



5052 铝合金冲压成形过程中 韧性断裂的仿真研究

余海燕, 王 友

(同济大学 汽车学院, 上海 201804)

摘 要: 对 5052 铝合金进行单向拉伸试验, 使用试验曲线拟合 Voce 模型参数。观察拉伸试样断口形貌, 并使用光学显微镜测量拉伸试样断口的最小厚度。结合单向拉伸仿真和试验结果, 求解得到 Cockcroft-Latham 韧性断裂准则中的材料参数。将 Voce 模型和 Cockcroft-Latham 韧性断裂准则引入球头胀形仿真, 并进行试验对比。结果表明: 采用该拟合的 Voce 模型和 Cockcroft-Latham 韧性断裂准则预测所得零件开裂位置和裂口形状与试验结果吻合, 采用的基于有限元仿真与简单试验相结合的材料参数反求方法具有求解方便、计算精度高的优点。

关键词: 铝合金; 球头胀形; 韧性断裂; 数值模拟

中图分类号: TG389

文献标志码: A

Bulging simulation of ductile fracture of 5052 aluminum alloy

YU Hai-yan, WANG You

(School of Automotive Engineering, Tongji University, Shanghai 201804, China)

Abstract: The uniaxial tensile tests were conducted on 5052 aluminum alloy and Voce model parameters were determined by fitting with the experimental curves. The fracture surface was observed and the minimum thickness of it was measured with optical microscope. The material parameter of Cockcroft-Latham ductile damage criteria was achieved through uniaxial tensile simulation and test results. Voce model and Cockcroft-Latham ductile damage criterion were introduced into the numerical simulation of spherical bulging and simulation approach was employed to compare with the experimental results. The results show that the position and shape of the fracture surface simulated with Voce model and Cockcroft-Latham ductile damage criteria are in good agreement with the experimental ones. The method of material parameters identification based on finite element simulation and simple tests has high accuracy and can be applied conveniently.

Key words: aluminum alloy; spherical bulging; ductile fracture; numerical simulation

铝合金由于具有密度低、耐腐蚀高、比强度高特点, 近来作为重要的轻质材料在汽车制造中被广泛使用^[1-3]。破裂、起皱和回弹是板料冲压成形中的三大主要质量缺陷。铝合金和钢板相比, 总伸长率更小, 在室温下铝合金的成形性比钢板的差, 更容易出现破裂现象^[4-6]。准确模拟板料成形过程中的破裂现象, 对成形工艺和模具设计具有重要意义。

金属材料的断裂主要可以分为脆性断裂和韧性断

裂, 多数铝合金属于韧性断裂^[7-8]。韧性断裂准则从微观损伤力学角度出发, 认为材料内部孔洞的缺陷在外力作用下不断地形核、长大并聚合, 最终引起了材料的损伤, 可以较好地预测塑性差的板料成形性能^[9-10]。

影响韧性断裂的因素很多, 主要可以分为两大类。一类与材料相关^[11], 如应变硬化水平、空穴体积分数和第二相粒子组成等; 第二类与工艺相关^[12-14], 如应变速率、摩擦和成形温度等。韧性断裂是制约金属成

形的一个重要因素,因此,很多学者以损伤思想为背景,提出了韧性断裂准则。

LEMAITRE^[15]基于热力学提出塑性损伤模型:

$$D = \frac{D_c}{\varepsilon_R - \varepsilon_D} \times \left\{ p \left[\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left(\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} \right)^2 \right] - \varepsilon_D \right\} \quad (1)$$

式中: ε_R 和 ε_D 分别为材料单向拉伸损伤应变与损伤应变变门限值; σ_m 是平均应力; $\bar{\sigma}$ 是等效应力; ν 是泊松比; p 是塑性应变累积; D_c 是临界损伤值; D 为材料常数。OYANE 等^[16]研究多孔体材料在压缩状态下的本构关系,考虑平均应力的影响提出如下韧性断裂准则:

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \left(\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} \right) d\bar{\varepsilon} = c_2 \quad (2)$$

式中: $\bar{\varepsilon}$ 为等效应变; $\bar{\varepsilon}_f$ 为等效断裂应变; c_2 为材料常数。

COCKCROFT 等^[17]认为对于某些给定的材料,最大拉应力是导致破坏的主要因素,当单位体积的塑性功达到某一极限值时材料发生破坏。将最大拉应力沿塑性应变路径积分,得到如下断裂准则:

