[33]来实现本构模型中应力、应变及状态变量的更新。

应力更新算法可分为 3 步。首先，为了得到弹性试应力，假设输入的离散应变增量都是弹性应变；其次，就是通过弹性本构或弹塑性本构关系来更新状态变量，这是整个算法中最为关键和核心的一部分；最后，保证这些得到的更新变量能够满足屈服条件。具体求解步骤如图 1 所示。

应变率可以分解为弹性和塑性部分，见式（5）。

$$\dot{\varepsilon}=\dot{\varepsilon}^{\mathrm{e}}+\dot{\varepsilon}^{\mathrm{p}} \tag{5}$$

应力率和应变率之间的关系满足式（6）。

$$\dot{\sigma}=C:\dot{\varepsilon}^{\mathrm{e}}=C:\left(\dot{\varepsilon}-\dot{\varepsilon}^{\mathrm{p}}\right) \tag{6}$$

式中：C 为弹性矩阵。屈服准则满足式（7）。

$$f(\sigma,q_0)=0 \tag{7}$$

式中：q_0 为等效塑性应变 $\bar{\varepsilon}^{\mathrm{p}}$。塑性流动法则和内变量的演化满足式（8）。

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}^{\mathrm{p}}=\dot{\lambda}r_n\left(\sigma,q\right) \qquad r=\partial f/\partial\sigma \\ \dot{q}_0=\dot{\lambda}h_{0(n)} \end{cases} \tag{8}$$

式中：r 为塑性流动方向；$\dot{\lambda}$ 为塑性率参数；h_0 为等效塑性应变变化率。一致性条件见式（9）。

$$\dot{f}=f_\sigma:\dot{\sigma}+f_{q_0}\cdot\dot{q}_0=0 \tag{9}$$

采用关联流动模型，r=f_σ，由式（6—9）可得，塑性率参数 $\dot{\lambda}$ 见式（10）。

$$\dot{\lambda}=\frac{f_\sigma:C:\dot{\varepsilon}}{f_\sigma:C:r_n-f_{q_0}\cdot h_{0(n)}} \tag{10}$$

半隐式图形返回算法是关于塑性参数 $\Delta\lambda$ 采用隐式，而关于塑性流动方向 r 和塑性模量 h 采用显示的算法，即在步骤结束时计算塑性参数的增量，而在步骤开始时计算塑性流动的方向和塑性模量。算法更新的核心是已知 n 时刻的一组状态变量 $\left(\varepsilon_n,\varepsilon_n^{\mathrm{p}},q_n\right)$ 和应变增量 $\Delta\varepsilon$，求解 $\left(\varepsilon_{n+1},\varepsilon_{n+1}^{\mathrm{p}},q_{n+1}\right)$ 的过程，见式（11）所示。

$$\begin{cases} \varepsilon_{n+1}=\varepsilon_n+\Delta\varepsilon \\ \varepsilon_{n+1}^{\mathrm{p}}=\varepsilon_n^{\mathrm{p}}+\Delta\lambda_{n+1}r_n \\ q_{0(n+1)}=q_{0(n)}+\Delta\lambda_{n+1}h_{0(n)} \\ D_{n+1}=D_n+\Delta D_{n+1} \\ \sigma_{n+1}=C:\left(\varepsilon_{n+1}-\varepsilon_{n+1}^{\mathrm{p}}\right) \\ f_{n+1}=f\left(\sigma_{n+1},q_0\right)=0 \end{cases} \tag{11}$$

式中：q_0 为内变量，对应等效塑性应变 $\bar{\varepsilon}^{\mathrm{p}}$；$D_n$ 为表征材料损伤的参数。

此外，对于平面应力状态，根据金属压缩体积不变原理，可根据式（12）实现板材厚度方向的弹塑性应变的更新。

$$\begin{cases}\varepsilon^{\mathrm{e}}_{33,(n+1)}=\varepsilon^{\mathrm{e}}_{33,(n)}-\nu\left(\Delta\varepsilon^{\mathrm{e}}_{11}+\Delta\varepsilon^{\mathrm{e}}_{22}\right)/\left(1-\nu\right)\\ \varepsilon^{\mathrm{p}}_{33,(n+1)}=\varepsilon^{\mathrm{p}}_{33,(n)}-\Delta\varepsilon^{\mathrm{p}}_{11}-\Delta\varepsilon^{\mathrm{p}}_{22}\end{cases}\tag{12}$$

