

引文格式:施渊吉,潘超,夏腾飞,等. AA5052 铝合金管材自由弯曲成形起皱缺陷预测的研究[J]. 航空制造技术, 2025, 68(9): 111-122.

SHI Yuanji, PAN Chao, XIA Tengfei, et al. Research on prediction of wrinkling defects in free bending forming of AA5052 aluminum alloy tube[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2025, 68(9): 111-122.

AA5052 铝合金管材自由弯曲成形起皱缺陷预测的研究*

施渊吉^{1,2}, 潘超³, 夏腾飞³, 郭训忠³, 陈泽瑜²

(1. 南通理工学院机械工程学院, 南通 226002;

2. 南京工业职业技术大学江苏省工业感知及智能制造装备工程研究中心, 南京 210046;

3. 南京航空航天大学材料科学与技术学院, 南京 210016)

[摘要] 自由弯曲技术是一种少模具约束的成形工艺,但易出现薄壁管材失稳的起皱缺陷,制约了该技术在高端制造领域的应用。本文针对航空航天飞行器中使用的 AA5052 铝合金薄壁管材,建立了失稳起皱的力学模型。理论分析表明,管材具有的初始几何微缺陷在轴向附加推力的作用下显著降低了成形极限。此外,通过单向拉伸试验获得了 AA5052 铝合金管材的力学性能,在考虑初始几何微缺陷的基础上,利用 ABAQUS/Implicit 算法建立了 AA5052 铝合金管材无芯自由弯曲成形起皱预测的有限元模型。结果表明,引入初始几何微缺陷的仿真预测模型能够较好地预测管材起皱的几何形状和发展趋势。最后,通过自由弯曲成形试验验证了该模型的准确性。

关键词: 自由弯曲; AA5052 铝合金; 薄壁管; 起皱预测; 数值模拟

中图分类号: V26; TG306

文献标志码: A

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2025.09.111

Research on Prediction of Wrinkling Defects in Free Bending Forming of AA5052 Aluminum Alloy Tube

SHI Yuanji^{1,2}, PAN Chao³, XIA Tengfei³, GUO Xunzhong³, CHEN Zeyu²

(1. School of Mechanical Engineering, Nantong Institute of Technology, Nantong 226002, China;

2. Industrial Perception and Intelligent Manufacturing Equipment Engineering Research Center of Jiangsu Province, Nanjing Vocational University of Industry Technology, Nanjing 210046, China;

3. College of Material Science and Technology, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

[ABSTRACT] As a forming process with less mold constraints, free bending technology is prone to the occurrence of wrinkling defects caused by instability of thin-walled tubes, which limits its application in high-end manufacturing fields. This study establishes a mechanical model for unstable wrinkling of AA5052 aluminum alloy thin-walled tubes used in aerospace vehicles. Theoretical analysis indicates that the initial geometric micro-defects in the tubes significantly reduce the forming limit under influence of the additional axial thrust. In addition, the mechanical properties of AA5052 aluminum alloy tubes were obtained through uniaxial tensile tests. On the basis of considering initial geometric micro-defects, a finite element model for predicting wrinkling during coreless free bending forming of AA5052 tubes was established using the ABAQUS/Implicit algorithm. The results indicate that the simulation prediction model incorporating initial geometric micro-defects can effectively predict the geometric shape and development trend of tube wrinkling. Finally, accuracy of the model was verified through free bending forming tests. This study is of great significance for understanding the unstable wrinkling behavior in free bending forming and improving the control level in manufacturing process.

Keywords: Free bending; AA5052 aluminum alloy; Thin-walled tube; Wrinkling prediction; Numerical simulation

* 基金项目: 江苏省工业感知及智能制造装备工程研究中心开放基金(ZK220504); 江苏省高校青蓝工程优秀青年骨干教师项目; 通理工在职博士后工作室项目。

相对于其他多模具约束技术,自由弯曲成形是一种少模具约束的成形工艺。由于缺乏足够的模具支撑,在小弯曲半径下,成形管材更容易出现起皱缺陷^[1],从而限制了自由弯曲成形的极限和应用范围。因此,建立预测管材自由弯曲成形起皱缺陷的模型,对实现快速评估成形性能和优化关键参数十分必要^[2],将有助于提高自由弯曲成形的效率和精度,同时降低生产成本和时间。通过深入研究管材自由弯曲成形的起皱问题,可为该领域的制造过程提供更好的控制方法和参考依据。

国内外研究人员在相关领域已经进行了大量研究,包括薄壁金属弯曲构件的起皱预测理论、有限元仿真及关键工艺参数影响方面。针对薄壁构件成形屈曲分析领域研究,形成了两种主要的预测理论:分叉理论和能量法则。分叉理论采用弹塑性固体变形唯一性条件,通过追踪后续屈曲行为进行起皱预测^[3-8],该理论在壳体和金属薄板成形方面得到了广泛研究和应用,并展现了较高的预测精度,然而由于计算复杂,通常需要结合有限元方法求解,从而限制了其应用范围。而能量法则提供了一种简化的分析方法,基于能量准则和最小势能原理,推导了薄壳的非线性弯曲响应和局部屈曲临界载荷^[9-11]。Wang等^[12]提出了描述数控绕弯过程中管材发生起皱的波函数表达式,并结合最小能量法则和薄壳小挠度变形理论,建立了管材数控绕弯成形起皱预测解析模型。尽管能量法则的预测精度略低于分叉理论,但由于计算相对简单且能够快速得到屈曲的临界解,因此更易应用于工程实践中,并获得了广泛应用。