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \sigma_{\max} d\bar{\varepsilon} = C \quad (3)$$

式中: σ_{\max} 为最大拉应力; C 为材料常数。

于忠奇等^[18]针对塑性差的材料在破裂前无颈缩的现象,提出如下断裂准则:

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} \bar{\varepsilon}^p d\bar{\varepsilon} = C \quad (4)$$

式中: p 和 C 均为材料常数。

由于有限元计算可获得板料变形过程中单元应力应变分布,因此可方便地将韧性断裂准则引入板料成形仿真,用于预测断裂的发生。CLIFT 等^[19]对墩粗、双向等拉、单向拉伸和压缩试验进行了预测。研究结果显示,考虑了材料广义塑性功极限值的断裂准则能更准确地预测材料断裂。TAKUDA 等^[20]将 Oyane 准则、Cockcroft-Latham 准则、Brozzo 准则和 Clift 准则等用于铝合金和低碳钢板拉深成形的断裂预测中。结果表明,通过 Cockcroft-Latham 准则、Oyane 准则和 Brozzo 准则均能够得出比较准确的预测。考虑到 Cockcroft-Latham 韧性断裂准则在铝合金板拉深成形中预测较准确,且材料常数容易确定,因此本研究中球头胀形数值模拟使用该准则作为材料的破裂判据。

本文作者通过标准单向拉伸试验获得 5052 铝合金的应力-应变曲线,并通过拟合曲线获得 5052 铝合金的 Voce 模型参数,选择合适的韧性断裂准则,结合

单向拉伸试验与有限元数值模拟确定 5052 铝合金的材料失效参数。将获得的材料参数引入球头胀形数值模拟中,使用 LS-DYNA 软件预测 5052 铝合金极限胀形能力,并进行试验验证。

1 单向拉伸试验

试验所用材料为 5052 防锈铝合金,铝合金板厚度为 1 mm。试样依据 ASTM E8/E8-09 单向拉伸试验标准制备,试样尺寸如图 1 所示,采用电火花线切割加工。单向拉伸试验在电子万能试验机 SANS 上进行,为了减少应变速率波动的影响,试验中拉伸速度设置为 1 mm/min。

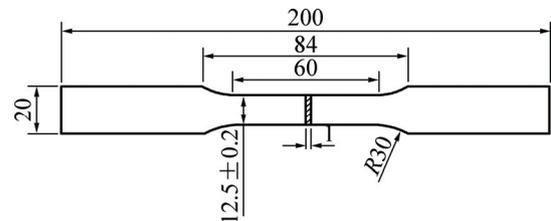


图 1 单向拉伸试样尺寸

Fig. 1 Dimensions of uniaxial tensile specimen (Unit: mm)

5052 铝合金的工程应力-应变曲线如图 2 所示。由图 2 可以看出, 0° 、 45° 和 90° 这 3 个方向的拉伸试验曲线非常接近,弹性模量均为 60624 MPa; 名义屈服强度分别为 175 MPa、185 MPa 和 175 MPa; 抗拉强度分别为 220 MPa、210 MPa 和 215 MPa; 总伸长率分别为 10%、11.2% 和 10.5%。由试验结果可知, 5052 铝合金 3 个方向的弹性模量、屈服强度、抗拉强度和

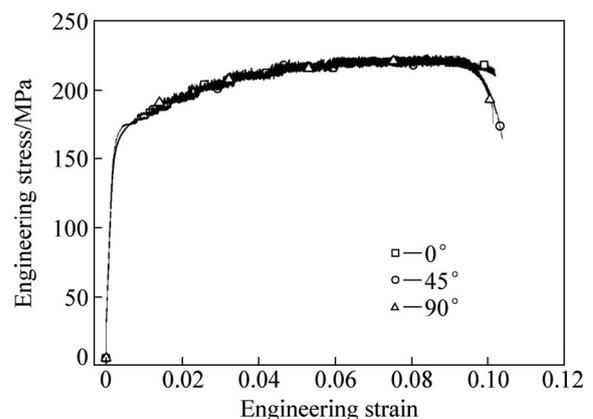


图 2 5052 铝合金板单向拉伸工程应力-应变曲线

Fig. 2 Engineering strain—stress curves of 5052 aluminum alloy sheet in uniaxial tensile tests

