

几何参数对空心铝型材拉弯起皱特性的影响规律及机理

刘志文^{1,2} 雷冲¹ 孙凯博¹ 欧阳八生¹ 李落星² 刘筱³ 李发智^{1*}

1.南华大学机械工程学院,衡阳,421001

2.湖南大学整车先进设计制造技术全国重点实验室,长沙,410082

3.集美大学海洋装备与机械工程学院,厦门,361021

摘要:基于板壳理论推导了空心铝型材拉弯成形的起皱能和外力做功函数表达式,结合能量准则建立了空心型材拉弯起皱理论预测模型,并通过实验验证了模型的准确性。揭示了空心型材拉弯起皱缺陷的产生机理,定量研究了几何参数对起皱极限及形态的影响。研究表明:三种不同弯曲半径下,空心型材起皱数量和高度的理论预测与实验结果吻合性较好,最大差异分别为1.2和0.55 mm,相对误差分别为16.93%和11.28%。弯曲成形阶段的外力做功增速大于起皱能增速,且随弯曲时间的增加,外力做功大于起皱能,导致产生起皱失稳。增大型材厚高比和厚宽比,起皱率降低,起皱极限提高,且起皱数量减少,起皱高度增大;增大型材宽高比,起皱率提高,起皱极限和起皱数量减少,起皱高度增大;在型材型腔增添内加强筋可提高起皱极限,但起皱数量增加,起皱高度减小。

关键词:空心铝型材;拉弯;起皱;几何参数;能量准则

中图分类号: TG376.2

DOI:10.3969/j.issn.1004-132X.2025.05.020

开放科学(资源服务)标识码(OSID):



Influence Law and Mechanism of Geometric Parameters on Wrinkling Characteristics of Hollow Aluminum Profiles in Stretch-Bending

LIU Zhiwen^{1,2} LEI Chong¹ SUN Kaibo¹ OUYANG Basheng¹ LI Luoxing²
LIU Xiao³ LI Fazhi^{1*}

1.School of Mechanical Engineering, University of South China, Hengyang, Hunan, 421001

2.State Key Laboratory of Advanced Design and Manufacturing Technology for Vehicle, Hunan University, Changsha, 410082

3.College of Marine Equipment and Mechanical Engineering, Jimei University, Xiamen, Fujian, 361021

Abstract: Based on the plate and shell theory, the expression of wrinkling energy and external force work functions of hollow aluminum profiles in stretch-bending were derived. Combined with the energy criterion, the theoretical prediction model of wrinkling was established for hollow profiles in stretch-bending and the accuracy of model was verified by bending experiments. The formation mechanism of wrinkling defects in stretch-bending of hollow profiles was revealed and the influences of geometric parameters on wrinkling limit and morphology were quantitatively studied. The results show that the theoretical predictions of the number and height of wrinkling under three different bending radii are in good agreement with those of the experimental ones. The maximum differences are as 1.2 and 0.55 mm, respectively, with relative errors of 16.93% and 11.28%, respectively. The growth rate of external force work in the bending stages is greater than that of wrinkling energy. With the increase of bending time, the external force work is greater than the wrinkling energy, resulting in the appearance of wrinkling instability. With the increase of thickness-to-height ratio and thickness-to-width ratio of the profiles, the wrinkle ratio and wrinkling number decrease, while the wrinkling limit and wrinkling height increase. With the increase of the aspect ratio, the wrinkle ratio and wrinkle height increase, while the wrinkling limit and wrinkling number decrease. The wrinkling limit might be increased by adding inner reinforcement rib in the profile cavities, while the wrinkling number increases and the wrinkling height decreases.

Key words: hollow aluminum profile; stretch-bending; wrinkling; geometric parameter; energy criterion

收稿日期:2024-04-03

基金项目:国家自然科学基金(52005244,52205376);湖南省自然科学基金(2021JJ30573,2019JJ50510);汽车车身先进设计制造国家重点实验室开发基金(31715011)

0 引言

铝合金具有密度低、比强度和刚度、耐撞性

和回收能力优异的特点,是理想的汽车车身轻量化材料^[1-2]。为满足空气动力学、结构力学和美观等方面的要求,车身用铝型材一般需要弯曲成特定的曲率,对成形质量和性能提出了更高的要求^[3]。制备空心弯曲型材的工艺方法有多种,如压弯、辊弯、绕弯和拉弯等^[4],其中,拉弯因具有工艺成本低、回弹小、操作简单等显著优点而得到了广泛应用^[5-6]。在小弯曲半径空心型材的拉弯成形中,型材内侧存在较大的压应力,表面容易出现沿轴线方向呈周期性的起皱波纹,严重影响弯曲型材的外观、尺寸精度和服役性能^[7]。拉弯成形是一个材料、几何和接触等多重非线性因素耦合下的多道次冷弯工艺。起皱的产生及形态与拉弯工艺条件、材料和几何参数等密切相关,影响因素多且存在耦合作用,对起皱精确预测和控制较为困难。

近年来,国内外采用试验、理论解析和数值仿真相结合的方法对薄壁件失稳起皱问题进行了大量研究^[8]。早期阶段,主要基于试验法研究起皱问题,在探索起皱机理和形成方面发挥了重要作用。CORONA等^[9]采用试验方法研究了矩形截面型材在纯弯曲过程中的起皱和屈曲行为。BARDI等^[10]对不锈钢圆管进行轴向压缩试验,利用表面扫描仪监测起皱的演变行为,发现起皱的产生降低了轴向刚度,最终因局部坍塌而失效。YUAN等^[11]提出了一种铝合金双面管液压成形装置,研究了内压和外压共同作用下管材的起皱行为。然而试验法有成本高、效率低及不具有普适性等不足之处,主要用于理论解析和数值仿真模型准确性的验证。

随着计算机技术与数值计算方法的不断发展,数值仿真已被广泛地应用于薄壁件失稳起皱问题的研究和预测。CUI等^[12]采用数值仿真方法研究了材料参数对铝合金和钢制管材充液成形下起皱行为的影响。TIAN等^[13]建立了薄壁矩形波导管在绕弯下的仿真模型,研究了几何参数对内翼缘和侧壁起皱的影响。LI等^[14]结合数值仿真和理论解析方法研究了不同工模具与管材界面间的间隙、摩擦对管材内侧起皱特性的影响。FENG等^[15]采用数值模拟和实验相结合的方法研究了轴向约束、环向约束和轴向环向约束对大口径薄壁管起皱行为的影响。LI等^[16]采用显式3D有限元模拟研究了推力辅助加载条件下薄壁管绕弯起皱、壁厚变化和截面畸变等变形行为。然而数值仿真技术计算成本高,边界条件多,难以准确确定,对起皱失稳的模拟难度较大,且不同工

艺及型材的通用性差。

相比于试验和数值仿真方法,理论解析法在成本、效率和精度等方面更有优势。理论解析法包含静态平衡法和能量法。静态平衡方法求解偏微分平衡方程的难度较大,主要适用于一些相对简单、几何和边界条件不太复杂的压缩失稳起皱问题。而能量法避免了求解偏微分平衡方程,只考虑变形的始末(变形能和外力做功)。在多道次、动态变化的拉弯成形中,采用能量法可以同时兼顾计算效率和计算精度两方面的要求,以极低的计算成本获得准确的结果。国内外已有一些学者采用能量法对失稳起皱问题开展研究。CAO等^[17-18]基于能量法和塑性成形理论建立了法向约束和横向张力作用下板材起皱的预测模型。WANG等^[19]建立了双曲板弹塑性起皱分析模型,并确定其适当的边界条件,利用能量准则获得了发生起皱的最小弯曲半径等临界条件。YANG等^[20]基于薄壳理论、成形理论和能量准则提出了一种起皱波函数,建立了一个经简化后确定管材弯曲不发生起皱的最小弯曲半径的预测模型。YAN等^[21]基于起皱波函数和薄壳理论建立了管材起皱的能量预测模型,研究了材料参数、加载方式和管材与工模具间的摩擦边界条件对最小起皱能量的影响。现有的理论模型中,以绕弯、压弯等纯弯曲工艺为主,且研究对象集中于板材及管材。而针对复杂截面空心型材的拉弯工艺,由于施加了预拉伸及补拉伸应变,已有模型不太适用,故需要建立小弯曲半径复杂截面空心型材的拉弯起皱理论预测模型以进一步探索。