相比于理论建模解析的方法,有限元法能够更准确地预测起皱的发生并进行可视化分析。在起皱预测方面,有限元方法可以分为两类。第一类是直接使用单个有限元算法或结合多个有限元算法来实现单个结构的屈曲分析。许多学者基于Static有限元算法或ABAQUS/Riks有限元算法,对薄壁构件的屈曲行为进行了分析和预测^[13-17]。然而在一些复杂边界条件下的大变形行为中,隐式算法计算收敛困难,虽然显式算法可以解决这个问题,但是显式算法得到的屈曲波纹不是真正的起皱波纹,因此单独使用显式算法不能检测分叉点或预测起皱的发生。为了实现较准确的显式算法屈曲分析,一些学者在研究中引入微缺陷来扰动初始网格,以提高预测精度。Wong等^[18]通过屈曲模态分析,并将一阶屈曲模态作为初始微缺陷进行有限元仿真,较好地预测了薄膜拉伸的屈曲行为。刘楠等^[19-20]通过将随机厚度和几何微缺陷引入有限元动态显式(ABAQUS/Explicit)算法中,实现了管材数控弯曲过程中起皱有限元预测模型的建立,该研究对金属管材塑性成形中的起皱研究具有重要意义,为后续相关研究提供

了参考。在此基础上,刘碧颖^[21]建立了考虑管材各向异性和几何微缺陷的数控弯曲成形起皱预测仿真模型。在金属薄壁管材推弯成形方面,中国科学院金属研究所Song等^[22]采用耦合有限元法和离散元法建立了填充金属颗粒的管材推弯成形起皱预测仿真模型,并进行了试验验证。另一种方法是将褶皱不稳定理论与传统的数值模拟算法结合,预测起皱发生,通过将能量法则引入ABAQUS/Explicit算法,研究人员建立了大口径薄壁管和钛合金薄壁管的起皱预测模型^[23]。此外结合能量准则与材料本构模型,一些学者还提出了铝合金方管三点弯曲的起皱预测模型^[24]。

在传统管材弯曲成形技术中已经进行了许多起皱缺陷的研究。然而在自由弯曲成形方面,对管材起皱的研究相对较少。熊昊^[25]系统研究了无芯自由弯曲成形中几何参数、材料参数和工艺参数对起皱的影响,并总结出提高成形极限的方法,但没有在理论上进行管材自由弯曲成形极限的预测,也没有建立起皱预测的有限元模型,而且该研究仅限于无芯自由弯曲成形。郭训忠等^[26]研究了芯棒结构、伸出长度和芯球数量等几何参数对管材自由弯曲成形的影响,但未涉及起皱方面的研究。程旋^[27]详细研究了关键参数对矩形管自由弯曲成形中壁厚分布、收缩率及弯曲半径的影响,但对起皱只作了简单概述。Yang等^[28]建立了方管自由弯曲仿真模型并分析了内侧壁厚分布,但也未详细研究起皱缺陷。

综上所述,迫切需要进行管材自由弯曲成形起皱预测的理论和有限元仿真研究,以便为实际生产提供指导。针对目前薄壁金属管材自由弯曲成形中易发生起皱缺陷,导致管材成形极限低且难以预测的难题,本文开展了对AA5052铝合金管材自由弯曲成形起皱缺陷的理论预测和有限元仿真预测,以探究起皱形成的原因。本研究对于理解自由弯曲成形中失稳起皱行为及提高制造过程中的控制水平具有重要意义。

1 理论模型的建立

1.1 自由弯曲成形原理

管材自由弯曲成形机构主要由轴承、球形弯曲模、导向机构及送料机构组成,如图1所示。在管材弯曲成形过程中,球形弯曲模在轴承的带动下发生偏转,对管材施加弯曲力。同时,管材在送料机构的作用下沿管材轴向进给。在球形弯曲模和送料机构的共同作用下,管材受到力矩 M (式(1))作用,从而发生弯曲变形。其中, A 为球形弯曲模中心点到送料机构前端的水平距离,即管材变形区长度; U 为球形弯曲模偏离其初始位置竖直方向的位移,反映管材变形程度的大小; P_0 和 P_L 分别为弯曲模对管材的成形力、送料机构对管材的推进力。

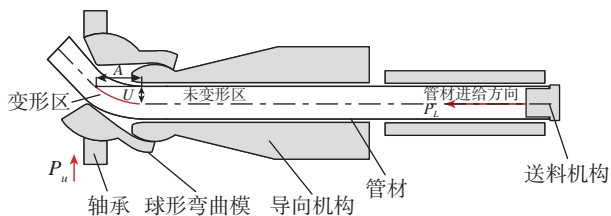


图1 管材自由弯曲成形原理
Fig.1 Principle of free bending forming for tubes

$$M = P_u \times A + P_L \times A \quad (1)$$

在管材自由弯曲成形中,任意一个圆弧的成形须经历多个成形段:直段1 (S_1)、过渡段1 (S_2)、稳定圆弧段 (S_3)、过渡段2 (S_4)及直段2 (S_5),如图2所示。开始成形时,球形弯曲模位于初始位置($U_1=0$)并保持一个较短的成形时间,形成直段1;接着,球形弯曲模从初始位置以一定速度偏移 to 预定位置,期间形成过渡段1;球形弯曲模在预定位置(U_3)并保持一定时间,进而形成稳定圆弧段;然后,球形弯曲模以一定速度回到初始位置,期间形成过渡段2;最后,球形弯曲模在初始位置($U_5=0$)保持一个较短的成形时间,形成末尾直段2,最终实现整个圆弧段的成形。在成形过程中,球形弯曲模的运动轨迹是完全对称的。另外,由于在成形某一完整的圆弧过程中,必须经历两个过渡段(S_2 与 S_4),且两个过渡段均形成连续变曲率的非标准弧段,因此自由弯曲成形的某一稳定圆弧必然包括首尾的非稳定弧段。

