DOI: 10.3901/JME.2019.16.047

基于 Lou-2013 韧性断裂准则 5182 铝板 成形极限研究*

杨卓云¹ 赵长财¹ 董国疆² 陈光¹ 朱良金² 杜冰¹

(1. 燕山大学先进锻压成形技术与科学教育部重点实验室 秦皇岛 066004;

2. 燕山大学河北省特种运载装备重点实验室 秦皇岛 066004)

摘要: 以 Lou-2013 韧性断裂准则为理论基础研究 5182 铝合金板材的韧性断裂力学性能, 设计圆孔试件、平面应变试件和平面剪切试件的拉伸试验来获取准则中的材料参数。通过该准则确定“断裂应变-应力三轴度”曲线, 为 ABAQUS 软件中的韧性损伤材料模型提供损伤判据, 构建 5182 铝合金板材的韧性损伤仿真模型。利用此模型对上述三个试件的拉伸过程, 以及半球形凸模胀形试验过程进行有限元仿真, 并通过数据分析绘制基础拉伸试验与半球形凸模胀形仿真相结合的 5182 铝合金板材成形极限图。试验与仿真表明, 所建立的有限元材料模型能够准确地再现三种试件的力程曲线和断裂特征; 通过基础拉伸试验与半球形凸模胀形仿真相结合求解出的成形极限图包含两条曲线: 损伤成形极限曲线(Damage forming limit curve, Damage FLC)和断裂成形极限曲线(Fracture FLC)。与成形极限试验数据对比表明, 采用 Damage FLC 判定板材破裂失稳偏于安全, 为实测成形极限数值的下限, 而采用 Fracture FLC 判定则偏于危险。

关键词: 断裂准则; 韧性损伤; 成形极限; 铝合金板材

中图分类号: TG389

Forming Limit Research of 5182 Aluminum Alloy Sheet Based on Lou-2013 Ductile Fracture Criterion

YANG Zhuoyun¹ ZHAO Changcai¹ DONG Guojiang² CHEN Guang¹ ZHU Liangjin² DU Bing¹

(1. Key Laboratory of Advanced Forging & Stamping Technology and Science of Ministry of Education of China, Yanshan University, Qinhuangdao 066004;

2. Hebei Key Laboratory of Special Delivery Equipment, Yanshan University, Qinhuangdao 066004)

Abstract: Based Lou-2013 ductile fracture criterion, the ductile fracture and mechanical property of 5182 aluminum alloy is studied and the tension tests of hole specimen, plain strain specimen and plain shear specimen are designed to obtain the material parameters in the criterion. The “fracture strain-stress triaxiality” curve is determined by the criterion to provide the critical data of the Ductile Damage Material Model in ABAQUS which offers a simulative way to predicate ductile fracture. Based on the Ductile Damage Material Model, a finite element simulation model is created to predicate the ductile fracture of 5182 aluminum alloy. Utilizing the built model, the tension process of the three specimens is simulated and simultaneously the experimental process of bulging test with a hemisphere punch is also simulated which is used to acquire the simulative forming limit curve (FLC). The result of tension test simulation indicates that the built finite element model could accurately simulate the “force-displacement” curve and the fracture situation of the three specimens. The simulative FLC contains two curves—damage forming limit curve(Damage FLC) and fracture forming limit curve(Fracture FLC). Comparing the simulative FLC with experimental data indicates that Damage FLC is safe while Fracture FLC is dangerous when used to predicate fracture of 5182 aluminum alloy sheet.

Key words: fracture criterion; ductile damage; forming limit diagram; aluminum alloy sheet

* 国家自然科学基金(51605420, 51775481)、河北省教育厅高等学校科技计划重点(ZD2017078)和“河北省三三三人才工程”人才培养(A2016002017)资助项目。20181026 收到初稿, 20190404 收到修改稿

0 前言

在轻量化的背景下,铝合金、镁合金等轻质高强合金板材在汽车、航空、航天等领域得到了越来越广泛的应用。与普通钢板不同,轻合金板材韧性较差,断裂失效前几乎不产生分散性失稳和集中性失稳现象^[1-2]。对于这类塑性较差、破坏时没有明显缩颈现象的板材成形极限判定问题,基于拉伸失稳理论建立起来的破裂失稳准则已不再适用^[3-4]。因此,有研究者探索依据微观断裂机理分析轻合金板材内部从空洞形核、长大、聚集、直至断裂的过程,提出了多种韧性断裂准则可用来预判板材成形中断裂失效的起始点。典型的韧性断裂准则有 Cockcroft-Latham 准则^[5]、Rice-Tracey 准则^[6]、Brozzo 准则^[7]、Oh 准则^[8]等,这些准则或以第一主应力,或以静水应力,或以等效应力,再或以其中几个应力的组合为主要影响因子构建韧性断裂准则,但是这些准则所适用的应力状态有限。近年来,以应力三轴度和 Lode 参数两个无量纲作为影响因子构建的断裂准则得到了更多的关注,它能够较好地预测多种应力状态下的金属韧性断裂^[9-11]。