空心型材的几何参数直接影响内侧失稳起皱的产生及形态。准确预测型材几何参数对弯曲起皱特性的影响对提高空心型材拉弯成形质量具有重要理论指导和工程实践价值。本文以非对称双矩形铝型材为研究对象,基于能量准则、板壳理论和塑性变形理论建立型材拉弯起皱理论预测模型,并通过实验来验证预测模型的准确性。定量分析拉弯过程中起皱能、外力做功和起皱率的变化,揭示拉弯起皱的形成机理。从能量角度系统研究型材几何参数对薄壁铝型材拉弯起皱的影响。研究结果可为车身用空心铝型材的拉弯缺陷抑制及精确制造提供理论依据。

1 拉弯工艺及起皱缺陷评价

1.1 拉弯工艺

拉弯工艺主要有力和位移控制两种方法,其中力控制方法控制施加在型材上的拉伸力,而位

移控制方法控制型材的拉伸量。本文采用位移控制方法,成形装置如图 1a 所示。成形装置主要由弯曲模、夹头、转臂、拉伸缸、工作平台、数控系统等几个模块组成。拉弯成形过程通常分为预拉伸、弯曲、补拉伸三个阶段(图 1b)。预拉伸阶段,拉弯模具固定在工作台上,型材两端由夹头夹紧,通过控制拉伸缸的移动以施加预拉伸应变;弯曲阶段,通过旋转转臂来实现型材的弯曲成形,直至完全贴模;补拉伸阶段,通过拉伸缸再次施加拉伸应变,以减小卸载后的回弹。该工艺由于轴向拉力的施加改变了型材纯弯曲的应力状态与分布,可大幅度减少回弹,使得成形精度较高。然而拉弯工艺中,若材料、工艺和几何参数设计不当,则空心型材内侧将容易产生大范围的失稳起皱。

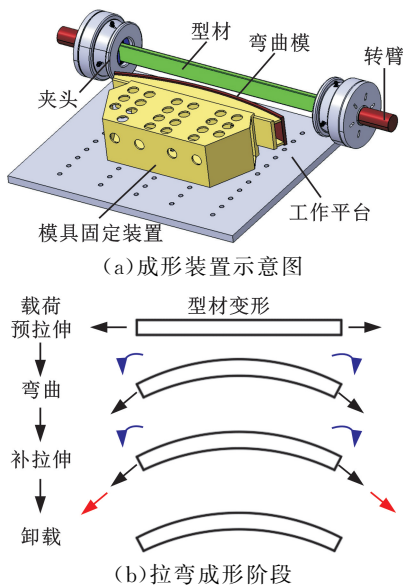


图 1 空心铝材拉弯工艺

Fig.1 Stretch-bending process of hollow aluminum profile

1.2 起皱缺陷评价标准

本文研究对象为小弯曲半径双矩形空心型材,内加强筋为非对称布置。型材拉弯内侧起皱形态主要表现为型材内表面出现沿轴线方向呈周期性的波纹,主要从起皱高度和起皱数量两个方面进行评价:①起皱数量,即沿型材切向的起皱半波数 m ,如图 2a 所示;②起皱高度,横截面上内表面的凹陷即起皱半波高度,以起皱波函数 w 表示,如图 2b 所示。

2 基于能量准则的起皱理论预测模型

2.1 能量准则

根据弹性稳定理论^[22],系统是否处于稳定平衡状态的判定条件为:处于平衡状态的系统受到任意方向的微扰动而偏离平衡位置,当干扰解除后,系统依然可以回归平衡状态,则平衡状态是稳

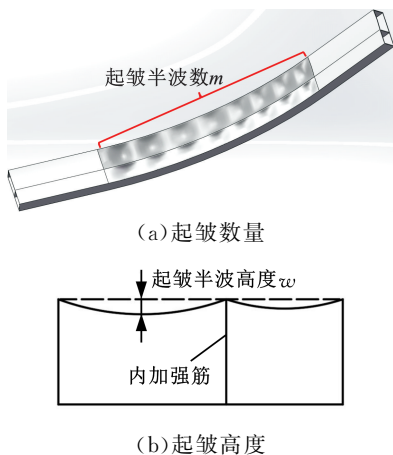


图 2 空心铝型材拉弯起皱缺陷评价指标

Fig.2 Evaluation criterion of wrinkling defects in hollow aluminum profile

定的;否则,系统处于不稳定平衡或不平衡状态。在型材塑性拉弯时,能量准则以型材起皱能 W 和外力做功 T 的大小对是否起皱进行判定,即

$$\left. \begin{aligned} W > T & \quad \text{结构稳定且不起皱} \\ W = T & \quad \text{临界状态} \\ W < T & \quad \text{结构不稳定且起皱} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

以起皱率 T/W 表示起皱倾向,当 $T/W > 1$ 时,系统处于非稳定平衡状态,产生起皱,当 $T/W < 1$ 时,系统处于稳定平衡状态,不产生起皱。当 T/W 增大时,起皱风险和趋势增大,起皱极限降低。

2.2 壳单元模型

本研究以薄壁双矩形铝材为研究对象。由于型材厚度远小于其他方向上的几何尺寸,则可将型材视为薄壳结构。根据板壳理论,薄壳结构塑性弯曲过程中的应变 $(\epsilon_\alpha, \epsilon_\beta, \epsilon_{\alpha\beta})$ 、曲率变化量 $(\kappa_\alpha, \kappa_\beta)$ 和扭率 (χ) 可分别用如下公式表示:

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_\alpha &= \frac{1}{A} \frac{\partial u}{\partial \alpha} + \frac{v}{AB} \frac{\partial A}{\partial \beta} + \frac{w}{R} \\ \epsilon_\beta &= \frac{1}{B} \frac{\partial v}{\partial \beta} + \frac{u}{AB} \frac{\partial B}{\partial \alpha} + \frac{w}{r} \\ \epsilon_{\alpha\beta} &= \frac{B}{A} \frac{\partial}{\partial \alpha} \left(\frac{v}{B} \right) + \frac{A}{B} \frac{\partial}{\partial \beta} \left(\frac{u}{A} \right) \\ \kappa_\alpha &= \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial \alpha} \left(\frac{u}{R} \right) + \frac{1}{AB} \frac{\partial A}{\partial \beta} \frac{v}{r} - \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial \alpha} \left(\frac{1}{A} \frac{\partial w}{\partial \alpha} \right) - \\ & \quad \frac{1}{AB^2} \frac{\partial A}{\partial \beta} \frac{\partial w}{\partial \beta} - \frac{\epsilon_\alpha}{R} \\ \kappa_\beta &= \frac{1}{B} \frac{\partial}{\partial \beta} \left(\frac{v}{r} \right) + \frac{1}{AB} \frac{\partial B}{\partial \alpha} \frac{u}{R} - \frac{1}{B} \frac{\partial}{\partial \beta} \left(\frac{1}{B} \frac{\partial w}{\partial \beta} \right) - \\ & \quad \frac{1}{A^2 B} \frac{\partial B}{\partial \alpha} \frac{\partial w}{\partial \alpha} - \frac{\epsilon_\beta}{r} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$\left. \begin{aligned} \chi &= \frac{1}{R} \frac{A}{B} \frac{\partial}{\partial \beta} \left(\frac{u}{A} \right) + \frac{1}{r} \frac{B}{A} \frac{\partial}{\partial \alpha} \left(\frac{v}{B} \right) - \frac{1}{AB} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial \alpha \partial \beta} - \right. \\ & \quad \left. \frac{1}{A} \frac{\partial A}{\partial \beta} \frac{\partial w}{\partial \alpha} - \frac{1}{B} \frac{\partial B}{\partial \alpha} \frac{\partial w}{\partial \beta} \right) - \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R} + \frac{1}{r} \right) \epsilon_{\alpha\beta} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

$$\left. \begin{aligned} \chi &= \frac{1}{R} \frac{A}{B} \frac{\partial}{\partial \beta} \left(\frac{u}{A} \right) + \frac{1}{r} \frac{B}{A} \frac{\partial}{\partial \alpha} \left(\frac{v}{B} \right) - \frac{1}{AB} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial \alpha \partial \beta} - \right. \\ & \quad \left. \frac{1}{A} \frac{\partial A}{\partial \beta} \frac{\partial w}{\partial \alpha} - \frac{1}{B} \frac{\partial B}{\partial \alpha} \frac{\partial w}{\partial \beta} \right) - \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R} + \frac{1}{r} \right) \epsilon_{\alpha\beta} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中: A, B 为 Lamé 系数; u, v, w 分别为壳面切向 α 、轴向 β 和法向 γ 的位移, 其中法向位移以起皱波函数表示; R, r 分别为 α, β 方向的曲率半径。