1.2 自由弯曲成形管材失稳起皱力学模型建立

1.2.1 管材起皱所需最小内能

本文所采用的管材为外径 30 mm、壁厚 1 mm 的 AA5052 铝合金管,在自由弯曲成形过程中,AA5052 铝合金管的变形可视作圆柱体薄壳在外力作用下的变形行为。取管材切向 $0 \sim \theta$ 及周向 $0 \sim \pi/2$ 范围内的薄壳为研究对象,如图3所示。图3(a)为管材自由弯曲成形总体力学分析及参数,其中, θ_1 为管材正在发生塑性变形的区域, $0 \sim \theta_1$ 为管材弯曲成形过渡圆弧区, $\theta_1 \sim \theta$ 为管材弯曲成形稳定圆弧区, $A_0 \sim A_0$ 为管材截面视图符号, R_e 为管材应变中性层的半径, R_0 为管材理想中性层的半径, φ 为管材的弯曲模方向, ρ 为管材弯曲内侧的弯曲半径, r_0 为管材半径;图3(b)为变形区管材的受力情况,其中, $\sigma_{\theta 1}$ 和 $\sigma_{\theta 0}$ 分别为管材截面上弯曲内侧的轴向压应力和管材截面上弯曲外侧的轴向拉应力;图3(c)为变形区管材弯曲内侧某一薄壳微元放大后的几何参数示意,其中, R_1 和 R_2 分别为薄壳中面轴向弯曲半径和径向弯曲半径, α 为薄壳轴向坐标参数, β 为薄壳径向坐标参数。

在图3(a)中以 O_1 为原点的直角坐标系 XO_1Y 下,

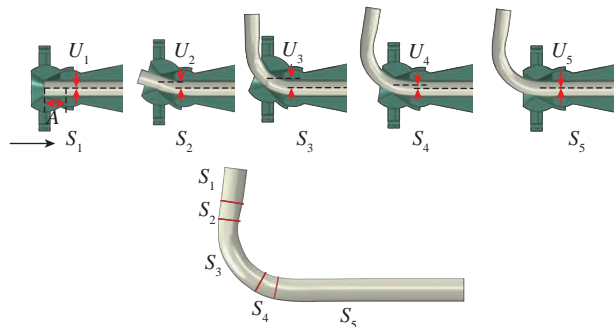


图2 管材自由弯曲成形过程
Fig.2 Process of free bending forming for tubes

所研究的管材薄壳上任意一点的几何坐标表示为

$$\begin{aligned} x &= \rho \cos \theta \\ y &= \rho \sin \theta \\ z &= r_0 \cos \varphi \end{aligned} \quad (2)$$

式中, $\rho = R_0 - r_0 \cos \varphi$; XO_1Y 平面位于管材的几何中性平面上。

图3中管材弯曲内侧薄壳微元的坐标参数(α, β)可表示为

$$\begin{aligned} \alpha &= \theta \\ \beta &= \varphi \end{aligned} \quad (3)$$

因此,薄壳微元中面上的拉梅常数 A' 、 B' (曲面第一基本形式参数)表示为

$$\begin{aligned} A' &= \sqrt{\left(\frac{\partial^2 x}{\partial \alpha^2}\right)^2 + \left(\frac{\partial^2 y}{\partial \alpha^2}\right)^2 + \left(\frac{\partial^2 z}{\partial \alpha^2}\right)^2} = \rho \\ B' &= \sqrt{\left(\frac{\partial^2 x}{\partial \beta^2}\right)^2 + \left(\frac{\partial^2 y}{\partial \beta^2}\right)^2 + \left(\frac{\partial^2 z}{\partial \beta^2}\right)^2} = r_0 \end{aligned} \quad (4)$$

由于管材起皱主要与弯曲内侧金属的法向变形有关,因此忽略薄壳 u, v 方向上的变形,从而将 Calladine^[29] 提出的薄壳几何方程简化为

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{w}{R_1} \\ \varepsilon_2 &= \frac{w}{R_2} \\ \kappa_1 &= -\frac{1}{R_1^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2} - \frac{\sin \varphi}{R_1 R_2} \frac{\partial w}{\partial \varphi} - \frac{w}{R_1^2} \\ \kappa_2 &= -\frac{1}{R_2^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \varphi^2} - \frac{w}{R_2^2} \\ \chi &= -\frac{1}{R_1 R_2} \frac{\partial^2 w}{\partial \theta \partial \varphi} + \frac{\sin \varphi}{R_1^2} \frac{\partial w}{\partial \theta} \end{aligned} \quad (5)$$

式中, $R_1 = \rho$, $R_2 = r_0$; $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ 分别为薄壳最大主应力、中间主应力; w 为 $u-v-w$ 坐标系下 w 向的变形; κ_1, κ_2, χ

为变形系数。

图4为管材成形起皱试验及理论参数分析。为了简化计算,假设过渡段1和2均为稳定圆弧段的一部分。当管材弯曲半径为 R_{cr} ,弯曲角度达到 θ_1 时,管材内侧材料在压应力作用下发生失稳起皱,建立如图4(b)所示的管材弯曲内侧起皱模型,其中 θ_0 表示管材刚开始发生起皱时的弯曲圆心角。

于是,管材弯曲内侧薄壳微元法向位移的边界条件可表示为

$$\begin{cases} w = 0 \\ \frac{\partial w}{\partial \theta} = 0, \theta = \theta_0, \theta_1 \end{cases} \quad (6)$$