2.3 断裂准则

文中将 3 种经典常用的非耦合断裂准则 Freudenthal, C-L, Oyane-Sato 模型和一种先进高级的非耦合断裂准则 MMC4 嵌入到各向异性 Barlat 89 屈服准则中，通过半隐式图形返回算法实现模型的数值化和损伤值的更新，最后将这 4 种断裂准则分别用于 2219 铝合金剪切旋压破裂的预测，对比分析不同断裂准则在剪切旋压中破裂的预测能力。4 种断裂准则方程表达式如表 1 所示，其中前 3 种经典传统断裂准则的损伤阈值参数可由单拉实验的模拟获得。MMC4 损伤阈值为 1.0，利用最小二乘法，其他参数获取可参考文献[25]。最终可获得 3 种经典传统断裂准则的损伤阈值 C_1=99, C_2=101, C_3=0.36。高级断裂准则 MMC4 中 C_4=1.0, c_1=0.1723, c_2=149.945, c_θ^s=1.0222, c_θ^{ax} = 1.0554。

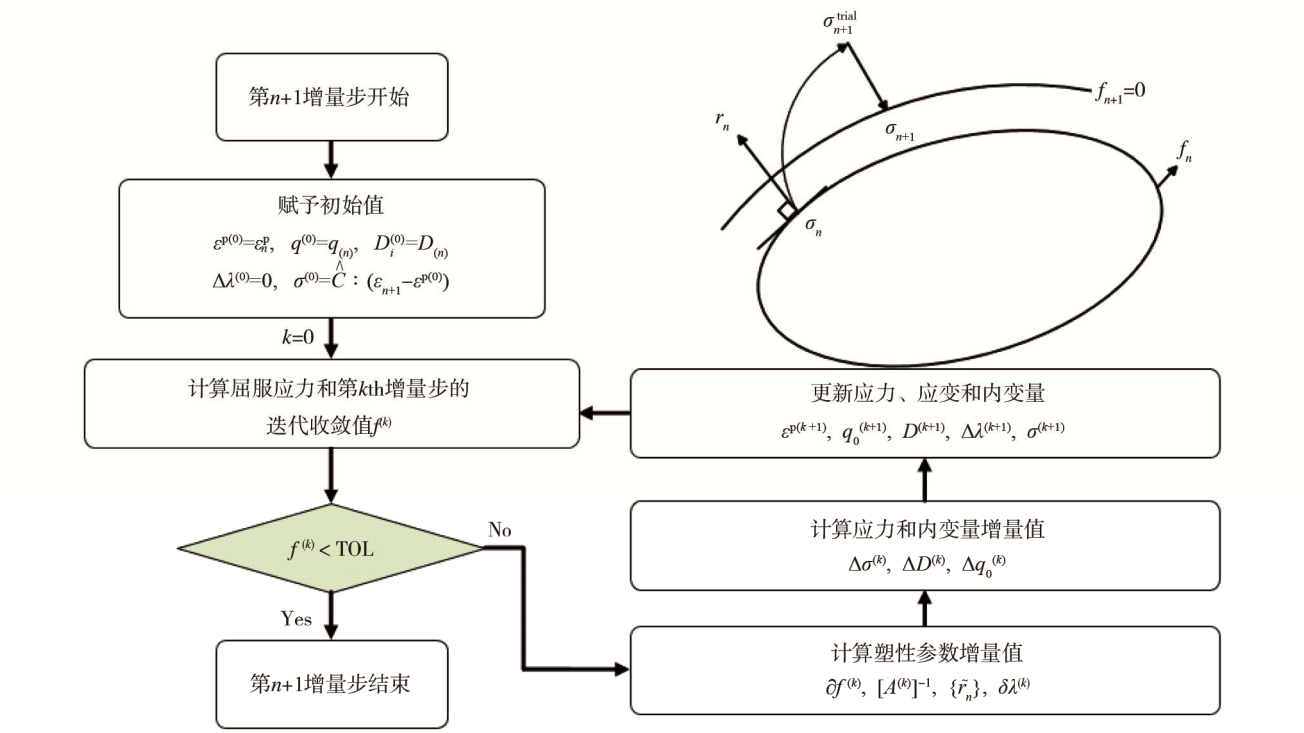


图 1 半隐式图形返回算法实现应力、应变及状态变量的更新

Fig.1 Semi-implicit graph returning algorithm for updating stress, strain and state variables