总伸长率都非常接近, 这说明 5052 铝合金各向异性较弱。

图 3 所示为拉伸断裂后的铝合金试样照片。试样断口与轴向所成角度约为 45°, 断口平整。使用扫描电子显微镜观察 5052 铝合金拉伸试样断口的形貌, 结果如图 4 所示。从图 4 可以看出, 5052 铝合金拉伸试样断口存在两种类型的韧窝。第一种韧窝的外形大而深, 说明 5052 铝金属属于韧性断裂; 第二种韧窝外形较小, 在韧窝的底部和四周分布着一定量的球形颗粒, 说明 5052 铝合金有部分脆性断裂。由于第二种韧窝比例较少, 因此 5052 铝合金的主要断裂机制属于韧性断裂。



图 3 拉伸断裂后铝合金试样照片
Fig. 3 Photo of failed aluminum alloy tensile specimen

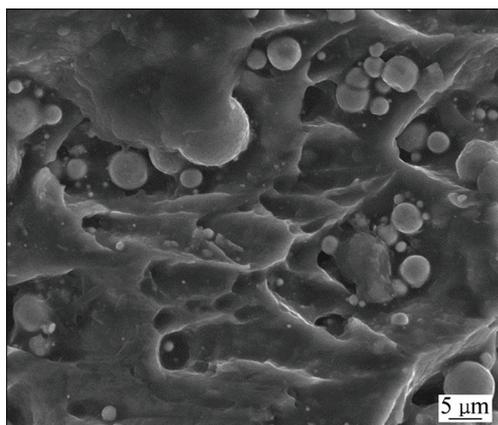


图 4 单向拉伸试样断口的 SEM 像
Fig. 4 SEM image of fracture surface of tensile specimen

2 材料参数识别

使用 LS-DYNA 有限元软件分别对单向拉伸和球头胀形进行仿真。材料模型选择 MAT_135, 该模型能够使用 Voce 非线性各向同性硬化模型, 以及将材料的断裂应变能作为失效判据。由于 5052 铝合金表现出来的各向异性较弱, 因此, MAT_135 对其具有较好的适

用性。仿真中使用的材料本构模型由 Barlat89 屈服准则, Voce 模型和流动方程^[21]结合而来。采用 Cockcroft-Latham 韧性断裂准则进行断裂预测。

2.1 Voce 硬化模型参数拟合

根据文献[22], Voce 模型各参数可以通过拟合材料应力-应变曲线得到, 使用 Voce 模型对 5052 铝合金的应力-应变曲线进行拟合, 拟合所得曲线和材料参数分别见图 5 和表 1, 其中 Q_1 、 Q_2 、 C_1 、 C_2 为 Voce 模型的材料参数。拟合曲线和试验曲线的相关系数为 0.995, 拟合相似度较高。

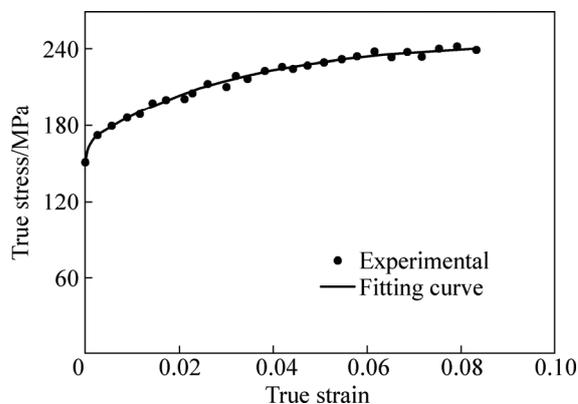


图 5 试验和拟合所得 5052 铝合金的应变硬化曲线
Fig. 5 Experimental and fitting strain-hardening curves of 5052 aluminum alloy

图 6 所示为单向拉伸试样有限元模型, 网格平均尺寸为 1 mm。厚度方向采用 5 个积分点, 使用 16 号全积分壳单元。试样的一端添加固定约束, 另一端以 1 mm/min 的恒定速度沿轴向运动。材料使用 MAT_135 模型, 硬化模型选择 Voce 非线性各向同性硬化模型, 采用如表 1 所列的拟合得到的 Voce 模型参数, 材料的泊松比和各向异性指数由材料供货方提供。使用 LS-DYNA 的隐式模块进行求解。

在仿真过程中, 单向拉伸试样随着变形增加先后会出现均匀变形和局部颈缩。由于仿真模型中缺少材料失效判据, 所以当拉伸位移不断增加时, 试样的厚度会持续减薄直至为 0, 但是不会出现直观断裂。试样在拉伸仿真中厚度分布云图变化如图 7 所示。由图