韧性断裂准则着重考虑与微观空洞演化发展相关的宏观应力状态和应变因素,建立材料韧性断裂起始时刻的有效的判据,既可以用于绘制板材理论成形极限图(Forming limit diagram, FLD),也可以应用于有限元仿真中用来构建材料损伤模型。TAKUDA 等^[12]将 Oyane-Sato 准则引入有限元模拟,成功预测了板材扩孔成形工艺中破裂失效问题。OZTURK 和 LEE^[13]分析比较了多个韧性断裂准则在建立理论 FLD 时的适用性。研究表明依据不同准则推导的理论成形极限曲线的判别误差对板材应变状态具有较强的敏感性,因此韧性断裂准则在应用中需要进行相应的修正。LI 等^[14]依据 Modified Mohr-Coulomb(MMC)断裂准则建立了 TRIP690 钢板的理论 FLD,研究表明与传统 FLD 相比不仅有更高的预测精度,且在主应变空间第二象限中可以预测跨越剪切应力区的板材破裂。DIZAJI 等^[15]提出了一个可评估变形历史对断裂失效影响的韧性断裂准则,该准则以应变比作为评估参量较好地预测铝合金板材等低韧性材料的断裂现象。

成形极限图除了可以依据断裂失稳理论获取之外,也可以通过试验的方法得到。最典型的试验获取方法为 Marciniak 圆柱形凸模胀形试验法和 Nakazima 半球形凸模胀形试验法。然而,试验方法获取成形极限图存在一些问题影响试验结果的可靠

性。比如试验中的润滑状况影响应变路径的线性程度,尤其是等双拉的应变路径很难得到;极限应变时刻难以确切地判定;试验过程中容易出现压边根部和试件侧面边缘断裂的现象,给某些应变路径下成形极限的获取带来障碍^[16]。对于塑性较低、局部颈缩现象不明显轻合金板材,由于韧性差、易断裂,极限应变确定和试件压边区域的断裂问题表现得更为明显。同时,试验获取 FLD 的成本高,周期长。因此,通过有限元法对成形极限试验过程进行仿真,并采用失稳准则判定极限变形状态,可方便有效地获得虚拟 FLD。此方法虽然可以避免试验中存在的误差,但是失稳判据和极限主应变提取依据的可靠性使虚拟 FLD 的绘制产生诸多的不确定性。

常用的板料失稳判据有最大凸模力准则(Maximum punch force criterion, MPFC)、应变梯度变化准则(Strain gradient criterion)、应变速率变化准则(Strain rate change criterion, SRCC)和基于应变路径转变的极限预测准则。这些失稳准则与板材拉伸失稳理论有着相似的原理:比如最大力准则与 Swift 分散性失稳有着相同的原理^[17];应变梯度变化准则是根据 M-K 理论提出的方法^[18];基于应变路径转变的极限预测准则也是基于含沟槽缺陷的 M-K 理论所描述的现象导出的^[16]。基于这些准则判定塑性较差、颈缩不明显的高强合金板材的韧性断裂失稳也必将存在问题,例如张学广等^[19]的研究表明,利用最大凸模力准则获得的成形极限图不能准确反映 5083-H32 铝合金板材的变形失稳特性。因此,基于韧性损伤、韧性断裂理论来研究板材的成形性能成为当前的研究热点。于忠奇等^[20]将韧性断裂准则引入数值模拟,通过单向拉伸试验与数值模拟相结合的方法确定断裂准则中的材料参数,很好地预测了 LY12(M) 铝合金的成形极限;裴群峰等^[21]基于 OYANE 韧性断裂理论,建立了考虑温度效应的韧性破裂准则,成功预测了 AZ31 镁合金板材温热拉深中的破裂方式;叶拓等^[22]将 Cockcroft-Latham 韧性断裂准则引入数值模拟方便准确地预测了汽车用铝合金 6061 和 6063 薄壁件的压缩开裂行为;夏琴香等^[23]以 Oyane 准则为韧性损伤理论基础,构建出适用于剪切旋压成形的修正韧性断裂准则,并预测了椭圆形芯模旋压试验中 DP600 高强钢的变形极限。

基于以上研究成果,本文以考虑应力三轴度和 Lode 参数为影响因子的韧性断裂准则为理论基础,通过简单试样的力学性能测试,研究韧性损伤材料模型参数的获取方法,以期结合有限元仿真分析方法绘制 5182 铝合金板材的成形极限图,为铝合金板

材成形性能研究提供数据参考和理论支持。

1 韧性断裂准则及参数获取方法

1.1 Lou-2013 韧性断裂准则

本文研究依据 LOU 等^[10]提出的 Lou-2013 韧性断裂准则, 以应力三轴度、Lode 参数和等效断裂应变为影响因子构建韧性断裂起始时刻的判据, 能够囊括单向压缩至双向等拉应力状态区域的断裂行为, 且具有简单的数学表达形式和精简的材料参数, 如下式所示

$$\left(\frac{2}{\sqrt{L^2 + 3}} \right)^{C_1} \left(\frac{1+3\eta}{2} \right)^{C_2} \bar{\varepsilon}_f = C_3, \langle 1+3\eta \rangle = \begin{cases} 1+3\eta & 1+3\eta \geq 0 \\ 0 & 1+3\eta < 0 \end{cases} \quad (1)$$

