

基于 GTN 损伤模型的 6061-T6 铝合金辊弯成形断裂研究

邹知良¹, 韩 飞^{1,2}, 姚 冉^{1,2}

(1. 北方工业大学 机械与材料工程学院, 北京 100144; 2. 北京工业大学 机械与能源工程学院, 北京 100124)

摘要: 针对金属板材在辊弯成形中的断裂现象, 以 6061-T6 铝合金为研究对象, 提出一种预测辊弯成形件断裂的方法并对其断裂机理进行研究。通过 Abaqus 有限元软件结合 GTN 损伤模型成功模拟了 6061-T6 铝合金 V 型件在两种辊弯成形弯曲方法——定长度法、定半径法下的断裂行为, 并与辊弯成形试验结果进行对比。结果表明: GTN 损伤模型对预测 6061-T6 铝合金板材在辊弯成形中的断裂具有可靠性; 通过对辊弯件断裂部位的微观形貌分析和有限元力学分析确定了板材在辊弯成形中受到拉伸和剪切力的作用; 且由于采用定半径法成形的板材在辊弯成形中的最大应变提升速度快于定长度法, 使采用定长度法成形的板材相对于定半径法可以获得更高的断裂极限。

关键词: 6061-T6 铝合金; 辊弯成形; GTN 损伤模型; 断裂极限; 定长度法; 定半径法

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2024.07.024

中图分类号: TG306

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2024) 07-0226-09

Research on fracture of 6061-T6 aluminum alloy roll bending based on GTN damage model

Zou Zhiliang¹, Han Fei^{1,2}, Yao Ran^{1,2}

(1. School of Mechanical and Materials Engineering, North Industry University, Beijing 100144, China;

2. School of Mechanical and Energy Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China)

Abstract: Aiming at the fracture phenomenon of sheet metal in roll bending, for 6061-T6 aluminum alloy, a method to predict the fracture of roll bending parts was proposed, and the fracture mechanism was investigated. Then, the fracture behavior of 6061-T6 aluminum alloy V-shaped parts under two roll bending methods of fixed-length method and fixed-radius method was successfully simulated by finite element software Abaqus combined with damage model GTN, which was compared with the experimental results of roll bending. The results show that the GTN damage model is reliable to predict the fracture of 6061-T6 aluminum alloy sheets during roll bending. Microscopic morphology analysis and finite element mechanical analysis on the fractured areas of the roll bending parts reveal that the sheets are subjected to tensile and shear forces during roll bending. Furthermore, because the maximum strain rate of sheets formed by the fixed-radius method increases faster than that by the fixed-length method in roll bending, the sheets formed by the fixed-length method can obtain a higher fracture limit compared to those formed by the fixed-radius method.

Key words: 6061-T6 aluminum alloy; roll bending; GTN damage model; fracture limit; fixed-length method; fixed-radius method

铝合金作为轻质材料, 具有密度小、强度高、耐腐蚀性好及焊接性优良的特性, 广泛应用于汽车行业中, 以满足不断提高的汽车轻量化要求^[1]。辊弯成形工艺可以在金属材料消耗最少的情况下, 使成形件获得最大的刚度和强度, 已成为汽车行业一种新兴的制造工艺^[2]。辊弯成形工艺极大地改善了型材的弯曲性能, 从而使型材获得更小的弯曲半径,

有效地减轻型材的重量, 对汽车车身的轻量化具有积极的作用。

断裂作为辊弯成形过程中影响产品质量的重要因素之一, 准确地研究不同工艺参数对断裂的影响能够帮助人们改善工艺过程, 提高生产效率。国内外学者从不同方面研究了辊弯成形过程中的断裂现象: Hossein T G 等^[3]采用韧性断裂准则对铝合金在辊弯成形过程中的断裂行为进行了研究, 提出了一种考虑辊弯过程中应力状态的断裂模型, 该模型准确地预测了断裂的发生; Lee S K 等^[4]基于 GISSMO 损伤模型研究了 7075-T6 铝合金在辊弯成形过程中的断裂行为, 该模型可以很好地模拟板材的塑性行

收稿日期: 2024-05-16; 修订日期: 2024-06-19

作者简介: 邹知良 (1998-), 男, 硕士研究生

E-mail: z870593201@163.com

通信作者: 韩 飞 (1977-), 男, 博士, 教授

E-mail: hanfei@ncut.edu.cn

为, 实现了对板材更精确的成形模拟; Hossein T G 等^[5]采用改进的 Mohr-Coulomb (MMC) 韧性断裂准则对 U 型件辊弯成形过程中的韧性断裂行为进行了研究, 准确地预测了断裂的发生; Cha W G 等^[6]采用 Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) 模型研究了 DP 钢辊弯产品弯曲区域的断裂, 并利用 GTN 损伤模型准确预测了断裂的发生; 张赛军等^[7]研究了超高强钢辊弯成形的破裂情况, 利用 Brozzo 韧性断裂准则, 结合有限元仿真模拟成功实现了对超高强钢断裂现象的预测; 北方工业大学王海波等^[8]建立了 DP980 高强钢在辊弯成形工艺下与应变速率有关的韧性断裂准则及本构模型, 从而实现了断裂的预测。

综上, 对于板材在辊弯成形过程中的断裂行为的研究均局限于单一的弯曲方法, 而辊弯成形有两种弯曲方法——定长度法和定半径法, 两种弯曲方法的成形原理如图 1 所示。图 1 中, R_i 、 R'_i ($i=1, 2, 3$) 分别为定半径法和定长度法下第 i 道次的弯