表 1 5052 铝合金的材料参数

Table 1 Material parameters of 5052 aluminum alloy

Elastic modulus/MPa	Poisson's ration	Yield stress/MPa	Q_1 /MPa	C_1	Q_2 /MPa	C_2
60624	0.33	161.5	7.8	1491.6	85.8	25.4



图6 单向拉伸试样有限元模型

Fig. 6 FE model of uniaxial tensile specimen

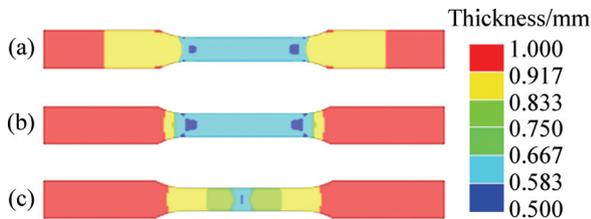


图7 单向拉伸试样厚度分布云图

Fig. 7 Thickness distribution contours of uniaxial tensile specimen: (a) $t=10.4$ s; (b) $t=35.7$ s; (c) $t=82.3$ s

7 可知,随着试样变形的增加,试样厚度不断减薄,中间区域厚度减薄得最快。在初始时刻,试样标距区域变形均匀,随着拉伸位移的增加,试样变形不断增大,试样中部宽度出现明显变窄,即局部颈缩。

图 8 所示为仿真与试验获得的应力-应变曲线对比结果。由图 8 可以看到,在试样发生颈缩之前仿真和试验结果吻合较好。一方面,说明采用拟合所得 Voce 模型参数描述材料断裂之前的应力应变行为有较高的精度。另一方面,在有限元数值模拟中由于没有添加断裂失效判据,所以单元的拉应力在出现颈缩之后依然会随着拉伸位移的增大而继续变大,与实际应力-应变曲线出现不同趋势走向。因此,以下将对断裂准则中的参数进行反求,以更准确地模拟材料弹塑性直至断裂整个变形过程的力学行为。

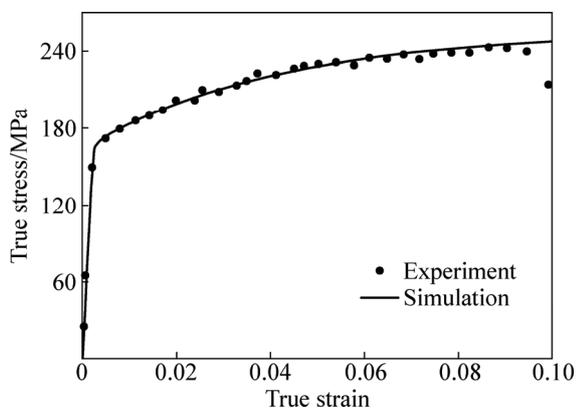


图8 仿真和试验所得的拉伸应力-应变曲线

Fig. 8 True stress-strain curve from tensile simulation and experiment

2.2 Cockcroft-Latham 断裂准则参数反求

根据 Cockcroft-Latham 韧性断裂准则,材料单元的断裂应变能等于试样单元中最大拉应力沿塑性应变路径的积分。本实验中使用模型中最大拉应力对最大等效塑性应变进行积分,得到材料的断裂应变能。

单向拉伸仿真中试样最小厚度随时间的变化曲线如图 9 所示。将不同时刻单元最大拉应力对塑性应变积分得到单元最大应变能,作出单元最大应变能随塑性应变变化的曲线如图 10 所示。使用光学显微镜测量拉伸断裂试样断口的最小厚度值为 0.42 mm,从图 9 中读出仿真中试样达到实测最小厚度的时刻为 58 s,该时刻即为试样发生韧性断裂时刻。在仿真结果中查到 58 s 时模型中最大等效塑性应变为 0.458,由图 10 可知,此时模型中单元最大应变能为 109 MPa,此单

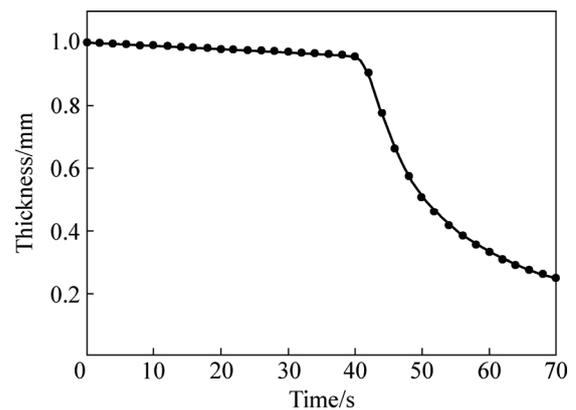


图9 单向拉伸仿真中试样最小厚度的变化曲线

Fig. 9 Changing curve of minimum thickness of specimen in numerical uniaxial tensile test