通过观察大量自由弯曲成形试验,发现管材弯曲内侧的起皱波遵循以下规律:初始起皱为较小的波纹,逐

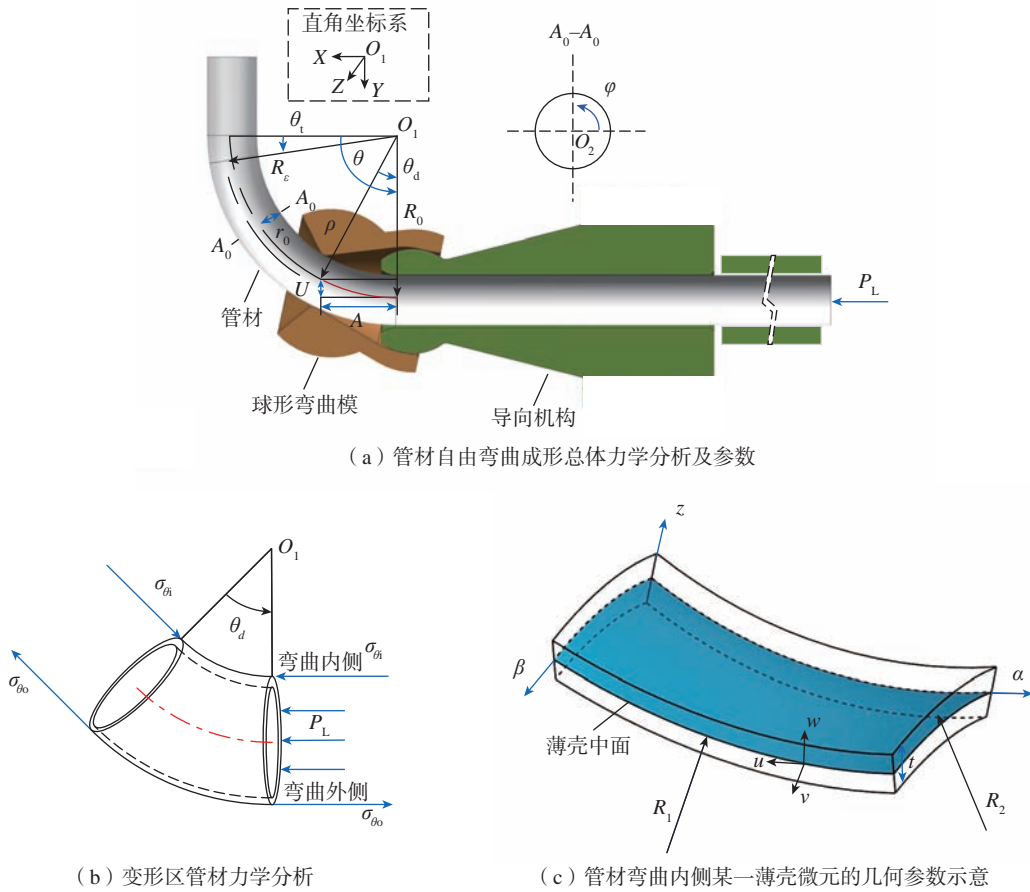


图3 管材自由弯曲成形起皱理论分析示意图

Fig.3 Schematic diagram of theoretical analysis of wrinkling in free bending forming for tubes

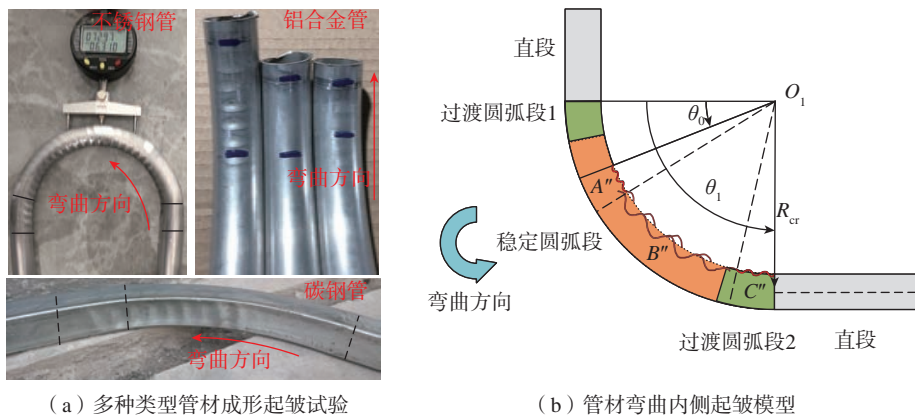


图4 管材成形起皱试验及理论参数分析

Fig.4 Experiment and theoretical parameter analysis for wrinkling in tube forming

渐增大至一定幅值,然后稳定保持在一定区域,最后波纹慢慢衰减至肉眼无法观测。因此,可以大致将管材弯曲内侧起皱分为A"、B"、C"3个区域,见图4(b)。起皱波在区域A"和C"分别逐渐增大和减小;在区域B"中稳定于最大幅值。假设发生起皱时,管材弯曲内侧切向有 m 个起皱半波,则在自由弯曲成形过程中,管材弯曲内侧起皱波的波函数(即管材弯曲内侧薄壳微元 w 向的位移函数)可表示为

$$w_n = f_w \sin(2\pi m\theta/(\theta_1 - \theta_0)) \sin(\pi\theta/(\theta_1 - \theta_0)) \quad (7)$$

式中, $\theta_0 \leq \theta \leq \theta_1$; f_w 为起皱波的幅值; m 为起皱波的半波数。

另外,管材发生起皱时,弯曲内侧材料的切向位移可以表示为

$$\Delta l_\theta = \int_0^{\theta_1 - \theta_0} \sqrt{\rho^2 + \left(\frac{\partial w_n}{\partial \theta}\right)^2} - \rho d\theta \quad (8)$$

采用积分方法求解式(8),管材弯曲内侧材料的切向位移可进一步表示为

$$\Delta l_\theta = (R_0 - \rho)(\theta_1 - \theta_0) \quad (9)$$

因此,起皱波函数的幅值 f_w 表示为

$$f_w = \frac{\sqrt{r_0 R_0} (\theta_1 - \theta_0)}{\pi m} \sqrt{\frac{\rho \cos \varphi}{R_0}} \quad (10)$$

