

铝合金壁板筋条多点对压成形失稳及断裂研究*

刘纯国¹, 岳 韬¹, 崔 琪²

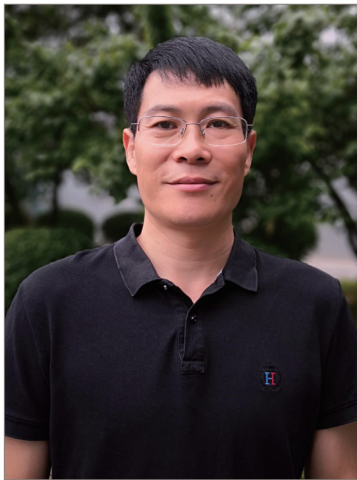
(1. 吉林大学材料科学与工程学院, 辊锻工艺研究所, 长春 130025;

2. 中车长春轨道客车股份有限公司, 长春 130062)

[摘要] 应用多点模具对压成形铝合金整体壁板是一种新技术, 如何预测和避免筋条的失稳和断裂是该技术能否用于实际生产的关键问题之一。针对铝合金壁板筋条的多点弯曲过程, 提出了失稳和断裂的判定方法, 应用有限元模拟和多点压弯试验进行了对比分析。结果表明, 失稳和断裂判定方法能够预测筋条产生失稳和断裂的位置和时刻。基于多点模具形状调整快的特点, 采用分道次成形的方式研究了压弯半径对筋条断裂和失稳的影响规律, 确定了单筋条多点压弯时的极限曲率半径。模拟了复杂结构整体壁板在变路径加载条件下的失稳和断裂情况, 优化了加载路径。

关键词: 多点对压成形; 铝合金; 整体壁板; 失稳; 断裂

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2018.18.016



刘纯国

教授、博士生导师, 主要从事材料先进成形技术研究工作。作为负责人或核心成员完成各类科研课题 30 余项, 获得国家科技进步二等奖 1 项、省部级一等奖 4 项, 发表学术论文 70 余篇, 授权发明专利 20 余项。

铝合金整体壁板是飞机机身、机翼部位的关键部件, 它由铣削后的高筋条平板坯料成形得到。目前常用的成形方法主要有: 增量压弯成形、蠕变时效成形和喷丸成形等^[1]。蠕变时效成形需要大型热压罐设备, 生产成本低, 喷丸成形适用于成形筋条较低的壁板, 增量压弯成形难以成形曲率复杂的整体壁板^[2-3], 因此需要探索新的成形方法。多点成形通过调节基本单元体高度生成相应的包络面代替整体模具的模面, 实现无模生产^[4-6]。多点模具具有型面快速可调的特性, 利用多点模具对压成形铝合金整体壁板, 不仅可以实现增量压弯的成形效果, 而且可以在多次压弯中改变模面形状, 控制变形路径, 实现渐进成形。在多点对压成形中, 壁板的筋条在压应力的作用下容易失稳, 筋条与腹板连接位置在剪切与拉

伸的作用下, 容易出现断裂, 导致整张壁板报废。因此需要深入研究筋条的失稳和断裂行为, 预测缺陷发生的时刻和位置, 为铝合金壁板的多点成形工艺设计提供依据。

关于失稳和断裂的判定方法, 国内外众多学者开展了深入研究。闫昱^[7]、任丽梅等^[8]利用能量法和力学分析法预测了在压弯整体壁板过程中筋条出现失稳的临界载荷, 并通过三点弯曲试验对结果进行了验证。Mallela 等^[9]利用神经网络准确预测了复合材料整体壁板的剪切失稳载荷。Gal 等^[10]利用有限元分析法, 建立了复合材料整体壁板在轴压条件下的有限元模型, 研究了筋条失稳起皱情况。Freudenthal^[11]认为当单位体积内材料受到的塑形应变功达到某一阈值时材料就会产生宏观裂纹, 由于仅考虑到等效应力对断裂

* 基金项目: 国家自然科学基金项目(51575231)。

影响,该准则形式简单,预测精度低。Cockcroft 等^[12]提出了一种新的断裂准则,考虑了最大主应力对断裂的影响,认为当材料某一处单位体积内拉伸应变能达到某一特定值时,材料会产生裂纹。McClintock^[13]认为材料的断裂是由于内部孔洞增长、串联而扩展为内部缺陷所引起的,因此以椭圆柱形孔洞增长作为模型提出了一种韧性断裂准则。周士能等^[14]通过对 35 钢、40Cr 等不同材料进行试验,根据能量守恒理论得出韧性断裂发生是材料塑性变形功和应力三轴度共同作用的结果。于忠奇^[15]以 Lemaitre 损伤理论为基础,将等效应力作为塑性位势,提出一种考虑了等效塑性应变对微孔损伤变量影响的韧性断裂准则。