式中, $\bar{\varepsilon}_f$ 为断裂时刻的等效塑性应变(即等效断裂应变); η 为应力三轴度, $\eta = \sigma_m / \sigma_{eq}$; L 为 Lode 参数, $L = (2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3) / (\sigma_1 - \sigma_3)$; σ_m 为静水应力(MPa); σ_{eq} 为等效应力(MPa); σ_1 、 σ_2 和 σ_3 为主应力(MPa); C_1 、 C_2 和 C_3 为材料参数。

1.2 弹塑性力学参数

为研究板材在不同应力状态下历经弹塑性变形至断裂全过程的力学性能和行为, 本文设计了标准拉伸试件、圆孔试件、平面应变试件和平面剪切试件, 并在通用材料性能试验机上进行拉伸试验, 试件尺寸如图 1 所示, 试样断裂后的状态如图 2 所示。

(d) 平面剪切试件

图 1 四种拉伸试样尺寸(mm)

(a) 试验装置

(b) 单向拉伸试件断裂情况

(c) 圆孔试件断裂情况

(d) 平面应变试件断裂情况

(e) 平面剪切试件断裂情况

图 2 试验装置及试件断裂情况(mm)

试验选用板材为厚度 1 mm 的 5182 铝合金轧制板材。弹塑性阶段的力学性能依据标准拉伸试件的拉伸试验获得, 该试验分别切取与轧制方向呈 0°、45°和 90°的单向拉伸试件, 所得工程应力应变曲线和真实应力应变曲线如图 3 所示, 其中真实应力应变曲线截止到试验最大拉伸力时刻, 此点之后的应变硬化曲线是由平面剪切试件的有限元逆向验证法来确定的(详见下文)。单拉试验曲线显示三个方向的应变硬化曲线差不明显, 可假设板材符合各向同性, 弹塑性阶段的应力应变关系可用以下公式描述。

弹性阶段

$$\sigma = E\varepsilon^{el} \quad (2)$$

塑性硬化阶段

$$\sigma = \sigma_y + c_1\varepsilon^{pl} + c_2[1 - \exp(-b\varepsilon^{pl})] \quad (3)$$

式中, σ 为真实应力(MPa); E 为弹性模量(MPa); σ_y 为屈服应力(MPa); ε^{el} 为弹性应变; ε^{pl} 为塑性应变; c_1 、 c_2 和 b 均为材料参数。利用弹塑性阶段的试验数据对上述两式进行拟合, 可得材料参数见表 1。

图3 5182 铝合金板材单向拉伸试件试验结果

表1 5182 铝合金板材弹塑性力学性能参数值

弹性模量	屈服应力	材料参数	材料参数	材料参数
E/GPa	σ_y/MPa	c_1/MPa	c_2/MPa	b
85	182.65	584.30	31.35	128.80

上述过程只能得到最大拉伸力点之前的应力应变关系, 然而有研究表明断裂应变随着应力三轴度的增加而减小^[24-25], 即单向应力状态($\eta=1/3$)下的断

裂应变要小于纯剪切应力状态($\eta=0$)下的断裂应变。对于更大的塑性变形硬化特征, 需要采用平面剪切试件的有限元逆向验证法来确定^[4], 具体方法原理如图 4 所示。图 4a 展示了塑性变形大于最大拉伸力点应变之后的三种硬化模型: ① 公式模型, 最大拉伸力点后的硬化特征继续符合式(3)的数学规律; ② 无硬化模型, 最大力点后不再发生硬化; ③ 修正模型, 介于公式模型和无硬化模型之间的某一线性硬化曲线, 合适的修正模型由平面剪切试件的试验拉力-行程曲线(试验力程曲线)和模拟拉力-行程曲线(模拟力程曲线)对比验证确定。

图 4b 展示了三种模型的仿真力程曲线。由图 4 可知, 公式模型的仿真力程曲线高于试验结果, 无硬化模型的仿真力程曲线低于试验结果, 当介于公式模型和无硬化模型之间的某一线性硬化曲线选取得当时, 模拟力程曲线能够和试验结果基本重合(图 4b), 此时得到的恰当的修正模型可以准确地反映材料变形在大于最大单向拉伸力之后的应变硬化关系。因此, 通过平面剪切试件拉伸试验和仿真得出的力程曲线对比修正标准拉伸试件测定的硬化模型, 作为后文有限元模拟中的材料模型数据(图 4a 中的曲线“恰当修正模型”)。