从而,式(7)可以表示为

$$w_n = \frac{\sqrt{r_0 R_0} (\theta_1 - \theta_0)}{\pi m} \sqrt{\frac{\rho \cos \varphi}{R_0}} [\sin(2\pi m\theta/(\theta_1 - \theta_0)) \sin(\pi\theta/(\theta_1 - \theta_0))] \quad (11)$$

根据式(4)和Wang等^[12]提出的薄壳应变能方程,则在自由弯曲成形过程中管材弯曲内侧起皱变形能 U_w 可以表示为

$$U_w = \frac{1}{2} \iint \frac{tE_s}{1-\nu^2} \left(\frac{w_n^2}{\rho^2} + \frac{w_n^2}{r_0^2} + 2\nu \frac{w_n^2}{\rho r_0} \right) \rho r_0 d\theta d\varphi + \frac{1}{24} \iint \frac{t^3 E_r}{1-\nu^2} \left[\left(\frac{1}{r_0^2} \frac{\partial^2 w_n}{\partial \varphi^2} + \frac{w_n}{r_0^2} \right)^2 + \left(\frac{1}{\rho^2} \frac{\partial^2 w_n}{\partial \theta^2} + \frac{\sin \varphi}{\rho r_0} \frac{\partial w_n}{\partial \varphi} + \frac{w_n}{\rho^2} \right)^2 + 2\nu \left(\frac{1}{r_0^2} \frac{\partial^2 w_n}{\partial \varphi^2} + \frac{w_n}{r_0^2} \right) \left(\frac{1}{\rho^2} \frac{\partial^2 w_n}{\partial \theta^2} + \frac{\sin \varphi}{\rho r_0} \frac{\partial w_n}{\partial \varphi} + \frac{w_n}{\rho^2} \right) + 2(1-\nu) \left(\frac{1}{\rho r_0} \frac{\partial^2 w_n}{\partial \theta \partial \varphi} - \frac{\sin \varphi}{\rho^2} \frac{\partial w_n}{\partial \theta} \right) \right] \rho r_0 d\theta d\varphi \quad (12)$$

式中, E_r 为缩减弹性模量, $E_r = 4EE_t / (\sqrt{E} + \sqrt{E_t})^2$, E 为弹性模量, E_t 为切向弹性模量, $E_t = d\bar{\sigma} / d\bar{\varepsilon}$; E_s 正切弹性模量, $E_s = \bar{\sigma} / \bar{\varepsilon}$; t 为管材变形持续的时间; ν 为管材的推进速度。

将式(11)代入式(12),当 $\frac{\partial U}{\partial m} = 0$ 时,可求得自由

弯曲成形中变形区管材弯曲内侧起皱所需的最小能量(U_{wmin})。

1.2.2 管材起皱所需的外力功

将变形区管材作为研究对象,自由弯曲成形过程中管材的受力情况和基本几何参数见图3(b)。为了简化计算,提出以下假设。

(1)在自由弯曲成形过程中,管材截面形状始终保持和管材的弯曲平面相垂直;此外,管材处于平面应变状态。因此,得到计算式如下。

$$\varepsilon_\varphi = 0 \quad (13)$$

$$\bar{\sigma} = \frac{\sqrt{3}}{2} |\sigma_\theta - \sigma_\rho| \quad (14)$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2}{3} |\varepsilon_\theta| \quad (15)$$

(2)管材自由弯曲变形遵守体积不可压缩理论,即

$$\varepsilon_\rho + \varepsilon_\theta + \varepsilon_\varphi = 0 \quad (16)$$

(3)弯曲后管材应变中性层不发生偏移,应变中性层弯曲半径为

$$R_\varepsilon = R_0 \quad (17)$$

(4) σ_θ 、 σ_ρ 、 σ_φ 分别为切向、径向和周向3个方向的主应力。

(5) ε_θ 、 ε_ρ 、 ε_φ 分别为切向、径向和周向3个方向的主应变,因此变形后管材切向应变可以表示为

$$\varepsilon_\theta = \ln \left(\frac{\rho}{R_\varepsilon} \right) \quad (18)$$

(6)AA5052铝合金管材的材料本构方程符合下式。

$$\sigma = \begin{cases} E\varepsilon & (\varepsilon \leq \varepsilon_s) \\ K\varepsilon^n & (\varepsilon \geq \varepsilon_s) \end{cases} \quad (19)$$

式中, E 为弹性模型; ε 为管材的应变; ε_s 为管材弹性变形阶段下的最大应变; K 为非线性变形阶段的变形系数; n 为应力变化指数。

根据假设(4),管材自由弯曲成形过程中应力平衡微分方程可以表示为

$$\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_\theta}{\rho} = 0 \quad (20)$$

基于Hencky应力-应变关系和假设(1),管材成形中所受周向应力可表示为

$$\sigma_\varphi = \frac{\sigma_\theta + \sigma_\rho}{2} \quad (21)$$

根据假设(1)和(6),并考虑管材自由弯曲成形过程中所受来自送料机构的附加推应力(σ_t),得到

$$\sigma_{\theta} - \sigma_{\rho} = \left[\left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{1+n} K \left(\pm \ln \frac{\rho}{R_{\varepsilon}} \right)^n + \frac{2}{\sqrt{3}} \alpha_L \right] \quad (22)$$

其中,当 $\rho > R_{\varepsilon}$,式(22)取正值; $\rho < R_{\varepsilon}$,取负值。

将式(22)代入式(20),则管材成形中所受径向应力为

$$\sigma_{\rho} = \pm \left[\left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{1+n} \left(\frac{K}{1+n} \right) \left(\pm \ln \frac{\rho}{R_{\varepsilon}} \right)^{1+n} + \frac{2}{\sqrt{3}} \alpha_L \ln \rho \right] + C_0 \quad (23)$$