表 1 非耦合损伤准则

Tab.1 Uncoupled damage criteria

断裂模型	方程
Freudenthal	$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\bar{\sigma}\mathrm{d}\bar{\varepsilon}=C_1$
C-L	$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\sigma_1\mathrm{d}\bar{\varepsilon}=C_2$
Oyane-Sato	$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\left(\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}+\frac{1}{3}\right)\mathrm{d}\bar{\varepsilon}=C_3$
MMC4	$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f}\frac{\mathrm{d}\bar{\varepsilon}}{\bar{\varepsilon}_f\left(\eta,\bar{\theta}\right)}=C_4$，其中，$\bar{\varepsilon}_f\left(\eta,\bar{\theta}\right)=\left\{\frac{A}{c_2}\left[c_\theta^s+\frac{\sqrt{3}}{2-\sqrt{3}}\left(c_\theta^{ax}-c_\theta^s\right)\left(\sec\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right)-1\right)\right]\left[\sqrt{\frac{1+c_1^2}{3}}\cos\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right)+c_1\left(\eta+\frac{1}{3}\sin\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right)\right)\right]\right\}^{-\frac{1}{n}}$

3　旋压成形破裂预测

采用 ABAQUS 有限元仿真软件建立了异型曲面构件剪切旋压有限元仿真模型（见图 2），其中坯料为 2 mm 厚的 2219 铝合金并将其定义为变形体，采用 S4R 四节点缩减积分壳单元进行网格划分。芯模和旋轮定义为刚体，同时设置刚体参考点 RP 代表刚体的自由度，通过参考点对刚体进行加载约束并研究其受力和运动等情况。材料模型采用第 2 节通过 VUMAT 子程序开发的并嵌入表 1 中 4 种断裂准则的本构模型。由于模具（旋轮、芯模）简化成刚体，坯料为变形体，因此，在处理模具和变形体的接触时，模具和坯料间采用面-面接触方式，模具接触面为主面（First surface），坯料内外表面作为从面（Second surface），接触约束算法采用罚函数法，用以控制接触穿透。工件顶端与芯模采用 Tie 约束，使其能够与芯模保持同步转动，避免了尾顶的建模工作。异型曲面构件旋压工艺主要参数如表 2 所示。

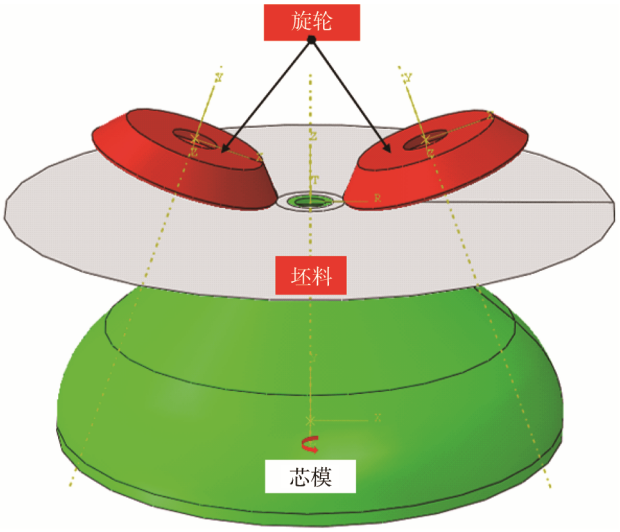


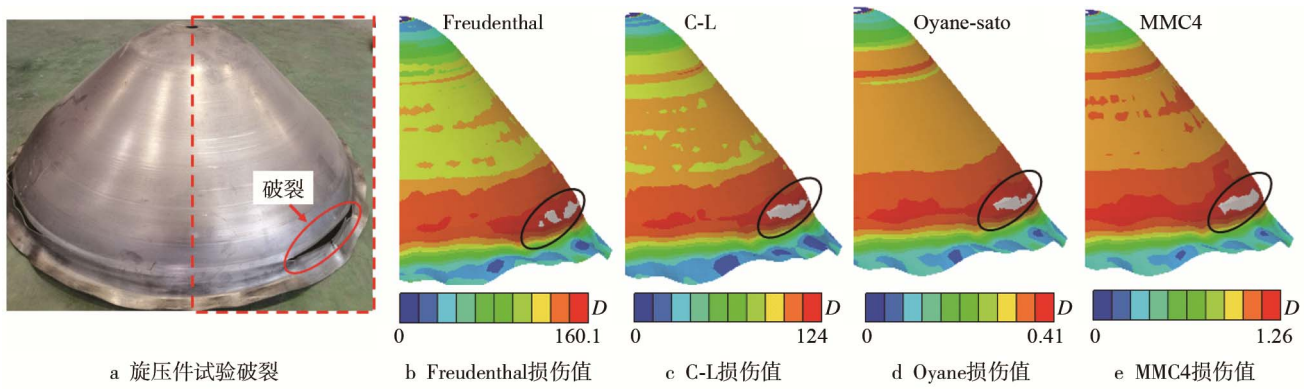
图 2　旋压有限元模型
Fig.2 FE model of shear spinning