(a) 三种塑性硬化模型曲线

(b) 试验、模拟力程曲线对比

图4 平面剪切试件的有限元逆向验证法原理

1.3 韧性断裂力学参数

Lou-2013 韧性断裂准则(式(1))中材料参数 C_1 、 C_2 和 C_3 的确定方法为: 首先, 分别获取圆孔试件、平面应变试件、平面剪切试件所处应力状态下的应力三轴度(η)、Lode 参数(L)和断裂应变($\bar{\varepsilon}_f$); 然后, 将其代入准则表达式得到三元方程组, 采用数值法求解方程组, 即可得到材料断裂三参数的值。

材料参数求解的关键问题在于“断裂起始点”

的确定。图 5 给出了不同试样拉伸试验与仿真的力程曲线, 仿真边界条件严格按照试验工况确定, 但材料模型设置仅赋予了各向同性弹塑应力应变关系等参数, 并未设置断裂判定准则及相关参数, 因此参数为待求解值。由于仿真中未赋予材料断裂判据, 因此板材弹塑性变形可看作是理想无损伤材料, 其力程曲线呈现应变强化单调上升(图 5)。然而, 板材拉伸试验力程曲线为先升后降。

图 5 三种试件损伤判定图示

若把材料韧性断裂视为板材塑性变形损伤发展和累积的结果, 那么损伤的起始点即为孔洞成核, 孔洞连接导致断裂即为损伤累积的峰值点。本文将试验与仿真力程曲线的分歧点A(图5)作为损伤起始

的宏观体现。这种做法虽然缺乏微观试验的支撑, 但却是一种简便有效的损伤起始判定方法^[26]。A 时刻之前, 试验与仿真力程曲线变化相同。A 时刻之后, 二者出现分歧: 仿真设置的无损材料力程曲线

继续增加; 试验真实材料力程曲线走势因板材产生局部损伤而开始下降。随着变形的继续发展, 真实材料的损伤区域不断增加、损伤程度不断累积, 导致试验力程曲线下降趋势逐渐增大。与此同时, 损伤累积导致宏观裂纹产生并沿试件横截面扩展, 最终导致试件的完全断裂。

确定损伤起始点后便可在仿真结果中提取和换算对应时刻的断裂应变、应力三轴度和 Lode 参数。但是, 试件变形区域应力状态并非一致, 应变分布也非均匀。因此, 设计断裂应变的提取方案, 评估应力三轴度和 Lode 参数的历史变化对于韧性断裂力学参数的求解是至关重要的。本文依据试件断口位置, 在仿真结果中选定损伤起始时刻断口对应区域等效塑性应变最大值点作为损伤起始位置(图 5), 损伤起始断裂应变即为此位置的等效塑性应变。

应力三轴度和 Lode 参数在仿真损伤起始位置提取从塑性变形开始到损伤起始时刻的历史变化平均值, 换算采用以下积分式^[2]

$$\eta_{avg} = \frac{1}{\bar{\varepsilon}_f^p} \int_0^{\bar{\varepsilon}_f^p} \eta(\bar{\varepsilon}^p) d\bar{\varepsilon}^p \quad (4)$$

$$L_{avg} = \frac{1}{\bar{\varepsilon}_f^p} \int_0^{\bar{\varepsilon}_f^p} L(\bar{\varepsilon}^p) d\bar{\varepsilon}^p \quad (5)$$

采用上述数据提取和换算方法, 整理圆孔试件、平面应变试件、平面剪切试件三种应力状态的损伤起始位置应力三轴度和 Lode 参数历史变化规律如图 6 所示。根据图 6 曲线数据, 代入式(4)和式(5)

图 6 三种试件应力三轴度和 Lode 参数变化曲线

可求得三种试件的应力三轴度和 Lode 参数历史变化平均值(表 2), 将此平均值代入 Lou-2013 韧性断裂准则即可求解出材料参数 C_1 、 C_2 和 C_3 (表 3)。

表 2 5182 铝板断裂应变、应力三轴度和 Lode 参数统计

试件类型	圆孔试件	平面应变试件	平面剪切试件
损伤起始断裂应变 $\bar{\varepsilon}_{fA}$	0.178 3	0.059 0	0.377 1
应力三轴度平均值 η_{avg}	0.335 6	0.492 3	0.043 0
Lode 参数平均值 L_{avg}	-0.961 8	-0.380 0	-0.105 2

表 3 5182 铝板材断裂参数计算值

材料参数	参数值
C_1	5.219 5
C_2	2.504 9
C_3	0.188 9

2 拉伸试验模拟

利用商用有限元软件 ABAQUS 平台中的韧性损伤材料模型(Ductile Damage), 对圆孔试件、平面应变试件和平面剪切试件的拉伸过程进行数值仿真, 分析试件的弹塑性变形和韧性断裂过程。韧性损伤材料模型需要用户以数据表的形式向软件提供损伤起始时刻的“断裂应变-应力三轴度”判定数据。仿真运算过程中, 当某单元的应力状态和变形程度满足损伤起始判定条件后, 该单元的刚度开始下降并最终消失。建立有限元仿真模型时, 板材弹塑性材料模型根据第 1.3 节得到的修正硬化模型赋予数据(图 4a 中的曲线“恰当修正模型”); 韧性损伤材料模型由下文的解析结果赋予数据。