角半径, L_i 、 L'_i ($i=1, 2, 3$) 分别为定半径法和定长度法下第 i 道次的弯曲段弧长, 图 1 深色部位为板材各道次弯曲成形部位, 加工的板材在两种弯曲方法中的成形截面形状尺寸相同, 即 $R_3 = R'_3$; $L_3 = L'_3$ 。如图 1a 所示, 在定半径弯曲法下, 板材在各道次的加工弯角半径相等, 即 $R_1 = R_2 = R_3 = R$, 而板材的弯曲部位随着成形角度的增加而扩大, 即 $L_1 < L_2 < L_3$, 弯曲段的弧长与板材的成形角度呈正比。如图 1b 所示, 在定长度弯曲法下, 板材在各道次成形部位的弧长保持一致, 即 $L'_1 = L'_2 = L'_3 = L'$, 各道次所对应的弯角半径随着成形角度的增加而减小, 即 $R'_1 > R'_2 > R'_3$, 弯角半径值与板材的成形角度成反比。目前, 针对辊弯成形弯曲方法对断裂的影响的研究较少, 故在实际的生产中缺乏有效的理论指导。因此, 本文通过试验及仿真的方法研究在两种弯曲方法下板材的成形性能, 并利用 GTN 损伤模型准确预测 6061-T6 铝合金在辊弯成形过程中的断裂行为。

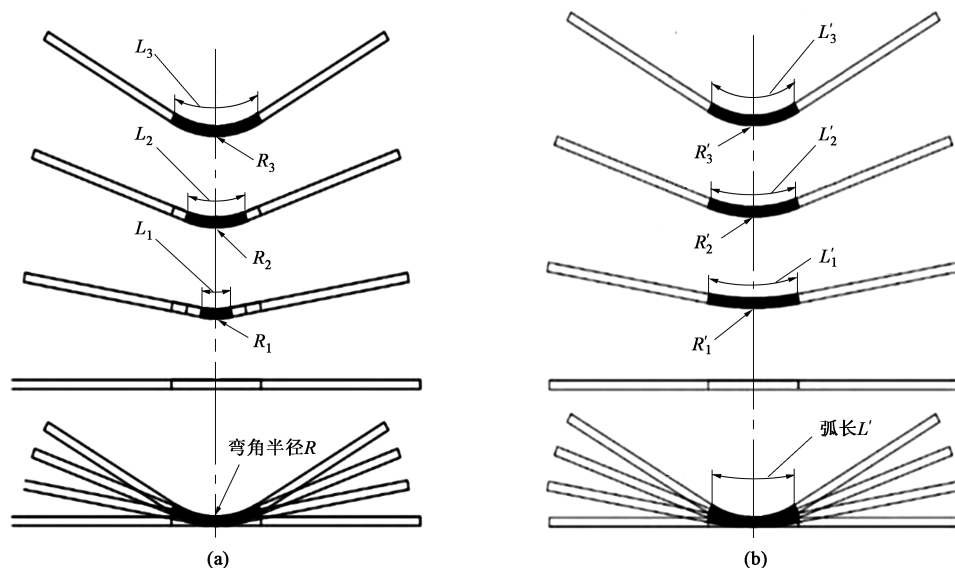


图 1 辊弯成形的两种弯曲方法的原理

(a) 定半径法 (b) 定长度法

Fig. 1 Principle of two bending methods for roll bending

(a) Fixed-radius method (b) Fixed-length method

1 材料力学特性及 GTN 损伤模型参数标定

铝合金板材在拉伸断裂时展现出典型的韧性断裂, 从细观损伤力学的角度来看, 金属材料的韧性断裂过程可以简单地分为孔洞的成核、生长和聚合 3 个阶段^[9], 宏观裂纹是由材料内部微孔

洞的逐渐积累所形成的。为了对这种断裂行为进行深入研究, 可以采用细观损伤力学的方法。研究宏观和微观因素对塑性微观损伤演化的影响, 对于提高铝合金板材断裂的预测精度至关重要。GTN 细观损伤模型是基于细观损伤力学理论, 考虑到单个孔洞的形核、生长以及多孔洞之间相互作用的损伤力学模型, 因此, 本文采用 GTN 损伤模型研究不同弯曲方法对于铝合金板材在辊弯成

形中的断裂行为, 模型 φ 表达式如下^[10]:

$$\varphi(\sigma_{eq}, \sigma_y, f^*) = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_y}\right) + 2f^* q_1 \cosh\left(\frac{3q_2 \sigma_H}{2\sigma_y}\right) - [1 + q_3 (f^*)^2] \quad (1)$$

式中: σ_{eq} 为等效应力; σ_H 为静水应力; σ_y 为材料的屈服应力; q_1 、 q_2 、 q_3 为考虑孔洞间相互作用而引入的参数; f^* 为孔洞体积分数。

当 $f^* = 0$ 时, 有:

$$f^* = \begin{cases} f, & f \leq f_c \\ f_c + (f - f_c) \frac{f_u^* - f_c}{f_f - f_c}, & f > f_c \end{cases} \quad (2)$$

式中: f 为当前孔洞体积分数; f_c 为孔洞开始融合时的临界孔洞体积分数; f_f 为材料断裂时的孔洞体积分数; f_u^* 为应力为零时的 f 值。

当材料开始塑性变形时, 由于板材受到应力应变的作用, 孔洞增大, 在 GTN 损伤模型中孔洞演化包括已存在的孔洞的增长和应变控制下新的孔洞成核两部分:

$$\dot{f} = \dot{f}_{growth} + \dot{f}_{nucleation} \quad (3)$$

式中: \dot{f}_{growth} 为初始孔洞体积分数增长率; $\dot{f}_{nucleation}$ 为新成核孔洞体积分数的增长率。

若假设特征体积单元周围的孔洞不可压缩, 孔洞的增大将依赖基体的塑性变形, 通过统计方法得出新成核孔洞体积分数增长率 $\dot{f}_{nucleation}$:

$$\dot{f}_{nucleation} = \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_N}{S_N}\right)^2\right] \varepsilon_P \quad (4)$$

式中: f_N 为可形核第二相粒子的体积分数; S_N 为形核等效塑性应变的标准差; ε_N 为孔洞形核时的平均等效塑性应变; ε 和 ε_P 分别为等效塑性应变及其变化率。