本文首先针对单根筋条的弯曲过程进行理论分析,采用能量法得到筋条发生失稳的判定方法,同时选择了一种综合考虑拉伸和剪切效应的断裂评估方法,对多点模具成形时整体壁板时的失稳和断裂情况进行了分析,优化多点成形的加载路径,抑制筋条缺陷的产生。

筋条失稳和断裂判定方法选取

1 筋条失稳判定方法的选取

以 T 型筋条为例,在筋条多点压弯的过程中,筋条同时受到绕 y 轴的弯矩和 z 轴方向的轴向载荷。将筋条失稳区域看作长度为 a,高度为 h,厚度为 t 的矩形薄板,其简化模型如图 1 所示。

失稳起皱宏观表现为筋条局部区域出现波动,本文选用皱纹高度 ω 即筋条的挠度对失稳进行表征。因此引入关于 x 方向和 z 方向的双三角极数作为挠曲函数:

$$\omega = f \sin \frac{x\pi}{a} (1 - \cos \frac{z\pi}{h}) \quad (1)$$

随着载荷 P 的逐渐增大,筋条产生弹塑性变形,此时的形变势能 U 由两部分组成,即弹性变形区应变势

能 $U_{弹}$ 和塑性变形区应变势能 $U_{塑}$:

$$U = U_{弹} + U_{塑} \quad (2)$$

假设在 z 轴方向,弹性变形区和塑形变形区的分界点的高度为 h_2 ,当 z 小于 h_2 时,筋条处于弹性变形阶段,当 z 大于 h_2 时,筋条处于塑形变形阶段。则筋条弹性变形区的应变势能 $U_{弹}$ 可表示为:

$$U_{弹} = \frac{Et^3}{24(1-\nu^2)} \int_0^a \int_0^{h_2} (\omega_{xx}^2 + \omega_{zz}^2 + 2\nu\omega_{xx}\omega_{zz} + 2(1-\nu)\omega_{xz}^2) dx dz \quad (3)$$

式中, E 为弹性模量, ν 为泊松比。当筋条处于塑形变形区时,应变 ϵ_{ij} 由弹性应变 ϵ_{ij}^e 和塑性应变 ϵ_{ij}^p 两部分组成,即

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_{ij}^e + \epsilon_{ij}^p \quad (4)$$

由 Drucker 公设可知:

$$d\epsilon_{ij}^p = d\bar{\epsilon}^p \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{ij}} \quad (5)$$

式中, $\bar{\sigma}$ 为等效应力,根据 Mises 屈服准则可表示为:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\sigma_{xx}^2 + \sigma_{zz}^2 - \sigma_{xx}\sigma_{zz} + 3\tau_{xz}^2} \quad (6)$$

联立公式(2)、(3)和(4),根据弹塑性变形理论,筋条发生塑性变形时应力应变关系可表示为:

$$\begin{cases} \epsilon_{xx} = \frac{1}{E}(\sigma_{xx} - \nu\sigma_{zz}) + \bar{\epsilon}^p \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{xx}} \\ \epsilon_{zz} = \frac{1}{E}(\sigma_{zz} - \nu\sigma_{xx}) + \bar{\epsilon}^p \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{zz}} \\ \gamma_{xz} = \frac{1}{G}\tau_{xz} + \bar{\epsilon}^p \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \tau_{xz}} \end{cases} \quad (7)$$

式中, τ 为剪应力、γ 为剪应变、G 为

弹性模量。将式(6)代入式(7)可得:

$$\begin{cases} \sigma_{xx} = \frac{1}{2} \left(\frac{\epsilon_{xx} + \epsilon_{zz}}{\frac{1-\nu}{E} + \frac{\bar{\epsilon}^p}{2\bar{\sigma}}} + \frac{\epsilon_{xx} - \epsilon_{zz}}{\frac{1+\nu}{E} + \frac{3\bar{\epsilon}^p}{2\bar{\sigma}}} \right) \\ \sigma_{zz} = \frac{1}{2} \left(\frac{\epsilon_{xx} + \epsilon_{zz}}{\frac{1-\nu}{E} + \frac{\bar{\epsilon}^p}{2\bar{\sigma}}} - \frac{\epsilon_{xx} - \epsilon_{zz}}{\frac{1+\nu}{E} + \frac{3\bar{\epsilon}^p}{2\bar{\sigma}}} \right) \\ \tau_{xz} = \frac{G\bar{\sigma}\gamma_{xz}}{3G\bar{\epsilon}^p + \bar{\sigma}} \end{cases} \quad (8)$$