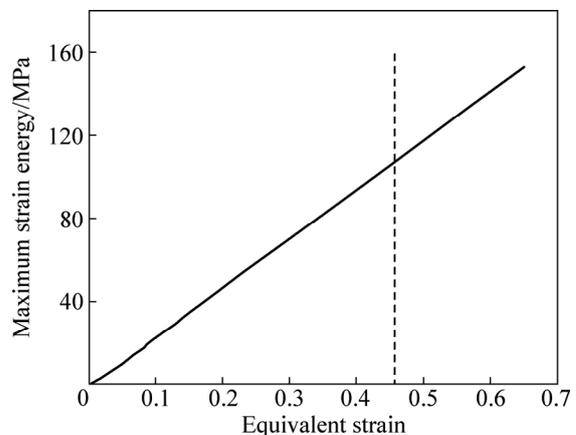


图10 最大应变能随等效塑性应变的变化曲线

Fig. 10 Changing curve of maximum strain energy with equivalent strain

表 2 5052 铝合金的失效模型参数

Table 2 Parameters of fracture model of 5052 aluminum alloy

Minimum thickness/mm	Fracture time /s	Plastic strain	Limit strain energy/MPa
0.42	58	0.458	109

元应变能即为 5052 铝合金的断裂应变能。5052 铝合金材料的失效模型参数如表 2 所示。

3 球头胀形仿真与试验

球头胀形模具尺寸如图 11 所示, 凸模直径为 100 mm, 模具单边间隙为 2 mm, 拉伸筋半径为 5 mm, 凹模圆角半径为 5 mm。毛坯为 180 mm×180 mm 的 5052 铝合金方形板料, 厚度为 1 mm。在板料中部直径为 100 mm 圆形区域内使用平均尺寸为 0.8 mm 的四边形网格进行划分, 其他区域使用平均尺寸为 5 mm 的四边形和三角形混合网格划分。采用 16 号全积分

壳单元, 厚度方向采用 5 个积分点。接触类型选择 FORMING_ONE_WAY_S_S, 摩擦因数设为 0.125。冲压速度为 1mm/s, 冲压深度 25mm。参考冲压手册^[23], 选择单位压边力为 0.85 MPa, 根据压边圈尺寸选取压边力为 20 kN。材料模型选择 MAT_135 模型, 使用 2.1 和 2.2 节中获得的 Voce 模型参数和断裂应变能。球头胀形数值模拟中不同时刻板料的外形如图 12 所示。

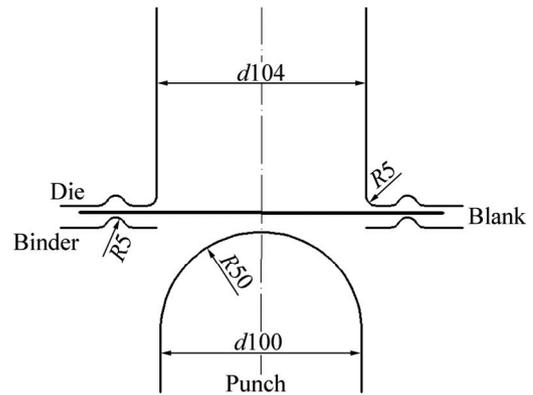


图 11 球头胀形模具尺寸

Fig. 11 Dimensions of spherical bulging moulds (Unit: mm)