综上, 对于 GTN 损伤模型, 需确定 9 个参数, 分别为: 初始孔洞体积分数 f_0 、可形核第二相粒子体积分数 f_N 、孔洞开始融合时的临界孔洞体积分数 f_c 、材料断裂时的孔洞体积分数 f_f 、材料损伤参数 q_1 、 q_2 、 q_3 、孔洞形核时的平均等效塑性应变 ε_N 及其标准差 S_N 。作为可以用来准确地描述韧性金属材料由微孔洞形核、长大及聚合造成的韧性破坏过程的 GTN 损伤模型, 近年来基于该模型研究铝合金断裂缺陷预测已成为重要的研究课题^[11-13]。

1.1 材料力学性能

本文采用的试验材料为 6061-T6 铝合金, 材料厚度为 2 mm。为获取材料的力学性能参数、验证其各向异性, 分别沿与板材轧制方向呈 0°、45°、90°

的方向切割静态单向拉伸试样, 每种试样制取 3 个。通过岛津拉伸机和 DIC 设备进行了拉伸试验, 结果取平均值。设备如图 2 所示, 试样尺寸如图 3 所示。



图 2 拉伸机及 DIC 设备

Fig. 2 Tensile machine and DIC equipment

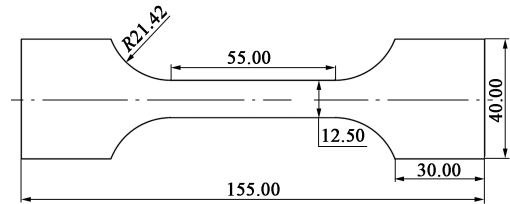


图 3 拉伸试件尺寸

Fig. 3 Tensile specimen sizes

经试验后的各拉伸试件如图 4 所示。

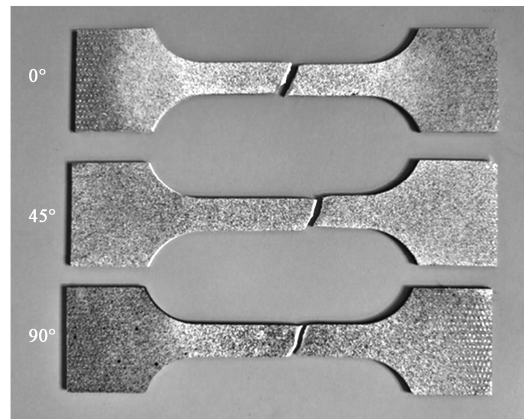


图 4 拉伸后各试样

Fig. 4 Each specimen after tensile

在对上述拉伸试样完成准静态拉伸试验后, 对从各单向拉伸试验中获取的试验数据进行平均化处理, 得出了 6061-T6 铝合金材料的准静态工程应力-工程应变 ($\sigma_{nom} - \varepsilon_{nom}$) 曲线; 通过式 (5) ~ 式

(6) 将工程应力-工程应变曲线转换为真实应力-真实应变 (σ_T - ε_T) 曲线, 如图 5 所示。

$$\sigma_T = \sigma_{nom}(1 + \varepsilon_{nom})$$

(5)

$$\varepsilon_T = \ln(1 + \varepsilon_{nom})$$

(6)

作为评价金属板材性能的关键指标——塑性应变比, 也称为 r 值, r 值越大表明板材在抵抗变薄的能力越强, 能够更充分地发挥其塑性变形能力。其定义如下:

$$r = \frac{\ln(b/b_0)}{\ln(t/t_0)}$$

(7)

式中: b_0 和 t_0 分别为试样标距部分的初始宽度和厚度; b 和 t 分别为塑性变形后测量点处的宽度和厚度。

综上所述, 6061-T6 铝合金的材料性能如表 1 所示。

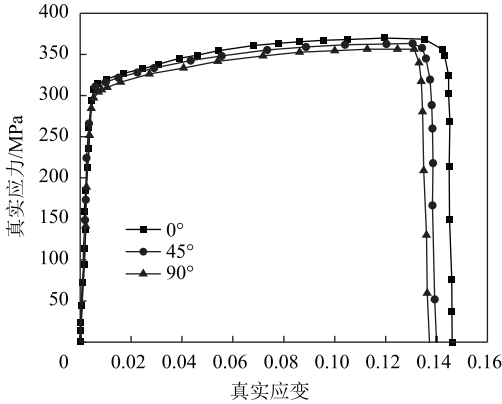


图 5 6061-T6 铝合金真实应力-真实应变曲线
Fig. 5 True stress-true strain curves of 6061-T6 aluminum alloy

表 1 6061-T6 铝合金力学性能参数

Table 1 Mechanical property parameters of 6061-T6 aluminum alloy

参数	密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	杨氏模量/GPa	屈服强度/MPa	强度系数/MPa	硬化指数	塑性应变比		
						r_0	r_{45}	r_{90}
数值	2700	70	285	490.86	0.177	0.687	0.675	0.677

由试验结果及表 1 可知, 材料的塑性应变比几乎恒定。以上的测试结果显示出 6061-T6 铝合金基本呈现各向同性的塑性变形特征。因此, 本文采用 Mises 各向同性屈服函数描述 6061-T6 铝合金的塑性行为。

1.2 GTN 损伤模型参数标定

GTN 孔洞损伤模型中的待定参数有 q_1 、 q_2 、 q_3 、 ε_N 、 S_N 、 f_0 、 f_c 、 f_N 、 f_f 这 9 个, 而针对铝合金材料的损伤参数 q_1 、 q_2 、 q_3 一般定义为 $q_1 = 1.50$ 、 $q_2 = 1.00$ 、 $q_3 = 2.25$, 其模拟结果比较好, 因此, 在标