式中, C_0 为积分常数。

因为,当 $\rho = R_0 - r_0$, $\sigma_{\rho} = 0$; 所以,自由弯曲成形过程中管材弯曲内侧金属所受径向应力可表示为

$$\sigma_{\rho i} = - \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{1+n} \left(\frac{K}{1+n} \right) \left[\left(- \ln \frac{\rho}{R_{\varepsilon}} \right)^{1+n} - \left(- \ln \frac{R_0 - r_0}{R_{\varepsilon}} \right)^{1+n} \right] - \frac{2}{\sqrt{3}} \alpha_L \ln \frac{\rho}{R_0 - r_0} \quad (24)$$

将式(24)代入式(22),则自由弯曲成形过程中管材弯曲内侧金属所受切向应力可表示为

$$\sigma_{\theta i} = - \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^{1+n} K \left\{ \frac{1}{1+n} \left[\left(- \ln \frac{\rho}{R_{\varepsilon}} \right)^{1+n} - \left(- \ln \frac{R_0 - r_0}{R_{\varepsilon}} \right)^{1+n} \right] + \left(- \ln \frac{\rho}{R_{\varepsilon}} \right)^n \right\} - \frac{2}{\sqrt{3}} \alpha_L \left(\ln \frac{\rho}{R_0 - r_0} + 1 \right) \quad (25)$$

因此,在自由弯曲成形过程中,变形区管材起皱所需外力功可表示为

$$W_{\text{ex}} = t_0 \int_0^{\pi/2} |\sigma_{\theta i}| \Delta l_{\theta} r_0 d\theta \quad (26)$$

式中, t_0 为管材起皱的时间。

结合式(9)和 $\rho = R_0 - r_0 \cos \varphi$,式(26)可以表示为

$$W_{\text{ex}} = t_0 \int_0^{\pi/2} |\sigma_{\theta i}| \Delta l_{\theta} r_0 d\theta = t_0 \int_0^{\pi/2} |\sigma_{\theta i}| r_0^2 (\theta_1 - \theta_0) \cos \theta d\theta \quad (27)$$

管材发生起皱的临界弯曲半径为

$$\frac{1}{R_{\text{cr}}} = \frac{K_{\text{cr}} U_{\text{wmin}}}{W_{\text{ex}}} \quad (28)$$

式中, K_{cr} 为常数表达式。

由式(27)和(28)可知,外力功 W_{ex} 随管材弯曲内侧所受切向压应力 $\sigma_{\theta i}$ 的增大而增大。而来自送料机构的轴向附加推应力 σ_L 是 $\sigma_{\theta i}$ 的重要组成部分,因此自由

弯曲成形中管材所受的轴向附加推应力使得管材发生起皱的临界弯曲半径 R_{cr} 增大,导致以起皱为判据的管材成形极限降低。换言之,在轴向附加推应力的作用下,管材产生的初始几何微缺陷将是影响起皱的重要原因。

1.2.3 管材弯曲成形起皱的缺陷敏感度分析

在自由弯曲成形过程中,管材受到轴向压缩、弯曲、扭曲等复杂应力的作用,难以通过理论方法对该状态下的管材起皱行为进行力学解析。基于上述分析可知,在自由弯曲成形过程中,管材主要受到轴向附加推应力的作用,因此可以将复杂应力状态下的管材简化为轴向受压的应力状态,如图5所示,其中 P_{cr} 为带有初始几何微缺陷的管材在轴向受压下发生起皱的临界载荷。基于薄壳理论,分别解析理想管材和带有初始几何微缺陷的管材在轴向受压时发生起皱的临界载荷。

根据 Karman-Donnell 薄壁壳大挠度平衡方程^[30-31],理想管材轴向受压条件下发生起皱的临界载荷 P_{cl} 可表示为

$$P_{\text{cl}} = \frac{2\pi E t_0^2}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} \quad (29)$$

假设管材的初始几何微缺陷波函数为

$$w_0 = \zeta t_0 \cos \left(\frac{m'x}{r_0} \right) \quad (30)$$

式中, ζ 为初始几何微缺陷的比例因子; m' 为起皱波的波数, t_0 为管材的原始壁厚。

因此,考虑初始几何微缺陷的 Karman-Donnell 方程表示为

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2P \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + w = -2P \frac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} \quad (31)$$

将理想管材和带有初始几何微缺陷的管材在轴向

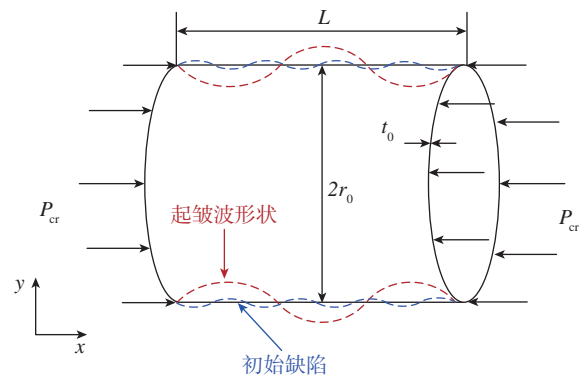


图5 轴向受压状态管材起皱的敏感度分析
Fig.5 Sensitivity analysis of wrinkling in tubes under axial compression

受压下发生起皱的临界载荷 (P_{cl} , P_{cr}) 的比值设为 ρ_s , $\rho_s = P_{cr}/P_{cl}$ 为变量, 并将式 (30) 代入式 (31), 可以得到无量纲常数 ρ_s 与 ζ 的关系式如下^[32-33]。

$$G(\rho_s) = \frac{(1-\rho_s)^2}{\rho_s} = \frac{3\sqrt{3}(1-\nu^2)|\zeta| |\psi_1(m) - \psi_2(m)|}{l |\psi_3(m)|}$$