由式(6)和(7)可求得筋条处于塑性变形区部分的形变势能 $U_{塑}$ 为:

$$U_{塑} = \frac{t^3}{48} \int_0^a \int_{h_2}^h \left(\frac{1}{\frac{1-\nu}{E} + \frac{\bar{\epsilon}^p}{2\bar{\sigma}}} (\omega_{xx} + \omega_{zz})^2 + \frac{1}{\frac{1+\nu}{E} + \frac{3\bar{\epsilon}^p}{2\bar{\sigma}}} (\omega_{xx} - \omega_{zz})^2 \right) dx dz + \frac{t^3}{6} \int_0^a \int_{h_2}^h \frac{G\bar{\sigma}}{3G\bar{\epsilon}^p + \bar{\sigma}} \omega_{xz}^2 dx dz \quad (9)$$

假设冲头对于筋条失稳部分的中心施加的轴向集中载荷为 P, 即 a/2 处, 则冲头所做的功可以表示为:

$$W = \frac{P}{2} \int_0^h \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)_{x=a/2}^2 dz \quad (10)$$

将式(3)和(9)代入(2)式,即可求得筋条发生弹塑性失稳时的形变势能 U。同样,令外载荷所做的功 W 与筋条弹塑性失稳时的形变势能相等,即可求得筋条失稳时外部载荷 P 与 a 的表达式。当外部载荷达到失稳的临界值时,可相应求得 a 的值。

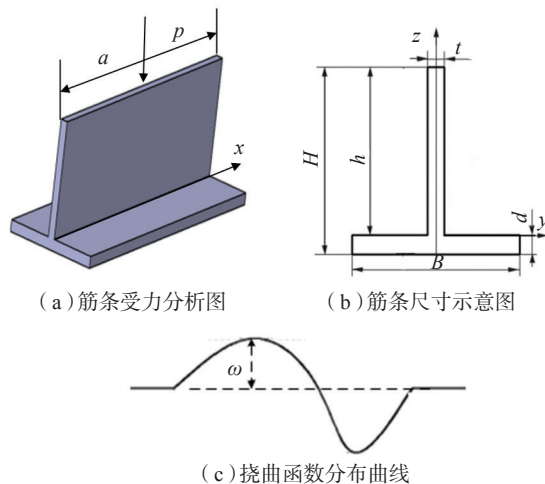


图1 失稳部分筋条的简化模型

Fig.1 Simplified model of buckling stiffener

将 a 值代入式(1),即可求得筋条失稳时相应挠度 $\omega(a)$ 。本文选用筋条在压弯过程中失稳临界挠度值,即侧向位移量 $\omega(a)$ 对失稳进行表征。

2 筋条断裂判定方法的选择

本文应用的韧性断裂准则为^[16]:

$$I = \int_0^{\bar{\epsilon}_i} \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_m} d\bar{\epsilon}_p$$

$$= \int_0^{\bar{\epsilon}_i} \frac{\sigma_1 - \sigma_m}{\sigma_1 - \sigma_m} \left(1 + \frac{\sigma_3 - \sigma_m}{\sigma_1 - \sigma_m}\right) d\bar{\epsilon}_p \quad (11)$$

$$= \int_0^{\bar{\epsilon}_i} \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_1} + C_1 \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_m}\right) d\bar{\epsilon}_p$$

$$= C$$

式中, σ_1 和 σ_3 分别为最大和最小主应力, σ_m 为静水应力, $\bar{\epsilon}_p$ 和 $\bar{\epsilon}_i$ 分别为等效应变和断裂处的等效应变, C_1 和 C 是材料常数。

准则中通过设定积分阈值的方法预测整体壁板成形过程中的断裂行为,即当壁板某一处的积分值超出设定的积分阈值 C 时,材料将会产生裂纹,裂纹会随着积分值的增加逐步扩展,当积分值不再变化时,材料发生断裂。该准则综合考虑了壁板在多点压弯变形中受到的拉伸和剪切作用对筋条和腹板断裂的影响,能够较为准确地预测壁板的开裂时刻。

筋条多点压弯模拟及试验研究

1 有限元模型的建立

本文采用 Abaqus/Explicit 软件对多点压弯筋条的成形过程进行模拟。模型主要由 4 部分组成:上、下多点模具, T 型筋条,下模弹簧钢垫片及筋条内部聚氨酯填料,如图 2 所示。模拟过程中,下模完全固定,上模逐渐下压至合模。T 型筋条选取材料为 7B04-T7451 铝合金,尺寸为 $300\text{mm} \times 50\text{mm}$,筋条高度为 18mm ,各材料参数如表 1 所示。

对于材料失稳的判定,根据前文的计算,本文选定当 $\omega(a)_{\max}$ 大于 1mm 时,材料发生失稳。

对于材料断裂的判定,利用 Python 语言编写程序脚本,基本思想

是离散化积分式(12),在增量步开始时提取单元积分点的上一个增量步结束时的被积函数值 $g(\sigma_1)$ 及此刻单元积分点的应变数值,在增量步结束时提取单元积分点的应力、应变数值,并进行数学运算得到该增量步结束时的被积函数值 $g(\sigma_2)$,将 $g(\sigma_1)$ 和 $g(\sigma_2)$ 的平均值与塑性应变增量的乘积作为本增量步的积分增量,与前一个增量步的积分增量相加,依次叠加直至成形结束。