定 GTN 损伤模型参数时, 主要研究其余 6 个参数。本文采用有限元逆向法, 通过有限元模拟和拉伸试验结果对比以及取值经验来确定 6 个参数值, 以达到准确模拟材料的损伤行为的目的。首先, 验证了所建立的各拉伸试样有限元模型的准确性; 在此基础上, 通过加入 GTN 损伤模型的参数, 对比试验与仿真的真实应力-真实应变曲线, 若两者不吻合, 调节各参数, 直至曲线相吻合, 此时的参数即为 GTN 损伤模型在仿真中的有效参数。表 2 为 GTN 损伤模型参数取值。

表 2 GTN 损伤模型参数取值

Table 2 Parameter values of GTN damage model

组号	q_1	q_2	q_3	f_0	f_c	f_f	f_N	ε_N	S_N
1	1.50	1.00	2.25	0.000125	0.013	0.040	0.0008	0.300	0.100
2	1.50	1.00	2.25	0.000100	0.020	0.060	0.1000	0.300	0.100
3	1.50	1.00	2.25	0.001000	0.001	0.060	0.1000	0.300	0.100
4	1.50	1.00	2.25	0.001600	0.087	0.140	0.0520	0.115	0.054
5	1.50	1.00	2.25	0.001800	0.022	0.111	0.0580	0.640	0.052
6	1.50	1.00	2.25	0.000350	0.050	0.150	0.0500	0.300	0.100
7	1.50	1.00	2.25	0.002000	0.033	0.150	0.0620	0.720	0.051
8	1.50	1.00	2.25	0.003100	0.050	0.110	0.0700	0.520	0.034
9	1.50	1.00	2.25	0.002700	0.030	0.210	0.0900	0.670	0.041

对与板材轧制方向呈 0° 方向的单向拉伸试件进行有限元模拟, 图 6 为采用第 4 组 GTN 损伤模型参数 (表 2) 的 6061-T6 铝合金静态拉伸仿真试验的真实应力-真实应变曲线与试验得到的真实应力-真实应变曲线的对比图。从图 6 中可看出, 两者较吻合, 说明采用该组参数所建立的 GTN 损伤模型可较好地描述 6061-T6 铝合金的变形行为。故本文采用的 GTN 损伤模型参数为表 2 中第 4 组参数。

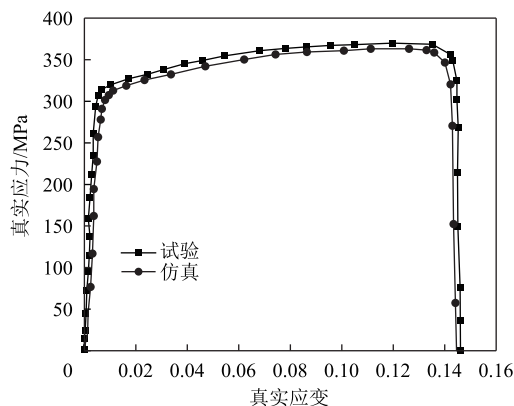


图 6 GTN 损伤模型仿真与试验的真实应力-真实应变对比
Fig. 6 Comparison of true stress-true strain between simulation by GTN damage model and experiment

2 辊弯成形试验及仿真平台

2.1 辊弯成形试验

为分析不同弯曲方法下的板材断裂状况, 本文设计了弯角半径为 1 mm 的定长度法和定半径法的轧辊, 并对板材进行了辊弯试验。

采用的试验平台为北方工业大学高精度辊弯成形机组, 辊弯成形试验机组如图 7 所示。相邻两机架间的距离为 600 mm, 上下两轧辊间距为 2 mm, 成形速度为 $500 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 。板材在当前道次完成成形与质量检测后, 发生断裂则停止试验, 若未发生断裂则进行下一道次的成形。

2.2 仿真模型的建立

使用有限元软件 Abaqus 中的 Explicit 模块对辊弯成形过程进行仿真模拟。以定长度法为例, 仿真模型如图 8 所示, 轧辊使用解析刚体, 依照实物尺寸建模并进行相应的简化, 道次间距为 600 mm, 板材厚度为 2 mm, 板材宽度为 70 mm。单元类型选用缩减积分 C3D8R 实体单元, 材料参数由第 1 章的拉伸试验获得。轧辊与板材接触类型设置为摩擦接触, 摩擦因数为 0.02。

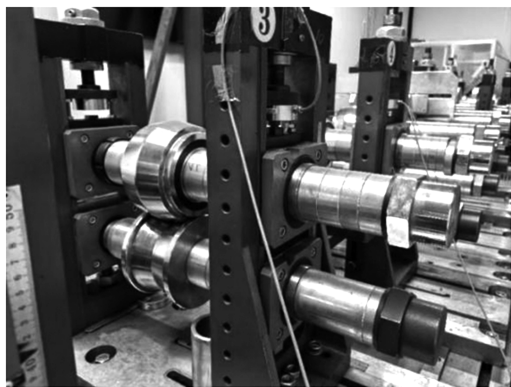


图 7 辊弯成形机组
Fig. 7 Roll bending unit



图 8 仿真模型 (定长度法)
Fig. 8 Simulation model (Fixed-length method)

3 结果与分析

3.1 试验结果与断口分析

图 9 为定半径法下的板材成形状况。试验结果显示, 定半径法在成形角度为 40° 时, V 型件弯曲段的外侧发生断裂, 而此时, 采用定长度法成形的板材未发生断裂。可知, 采用定半径法成形的板材相对于定长度法成形的板材具有较低的断裂极限。

断口形貌 (如韧窝的大小和数量) 可以从侧面反映板材的塑性。在金属合金中, 通常存在着与金属基体具有不同物理性质的夹杂物颗粒, 这些夹杂物颗粒在金属基体上分布广泛, 当外部力作用于合金时, 它们会导致孔洞扩大, 并与其他孔洞相互连接, 形成韧窝型断口。当大型沉淀粒子发生断裂和脱粘时, 会形成较大的韧窝, 而金属基体的韧性断裂则导致较小韧窝的形成。