根据双矩形截面型材实际拉弯过程, 采用以下假设: ①内加强筋在弯曲过程中不发生形变, 因此在理论建模阶段仅研究一侧的矩形截面。②在预拉伸和补拉伸阶段, 型材在法向和轴向的应变可忽略不计, 只考虑切向应变; 在弯曲阶段, 垂直于型材中面的载荷引起弯曲变形, 因此认为型材变形仅与法向位移有关。③型材变形前垂直于切向的横截面在弯曲后仍为平面, 且垂直于切向, 即满足欧拉-伯努利梁假设。④用于拉弯的型材材料是均匀、连续且具有各向同性。

基于以上假设, 结合双矩形截面型材的拉弯过程(图 3), 建立矩形截面拉弯解析模型。图 3 中, α 为型材切向坐标, α_0 为总弯曲角度即弯曲过程中型材切向受压区域, 这一区域可能发生起皱; β 为型材轴向坐标, β_0 为起皱波轴向凹陷对应的角度, 与型材宽度 b 有关, β_0 区域由于受到截面两侧向中心的压应力而向几何中性层方向凹陷。由此可知, 弯管起皱区域为 3D 曲面, 按拉弯工艺的三个不同成形阶段分别建立。

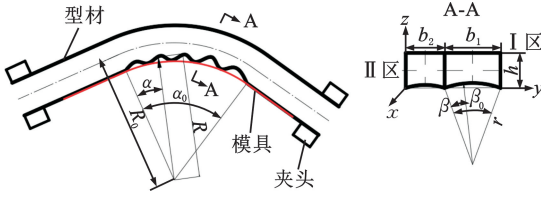


图 3 薄壁非对称双矩形管拉弯工艺示意图

Fig.3 Schematic diagram of stretch-bending process for thin-walled asymmetry double rectangular tube

1) 预拉伸阶段:

$$\epsilon_\alpha = \epsilon_{pre} \quad \epsilon_\beta, \epsilon_{\alpha\beta}, \kappa_\alpha, \kappa_\beta, \chi = 0 \quad (5)$$

2) 弯曲阶段:

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_\alpha &= \frac{w}{R} \\ \epsilon_\beta &= \frac{w}{r} \\ \epsilon_{\alpha\beta} &= 0 \\ \kappa_\alpha &= -\frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \alpha^2} - \frac{\sin \beta}{Rr} \frac{\partial w}{\partial \beta} - \frac{w}{R^2} \\ \kappa_\beta &= -\frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \beta^2} - \frac{w}{r^2} \\ \chi &= -\frac{1}{Rr} \frac{\partial^2 w}{\partial \alpha \partial \beta} + \frac{\sin \beta}{R^2} \frac{\partial w}{\partial \alpha} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

3) 补拉伸阶段:

$$\epsilon_\alpha = \epsilon_{post} \cos \alpha \quad \epsilon_\beta, \epsilon_{\alpha\beta}, \kappa_\alpha, \kappa_\beta, \chi = 0 \quad (7)$$

$$R = R_0 - \frac{h}{2} + r(\cos \beta - \cos \beta_0)$$

式中: R_0 为切向弯曲半径; h 为型材法向高度; $\epsilon_{pre}, \epsilon_{post}$ 分

别为预拉伸应变和补拉伸应变, 两者均为常数。

型材拉弯过程中, 夹头始终与型材末端相对固定, 预拉伸、弯曲和补拉伸三个阶段在各方向的应变处于同一个随动坐标系中, 因此, 拉弯总应变为三个阶段中应变的叠加。

2.3 起皱波函数

根据简化后的截面几何形状, 起皱波函数的边界条件为

$$\left. \begin{aligned} w = 0, \frac{\partial w}{\partial \alpha} = 0 \quad \text{当 } \alpha = 0 \text{ 或 } \alpha = \alpha_0 \\ w = 0, \frac{\partial w}{\partial \beta} = 0 \quad \text{当 } \beta = 0 \text{ 或 } \beta = \beta_0 \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

一侧矩形截面的拉弯起皱波函数 w 的计算表达式如下^[23]:

$$w = w_{max} \alpha_0 \left(1 - \cos \frac{2\pi m \alpha}{\alpha_0}\right) \sin \frac{\pi \beta}{\beta_0} \quad (9)$$

$$w_{max} = \frac{\sqrt{(2R_0 - h)h}}{2\pi m}$$

式中: w_{max} 为最大半波高度(即最大起皱高度)。

2.4 拉弯变形成

根据板壳理论和弹性理论, 壳单元变形成可表示为

$$W = \frac{1}{2} \iiint (\sigma_\alpha \epsilon_\alpha + \sigma_\beta \epsilon_\beta + \sigma_\gamma \epsilon_\gamma + \tau_{\alpha\beta} \epsilon_{\alpha\beta} + \tau_{\alpha\gamma} \epsilon_{\alpha\gamma} + \tau_{\beta\gamma} \epsilon_{\beta\gamma}) \cdot \left(1 + \frac{t_0}{R}\right) \left(1 + \frac{t_0}{r}\right) AB d\alpha d\beta d\gamma \quad (10)$$

其中, t_0 为壳单元厚度, 根据曲面理论, $t_0 \ll R, r$, 即 $1 + \frac{t_0}{R}, 1 + \frac{t_0}{r} \approx 1$; $\sigma_\alpha, \sigma_\beta, \sigma_\gamma$ 分别为切向、轴向和法向正应力; $\epsilon_\alpha, \epsilon_\beta, \epsilon_\gamma$ 分别为切向、轴向和法向正应变; $\tau_{\alpha\beta}, \tau_{\alpha\gamma}, \tau_{\beta\gamma}$ 为剪应力; $\epsilon_{\alpha\beta}, \epsilon_{\alpha\gamma}, \epsilon_{\beta\gamma}$ 为剪应变。

根据拉弯过程中的假设条件、塑性变形理论和胡克定律, 沿型材厚度方向完成对 γ 的积分, 可将式(10)改写为

$$W = \frac{t}{2} \iint \frac{E_s}{1 - \mu^2} [(\epsilon_\alpha + \epsilon_\beta)^2 + 2(1 - \mu) \left(\frac{1}{4} \epsilon_{\alpha\beta} - \epsilon_\alpha \epsilon_\beta\right)] AB d\alpha d\beta + \frac{t^3}{24} \iint \frac{E_r}{1 - \mu^2} [(\kappa_\alpha + \kappa_\beta)^2 + 2(1 - \mu)(\chi^2 - \kappa_\alpha \kappa_\beta)] AB d\alpha d\beta \quad (11)$$

$$E_s = \bar{\sigma} / \bar{\epsilon} \quad E_r = \frac{4EE_t}{(\sqrt{E} + \sqrt{E_t})^2} \quad E_t = d\bar{\sigma} / d\bar{\epsilon}$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\sigma_\alpha^2 + \sigma_\beta^2 - \frac{2R}{1+R} \sigma_\alpha \sigma_\beta}$$

$$\bar{\epsilon} = \frac{1+R}{\sqrt{1+2R}} \sqrt{\epsilon_\alpha^2 + \epsilon_\beta^2 - \frac{2R}{1+R} \epsilon_\alpha \epsilon_\beta}$$