参考 Bao & Wierzbicki[23]，4 种断裂准则应力三轴度的阈值均为−1/3，即应力三轴度低于−1/3 时，认为材料不再发生损伤。图 3 为异型旋压件实验中的破裂和 4 种断裂准则在断裂时刻所累积的损伤值，可以看出 4 种断裂准则均能预测异型件剪切旋压破裂出现的位置，但其损伤预测值偏离其阈值程度却存在很大差异。Freudenthal 预测值偏离阈值最大，预测值超过阈值 60%多；其次是 MMC4 准则，其预测值高出阈值 26%；然后是 C-L 准则，其预测值高出阈值约 23%；预测精度最高的是 Oyane 准则，其预测值仅高出阈值近 14%。由此可见，基于能量法的 Freudenthal 断裂准则在剪切旋压中预测偏差最大；MMC4 作为高级的断裂准则，但其预测剪切旋压中的破裂仍然偏差较大；C-L 准则尽管能较好预测流动旋压破裂，但剪切旋压中预测偏差仍较大；而 Oyane-Sato 断裂模型相对 MMC4 断裂准则，尽管形式简单，但其在剪切旋压中的预测精度最高。

图 3 的预测结果表明，文中 4 种断裂准则均能预测剪切旋压中断裂发生的位置，但其损伤预测值偏离其对应阈值的程度却大不相同，且都高于其对应的阈值。为进一步分析 4 种断裂准则预测结果偏离损伤阈值不同程度的原因，绘制了 4 种断裂准则下断裂应变随应力三轴度变化的曲线，如图 4 所示。可以发现，Freudenthal 模型中的断裂应变为一常数，而其他 3 种模型中的断裂应变均随应力三轴度的变化而不同程

表 2　剪切旋压模型中集合参数及工艺参数
Tab.2 Geometric and process parameters in shear spinning model

参数	工件直径d/mm	工件厚度t/mm	旋轮直径D/mm	旋轮圆角半径r/mm	进给比f/(mm·r^{-1})
数值	780	2.0	250	5.0	1.0



a 旋压件试验破裂　b Freudenthal损伤值　c C-L损伤值　d Oyane损伤值　e MMC4损伤值

图 3　旋压成形实验破裂和不同断裂模型预测的损伤值
Fig.3 Experimental fracture and damage predicted by different fracture models in shear spinning

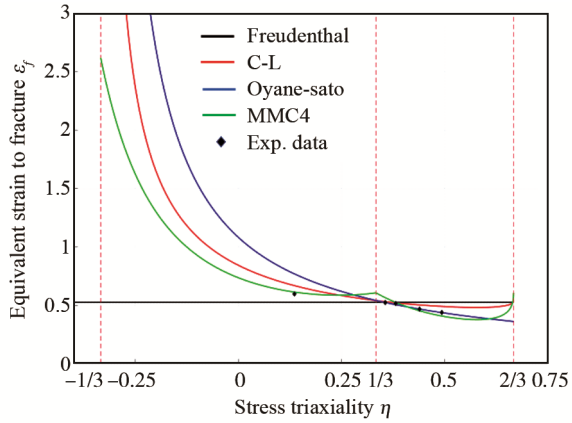


图 4 4 种断裂模型断裂应变随应力三轴度的变化

Fig.4 Variation of fracture strains with stress triaxiality of four fracture models