2.1 “断裂应变-应力三轴度”曲线解析

对于可简化为平面应力问题的板材弹塑性变形过程, 应力状态与应力三轴度存在如表 4 所示的对应关系。

表 4 应力状态与应力三轴度对应关系

主应力大小	应力状态	应力三轴度
$\sigma_1=\sigma_2>0, \sigma_3=0$	双向等拉	$\eta=2/3$
$\sigma_1>\sigma_2>0, \sigma_3=0$	双向拉伸	$2/3>\eta>1/3$
$\sigma_1>0, \sigma_2=\sigma_3=0$	单向拉伸	$1/3$
$\sigma_1>0, \sigma_2=0, \sigma_3<0$	一拉一压	$1/3>\eta>-1/3$
$\sigma_1=\sigma_2=0, \sigma_3<0$	单向压缩	$-1/3$

由此, 当双向等拉应力状态 $\eta=2/3$ 时, $L=(2\sigma_2-\sigma_1)/\sigma_1=1$

$$\bar{\varepsilon}_f = \frac{C_3}{(3/2)^{C_2}} \quad (6)$$

当双向拉伸应力状态 $2/3>\eta>1/3$ 时, 令应力比为 $\alpha=\sigma_2/\sigma_1$, 由 $\eta=(\alpha+1)/[3\sqrt{\alpha^2-\alpha+1}]$ 可得

$$\alpha = \frac{9\eta^2 + 2 - \sqrt{108\eta^2 - 243\eta^4}}{18\eta^2 - 2} \quad (7)$$

将应力比代入 Lode 参数表达式可得

$$L = \frac{3 - \sqrt{108\eta^2 - 243\eta^4}}{9\eta^2 - 1} \quad (8)$$

将应力三轴度 η 和 Lode 参数 L 代入式(1)可解得断裂应变表达式

$$\bar{\varepsilon}_f = \frac{C_3}{\left[\frac{(1+3\eta)}{2}\right]^{C_2}} \times \frac{1}{\left\{2/\sqrt{\left[(3-\sqrt{108\eta^2-243\eta^4})/(9\eta^2-1)\right]^2+3}\right\}^{C_1}} \quad (9)$$

当单向拉伸应力状态 $\eta=1/3$ 时, $L=-1$

$$\bar{\varepsilon}_f = C_3 \quad (10)$$

当一拉一压应力状态 $1/3>\eta>-1/3$ 时, 令应力比为 $\alpha=\sigma_2/\sigma_1$, 由 $\eta=(\alpha+1)/[3\sqrt{\alpha^2-\alpha+1}]$ 可得

$$\alpha = \frac{9\eta^2 + 2 - \sqrt{108\eta^2 - 243\eta^4}}{18\eta^2 - 2} \quad 1/3>\eta>0 \quad (11)$$

$$\alpha = \frac{9\eta^2 + 2 + \sqrt{108\eta^2 - 243\eta^4}}{18\eta^2 - 2} \quad 0>\eta>-1/3 \quad (12)$$

将应力比代入 Lode 参数表达式可得

$$L = \frac{27\eta^2 - \sqrt{108\eta^2 - 243\eta^4}}{4 - 9\eta^2 - \sqrt{108\eta^2 - 243\eta^4}} \quad 1/3>\eta>0 \quad (13)$$

$$L = \frac{27\eta^2 + \sqrt{108\eta^2 - 243\eta^4}}{4 - 9\eta^2 + \sqrt{108\eta^2 - 243\eta^4}} \quad 0>\eta>-1/3 \quad (14)$$

将应力三轴度 η 和 Lode 参数 L 代入式(1)可解得断裂应变表达式

$$\bar{\varepsilon}_f = \frac{C_3}{2^{C_1} \left[\frac{(1+3\eta)}{2}\right]^{C_2}} \times$$

$$\left[\left(\frac{27\eta^2 - \sqrt{108\eta^2 - 243\eta^4}}{4 - 9\eta^2 - \sqrt{108\eta^2 - 243\eta^4}} \right)^2 + 3 \right]^{C_1/2} + 3 \quad 1/3>\eta>0 \quad (15)$$

$$\bar{\varepsilon}_f = \frac{C_3}{2^{C_1} \left[\frac{(1+3\eta)}{2}\right]^{C_2}} \times$$

$$\left[\left(\frac{27\eta^2 + \sqrt{108\eta^2 - 243\eta^4}}{4 - 9\eta^2 + \sqrt{108\eta^2 - 243\eta^4}} \right)^2 + 3 \right]^{C_1/2} + 3 \quad 0>\eta>-1/3 \quad (16)$$

将求得的材料参数 C_1 、 C_2 和 C_3 (表 3), 代入式(6)、式(9)、式(10)、式(15)和式(16), 可联立求解断裂准则在“断裂应变-应力三轴度”坐标平面内的关系曲线, 如图 7 所示。