式中: E_s 为割线模量; $\bar{\sigma}$ 为等效应力; $\bar{\epsilon}$ 为等效应变; E_r 为折减模量; E_t 为切线模量; E 为弹性模量; t 为型材壁厚; μ 为材料的泊松比, 根据体积不变原则和各向同性假设, 塑性应变时的泊松比取 0.5。

式(11)中第一部分仅包含弯曲阶段中曲面应变,第二部分为弯曲变形能,将式(5)~式(7)代入式(11)可得到矩形截面型材拉弯起皱能模型:

$$W = W_1 + W_2 \tag{12}$$

$$W_1 = \frac{t}{2} \iint \frac{E_s}{1-\mu^2} \left(\frac{r}{R} + 2\mu + \frac{R}{r} \right) \omega^2 d\alpha d\beta + \frac{t^3}{24} \iint \frac{E_r}{1-\mu^2} \left[\left(\frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 \omega}{\partial \alpha^2} + \frac{\sin \beta}{Rr} \frac{\partial \omega}{\partial \beta} + \frac{\omega}{R^2} \right)^2 + \left(\frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \omega}{\partial \beta^2} + \frac{\omega}{r^2} \right)^2 + 2(1-\mu) \left(\frac{1}{Rr} \frac{\partial^2 \omega}{\partial \alpha \partial \beta} - \frac{\sin \beta}{R^2} \frac{\partial \omega}{\partial \alpha} \right)^2 + 2\mu \left(\frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 \omega}{\partial \alpha^2} + \frac{\sin \beta}{Rr} \frac{\partial \omega}{\partial \beta} + \frac{\omega}{R^2} \right) \left(\frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \omega}{\partial \beta^2} + \frac{\omega}{r^2} \right) \right] Rr d\alpha d\beta$$

$$W_2 = \frac{t}{2} \iint \frac{E_s}{1-\mu^2} \left[(\epsilon_{pre} + \epsilon_{post} \cos \alpha)^2 + 2\omega (\epsilon_{pre} + \epsilon_{post} \cos \alpha) \left(\frac{1}{R} + \frac{\mu}{r} \right) \right] Rr d\alpha d\beta + \frac{t^3}{24} \iint \frac{E_r}{1-\mu^2} \cdot \left[2 \left(\frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 \omega}{\partial \alpha^2} + \frac{\sin \beta}{Rr} \frac{\partial \omega}{\partial \beta} \right) \left(\frac{\omega}{R^2} + \frac{\epsilon_{pre}}{R} + \frac{\epsilon_{post} \cos \alpha}{R} \right) + \left(\frac{\omega}{R^2} + \frac{\epsilon_{pre}}{R} + \frac{\epsilon_{post} \cos \alpha}{R} \right)^2 + 2\mu \left(\frac{\omega}{R^2} + \frac{\epsilon_{pre}}{R} + \frac{\epsilon_{post} \cos \alpha}{R} \right) \cdot \left(\frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \omega}{\partial \beta^2} + \frac{\omega}{r^2} \right) \right] Rr d\alpha d\beta$$

式中: W_1 为纯弯曲时的起皱能; W_2 为施加拉伸应变额外增加的起皱能。

2.5 外力做功

弯曲阶段的外力做功 T_b 主要由切向压应力位移施加。预拉伸和补拉伸阶段为单轴应力状态,无穷小壳单元外力做功为 $\int \bar{\sigma}_{pre} d\bar{\epsilon}$ 和 $\int \bar{\sigma}_{post} d\bar{\epsilon}$ 。外力做功与材料的本构关系有关,假设材料的本构为 $\bar{\sigma} = K\bar{\epsilon}^n$, 则各阶段外力做功可表示为

$$T = T_{pre} + T_b + T_{post} \tag{13}$$

$$T_{pre} = \iiint \left(\int \bar{\sigma}_{pre} d\bar{\epsilon} \right) dV = \iiint \frac{1}{n+1} K (\epsilon_{pre})^{n+1} dV$$

$$T_b = t \int_0^{\beta_0} |\sigma_\alpha| r^2 (\cos \beta - \cos \beta_0) \alpha_0 d\beta$$

$$T_{post} = \iiint \left(\int \bar{\sigma}_{post} d\bar{\epsilon} \right) dV = \iiint \frac{1}{n+1} K (\epsilon_{post})^{n+1} dV$$

式中: V 为弯曲过程中内侧有效压缩区域体积; K 为材料的强度系数; n 为加工硬化指数; T_{pre} 、 T_{post} 分别为预拉伸和补拉伸阶段的外力做功; T_b 为弯曲阶段外力做功。

切向正应力 σ_α 由塑性变形理论可推导出如下计算公式:

$$\sigma_\alpha = \frac{1}{\sqrt{3}} K \left(\left| \ln \frac{R}{R_0} \right| \right)^n + \int_0^{\beta_0} \frac{1}{\sqrt{3}} K \frac{r}{R} \left(\left| \ln \frac{R}{R_0} \right| \right)^n \sin \beta d\beta \tag{14}$$

与拉弯起皱能类似,外力做功 T 为预拉伸、纯弯曲和补拉伸三个阶段的叠加。

2.6 起皱理论预测模型

根据能量准则的临界条件公式:

$$W_{min} = T \tag{15}$$

其中, W_{min} 为起皱所需最小能量。通过求解式

(15)可得到型材拉弯起皱临界参数,根据能量准则的稳定和不稳定公式可研究各参数对起皱形态的影响。

3 结果与讨论

3.1 起皱预测模型的验证

为验证型材拉弯起皱理论模型的准确性,采用 6082-T6 非对称双矩形铝合金型材进行拉弯实验。型材截面如图 3 所示,壁厚为 2 mm, I 区和 II 区宽度 b_1 、 b_2 分别为 73 mm 和 50 mm,高度 h 为 45 mm,型材初始长度为 1300 mm。拉弯实验在 SBL-30ZD-6 型弯曲试验机上进行。采用室温拉伸试验确定了材料的力学性能,拉伸试样采用国家标准 GB/T 228.1—2010,其拉伸速率为 2 mm/min,所获得型材的真应力-应变曲线见图 4,材料力学性能参数如下:屈服应力和抗拉强度分别为 292.64 MPa 和 318.06 MPa,强化系数为 384 MPa,弹性模量为 68.9 GPa,延伸率为 15.6%,加工硬化指数为 0.035。

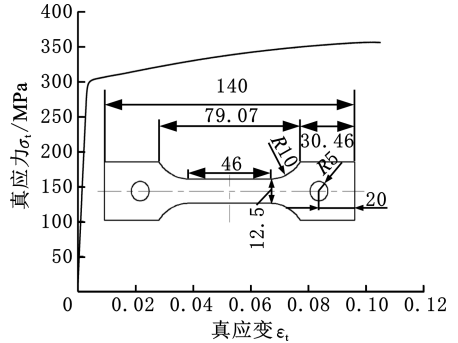


图 4 6082-T6 铝合金真应力-应变曲线

Fig.4 True stress-strain curve of 6082-T6 aluminum profile

实验弯曲半径分别为 200 mm、400 mm 和 800 mm,预拉伸应变为 0.25%,补拉伸应变为 0,弯曲角度为 25°。图 5 所示为三种不同弯曲半径下型材拉弯起皱数量的理论预测和实验结果对比,可以看出,不同条件下的起皱数量最大差异为 1.2,出现在弯曲半径为 200 mm 时;在弯曲半径为 400 mm 和 800 mm 条件下,平均相对误差为 5.81%,表明理论预测与实验结果吻合较好。导致差异的主要原因是型材在实际拉弯中两侧由于夹头的夹持和干涉作用,增强了型材内侧的抗起皱能力。此外,理论模型计算的起皱数量普遍比实验结果略大,这是由于理论模型是在临界条件下求解得到的起皱数量,而实验得到的起皱数量仅限于肉眼可观察到的起皱个数,起皱区域两侧部分的微起皱不在可观察范围内。