度地变化。图 4 中黑色菱形点为通过单拉实验测得的 2219 铝合金不同应力三轴度下的断裂应变，可以发现 MMC4 高级断裂模型很好地预测了单拉条件不同应力三轴度下 2219 铝合金的断裂，而经典常用的 Freudenthal, C-L, Oyane-Sato 这 3 种断裂准则并不能很好预测不同应力三轴度下 2219 铝合金的断裂。然而，对于存在复杂塑性变形行为的剪切旋压破裂预测中，高级断裂准则 MMC4 模型预测的偏差也较大，预测精度甚至低于一些传统简单形式的断裂模型。从图 4 可以看出，在应力三轴度大于−1/3 大部分范围内，Oyane-Sato 模型预测的断裂应变较其他 3 种最大，而 Freudenthal 模型预测的断裂应变总体最小，所以才导致 Oyane-Sato 模型预测的结果最不易断裂，即损伤预测值高出其阈值最小，而 Freudenthal 模型预测的结果更容易断裂，损伤值高出其阈值最大。对于 C-L 和 MMC4 断裂模型，二者预测的断裂应变随应力三轴度的变化曲线较为接近，故二者损伤预测值偏离其对应阈值程度较为接近。

断裂模型的断裂轨迹不仅受应力三轴度的影响，而且受罗德参数的影响。图 5 为 4 种断裂模型的断裂轨迹在应力三轴度 η 和罗德参数 L 空间中的断裂面。可以发现，4 种断裂模型的断裂面在 $(\eta, L, \bar{\varepsilon}_f)$ 空间中的分布存在很大差异。Freudenthal 模型断裂面为一水平面，不随应力三轴度和罗德参数的变化而变化，其他 3 种模型的断裂面均随应力三轴度和罗德参数的变化而变化，总体随应力三轴度的减小而增大，这与图 4 变化趋势一致。Oyane-Sato 模型断裂面随应力三轴度的变化最为剧烈，随应力三轴度的减小而急剧增大。MMC4 和 C-L 断裂面随应力三轴度变化相对 Oyane-Sato 模型较为平缓，这些均与图 4 的变化趋势一致。结合图 4 和图 5 可知，不同断裂模型的断裂轨迹或断裂面存在的巨大差异是造成其在剪切旋压中损伤值预测出现不同程度偏离其阈值的原因。