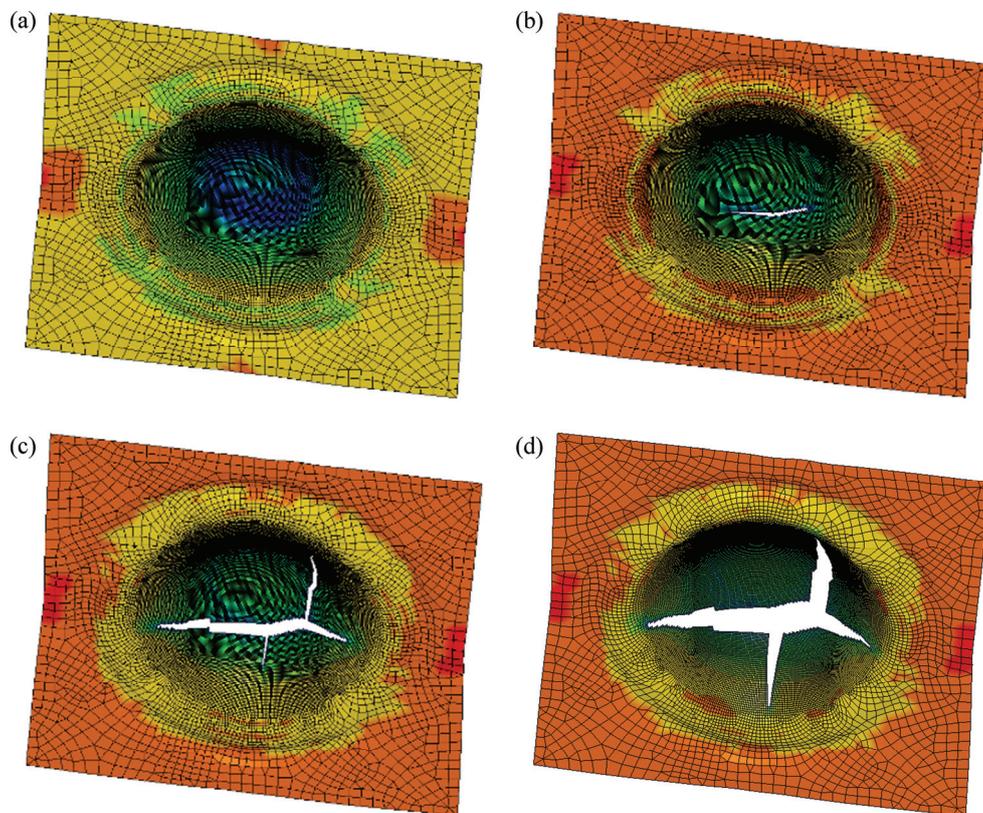


图 12 球头胀形过程中不同时刻板料外形

Fig. 12 Shapes of sheet in spherical bulging at different time: (a) $t=8.8$ s, $h=8.8$ mm; (b) $t=18.2$ s, $h=18.2$ mm; (c) $t=22.3$ s, $h=22.3$ mm; (d) $t=25$ s, $h=25$ mm

板料在成形过程中单元的应变能会随着变形的增加而增加,当单元的应变能(W)达到材料的断裂应变能(W_c)时单元失效。LS-DYNA 模拟成形仿真时会自动删除失效单元并且释放周围节点的自由度,以此模拟成形过程中裂纹的扩展。从图 12 可以看到,球头顶部侧围减薄最多(见图 12(a)中蓝色圆环区域)。随着冲压深度的增加,在球头的侧围出现一条平行于水平面的裂纹(见图 12(b))。当冲压深度达到 22.3 mm 时,在水平面内垂直于第一条裂纹方向出现第二条裂纹,同时第一条裂纹扩大(见图 12(c))。当凸模行程增加至 25 mm 时,两条裂纹同时扩大,并形成巨大的缺口(见图 12(d))。

球头胀形试验在天锻 THP01-500A 型多功能冲压成形模拟机试验上完成。试验所用模具尺寸、试样尺寸和冲压工艺参数均与仿真模型相同,试验过程中采取双面润滑。在试验过程中不断调整冲压深度直至板料出现破裂;当冲压深度为 25 mm 时,板料出现破裂,如图 13 所示。

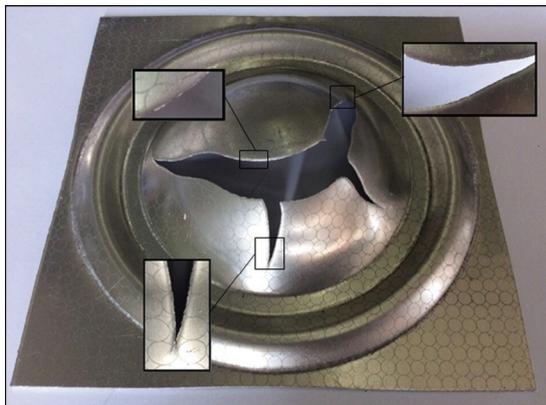


图 13 板料球头胀形破裂

Fig. 13 Cracked sheet in spherical bulging experiment

从图 13 可以看到,板料在成形至断裂的过程中出现了明显的颈缩,宏观断口表现为沿着与厚度方向成 45°方向断裂,开裂部位断口比较平整,没有出现不规则的起伏,板料厚度在刃口附近出现了明显的减薄。