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_i} g(\sigma) d\bar{\epsilon}$$

$$= \int_0^{\bar{\epsilon}_1} g(\sigma) d\bar{\epsilon} + \int_{\bar{\epsilon}_1}^{\bar{\epsilon}_2} g(\sigma) d\bar{\epsilon} + \dots + \int_{\bar{\epsilon}_{n-1}}^{\bar{\epsilon}_n} g(\sigma) d\bar{\epsilon}$$

$$= \frac{g(\sigma_0) + g(\sigma_1)}{2} (\bar{\epsilon}_1 - 0) + \frac{g(\sigma_1) + g(\sigma_2)}{2} (\bar{\epsilon}_2 - \bar{\epsilon}_1) + \dots + \frac{g(\sigma_{n-1}) + g(\sigma_n)}{2} (\bar{\epsilon}_n - \bar{\epsilon}_{n-1})$$

$$= C \quad (12)$$

将选用的断裂准则嵌入 Abaqus 软件当中,在有限元结果文件中直接调用,自动提取相应节点的应力应变数据代入准则进行计算,获取部件上每个节点积分值的大小并显示。在壁板变形历程中,当累积损伤积分值 I 达到 1 时,材料出现宏观裂纹,超过 1 时裂纹进一步扩展,达到最大值时材料发生完全断裂。

2 多点压弯试验

为验证计算结果,进行了多点压弯 T 型筋条单筋壁板试验。多点成形压力机如图 3 所示,最大压力为 160t 。根据不同曲率半径的模面形状调节冲头的相对位置,将铝合金单筋壁板放置在多点模具中央,放置聚氨酯填充物和下弹性垫,进行对压试

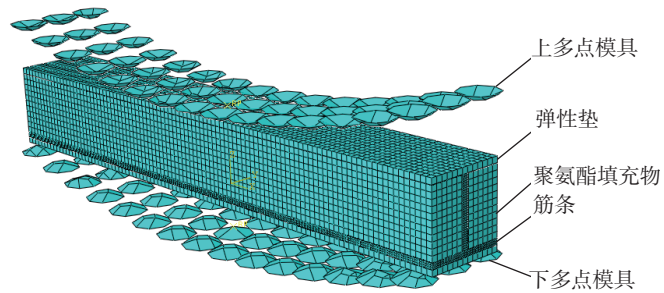


图2 多点压弯有限元模型

Fig.2 Finite element model of the multi-point press bending

表1 7B04-T7451 铝合金材料的基本力学性能参数

Table 1 Basic mechanical properties parameters of 7B04-T7451 aluminum alloy

密度 / ($\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$)	弹性模量 / GPa	泊松比	屈服极限 / MPa	断裂极限 / MPa	延伸率 δ / %
2.78	69.3	0.33	425.7	536.4	14.2

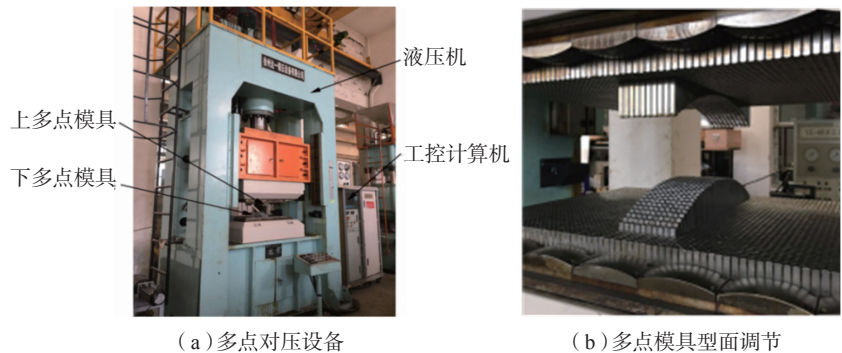


图3 多点压弯成形设备

Fig.3 Multi-point bending forming equipment

验,分别验证失稳和断裂结果。

结果讨论

1 失稳结果分析

图4为T型筋条的侧向偏移量随加载力变化曲线。由曲线可知,在AB段,当筋条最初受到载荷时,筋条发生弹性变形,随着加载力增加至7000N时,筋条发生塑性变形,在此区间内曲线呈上升趋势,筋条处于稳定平衡状态。当载荷增长至B点时,曲线开始下降,材料发生失稳。依据极值点失稳判别法,B点对应的载荷即为材料发生失稳时的极限载荷。当外力大于极限载荷时,筋条弹性区间缩小导致其产生的抵抗力矩小于外力矩,筋条开始通过增加侧向位移量的方式降低外力势能,因此在BC段曲线呈下降趋势。此时筋条发生失稳,加载力没有增长而起皱高度增加。从微观角度来看,此时筋条内微观结构的层间滑移量到达极限,材料失去承载能力,当滑移量继续增加时,即会出现裂纹。同时,根据失稳理论,当加载力到达极值点B时,此时T型筋条侧向偏移量为1mm,与已选择的失稳判定准则相符。