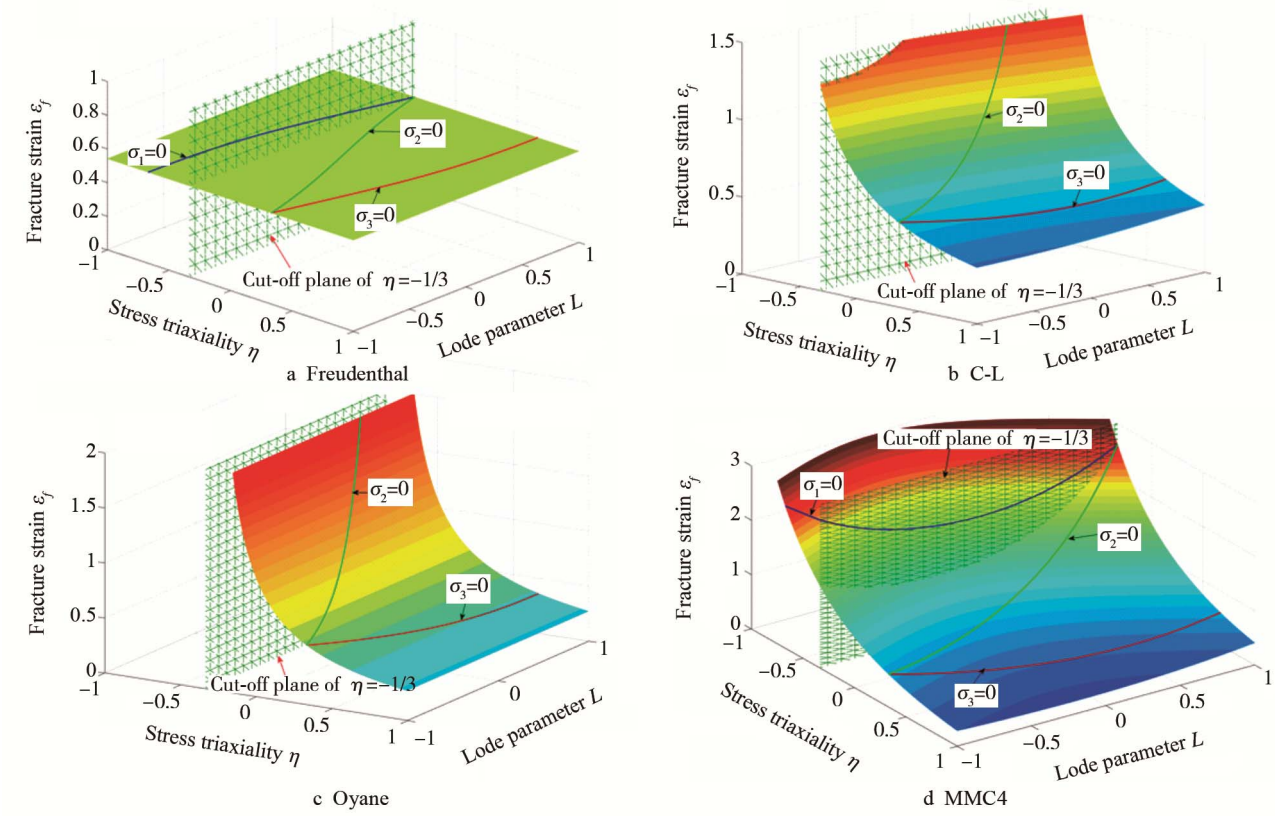


图 5 4 种断裂模型断裂面在 $(\eta, L, \bar{\varepsilon}_f)$ 空间中的分布

Fig.5 Distribution of fracture surface of four fracture models in space of $(\eta, L, \bar{\varepsilon}_f)$

4　结语

高级断裂模型（如 MMC4）尽管能较好预测单拉等比例加载实验中的断裂，但对于剪切旋压中破裂的精确预测还存在较大的偏差。不同断裂模型中断裂轨迹（或断裂面）的不同是造成不同断裂模型损伤预测值偏离其对应阈值不同程度的原因。旋压成形中不均匀塑性变形显著，是典型的复杂加载路径下的成形过程，断裂的精确预测相比于普通单拉等比例加载试验更为复杂，需要考虑与实际成形相关的因素也更多。此外，旋压成形中使用的初始板坯通常具有明显各向异性，且成形过程中材料的环向和轴向流动也使其有新织构产生，且二者相互影响。旋压成形中材料局部应力状态复杂且处于动态变化中，应力三轴度变化范围很大，有别于应力三轴度发生微小变化的比例加载等拉伸试样的断裂。而目前常用的断裂准则包括先进断裂准则的参数均采用比例加载条件下的单拉实验获取，这些都导致具有复杂变形历史旋压加工中断裂的精确预测仍然面临巨大挑战。

参考文献：

[1] WONG C C, DEAN T A, LIN J. A Review of Spinning, Shear Forming and Flow Forming Processes[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2003, 43(14): 1419—1435.

[2] MUSIC O, ALLWOOD J M, KAWAI K. A Review of the Mechanics of Metal Spinning[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2010, 210(1): 3—23.

[3] 宋玉泉. 连续局部塑性成形的发展前景[J]. 中国机械工程, 2000, 11(Z1): 65—67.
SONG Yu-Quan. The Prospect of Successive Partial Plastic Forming[J]. China Mechanical Engineering, 2000, 11(Z1): 65—67.

[4] ZHAN M, GU C G, JIANG Z Q, et al. Application of Ductile Fracture Criteria in Spin-forming and Tube-bending Processes[J]. Computational Materials Science, 2009, 47: 353—365.

[5] 夏琴香, 周立奎, 程秀全, 等. 金属剪切旋压成形时的韧性断裂准则研究[J]. 机械工程学报, 2018, 14: 66—73.
XIA Qin-xiang, ZHOU Li-kui, CHENG Xiu-quan, et al. Ductile Fracture Criterion for Metal Shear Spinning[J]. China Mechanical Engineering, 2018, 14: 66—73.

[6] MA H, XU W C, SHAN D B, et al. Damage Evaluation in Tube Spinnability Test with Ductile Fracture Criteria[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2015, 100: 99—111.

[7] WANG X, ZHAN M, GUO J, et al. Evaluating the Applicability of GTN Damage Model in Forward Tube Spinning of Aluminum Alloy[J]. Metals, 2016, 6: 136.

[8] WU H, XU W C, SHAN D B, et al. An Extended GTN Model for Low Stress Triaxiality and Application in Spinning Forming[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2019, 263: 112—128.