图 7 断裂准则在 $(\bar{\varepsilon}_f, \eta)$ 平面内的解析曲线

2.2 韧性断裂仿真分析

在 ABAQUS 有限元软件中, 利用上文得到的“弹塑性应力-应变”曲线(图 4a 中的曲线“恰当修正模型”)和“断裂应变-应力三轴度”曲线(图 7)创建韧性损伤材料模型, 按照实际试验加载情况设定位移边界条件, 可得到圆孔试件、平面应变试件和平面剪切试件的仿真力程曲线, 如图 8 所示。仿真结果显示: 在拉伸过程中, 损伤起始时刻要早于最大拉力时刻, 也就是说局部开始产生损伤时, 试件整体的抗拉能力还没有达到峰值; 随着损伤的发展, 试件的抗拉能力达到峰值并开始下降。此外, 三种试件的损伤起始时刻和最大拉力时刻之间的变化历程并不一致, 说明损伤在不同应力状态下的发展状况也是不一样的。然而, 上述结论仅仅局限于仿真结果的分析, 并没有切实的试验观测作为支撑。真实的试验过程中, 微观空洞产生的时刻与历程曲线有着怎么样的对应关系? 空洞产生后, 其长大、聚合的微观过程与历程曲线又有怎样的联系? 这些问题尚未形成定论, 仍然需要更加深入的研究。然

而, 韧性断裂准则本身也并不强调孔洞演化发展的微观过程, 而更加关注孔洞演化发展所形成的宏观力学表现, 并以此建立损伤起始判据。

图8 三种试件韧性断裂模拟

然而, 可以肯定的是, 本文依据 Lou-2013 韧性断裂准则建立起来的有限元模型, 能够准确地模拟三种试件承受拉力的变化过程和断裂失稳特征。由图8可知, 三种试件的仿真和试验力程曲线吻合度均很高, 且曲线的最大拉力特征点相差很小。进一步观察仿真与试验得到的三种典型试件的断裂位置、形式和扩展方向等特征也趋近一致, 如图9所示。

在圆孔试件和平面应变试件的仿真结果中, 损伤起始点、模拟最大拉力点和试验最大拉力点相距

图9 三种试件宏观断裂情况与模拟的比较

很近, 且损伤起始点与确定断裂参数时选定的A点(图5)也很一致。然而, 剪切试件的仿真结果显示, 损伤起始点要远早于模拟和试验最大拉力点, 也远离确定断裂参数时选定的A点(图5)。其成因在于, 平面剪切试件拉伸变形过程中应力三轴度和 Lode 参数的变化历程并未像圆孔试件和平面应变试件那样趋于稳定(图6), 而在韧性断裂参数获取时同样采用了平均化方法处理, 因此形成较大的误差。这是由断裂参数的获取方法造成的, 并非韧性断裂准则本身的缺陷, 开发和设计应力三轴度和 Lode 参数具有稳定历程状态的试验, 是优化韧性断裂参数求解的有效途径。

3 仿真成形极限图

本文依据成形极限图测试标准建立半球头凸模胀形有限元仿真模型, 基于前文构建的韧性断裂有限元模型, 进行多种工况仿真计算, 继而提取断裂失稳时刻的极限主应变, 绘制成形极限图。仿真所用的试件尺寸如图10所示, 假定模具为刚体, 板材给定弹塑性力学性能参数和韧性损伤材料模型, 单

图10 半球形凸模胀形仿真模型及试件尺寸

元类型选定为 S4R, 按照实际接触状况设置接触条件, 试件边缘设定为全约束边界条件。为实现不同的应变路径, 选用了不同胀形宽度的试样和圆板试样(厚度 1 mm)。宽度 W 分别为 20 mm、40 mm、60 mm、80 mm 和 100 mm, 宽度的变化可实现不同应变路径, 它们与模具摩擦因数 μ 统一设定为 0.001。圆板试件(直径为 180 mm)与模具摩擦因数 μ 分别设定为 0.001、0.1、0.3 和 0.5, 以实现不同的应变路径。

仿真得到的胀形试件的损伤断裂情况如图 11 所示。由仿真结果显示的损伤、断裂情况可知: 对于

拉深宽度 W 为 20 mm、40 mm、60 mm、80 mm 和 100 mm 的试件, 随着宽度的增加, 损伤、断裂时的应变状态逐渐由单向拉伸附近区域向平面应变附近区域靠近; 对于圆板形试件, 损伤和断裂时的应变状态均为双向拉伸, 且摩擦因数越小, 越接近于双向等拉应变状态。此外, 仿真结果还显示: 当摩擦因数很小时, 圆板试件的损伤起始位置和断口出现位置均在球形弧面的中间位置; 随着摩擦因数的增大, 损伤起始位置和断口出现位置由球形弧面中心向旁边的位置转移, 这与试验观测到的现象是一致的。