图 6 所示为三种不同弯曲半径下型材拉弯起

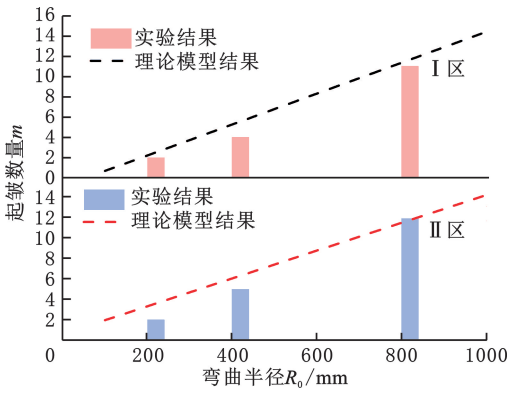
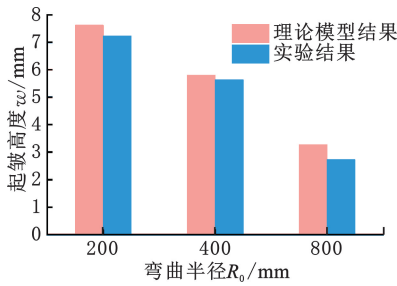


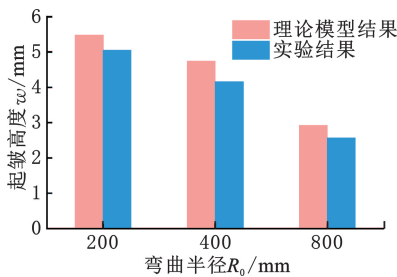
图5 不同弯曲半径下型材拉弯起皱数量的理论模型与实验结果

Fig.5 Wrinkling number of theoretical modelling and experimental results under different bending radii

皱高度的理论预测和实验结果对比,可以看出,两者起皱高度最大相差 0.55 mm,对于型材所测量的位置 I 区和 II 区,理论预测与实验测量结果的平均相对误差分别为 9.54% 和 13.03%。实验结果总是略小于解析预测结果,这种差异主要是起皱高度的测量方式引起的,实验测量的起皱高度为起皱部位外表面与型材弯曲表面在法线方向上的相对距离,而理论模型中的起皱高度为起皱部位中性面与弯曲表面之间的相对距离。起皱数量和起皱高度在理论预测结果与实验结果之间具有良好的一致性,说明基于能量准则的理论模型是准确可靠的,可用于研究几何参数对空心型材拉弯起皱特性的影响规律。



(a) I 区



(b) II 区

图6 不同弯曲半径下型材最大起皱高度的理论模型与实验结果

Fig.6 Theoretical modelling and experimental results of maximum wrinkling height under different bending radii

3.2 起皱产生机理

为从能量角度揭示空心铝材拉弯起皱的形成机理,对双矩形型材 I 区进行分析。拉弯工艺条件如下:弯曲半径和总弯曲角度分别为 400 mm 和 0.436 rad(25°),预拉伸速度为 0.4 mm/s,补拉伸速度为 0.5 mm/s,弯曲速度 0.035 rad/s(2°/s)。

图 7 所示为拉弯不同成形阶段下起皱能和外力做功的变化。预拉伸阶段(0~8.0 s),随着预拉伸应变的增大,型材以弹塑性或塑性拉伸变形为主,起皱能和外力做功线性增加。由于预拉伸阶段不会出现起皱,不讨论起皱率变化。弯曲阶段(8.0~20.5 s),在弯曲初始阶段起皱能急剧增大,这是由于施加的预拉伸应力可以抵消部分由于施加弯矩而产生的内部压应力。随着弯曲角度的增大,弯曲变形量和内侧压应力逐渐增大,起皱能不断增大。与起皱能的变化不同,外力做功呈线性增大趋势,导致起皱率 T/W 迅速提高,在第 20.5 s 时达到起皱极限($T/W=1$),型材内侧发生起皱失稳。在补拉伸阶段,起皱能和外力做功均呈线性增大趋势,但起皱能增速大于外力做功增速,起皱率 T/W 降低,施加补拉伸应变在一定程度上可减少起皱的发生。

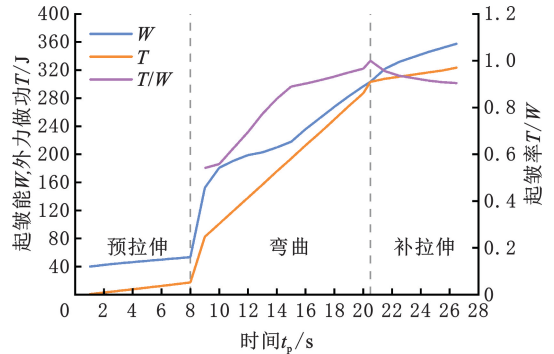


图7 拉弯成形过程的起皱能、外力做功和起皱率瞬态曲线

Fig.7 Transient curves of wrinkling energy, work of external force and wrinkling ratio in stretch-bending process

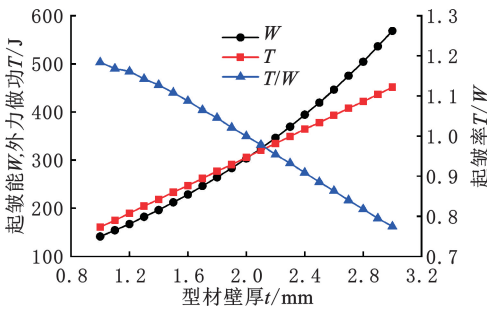
3.3 型材几何参数对拉弯起皱的影响

将工艺参数设为恒定条件,即弯曲半径为 400 mm,弯曲角度为 25°,预拉伸应变为 0.25%,补拉伸应变为 0,研究几何参数单一变量或参数的耦合对空心型材拉弯起皱的影响。

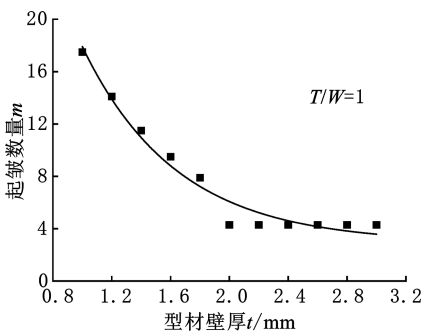
3.3.1 型材壁厚对起皱的影响

为研究型材壁厚 t 对型材拉弯起皱的影响,且满足壳单元假设,设定型材壁厚分析范围为 1~3 mm,如图 8 所示。由图 8a 可知,型材壁厚由 1 mm 增大到 3 mm 时,起皱能从 140 J 急剧增加至 570 J,外力做功由 170 J 线性增加至 440 J。当材料参数和工艺参数相同时,型材壁厚越大,壳单

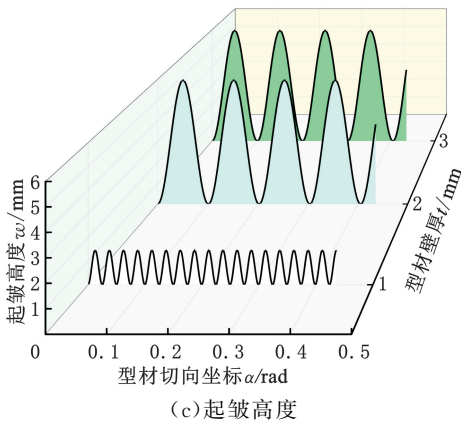
元形变量越大,起皱能急剧增大。同时,弯曲过程中型材对模具的反作用力也会显著增大,所以外力做功也会增大,且是关于厚度的线性函数。当型材厚度为 2 mm 时,起皱能与外力做功相等,处于临界状态。从总体上看,起皱率从 1.21 减小至 0.77,起皱极限提高。由图 8b 可知,型材壁厚从 1 mm 增大到 2 mm 时,起皱数量由 17.5 迅速下降至 4.3。增大壁厚时型材内侧切向受压的体积增大,屈曲极限提高,截面抗畸变能力增强,起皱数量急剧减少。当壁厚从 2 mm 增大到 3 mm 时,起皱数量几乎不变,继续增大壁厚对提高型材内侧屈曲极限效果有限,且理论模型中薄壳单元假设误差增大。壁厚从 1 mm 增大到 3 mm 时,由于起皱数量减少,单个褶皱消耗内能增加,起皱高度从 1.38 mm 增大至 4.83 mm(图 8c)。