图5(a)多点压弯成形后的T型筋条。可以看出,压弯后的筋条失稳发生在中间区域部分,起皱高度约为8mm。图5(b)为相应的数值模拟结果,在筋条长度方向139mm处,筋条开始发生失稳,随着横坐标x增大,侧向偏移逐渐增加,在159mm处达到最大值8.828mm,与图5(a)所示试验结果相近,此时筋条皱纹呈波峰状态。在159~179mm范围内,侧向偏移量逐渐减小,最终进入非失稳区域。从模拟结果可以看出,失稳起皱发生的位置及最大侧向偏移量与试验结果相一致。

2 筋条断裂结果分析

调整上下冲头高度,使多点模具形成半径为400mm的柱面面对T型筋条进行对压。图6为模拟中断

裂危险点处I值随着多点模具位移的变化历程。当下压量为10.9mm时,T型筋条I值为0,此时筋条处于弹性变形阶段;当上模下移量在10.9~15.2mm间时,筋条进入塑形变形阶段,I值迅速增加最终达到1,筋条产生裂纹;下压量继续增加,I值由1继续增大,裂纹开始扩张,直至

下压量超过15.7mm时,I值不再变化,筋条发生断裂。

图7(a)为多点压弯试验后,出现断裂的T型筋条。当上模下压量达到14.1mm时,在筋条和腹板的交接处出现清晰可见的裂纹,这与图6所得模拟结果相近。图7(b)为韧性断裂准则I值在筋条上的分布云

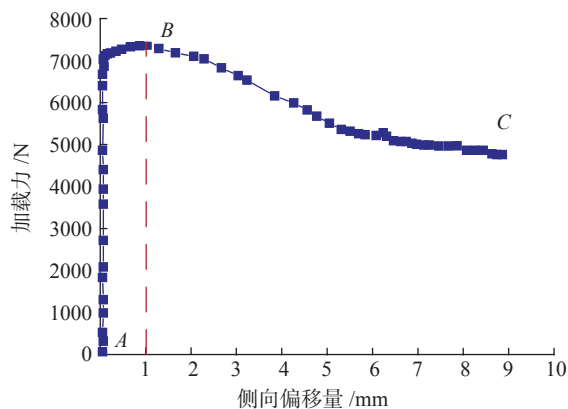
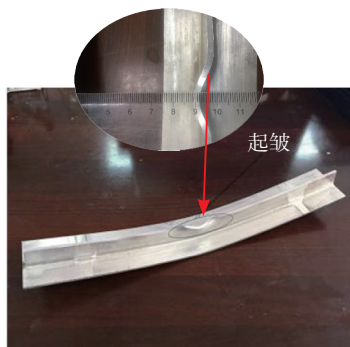
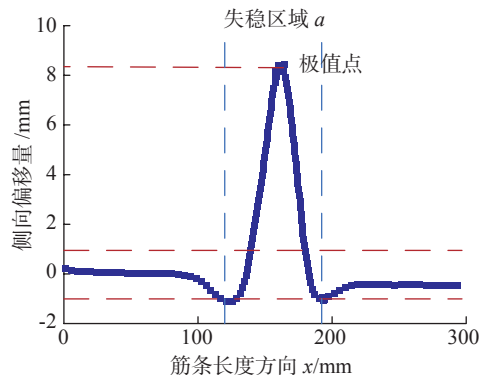


图4 T型筋条侧向偏移量-加载力变化曲线

Fig.4 Lateral deflection and loading force curve of T-typed stiffener



(a) 筋条失稳试验结果



(b) 筋条侧向位移量沿长度方向变化模拟结果

图5 多点压弯成形后的筋条

Fig.5 Stiffener after multi-point press bending

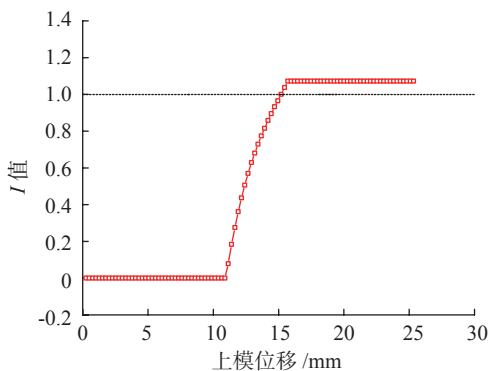


图6 I值随上模位移的变化关系

Fig.6 Relation between value I and punch displacement

图,从中可看出,当筋条发生断裂时, I 值最大值同样出现在筋条和腹板接触位置,达到了1.072。由此说明,所选择的韧性断裂准则对于断裂时刻和断裂位置的预测都与试验结果相吻合,能较为准确地对T型筋条断裂进行预测。