图 11 胀形试件模拟损伤、断裂情况及仿真成形极限图

提取各个试件损伤起始时刻球顶附近区域满足损伤起始条件位置处的第一主应变和第二主应变, 绘制于主应变二维空间, 将各个试件的提取结果光滑连线得到损伤成形极限曲线(Damage FLC); 提取断裂起始时刻断口附近损伤值最大位置处的第一主应变和第二主应变, 绘制于主应变二维空间, 将各个试件的提取结果光滑连线得到断裂成形极限曲线(Fracture FLC)(图 11)。两条曲线将主应变空间自上而下分为三部分: Damage FLC 之下为成形安全区, Fracture FLC 之上为成形破裂区, 两条曲线之间为成形危险区。

图 12 给出了试验实测破裂应变与仿真成形极限曲线的对比图。试验中, 为了能够获得不同应力

状态下的极限主应变, 同时兼顾试件加工方便, 试件两侧边缘设计为圆弧, 中间最窄处的原始尺寸(即宽度 W)分别为 20 mm、40 mm、60 mm、80 mm 和 100 mm, 采用聚四氟乙烯润滑条件。另外, 圆形试件采用方板试件代替, 润滑条件分别为: 无润滑剂、凡士林润滑、聚四氟乙烯润滑和 MoS_2 润滑。试验前在试件表面印制方形网格, 胀形至板材刚刚破裂, 用网格应变测量仪分析计算试件表面的应变分布。提取断口附近节点的第一主应变和第二主应变绘制于主应变空间内, 如图 12 所示。试验得到的断裂应变测试点均在 Damage FLC 和 Fracture FLC 两条曲线之间, 且更集中于 Damage FLC 一侧而远离 Fracture FLC。由此可见, 在使用该成形极限图判定

板材成形极限时, Damage FLC 偏于安全而 Fracture FLC 偏于危险, 推荐使用 Damage FLC 作为板材成

形工艺设计和分析的变形极限, 超越 Damage FLC 的区域存在较大的破裂风险。

图 12 仿真成形极限图与试验结果对比

4 结论

(1) 基于 Lou-2013 韧性断裂准则, 可以有效地判定 5182 铝合金板材变形过程中的断裂失稳现象。韧性断裂材料参数的优化依赖于在更多特定的应力三轴度和 Lode 参数状态下测定断裂应变的试验方法。

(2) 根据 Lou-2013 韧性断裂准则求解的“断裂应变-应力三轴度”曲线应用于 ABAQUS 有限元软件中的韧性损伤材料模型, 可准确地仿真本文设计的三种 5182 铝合金板材试件——圆孔试件、平面应变试件、平面剪切试件拉伸过程中的力程曲线、弹塑性变形和断裂失稳状况。

(3) 应用韧性损伤材料模型仿真半球形凸模胀形试验, 可代替真实物理试验获取成形极限图, 获得的仿真成形极限图中, 损伤成形极限曲线(Damage FLC)偏于安全, 断裂成形极限曲线(Fracture FLC)偏于危险。

参 考 文 献

- [1] DONG Guojiang, ZHAO Changcai, PENG Yaxin, et al. Hot granules medium pressure forming process of AA7075 conical parts[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2015, 28(3): 580-591.
- [2] 金飞翔, 钟志平, 李凤娇, 等. 不同硬化模型对铝合金板冲压成形模拟结果的影响[J]. 机械工程学报, 2017, 53(22): 57-66.

- JIN Feixiang, ZHONG Zhiping, LI Fengjiao, et al. Influence of different hardening model for the simulating results of the aluminum alloy sheet stamping[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(22): 57-66.
- [3] 黄晓忠, 陈劫实, 陈军. 板料冲压成形破坏判断准则的研究进展[J]. 机械工程学报, 2011, 47(4): 23-31. HUANG Xiaozhong, CHEN Jieshi, CHEN Jun. Review on fracture criterion of sheet metal forming[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2011, 47(4): 23-31.
- [4] LOU Yanshan, HUH H. Prediction of ductile fracture for advanced high strength steel with a new criterion: Experiments and simulation[J]. Journal of Materials Processing Tech, 2013, 213(8): 1284-1302.
- [5] COCKCROFT M G, LATHAM D J. Ductility and the workability of metals[J]. Journal of the Institute of Metals, 1968, 96: 33-39.
- [6] RICE J R, TRACEY D M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1969, 17(3): 201-217.
- [7] BROZZO P, DELUCA B, Rendina R. A new method for the prediction of formability in metal sheets[C]// Proceedings of the 7th Biennial Conference of the International Deep Drawing Research Group on Sheet Metal Forming and Formability, Amsterdam, 1972.
- [8] OH S I, CHEN C C, KOBAYASHI S, et al. Ductile fracture in axisymmetric extrusion and drawing-Part 2: workability in extrusion and drawing[J]. Journal of Engineering for Industry, 1979, 101(1): 36-44.
- [9] BAI Y, WIERZBICKI T. Application of extended Mohr-Coulomb criterion to ductile fracture[J].