图 10 为单向拉伸试件的断面微观形貌。可以看出, 断口被各种大小不同的韧窝所覆盖, 这些韧窝呈现出不规则的形状和分布。这表明单向拉伸试件在断裂过程中发生了局部拉伸和应变集中, 导致韧窝的形成, 呈现出韧性断裂的特征。

图 11 为经辊弯成形后的板材断裂部位的断面微

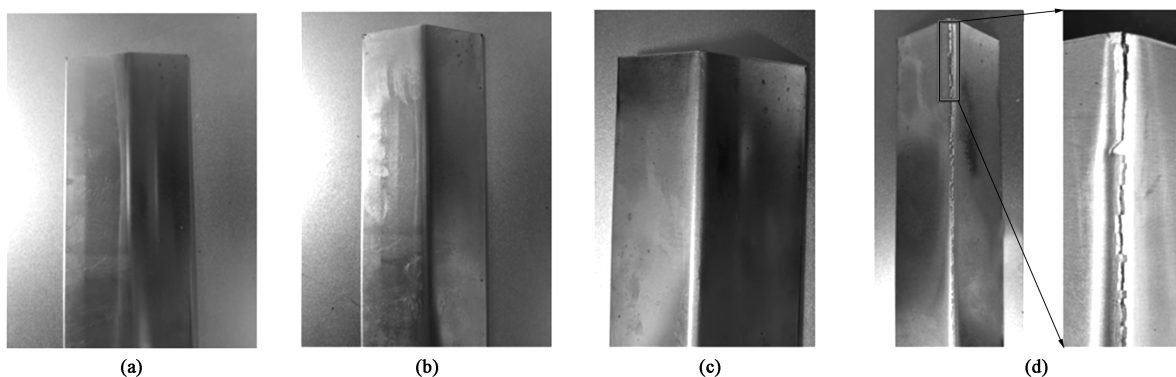


图 9 定半径法下的铝合金 V 型件

(a) 10° (b) 20° (c) 30° (d) 40°

Fig. 9 Aluminum alloy V-shaped parts under fixed-radius method

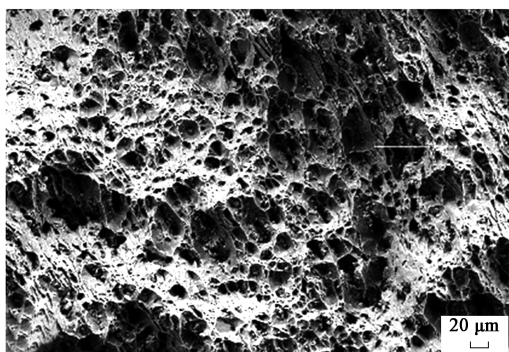


图 10 单拉试件的断口形貌

Fig. 10 Fracture morphology of uniaxial tensile specimen

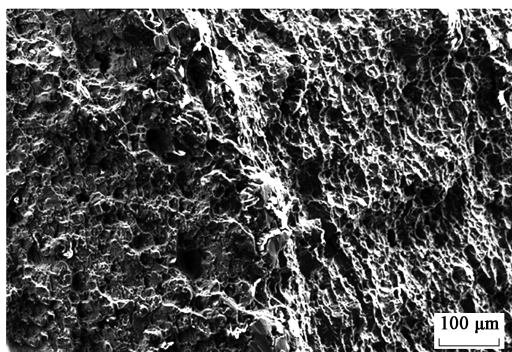


图 11 辊弯 V 型件断裂部位的断口形貌

Fig. 11 Fracture morphology of fracture part for roll bending V-shaped part

观形貌。从图 11 中可以清晰地看出，辊弯成形件呈现出由大小不同的韧窝组成的形貌。当应变达到一定值时，断口处的微孔洞增大并与相邻的孔洞连接形成韧窝，孔洞的聚合最终导致板材发生断裂。这与单拉试件的微观形貌存在差异，可以判断 6061-T6 铝合金在辊弯成形中不仅仅受到拉伸力的作用，其受力状态复杂。

3.2 辊弯成形断裂机理分析

图 12 为 6061-T6 铝合金 V 型件在两种弯曲方式下弯曲段的断裂部位的孔洞体积分数 VVF 在整个成形时间历程上的变化曲线。可以看出，辊弯成形过程中，孔洞体积分数随道次数的增加而增大，同时板材的塑性变形增大，当孔洞体积分数达到 $f_t = 0.14$ 时，说明板材发生断裂。即定半径法在第 4 道次发生断裂，定长度法在第 5 道次发生断裂。与辊弯成形试验结果对比可知，GTN 损伤模型预测 6061-T6 铝合金在辊弯成形中的断裂具有可靠性。

应力三轴度与板材塑性成形中出现断裂现象具有极大的关联性，其与板材内部微孔洞的生长有关。应力三轴度越小，孔洞生长越慢，反之，应力三轴度增大，孔洞生长将加快，促进孔洞间的相互作用，使得板材发生断裂的可能性增加。应力三轴度的增加导致剪应力减小，进而使材料中的正应力相对增加。相反，应力三轴度的减小会使得剪应力增加，相对减少了正应力。同时，随着应力三轴度的增加，板材的断裂韧性变差，更容易发生断裂。材料中孔洞的增长和聚合在很大程度上取决于应力三轴度。在高应力三轴度的状态下，材料会逐渐积累孔洞型损伤，直至达到临界状态并发生韧窝断裂；而在相对较低的应力三轴度值状态下，材料则可能发生孔洞之间的剪切滑移，最终导致材料断裂。图 13 为两种弯曲方法下 6061-T6 铝合金 V 型件弯曲段节点的应力三轴度、正应力及剪应力的变化曲线。从图 13 可以看出，采用定长度法成形时，板材在弯曲段受到剪应力的影响较小，采用定半径法成形时，板材在弯曲段受到的剪应力影响较大，但两种成形方式下，剪应力的存在均不可忽略，说明 6061-T6 铝合金在辊弯成形过程中，弯角区域受力复杂，且会受