其中,

$$\psi_1(m) = \frac{r_0}{m} \left(\frac{r_0}{2m} \right) \cos \left(\frac{ml}{r_0} \right) \sin \frac{l}{2}$$

$$\psi_2(m) = \frac{r_0}{m} \sin \left(\frac{ml}{r_0} \right) \cos \frac{l}{2} \quad (32)$$

$$\psi_3(m) = \left(\frac{r_0}{2m} \right)^2 - 1$$

$$l = L \left[\frac{12(1-\nu^2)}{r_0^2 t_0^2} \right]^{1/4}$$

式中, L 为管材长度。

根据式(32)可知, 当 ζ 较小时, ρ_s 值显著降低。考虑到管材在自由弯曲成形过程中受到的较大轴向压力, 可知较小的初始几何微缺陷将显著降低管材的成形极限。因此, 相对于其他弯曲成形技术, 管材自由弯曲成形中起皱缺陷的产生对于初始几何微缺陷更加敏感。为了更加精确地实现管材自由弯曲成形起皱预测有限元仿真模型的构建, 有必要考虑初始几何微缺陷带来的影响。

2 自由弯曲成形起皱预测有限元模型的建立

2.1 材料力学性能测试

采用挤压工艺制成的 AA5052 铝合金无缝管作为研究对象, 管材外径为 30 mm, 壁厚为 1 mm, 属于中口径薄壁管。根据 GB/T228.1—2010, 采用管段标准纵向弧形拉伸试样, 具体尺寸如图 6 (a) 所示。使用 CMT6103/100 KN 万能拉伸试验机进行 3 次管材轴向单拉试验, 在试验过程中, 采用 25 mm 量程的标准引伸计测量金属的应变值, 试样拉伸速率设为 1 mm/min, 获得管材轴向真实应力-应变曲线如图 6 (b) 所示。通过数据拟合得到管材的轴向基本力学参数, 如表 1 所示。AA5052 铝合金管材轴向材料的本构方程如式 (33) 所示。

$$\sigma = \begin{cases} 61300\varepsilon & (\varepsilon \leq 0.0015) \\ 416.41\varepsilon^{0.29} & (\varepsilon > 0.0015) \end{cases} \quad (33)$$

2.2 有限元模型建立

2.2.1 初始几何微缺陷模型建立

为了获得管材的初始几何微缺陷, 基于 ABAQUS/Buckle, 建立了管材纯弯曲条件下的线性特征屈曲分析有限元模型, 采用 Subspace eigensolver 求解器算法进行

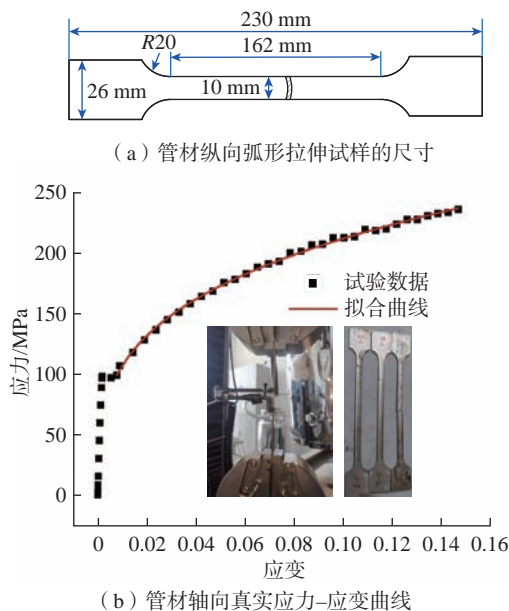


图 6 AA5052 铝合金管材纵向弧形拉伸试样及轴向真实应力-应变曲线

Fig.6 Longitudinal arc tensile specimen and axial true stress-strain curve of AA5052 aluminum alloy tube

表 1 AA5052 铝合金管材的轴向基本力学参数
Table 1 Basic axial mechanical parameters of AA5052 aluminum alloy tube

E/GPa	σ_s/MPa	K	n	ε_s	R^2
61.3	89.6	416.41	0.29	0.0015	0.9983

线性屈曲计算, 得到管材纯弯曲条件下 1~5 阶的线性屈曲模态仿真分析结果, 如图 7 所示。可知, 第 1、4、5 阶模态的屈曲位于管材弯曲内侧, 符合在弯曲内侧引入初始微缺陷的要求。其中, 第 1 阶模态的屈曲形状较为接近真实的几何缺陷。因此, 最终选择第 1 阶屈曲模态作为管材的初始几何微缺陷。

通过观察管材第 1 阶屈曲模态形状, 发现该初始几何微缺陷为衰减模型, 中心处缺陷幅值最大, 两端缺陷幅值逐渐减小。引入的初始几何微缺陷二维形状可用式 (34)^[19] 进行描述。

$$w = \tau D (\sin(\pi z/L) \cdot \sin(\pi z/m'')) \quad (34)$$

式中, τ 为缩放系数; D 为管材外径; z 为管材纵向坐标; m'' 为波长。在此模拟中, τ 取 0.001, m'' 取 10。

2.2.2 初始几何微缺陷下的管材有限元模型

Implicit 算法适用于一些大变形问题, 求解过程中, 时间有量纲。管材自由弯曲成形属于大变形非线性问题, 且在后续分析中时间是必要的变量, 因此本文采用 Implicit 算法平台, 建立 AA5052 铝合金管材自由弯曲成形的有限元仿真模型, 将上述初始几何微缺陷嵌入所

建立的模型中,建立带有初始几何微缺陷的有限元模型并进行网格划分,如图 8 所示。各部件的网格划分具体参数、边界条件设置如表 2 所示。

3 管材自由弯曲成形起皱试验

基于南京航空航天大学开发的管材数控三维自由弯曲成形设备 NUAA-G30 (图 9 (a))开展相应试验,测量仪器主要是关节臂式三维激光测量仪(图 9 (b)),