[9] PARK N, HUH H, YOON J W. Anisotropic Fracture Forming Limit Diagram Considering Non-directionality of the Equi-biaxial Fracture Strain[J]. International Journal of Solids and Structures, 2018, 151: 181—194.

[10] LOU Y S, YOON J W. Anisotropic Ductile Fracture Criterion Based on Linear Transformation[J]. International Journal of Plasticity, 2017, 93: 3—25.

[11] LI H, YANG H, LU R D, et al. Coupled Modeling of Anisotropy Variation and Damage Evolution for High Strength Steel Tubular Materials[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2016, 105: 41—57.

[12] GURSON A L. Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth. Part I: Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 1977, 99: 2—15.

[13] TVERGAARD V. Influence of Void Nucleation on Ductile Shear Fracture at a Free Surface[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1982, 30: 399—425.

[14] TVERGAARD V, NEEDLEMAN A. Analysis of the Cup-cone Fracture in a Round Tensile Bar[J]. Acta Mater, 1984, 32: 157—169.

[15] LEMAITRE J. A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 1985, 107: 83—89

[16] KHAN A S, LIU H. A New Approach for Ductile Fracture Prediction on Al 2024-T351 Alloy[J]. International Journal of Plasticity, 2012, 35: 1—12.

[17] FREUDENTHAL F A. The Inelastic Behavior of Solids[M]. New York: Wiley, 1950.

[18] COCKCROFT M G, LATHAM D J. Ductility and the Workability of Metals[J]. Journal of the Japan Institute of Metals, 1968, 96: 33—39.

[19] OH S, CHEN C C, KOBAYASHI S. Ductile Fracture in Axisymmetric Extrusion and Drawing: Part 2, Workability in Extrusion and Drawing[J]. Journal of Engineering for Industry, 1979, 101: 36—44.

[20] BROZZO P, DELUCA B, RENDINA R. A New Method for the Prediction of Formability Limits in Metal Sheets[C]// In Proceedings of the Seventh Biennial Conference of the International Deep Drawing Research Group, 1972.

[21] RICE J, TRACEY D. On the Ductile Enlargement of Voids in Triaxial Stress Fields[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1969, 17: 201—217.

[22] OYANE M, SATO T, OKIMOTO K, et al. Criteria for Ductile Fracture and Their Applications[J]. Journal of Mechanical Working Technology, 1980, 4(1): 65—81.

[23] BAO Y, WIERZBICKI T. On Fracture Locus in the Equivalent Strain and Stress Triaxiality Space[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2004, 46: 81—98.

[24] XUE L. Damage Accumulation and Fracture Initiation

in Uncracked Ductile Solids Subject to Triaxial Loading[J]. International Journal of Solids and Structures, 2007, 44: 5163—5181.

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

[26] LI Y N, LUO M, GERLACH J, et al. Prediction of Shear-induced Fracture in Sheet Metal Forming[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2010, 210: 1858—1869.

[27] LUO M, CHEN X M, SHI M F, et al. Numerical Analysis of AHSS Fracture in a Stretch-bending Test[C]// In: AIP Conference Proceedings of the 10th International Conference on Numiform, 2010.

[28] LI Y N, WIERZBICKI T, SUTTON M A, et al. Mixed Model Stable Tearing of Thin Sheet Al 6061-T6 Specimens: Experimental Measurements and Finite Element Simulations Using a Modified Mohr-Coulomb Fracture Criterion[J]. International Journal of Fracture, 2011, 168: 53—71.

[29] LOU Y S, HUH H, LIM S, et al. New Ductile Fracture Criterion for Prediction of Fracture Forming Limit Diagrams of Sheet Metals[J]. International Journal of Solids and Structures, 2012, 49: 3605—3615.

[30] LOU Y S, YOON J W, HUH H. Modeling of Shear Ductile Fracture Considering a Changeable Cut-off Value for Stress Triaxiality[J]. International Journal of Plasticity, 2014, 54: 56—80.

[31] LOU Y S, CHEN L, CLAUSMEYER T, et al. Modeling of Ductile Fracture from Shear to Balanced Biaxial Tension for Sheet Metals[J]. International Journal of Solids and Structures, 2017, 112: 169—184.

[32] 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.

[33] SIMO J C, HUGHES T J R. Computational Inelasticity[M]. New York: Springer Verlag, 1998.