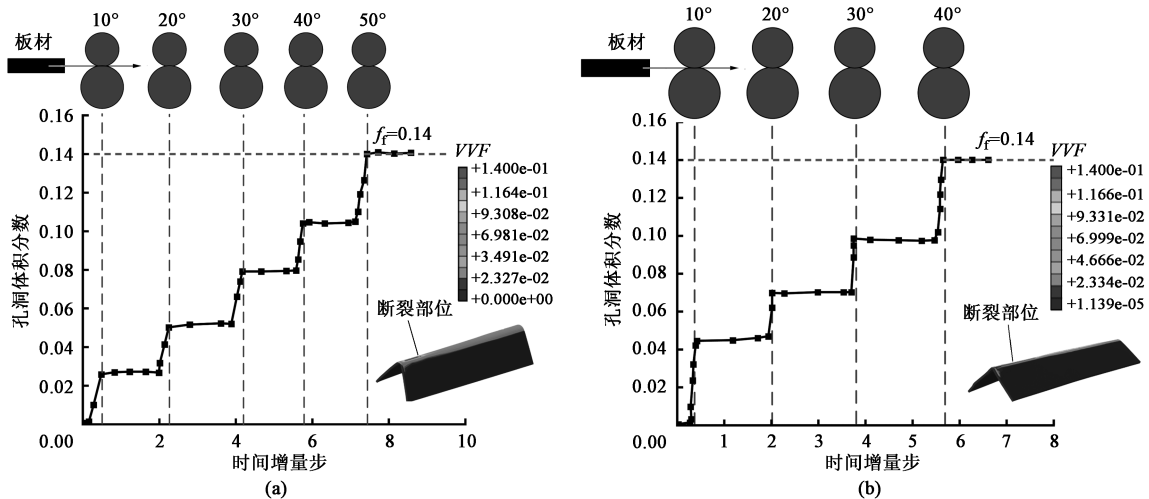


图 12 孔洞体积分随时间的变化曲线

(a) 定长度法 (b) 定半径法

Fig. 12 Change curves of hole volume fraction with time

(a) Fixed-length method (b) Fixed-radius method

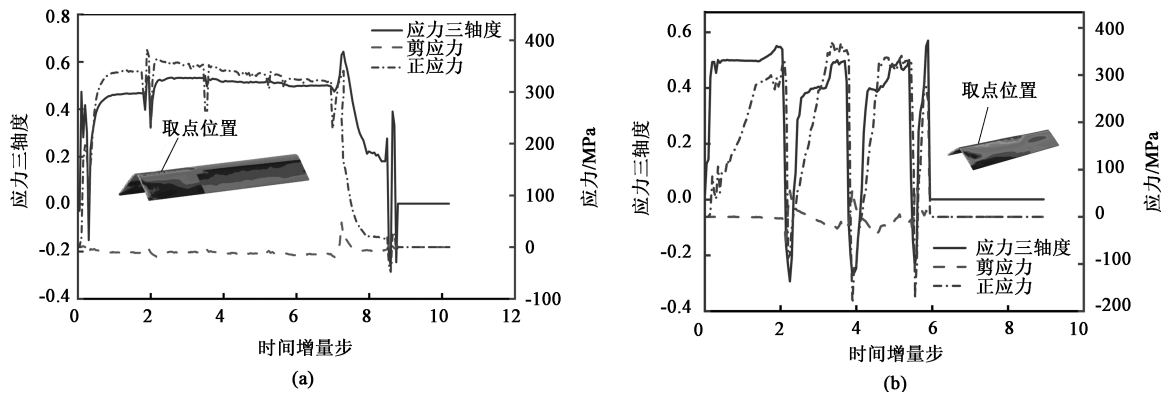


图 13 应力三轴度、应力随时间的变化曲线

(a) 定长度法 (b) 定半径法

Fig. 13 Change curves of triaxiality and stress with time

(a) Fixed-length method (b) Fixed-radius method

到剪切力作用。

图 14、图 15 为两种弯曲方法下成形的板材在前 4 道次的应变分布云图, 可见, 板材在通过各道次时, 弯曲处的应变最大。采用定长度法成形的板材在前 4 个道次成形的过程中, 最易发生断裂缺陷的弯角外侧区域无单元被删除, 可见板材成形角度为 40° 时未出现断裂; 采用定半径法成形的板材在成形角度为 40° 时, 弯曲处最外层单元被删除, 板材发生断裂。

提取两种弯曲方法下板材在前 4 道次的弯曲处宽度方向上的应变分布情况, 如图 16 所示。从图 16 中可以看出, 在定长度法下, 各道次中的应变在板材上的分布基本一致, 即板材的成形部分的大小

基本一致, 在其范围内分布较为均匀; 随着道次的增加, 各道次轧辊弯角半径值减小, 理论形变量增大, 应变幅值也随之增大, 且随着道次的增加, 板材内的应变也逐渐集中于板材弯曲区域中心。而在定半径法下, 板材的成形区域随道次 (成形角度) 的增加而扩大, 产生了新的成形区域, 板材在各道次成形时, 其应变最大点在成形区域中心。且定半径法下的各道次的应变比相对应的定长度法下的各道次应变大。如图 17 所示, 对两种弯曲方法在各道次成形时的应变最大值进行对比, 在辊弯成形过程中, 定半径弯曲法下的最大应变提升速度较定长度法的最大应变提升速度更快。