(a) 能量



(b) 起皱数量



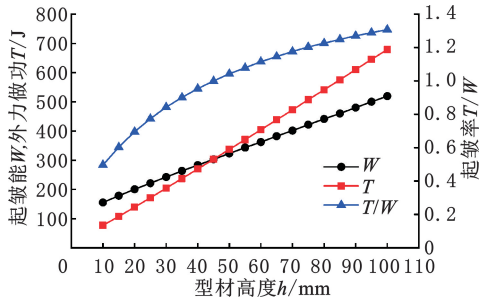
(c) 起皱高度

图 8 型材壁厚对起皱的影响

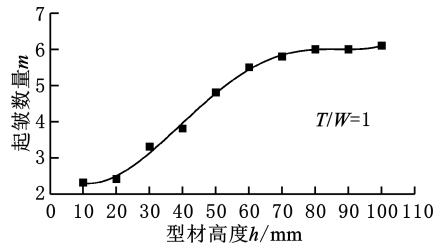
Fig.8 Effects of wall thickness of profile on wrinkling behaviors

3.3.2 型材高度对起皱的影响

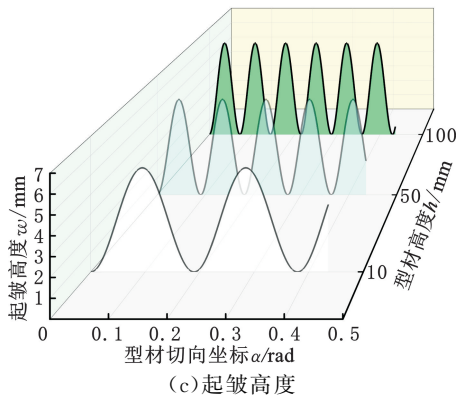
为研究型材高度 h 对拉弯起皱的影响,设定型材高度分析范围为 10~100 mm,如图 9 所示。由图 9a 可知,随着高度的增大,起皱能和外力做功均呈线性增加,起皱率提高,起皱极限降低。型材高度由 10 mm 增大到 100 mm 时,起皱能增加了 350 J,外力做功增加了 600 J,外力做功增速远大于起皱能增速。增大型材高度使拉弯过程中型材内侧的周向压应力增大,形变量和起皱能增大。此外,增大型材高度会增大横截面的惯性矩,使整体刚度增大,需要施加更大的弯矩才能使型材弯曲至设定的曲率,所以外力做功急剧增加。由图 9b 可知,型材高度从 10 mm 增大到 73 mm 时,起皱数量迅速增加。增大型材高度使型材内侧的周向压应力增大,型材内侧的抗起皱性能降低,起皱极限降低。当型材高度从 73 mm 增至 100 mm 时,此时型材高度大于宽度,型材与模具的短边接触,整体刚度增大,起皱数量仅增加 1 个。同时,由起皱波函数可知,型材高度的增大会造成起皱高度增大(图 9c)。



(a) 能量



(b) 起皱数量



(c) 起皱高度

图 9 型材高度对起皱的影响

Fig.9 Effects of profile's height on wrinkling behaviors

3.3.3 型材宽度对起皱的影响

为研究型材宽度 b 对拉弯起皱的影响, 设定型材宽度分析范围为 $10 \sim 100 \text{ mm}$, 如图 10 所示。由图 10a 可知, 型材宽度由 10 mm 增大到 100 mm 时, 起皱能由 165 J 增加至 345 J , 外力做功则由 70 J 增加到 350 J 。起皱率由 0.3 迅速提高到 1.03 , 起皱极限降低。增大型材宽度, 导致型材侧壁对内壁的支撑作用减弱, 截面抗畸变能力降低, 起皱极限降低。型材受压侧的面积随宽度增大而增大, 起皱能和外力做功均增大。由图 10b 可知, 宽度从 20 mm 增大到 100 mm 时, 起皱数量由 8.3 减少至 4.1 。型材宽度增大, 使得起皱率提高, 起皱极限降低, 由于褶皱会消耗大量起皱能, 起皱出现越早, 起皱数量越少。同时, 由于起皱数量减少, 导致起皱能增大, 起皱高度增大 (图 10c)。

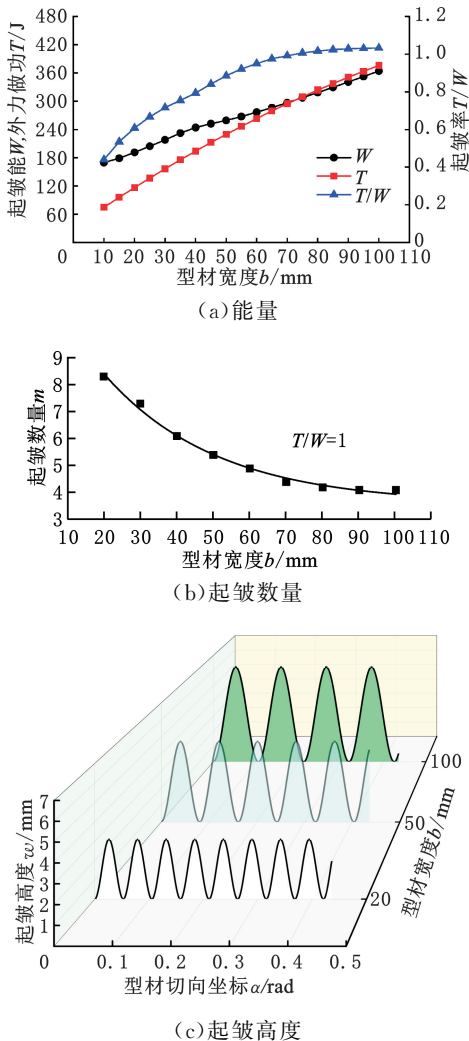


图 10 型材宽度对起皱的影响

Fig.10 Effects of profile's width on wrinkling behaviors

3.3.4 内加强筋数量对起皱的影响

为提高型材的抗弯和抗扭强度以及开展轻量化设计, 通常需在空心型材型腔增添加强筋。为

研究内加强筋数量对拉弯起皱的影响, 设定内加强筋数量分析范围为 $0 \sim 4$, 内加强筋位置沿型材宽度方向均匀分布, 如图 11 所示。由图 11a 可知, 将内加强筋数量由 0 增加至 4 , 当弯曲半径为 400 mm 时, 型材起皱数量从 4.1 增加至 8.3 ; 当弯曲半径为 800 mm 时, 型材起皱数量从 10.6 增加至 15.3 , 且起皱数量增加速率减缓。增添内加强筋数量等效于减小型材宽度, 使得型材横截面的刚度增大, 起皱极限提高, 在拉弯过程中出现起皱的时间较晚, 压应力作用面积增大, 起皱数量增加。当内加强筋增加到 2 个以上时, 对起皱数量的影响作用减弱。根据起皱波函数定义, 起皱高度由起皱数量和型材宽度共同决定。内加强筋数量少, 两侧对起皱区域的约束和支撑作用较弱, 起皱高度较大 (图 11b)。内加强筋数量增加到 2 时, 起皱高度下降明显。这是由于型材起皱区域的宽度急剧减小, 型材侧边的约束和支撑作用增强。