3 多点对压渐进成形对成形极限的影响

多点模具在成形过程中可通过调整基本单元的高度调节模面形状,因此可将较大的变形分为多个小的变形,逐渐累积变形量,最终成形至目标曲面,实现曲面的分步成形。

分别采用不同半径的多点模具对筋条进行变路径加载,如表2所示,同时与整体模具对压效果进行对比,研究其成形极限。

图8为单筋壁板分别在半径为400mm、500mm和600mm的整体模具及多点模具对压成形时,断裂危险点处 I 值随时间的变化曲线。可以看出当半径为400mm时,两种成形方式的 I 值均大于1,此时筋条发生断裂。当半径大于400mm时, I 值均小于1,此时筋条底部未出现裂纹。对比两种成形方式明显可以看出,在相同半径的模具成形过程中,多点模具的 I 值小于整体模具的 I 值,且多点成形 I 值达到最大值所需时间大于整体模具,说明多点模具渐进成形方法可以有效抑制筋条的断裂,提高成形极限。

图9为单筋壁板分别在半径为500mm、700mm和900mm的整体模具及多点模具对压成形时,筋条侧向偏移量随时间变化曲线。由图9可看出,在所选压弯半径范围内,筋条的侧向位偏量均大于1,发生失稳。对比两种成形方式,在相同半径的模具成形过程中,多点成形产生的侧向偏移量小于整体模具,且筋条发生失稳的时间有所迟缓。由此可见,多点渐进成形方法能够有效缓解筋条的失稳。

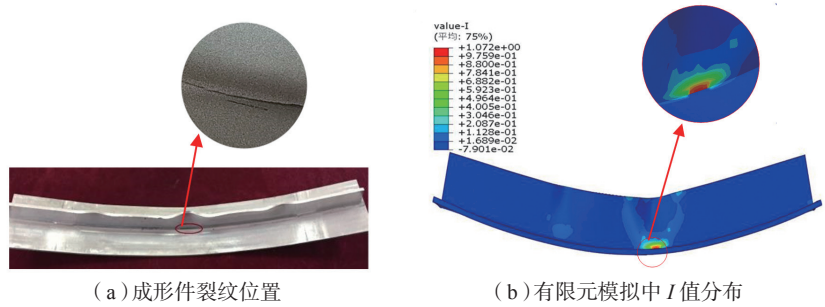


图7 T型筋条多点压弯断裂位置预测

Fig.7 Fracture position on T-stiffener in multi-point press bending

表2 成形加载路径

Table 2 Loading path

mm

断裂		失稳	
成形半径	成形路径	成形半径	成形路径
400	1000-800-400	500	1000-800-500
500	1000-800-500	700	1000-900-700
600	1000-800-600	900	1200-1000-900