- International Journal of Fracture, 2010, 161(1): 1-20.
- [10] LOU Yanshan, HUH H. Extension of a shear-controlled ductile fracture model considering the stress triaxiality and the Lode parameter[J]. International Journal of Solids and Structures, 2013, 50(2): 447-455.
- [11] LOU Yanshan, 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(1): 56-80.
- [12] TAKUDA H, MORI K, FUJIMOTO H, et al. Prediction of forming limit in bore-expanding of sheet metals using ductile fracture criterion[J]. Journal of Materials Processing Technology, 1999, 92-93: 433-438.
- [13] OZTURK F, LEE D. Analysis of forming limits using ductile fracture criteria[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004, 147(3): 397-404.
- [14] LI Yaning, LUO Meng, GERLACH J, et al. Prediction of shear-induced fracture in sheet metal forming[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2010, 210(14): 1858-1869.
- [15] DIZAJI S A, DARENDELILER H, KAFTANOĞLU B. Prediction of forming limit curve at fracture for sheet metal using new ductile fracture criterion[J]. European Journal of Mechanics Solids, 2018, 69: 255-265.
- [16] 王辉. 成形极限图的获取方法与其在金属板料成形中的应用[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2011.
- WANG Hui. Acquisition method of forming limit diagram and its application in sheet metal forming[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2011.
- [17] 王辉, 高霖, 赵明琦. 一种基于有限元仿真的板料成形极限预测方法[J]. 山东大学学报, 2006, 36(2): 95-98.
- WANG Hui, GAO Lin, ZHAO Mingqi. A new method to predict the forming limit of sheet metal based on finite element simulation[J]. Journal of Shandong University, 2006, 36(2): 95-98.
- [18] NARASIMHAN K, GHOSH S, CASTRO J C, et al. A Novel Criterion for Predicting Forming Limit Strains[J]. Aip Conference Proceedings, 2004, 712(1): 850-855.
- [19] 张学广, 刘纯国, 郑愿, 等. 基于延性损伤和剪切损伤的铝合金成形极限预测[J]. 吉林大学学报, 2016, 46(5): 1558-1566.
- ZHANG Xueguang, LIU Chunguo, ZHENG Yuan, et al. Forming limit prediction of aluminum alloy based on ductile damage and shear damage[J]. Journal of Jilin University, 2016, 46(5): 1558-1566.
- [20] 于忠奇, 杨玉英, 王永志, 等. 基于韧性断裂准则的铝合金板料成形极限预测[J]. 中国有色金属学报, 2003, 13(5): 1223-1226.
- YU Zhongqi, YANG Yuying, WANG Yongzhi, et al. Application of ductile fracture criterion to prediction of forming limit in aluminum alloy sheet forming[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2003, 13(5): 1223-1226.
- [21] 袁群峰, 彭颖红, 杜朝辉. 镁合金板料温热成形韧性破裂准则[J]. 机械工程学报, 2009, 45(10): 294-299.
- CHANG Qunfeng, PENG Yinhong, DU Zhaohui. Ductile fracture criterion for warm deep drawing of magnesium alloy sheet[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2009, 45(10): 294-299.
- [22] 叶拓, 王冠, 姚再起, 等. 汽车用 6xxx 系铝合金薄壁件的韧性断裂行为[J]. 中国有色金属学报, 2014(4): 878-887.
- YE Tuo, WANG Guan, YAO Zaiqi, et al. Ductile fracture behavior of 6xxx aluminum alloy thin-walled components of automobile[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2014(4): 878-887.
- [23] 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, 54(14): 66-73.
- XIA Qinxiang, ZHOU Likui, CHENG Xiuquan, et al. Ductile fracture criterion for metal shear spinning[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2018, 54(14): 66-73.
- [24] RICE J R, TRACEY D M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1969, 17(3): 201-217.
- [25] KAO A S, KUHN H A, RICHMOND O, et al. Tensile fracture and fractographic analysis of 1045 spheroidized steel under hydrostatic pressure[J]. Journal of Materials Research, 1990, 5(1): 83-91.
- [26] MICHAEL B, OLIVER C, DANIEL A, et al. A ductile damage criterion at various stress triaxialities[J]. International Journal of Plasticity, 2008, 24(10): 1731-1755.
-
- 作者简介: 杨卓云, 男, 1990 年出生, 博士研究生。主要研究方向为管板料成形性能理论及工艺。
E-mail: zhuoyun1990@163.com
- 赵长财, 男, 1964 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为管、板类零件内高压成形新工艺及其理论, 液压机现代设计理论, 特种锻造成形工艺。
E-mail: zhao1964@ysu.edu.cn
- 董国疆(通信作者), 男, 1978 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为车用高强铝板壳构件成形性能及工艺; 底盘构件动力学数值仿真及疲劳损伤分析。
E-mail: dgj@ysu.edu.cn
- 陈光, 男, 1993 年出生, 硕士研究生。主要研究方向为管板料特种成形技术及理论。
E-mail: 744430164@qq.com
- 朱良金, 男, 1990 年出生, 博士研究生。主要研究方向为车用高强铝板壳构件成形性能及工艺。
E-mail: 13854273010@163.com
- 杜冰, 女, 1985 年出生, 博士, 副教授, 硕士研究生导师。主要研究方向为管板料特种成形工艺及其起皱失稳理论。
Email: pangpang115@ysu.edu.cn