综上所述, 辊弯成形的弯曲方法影响着辊弯成

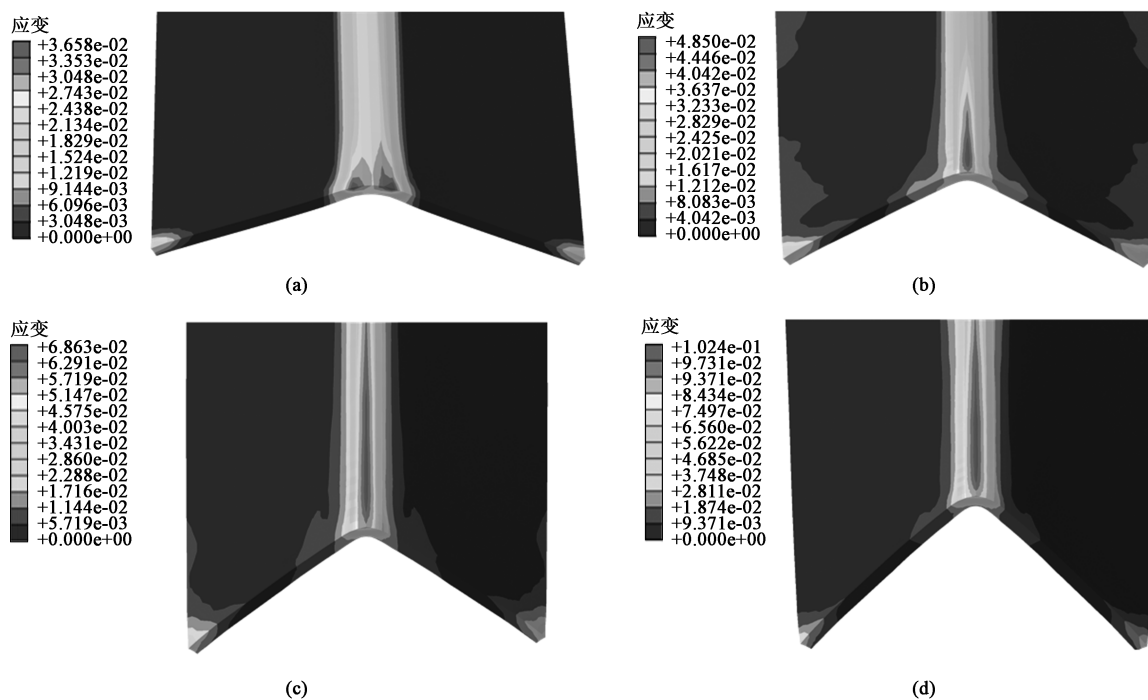


图 14 定长度法时各成形角度下的应变云图

(a) 10° (b) 20° (c) 30° (d) 40°

Fig. 14 Strain nephograms of each forming angle under fixed-length method

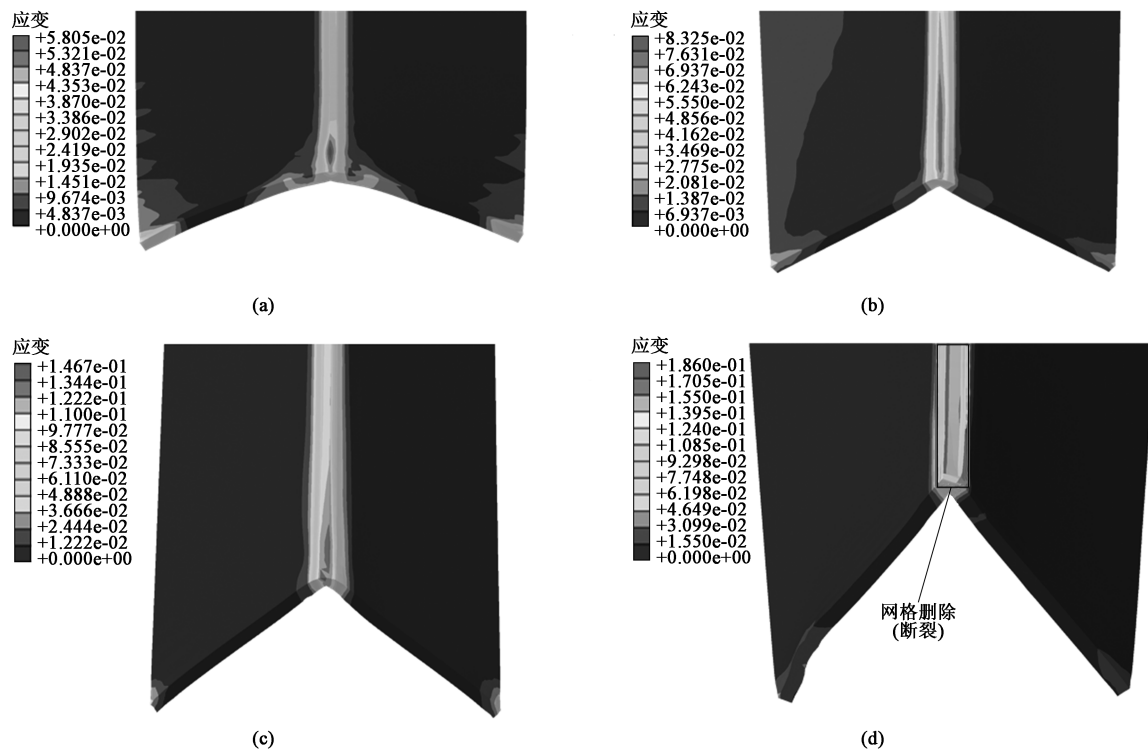


图 15 定半径法时各成形角度下的应变云图

(a) 10° (b) 20° (c) 30° (d) 40°

Fig. 15 Strain nephograms of each forming angle under fixed-radius method

形的断裂极限。与定长度弯曲法成形相比,在定半径弯曲法成形中表现出更低的断裂极限。这是因为

定半径弯曲法成形过程中的局部外侧应变在辊弯成形过程中较早地达到临界断裂极限。

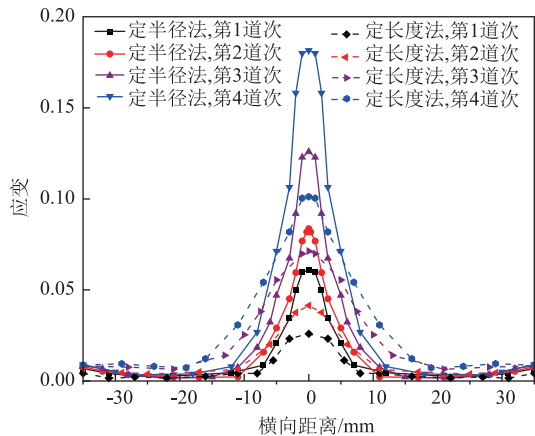


图 16 板材宽度方向应变分布

Fig. 16 Strain distribution in width direction of sheet

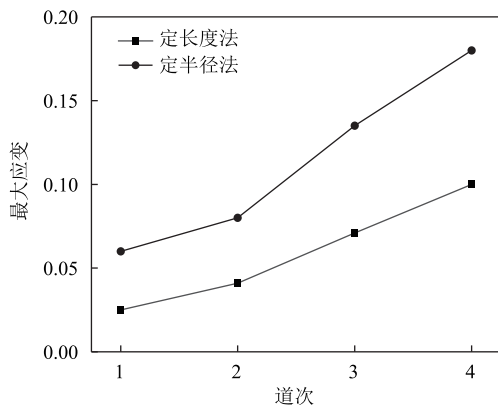


图 17 两种弯曲方法各道次的最大应变

Fig. 17 Maximum strain of each pass of two bending methods

4 结论

(1) 本文研究了基于 GTN 损伤模型对于 6061-T6 铝合金在辊弯成形过程中的断裂预测, 通过仿真结果与试验进行对比, 证明了该模型对辊弯成形断裂行为预测的可靠性。通过对辊弯成形后板材断裂位置的断口形貌及有限元力学分析可知, 板材在辊弯成形过程中受力状态复杂, 且主要受到拉伸及剪切力的影响。

(2) 分析了定长度和定半径两种方法下 6061-T6 铝合金在辊弯成形过程断裂原因, 及两种弯曲方法对断裂的影响。结果表明, 辊弯成形的弯曲方法影响着辊弯成形的断裂极限; 与定长度弯曲法成形相比, 在定半径弯曲法成形中可能表现出更低的断裂极限, 这是由于定半径弯曲法成形过程中的弯曲段外侧应变较早地达到断裂极限。

参考文献:

[1] 贾志宏, 丁立鹏, 吴赛楠, 等. 汽车车身用 6000 系铝合金板

材微观组织与热处理工艺的研究进展 [J]. 材料工程, 2014 (12): 104-113.

Jia Z H, Ding L P, Wu S N, et al. Research progress on micro-structure and heat treatment process of 6000 series aluminum alloy plate for automobile body [J]. Journal of Materials Engineering, 2014 (12): 104-113.

[2] 韩飞, 刘继英, 艾正青, 等. 辊弯成型技术理论及应用研究现状 [J]. 塑性工程学报, 2010, 17 (5): 53-60.

Han F, Liu J Y, Ai Z Q, et al. Research status of theory and application of roll bending technology [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2010, 17 (5): 53-60.

[3] Hossein T G, Hassan N M, Mirnia J M, et al. Ductile fracture prediction of AA6061-T6 in roll forming process [J]. Mechanics of Materials, 2020, 148: 103498.

[4] Lee S K, Lee J S, Song J H, et al. Fracture simulation of cold roll forming process for aluminum 7075-T6 automotive bumper beam using GISSMO damage model [J]. Procedia Manufacturing, 2018, 15: 751-758.