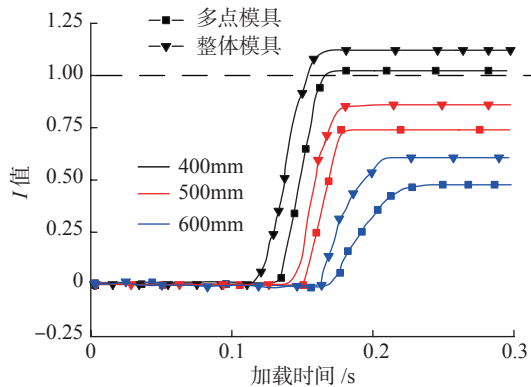


图8 不同半径下 I 值随加载时间的变化曲线

Fig.8 Variation curves of I value with loading time at different bending radius

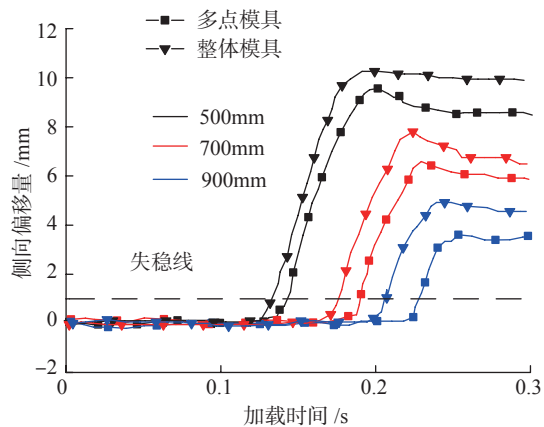


图9 不同压弯半径下筋条的起皱情况

Fig.9 Buckling of stiffener under different press bending radius

4 多筋条壁板成形路径优化

利用所得失稳和断裂的判定方

法,采用半径为500mm的多点模具,通过规划不同的成形路径如表3所

示,对多筋条整体壁板进行了对压成形(如图10所示)。通过分析其失稳和断裂情况,优化成形方案。

图11为整体壁板在不同变化路径下的失稳和断裂情况。可看出,当成形道次为2次时,整体壁板 I 值的最大值为1.08,侧向偏移量为3.16mm。随着成形道次的增加,二者均呈显著下降趋势。当达到4道次时, I 值和侧向偏移量分别下降了29.6%和60.4%,下降幅度较大,此时工艺参数对缺陷改善作用最为明显。5、6道次时,曲线下降幅度均减小并趋于平缓。由此可见,当变形量一定时,增加成形道次可以使整体壁板的变形过程更加均匀,从而抑制缺陷产生;但当成形道次过多时,壁板易产生加工硬化现象,降低成形效率。综合考虑以上因素,可选用4道次的加工方式对整体壁板进行加工。

结论

针对多点压弯壁板筋条时出现的失稳及断裂现象进行了分析,利用有限元模拟分析和多点压弯筋条试验进行了验证:

(1)提出了合理的失稳和断裂判定准则,根据所提出的判定准则可较为准确地预测筋条发生失稳和断裂的位置及时刻,为失稳和断裂的研究提供了理论依据。

(2)多点成形通过改变加载路径的方式,有效抑制筋条的失稳和断裂缺陷,提高成形极限。同时,对整体壁板的多点成形加载路径进行了优化。

参考文献

[1] 曾元松,黄遐.大型整体壁板成形技术[J].航空学报,2008,29(3):721-727.
ZENG Yuansong, HUANG Xia. Forming technologies of large integral panel[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2008, 29(3): 721-727.

表3 多点对压成形道次

Table 3 Forming path of multi-point forming

成形道次	成形路径/mm
2	1000-500
3	1000-800-500
4	1000-800-600-500
5	1000-900-800-600-500
6	1000-900-800-700-600-500

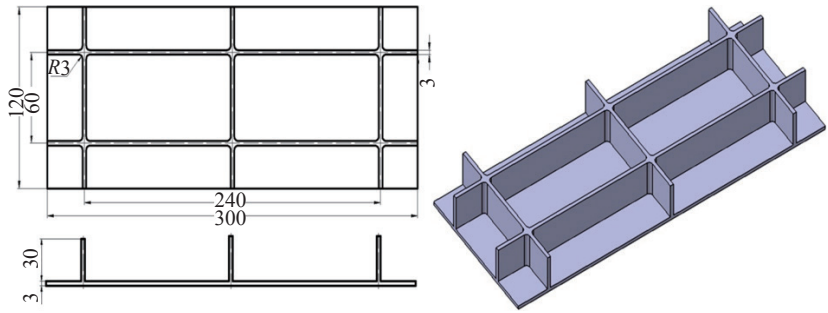
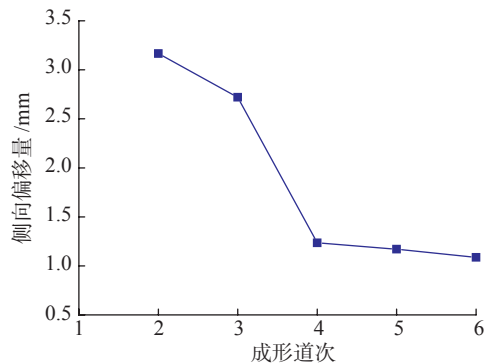
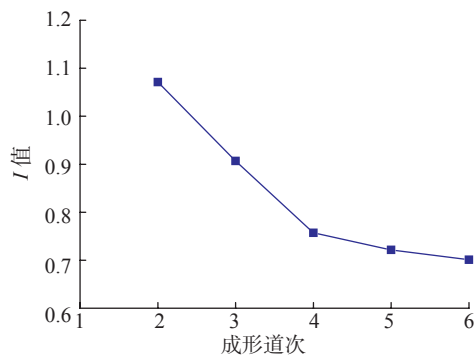


图10 多筋条整体壁板

Fig.10 Integral panel with multi-stiffeners



(a)侧向偏移量随成形道次变化曲线



(b)I值随成形道次变化曲线

图11 整体壁板失稳、断裂变化曲线

Fig.11 Variation curves of fracture and instability of the integral panel

[2] 申世军,陆皓,倪勇军,等.2219 铝合金网格壁板增量成形有限元仿真[J].塑性工程学报,2014,21(2):71-75.
SHEN Shijun, LU Hao, NI Yongjun, et al. Finite element simulation of incremental forming for 2219 aluminum integrally stiffened panel[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2014, 21(2): 71-75.

[3] 张新华,曾元松,吴为,等.某型火箭整体壁板增量压弯成形试验[J].航空制造

技术, 2004, 47(2): 92-94.