图 14 所示为板料球头胀形仿真与试验结果对比。从图 14 可以看到,有限元仿真结果与试验结果较吻合,板料开裂处裂纹的位置和形状大小与试验结果接近。说明有限元仿真分析具有较高的模拟精度以及上述获得的 Voce 模型参数 Q_1 、 C_1 、 Q_2 、 C_2 和断裂应变能 W_c 是合理的, Cockcroft-Latham 韧性断裂准则能够很好地预测 5052 铝合金板料成形的开裂失效。

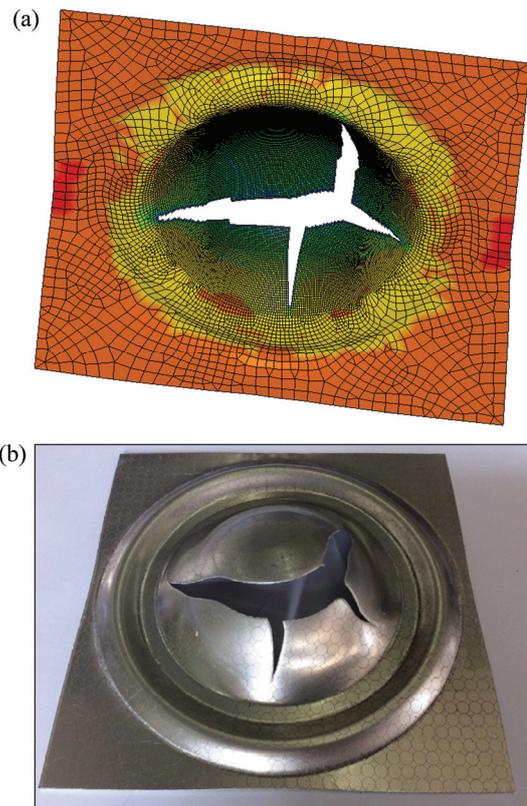


图 14 板料球头胀形仿真与试验结果对比

Fig. 14 Comparison of sheet deformation results in spherical bulging: (a) Simulation; (b) Experiment

4 结论

1) 对 5052 铝合金板进行了单向拉伸试验,使用 Voce 模型对试验应力应变曲线进行了拟合。将 Cockcroft-Latham 韧性断裂准则引入到单向拉伸有限元模型中,结合试验结果,反求了 5052 铝合金材料失效参数。

2) 采用拟合的 Voce 模型参数和 Cockcroft-Latham 韧性断裂准则参数对 5052 铝合金板料球头胀形开裂进行了仿真预测,并进行试验验证,结果表明仿真预测板料开裂位置及裂口形状与试验结果吻合。

3) 使用该方法进行铝合金板料的成形开裂极限预测具有材料参数求解方便,计算精度高的优点,可为相关研究提供参考。

REFERENCES

- [1] 叶延洪,何静,蔡建鹏,孙加民,邓德安. 6061-T651 铝合金薄板接头的焊接变形[J]. 中国有色金属学报, 2014, 24(10):