[5] Hossein T G, Naeini H M, Mirnia M J, et al. Modeling of ductile damage evolution in roll forming of U-channel sections [J]. Journal of Materials Processing Tech., 2020, 283: 116690.

[6] Cha W G, Kim N. Quantification of micro-cracks on the bending surface of roll formed products using the GTN model [J]. Metals and Materials International, 2014, 20 (5): 841-850.

[7] 张赛军, 李康镇, 张昆, 等. 韧性断裂准则参数标定及其在 DP590 中的应用 [J]. 哈尔滨工业大学学报, 2021, 53 (1): 63-69.

Zhang S J, Li K Z, Zhang K, et al. Ductile fracture criterion parameter calibration and its application in DP590 [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2021, 53 (1): 63-69.

[8] Wang H B, Yan Y, Jia F H, et al. Investigations of fracture on DP980 steel sheet in roll forming process [J]. Journal of Manufacturing Processes, 2016, 22: 177-184.

[9] Rahman T, Noder J, Abedini A, et al. Anisotropic plasticity characterization of 6000-and 7000-series aluminum sheet alloys at various strain rates [J]. International Journal of Impact Engineering, 2020, 135: 103390.

[10] 郭建超, 何志鹏, 严伟林, 等. DP780 高强双相钢激光拼焊接头 GTN 损伤模型参数标定 [J]. 锻压技术, 2023, 48 (2): 241-249.

Guo J C, He Z P, Yan W L, et al. Parameter calibration of GTN damage model of DP780 high-strength duplex steel laser welded joint [J]. Forging & Stamping Technology, 2023, 48 (2): 241-249.

[11] Ying Y L, Gao T H, Rong H, et al. On the thermal forming limit diagram (TFLD) with GTN mesoscopic damage model for AA7075 aluminum alloy: Numerical and experimental investigation [J]. Journal of Alloys and Compounds, 2019, 802: 675-693.

[12] Araújo L M, Ferreira G V, Neves R S. Fatigue analysis for the aluminum alloy 7050-T7451 performed by a two scale continuum damage mechanics model [J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2020, 105: 102439.

[13] Lma V E, Díaz A, Cuesta I I. Fracture analysis of a series 5000 aluminium-magnesium alloy during small punch tests using pre-notched and pre-holed specimens [J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2019, 103: 102271.