ZHANG Xinhua, ZENG Yuansong, WU Wei, et al. Incremental bending forming test of integral panel of a rocket[J]. *Aeronautical Manufacturing Technology*, 2004, 47(2): 92-94.

[4] 居飞飞. 离散压边多点成形实验及其数值模拟研究[D]. 长春: 吉林大学, 2016.

JU Feifei. Research on experiment and numerical simulation of multi-point forming with discrete blank-holder[D]. Changchun: Jilin University, 2016.

[5] 刘纯国, 李明哲, 隋振. 多点技术在飞机板类部件制造中的应用[J]. *塑性工程学报*, 2008, 15(2): 109-114.

LIU Chunguo, LI Mingzhe, SUI Zhen. Application of multi-point methodology in the manufacturing of aircraft panels[J]. *Journal of Plasticity Engineering*, 2008, 15(2): 109-114.

[6] 付文智, 李明哲, 严庆光, 等. 多点成形压力机的反复成形技术研究[J]. *农业机械学报*, 2004, 35(2): 126-128.

FU Wenzhi, LI Mingzhe, YAN Qingguang, et al. Study on iteratively forming technology in multi-point forming press[J]. *Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery*, 2004, 35(2): 126-128.

[7] YAN Y, WANG H B, WAN M. Prediction of stiffener buckling in press bend forming of integral panels[J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China (English Edition)*, 2011, 21(11): 2459-2465.

[8] 任丽梅, 王忠堂, 刘劲松, 等. 异型截面筋条压弯稳定性分析及数值模拟研究[J]. *塑性工程学报*, 2003, 10(5): 39-41.

REN Limei, WANG Zhongtang, LIU Jinsong, et al. Analysis and numerical simulation on stability in irregular section of ribs bending process[J]. *Journal of Plasticity of Engineering*, 2003, 10(5): 39-41.

[9] MALLELA U K, UPADHYAY A. Buckling load prediction of laminated composite stiffened panels subjected to in-plane shear using artificial neural networks[J]. *Thin-Walled Structures*, 2016, 102: 158-164.

[10] GAL E, LEVY R, ABRAMOVICH H, et al. Buckling analysis of composite panels[J]. *Composite Structures*, 2006, 73(2): 179-185.

[11] FREUDENTHAL A M. The inelastic behavior of engineering materials and structures[M]. Hoboken: John Wiley & Sons Inc, 1950.

[12] COCKCROFT M G, LATHAM D J. Ductility and the workability of metals[J]. *Journal*

of the Institute of Metals, 1968, 96: 33-39.

[13] MCCLINTOCK F A. A criterion for ductile fracture by the growth of holes[J]. *Journal of Applied Mechanics Transactions of the ASME*, 1968, 35(2): 363-371.

[14] 周士能, 陈志明. 钢材冷锻的断裂准则研究[J]. *华中科技大学学报(自然科学版)*, 1990(2): 79-84.

ZHOU Shineng, CHEN Zhiming. A new criterion for ductile fracture of steel in cold forming[J]. *Journal of Huazhong University of Science and Technology (Natural Science Edition)*, 1990(2): 79-84.

[15] 于忠奇. 基于LEMAITRE损伤理论的韧性断裂准则建立及板料成形极限预测[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2003.

YU Zhongqi. The establish of ductile fracture criterion based on LEMAITRE damage theory and sheet metal forming limit prediction[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2003.

[16] ZHANG Y. On void coalescence in ductile fracture of aluminum sheet[D]. Fredericton: University of New Brunswick, 2008.

通讯作者: 刘纯国, E-mail: liucg@jlu.edu.cn.

Study on Instability and Fracture of Aluminum Alloy Stiffener Panels Under Multi-Point Press Bending

LIU Chunguo¹, YUE Tao¹, CUI Qi²

(1. College of Material Science and Engineering, Roll Forging Research Institute of Jilin University, Changchun 130025, China;
2. CRRC Changchun Railway Vehicles Co., LTD., Changchun 130062, China)

[ABSTRACT] The application of multi-point dies in the aluminum alloy integral panel forming is a novel forming method. However, how to predict and avoid the instability and fracture of the stiffeners has become a difficult problem in practical application. In this paper, the criteria for instability and fracture of the stiffeners in multi-point forming process were proposed. And the finite element simulation and multi-point bending test were carried out to make a comparison. The results show that the criteria proposed can predict the positions and moments when the instability or fracture occurs. Moreover, the changing of fracture and instability with different bending radius in step-by-step multi-point forming was investigated, and the forming limits of the stiffeners were also found out. The instability and fracture of integral panels with varying path forming were simulated, and the optimal loading path is selected.

Keywords: Multi-point forming; Aluminium alloy; Integral panel; Instability; Fracture

(责任编辑 海山)