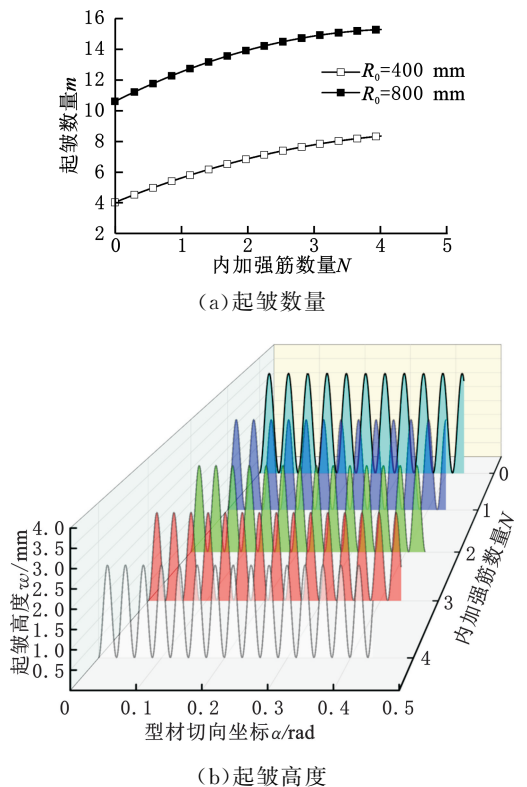


图 11 内加强筋数量对起皱的影响

Fig.11 Effects of inner reinforcing rib number on wrinkling behaviors

3.3.5 型材几何参数耦合的影响

前文研究了几何参数各单一变量的影响规律及机理, 然而几何参数的耦合影响需要进一步探讨, 如厚高比 t/h 、厚宽比 t/b 和宽高比 b/h 。图 12 和图 13 所示分别为型材厚高比和厚宽比对拉弯起皱特性的影响。由图 12a 和图 13a 可知, 当

厚高比和厚宽比增大时,型材可能发生起皱区域的面积增大,起皱能和外力做功均增加,但起皱能增速大于外力做功增速,起皱率 T/W 降低,起皱极限提高。在 $t/h = 0.044$ 、 $t/b = 0.027$ 时,达到起皱临界,继续增大厚高比、厚宽比将不再发生起皱。在空心铝型材拉弯中,可以通过调整型材的厚高比、厚宽比以减少起皱的发生。由图 12b 和图 13b 可知,随着厚高比和厚宽比的增大,起皱数量先迅速减少,随后趋于稳定。当厚高比和厚宽比较小时,增大厚高比和厚宽比,型材横截面的整体刚度显著增大,同时周向压应力减小,起皱数量迅速减少。当厚高比和厚宽比达到一定值时,继续增大厚高比和厚宽比,型材横截面刚度增加有限,对起皱数量的影响减弱。同时型材厚度显著影响起皱高度,起皱高度随起皱数量的减少而增大(图 12c、图 13c)。

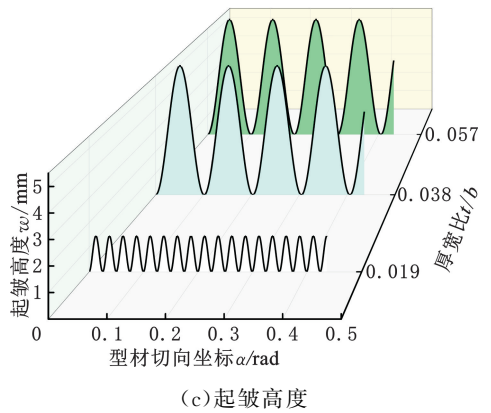
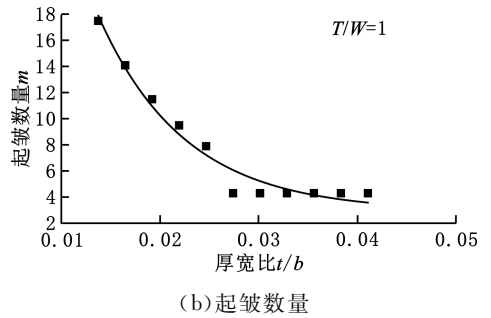
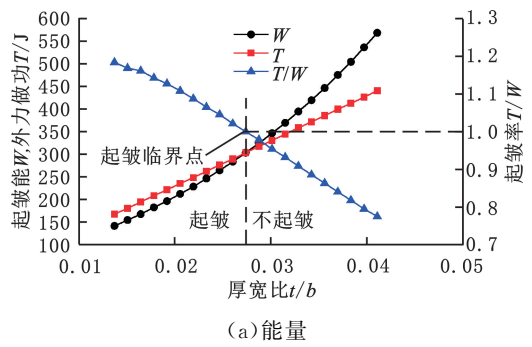


图 13 厚宽比对起皱的影响

Fig.13 Effects of thickness to width ratio on wrinkling behaviors

能和外力做功均逐渐增大,且外力做功增速大于起皱能增速,使起皱率 T/W 提高,起皱极限降低。 $b/h = 1.62$ 时达到起皱临界,继续增大宽高比,型材可能发生起皱。在空心铝型材实际拉弯中,可以通过调整宽高比以减少起皱的发生。当型材宽高比增大时,内侧周向压应力减小,起皱数量减少(图 14b)。宽高比从 0.4 增大到 1.0 时,起皱数量从 8.4 减少到 5.7;宽高比继续增大到 1.6 时,起皱数量减少到 4.5,起皱数量减少的速率下降。当宽高比 $b/h < 1$ 时,矩形横截面短边与模具接触,使得型材整体刚度大,增大宽高比时,起皱数量减少的速率大,这主要是型材整体刚度与周向压应力减小共同影响的结果;当宽高比 $b/h > 1$ 时,型材整体刚度较小,仅有周向压应力影响起皱数量,起皱数量减少的速率降低。由起皱波函数可知,起皱数量减少,导致起皱高度增大(图 14c)。

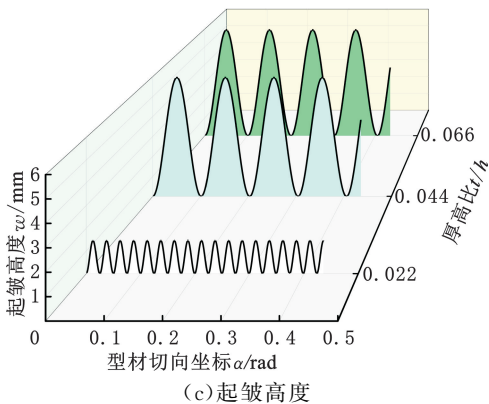
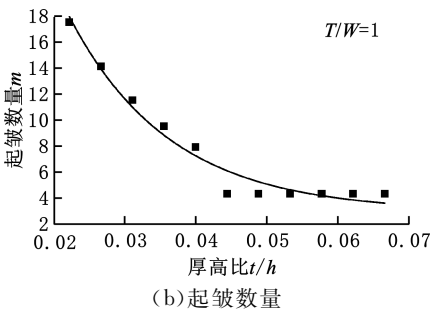
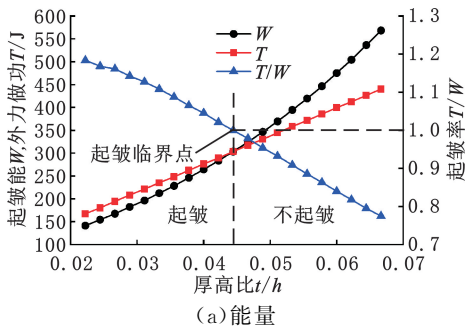
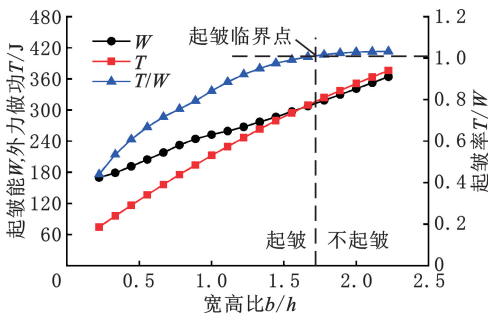


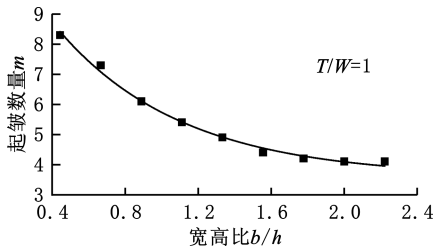
图 12 厚高比对起皱的影响

Fig.12 Effects of thickness to height ratio on wrinkling behaviors

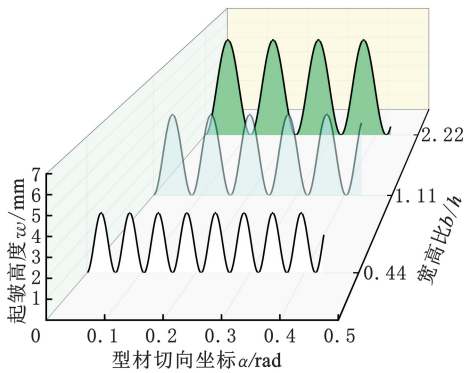
图 14 所示为型材宽高比对拉弯起皱特性的影响。由图 14a 可知,当宽高比增大时,型材起皱