- 2435–2442.
- YE Yan-hong, HE Jing, CAI Jian-peng, SUN Jia-min, DENG De-an. Welding deformations of 6061-T651 Al alloy thin-plate joints[J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2014, 24(10): 2435–2442.
- [2] THUILLIER S. Influence of a tensile pre-strain on bending of aluminium alloy[C]//*Key Engineering Materials*. Switzerland: Trans Tech Publications, 2014, 611: 1742–1749.
- [3] 马闻宇, 王宝雨, 周靖, 唐学峰. AA6082 铝合金热变形损伤本构模型[J]. *中国有色金属学报*, 2015, 25(3): 595–601.
- MA Wen-yu, WANG Bao-yu, ZHOU Jing, TANG Xue-feng. Damage constitutive model for Thermal deformation of AA6082 aluminum alloy[J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2015, 25(3): 595–601.
- [4] ZHU H, QI F. Mechanical properties and fracture behaviors on 6061 aluminum alloy under shear stress state[J]. *Rare Metals*, 2011, 30(5): 550–554.
- [5] FAGERHOLT E, DØRUM C, BØRVIK T, LAUKLI H. Experimental and numerical investigation of fracture in a cast aluminium alloy[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2010, 47(24): 3352–3365.
- [6] HIRSCH J. Recent development in aluminium for automotive applications[J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2014, 24(7): 1995–2002.
- [7] 叶拓, 王冠, 姚再起, 李落星. 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, 24(4): 878–887.
- YE Tuo, WANG Guan, YAO Zai-qi, LI Luo-xing. Ductile fracture behavior of 6xxx aluminum alloy thin-walled components of automobile[J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2014, 24(4): 878–887.
- [8] 刘超, 孙秦, 刘彦杰. 三维应力状态下 2A12 试件有限变形和断裂的数值模拟[J]. *中国有色金属学报*, 2014, 24(5): 1157–1166.
- LIU Chao, SUN Qin, LIU Yan-jie. Numerical simulation of finite deformation and failure of 2A12 specimens under three-dimensional stress state[J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2014, 24(5): 1157–1166.
- [9] 谢延敏, 于沪平, 陈军, 阮雪榆. 板料成形中韧性断裂准则应用研究进展[J]. *工程设计学报*, 2007, 14(1): 6–10.
- XIE Yan-min, YU Hu-ping, CHEN Jun, RUAN Xue-yu. Recent advances of research on application of ductile fracture criteria in sheet metal forming process[J]. *Chinese journal of Engineering Design*, 2007, 14(1): 6–10.
- [10] XING H U, ZHAO Y X, LI S H, LIN Z Q. Numerical simulation of ductile fracture behavior for aluminum alloy sheet under cyclic plastic deformation[J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2011, 21(7): 1595–1601.
- [11] OLOFSSON J, SVENSSON I L, LAVA P, DEBRUYNE D. Characterization and investigation of local variations in mechanical behaviour in cast aluminium using gradient solidification, digital image correlation and finite element simulation[J]. *Materials & Design*, 2014, 56: 755–762.
- [12] FOURMEAU M, BØRVIK T, BENALLAL A, HOPPERSTAD O S. Anisotropic failure modes of high-strength aluminium alloy under various stress states[J]. *International Journal of Plasticity*, 2013, 48: 34–53.
- [13] EBNOETHER F, MOHR D. Predicting ductile fracture of low carbon steel sheets: Stress-based versus mixed stress/strain-based Mohr-Coulomb model[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2013, 50(7): 1055–1066.
- [14] LE MAOÛT N, THUILLIER S, MANACH P Y. Aluminum alloy damage evolution for different strain paths—application to hemming process[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2009, 76(9): 1202–1214.
- [15] LEMAITRE J. A continuous damage mechanics model for ductile fracture[J]. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1985, 107(1): 83–89.
- [16] OYANE M, SATO T, OKIMOTO K, SHIMA S. Criteria for ductile fracture and their applications[J]. *Journal of Mechanical Working Technology*, 1980, 4: 65–81.
- [17] COCKCROFT M G, LATHAM D J. Ductility and the workability of metals[J]. *Journal of the Institute of Metals*, 1968, 96: 33–39.
- [18] 于忠奇, 杨玉英, 王永志, 孙振忠. 基于韧性断裂准则的铝合金板材成形极限预测[J]. *中国有色金属学报*, 2003, 13(5): 1223–1226.
- YU Zhong-qi, YANG Yu-ying, WANG Yong-zhi, SUN Zhen-zhong. 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.
- [19] CLIFT S E, HARTLEY P, STURGESS C E N, ROWE G W. Fracture prediction in plastic deformation processes[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1990, 32: 1–17.
- [20] TAKUDA H, MORIK, HATTA N. Application of some criteria for ductile fracture to the prediction of the forming limit of sheet metals[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 1999, 95(1/3): 116–121.
- [21] REYES A, HOPPERSTAD O S, LADEMO O G, LANGSETH M. Modeling of textured aluminum alloys used in a bumper system: Material tests and Characterization[J]. *Computational Materials Science*, 2006, 37(3): 246–268.
- [22] TARIGOPULA V, HOPPERSTAD O S, LANGSETH M, CLAUSEN A H, HILD F, LADEMO O G, ERIKSSON M. A study of large plastic deformations in dual phase steel using digital image correlation and FE analysis[J]. *Experimental Mechanics*, 2008, 48(2): 181–196.
- [23] 王孝培. 冲压手册[M]. 2 版. 北京: 机械工业出版社, 2000: 309–311.
- WANG Xiao-pei. *Stamping manual*[M]. 2nd ed. Beijing: China Machine Press, 2000: 309–311.