(a) 能量



(b) 起皱数量



(c) 起皱高度

图14 宽高比对起皱的影响

Fig.14 Effects of width to height ratio on wrinkling behaviors

4 结论

1)研究了三种不同拉弯半径下的型材起皱数量和起皱高度,得到理论预测与实验结果的最大误差分别为1.2和0.55 mm,相对误差分别为16.93%和11.28%。研究表明理论预测与实验结果的吻合性较好,验证了基于能量准则建立的空心型材拉弯起皱理论预测模型的准确性和可靠性。

2)拉弯工艺弯曲成形阶段的外力做功增速大于起皱能增速。随弯曲时间的增加,起皱率逐渐提高,起皱极限降低,当外力做功大于起皱能时,会发生失稳起皱。

3)增大型材厚度时,起皱极限提高,且起皱数量减少,起皱高度增大。增大型材高度和宽度时,起皱极限均会降低;增大型材高度,起皱数量和高度均增大;增大型材宽度,起皱数量减少,起皱高

度增大。在型材型腔增添内加强筋,起皱极限提高,起皱数量增加,起皱高度减小。

4)研究了几何参数耦合的影响。增大型材厚高比和厚宽比,起皱率降低,起皱极限提高,且起皱数量减少,起皱高度增大;增大型材宽高比,起皱率提高,起皱极限降低,同时受周向压应力的影响,起皱数量减少,起皱高度增大。

参考文献:

- [1] 曹立波, 陈杰, 欧阳志高, 等. 基于碰撞安全性的保险杠横梁轻量化设计与优化[J]. 中国机械工程, 2012, 23(23):2888-2893.
CAO Libo, CHEN Jie, OUYANG Zhigao, et al. Lightweight Design and Optimization of Bumper Beam Based on Automotive Crash Safety[J]. China Mechanical Engineering, 2012, 23(23):2888-2893.
- [2] 张凯成, 李舜酩, 孙明杰. 钢铝材料结合的商用车车架多工况轻量化优化设计[J]. 中国机械工程, 2020, 31(18):2206-2211.
ZHANG Kaicheng, LI Shunming, SUN Mingjie. Lightweight Optimization Design of Commercial Vehicle Frames Combined by Steel and Aluminum Materials under Multiple Working Conditions[J]. China Mechanical Engineering, 2020, 31(18):2206-2211.
- [3] LANG Lihui, LIU Kangning, CAI Gaoshen, et al. A Critical Review on Special Forming Processes and Associated Research for Lightweight Components Based on Sheet and Tube Materials[J]. Manufacturing Review, 2014, 1:9.
- [4] 刘志文, 李落星. 轻量化构件弯曲短流程工艺研究现状与进展[J]. 中国有色金属学报, 2014, 24(8):2003-2012.
LIU Zhiwen, LI Luoxing. Review of Bending Short Process for Lightweight Component[J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2014, 24(8):2003-2012.
- [5] 高嵩, 孙荧力, 李奇涵, 等. 钛合金型材多点三维热拉弯成形工艺及其微观组织演化[J]. 中国机械工程, 2023, 34(24):2986-2995.
GAO Song, SUN Yingli, LI Qihan, et al. Multi-point 3D Hot Stretch-Bending Process of Titanium Alloy Profiles and Their Microstructure Evolution [J]. China Mechanical Engineering, 2023, 34(24):2986-2995.
- [6] LIANG Jicai, GAO Song, TENG Fei, et al. Flexible 3D Stretch-Bending Technology for Aluminum Profile[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 71:1939-1947.
- [7] 李恒, 杨合, 詹梅, 等. 薄壁件塑性成形失稳起皱的

- 国内外研究进展[J]. 机械科学与技术, 2004, 23(7):837-842.
- LI Heng, YANG He, ZHAN Mei, et al. A Review of the Research on Wrinkling in Thin-walled Parts Plastic Forming Processes[J]. Mechanical Science and Technology, 2004, 23(7):837-842.
- [8] LIU Nan, YANG He, LI Heng, et al. Plastic Wrinkling Prediction in Thin-walled Part Forming Process: a Review[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2016, 29(1):1-14.
- [9] CORONA E, VAZE S P. Buckling of Elastic-plastic Square Tubes under Bending[J]. International Journal of Damage Mechanics, 1996, 38(7):753-775.
- [10] BARDI F C, KYRIAKIDES S. Plastic Buckling of Circular Tubes under Axial Compression—Part I: Experiments[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2006, 48(8):830-841.
- [11] YUAN S J, CUI X L, WANG X S. Investigation into Wrinkling Behavior of Thin-walled 5A02 Aluminum Alloy Tubes under Internal and External Pressure[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2015, 92:245-258.
- [12] CUI X L, WANG X S, YUAN S J. Effects of Mechanical Property Parameters on Wrinkling Behavior of Thin-walled Tubes in Hydroforming Process [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 100:729-740.
- [13] TIAN Shan, LIU Yuli, YANG He. Effects of Geometrical Parameters on Wrinkling of Thin-walled Rectangular Aluminum Alloy Wave-guide Tubes in Rotary-draw Bending[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2013, 26(1):242-248.
- [14] LI H, YANG H, ZHAN M. A Study on Plastic Wrinkling in Thin-walled Tube Bending via an Energy-based Wrinkling Prediction Model [J]. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, 2009, 17(3):035007.
- [15] FENG H, HAN C. Study on Wrinkling Behavior in Hydroforming of Large Diameter Thin-walled Tube through Local Constraints[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 99:1329-1340.
- [16] LI H, YANG H, ZHAN M, et al. Deformation Behavior of Thin-walled Tube in Rotary Draw Bending under Push Assistant Loading Conditions [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2010, 210(1):143-158.
- [17] CAO Jian, WANG Xi. An Analytical Model for Plate Wrinkling under Tri-axial Loading and Its Application[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2000, 42(3):617-633.
- [18] CAO Jian. Prediction of Plastic Wrinkling Using the Energy Method[J]. Journal of Applied Mechanics, 1999, 66(3):646-652.
- [19] WANG Xi, CAO Jian. Wrinkling Limit in Tube Bending[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 2001, 123(4):430-435.
- [20] YANG He, LIN Yan. Wrinkling Analysis for Forming Limit of Tube Bending Processes [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004, 152(3):363-369.
- [21] YAN Jing. Plastic Wrinkling Model and Characteristics of Shear Enforced Ti-Alloy Thin-walled Tubes under Combination Die Constraints and Differential Temperature Fields[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2016, 29(6):1815-1829.
- [22] TIMOSHENKO S P, GERE J M. Theory of Elastic Stability [M]. 2nd ed. New York: McGraw-Hill, 1985.
- [23] ZHAO G Y, LIU Y L, DONG C S, et al. Analysis of Wrinkling Limit of Rotary-draw Bending Process for Thin-walled Rectangular Tube [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2010, 210:1224-1231.

(编辑 胡佳慧)

作者简介:刘志文,男,1986年生,副教授。研究方向为轻合金塑性成形。李发智*(通信作者),男,1988年生,副教授。研究方向为轻合金塑性成形。E-mail:lfzhu@163.com。

本文引用格式:

刘志文,雷冲,孙凯博,等.几何参数对空心铝型材拉弯起皱特性的影响规律及机理[J]. 中国机械工程, 2025, 36(5):1083-1093.
LIU Zhiwen, LEI Chong, SUN Kaibo, et al. Influence Law and Mechanism of Geometric Parameters on Wrinkling Characteristics of Hollow Aluminum Profiles in Stretch-Bending[J]. China Mechanical Engineering, 2025, 36(5):1083-1093.