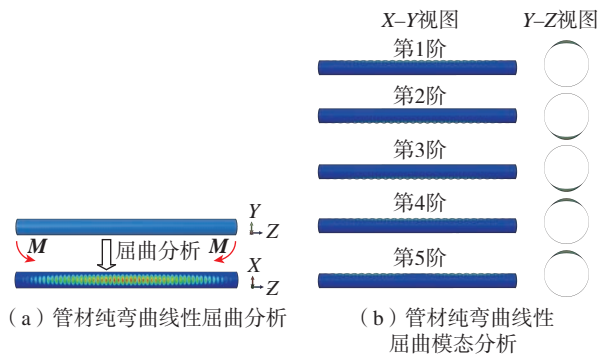


图 7 管材纯弯曲线性屈曲模态仿真分析
Fig.7 Linear buckling modal simulation analysis of pure bending for tubes

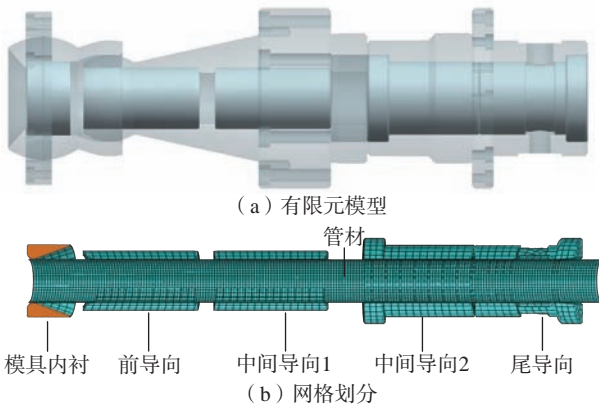


图 8 带有初始几何微缺陷的有限元模型及网格划分
Fig.8 Finite element model with initial geometric micro-defects and its meshing

用于测量相应的轴线曲率半径。成形设备的加工性能参数如表 3 所示。

3.1 与理想有限元模型下的临界偏心距对比

在前期预试验中发现,偏心距 U 小于 13.5 mm 时管材无明显起皱缺陷, U 大于 14.5 mm 时管材开始出现明显起皱现象,因此设置弯曲模偏心距 U 为 13.5 mm、14.0 mm、14.5 mm,分别开展 AA5052 铝合金管材的平面单向弯曲成形试验及理想有限元模型下的仿真试验,以获得管材自由弯曲成形时发生起皱的临界弯曲半径值,试验结果如图 10 所示,仿真结果如图 11 所示。

对比试验结果和仿真结果发现,当偏心距 U 为 13.5 mm 时,管材弯曲内侧无明显缺陷;当偏心距 U 为 14.0 mm 时,管材弯曲内侧出现局部金属失稳起皱现象;当偏心距 U 为 14.5 mm 时,管材弯曲内侧起皱变得更加严重,且起皱发生的初始位置前移,与试验所得规律一致。当偏心距 U 为 14.0 mm 时,对于管材发生起皱的初始位置,试验与模拟结果存在略微偏差,模拟结果中的初始起皱位置比试验结果稍微提前。当偏心距 U 为 14.5 mm 时,模拟所得管材发生起皱的初始位置相较于 U 为 14 mm 时更加靠前(图 11 (b)和(c)中红色圆圈处)。然而,此时理想模型所预测的管材弯曲内侧起皱初始发生位置与试验结果存在较大偏差。

综上,本文所建立的理想管材自由弯曲成形起皱仿真预测模型能够较为准确地预测管材发生起皱的临界值,能够相对准确预测出临界情况下管材的起皱初始发生位置,但无法预测管材自由弯曲成形起皱的发展。

3.2 与缺陷有限元模型下的初始位置及起皱形状对比

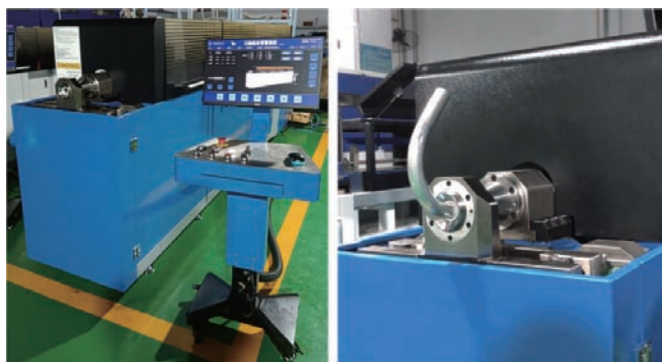
基于所建立的有限元模型,进行带有初始缺陷的管材自由弯曲成形仿真分析,分别得到弯曲模偏心距 U 为 14.0 mm 和 14.5 mm 下的管材弯曲成形模拟结果,并与相应试验结果进行对比,结果如图 12 所示。

由图 12 可知,当 U 为 14.0 mm 时,管材发生起皱的初始位置与理想模型模拟所得结果(图 11 (a))近似。然而,当 U 为 14.5 mm 时,相对于理想模型所得结果,

表 2 各部件的网格划分模式和边界条件设置

Table 2 Meshing pattern and boundary condition settings for components

部件名称	网格类型	网格大小	固定方式	x 向速度	y 向速度	z 向速度	摩擦系数
管材	S4R	2	自由	—	—	10 mm/s	0.1
模具内衬	C3D8R	5	绕 x 轴旋转	0.044 rad/s	—	—	0.1
前导向	R3D4	5	固定	—	—	—	0.1
中间导向 1	R3D4	5	固定	—	—	—	0.1
中间导向 2	R3D4	5	固定	—	—	—	0.1
尾导向	R3D4	5	固定	—	—	—	0.1



(a) 管材数控三维自由弯曲成形设备



(b) 三维激光测量仪

图9 试验设备

Fig.9 Experimental equipment

表3 成形设备的加工性能参数

Table 3 Processing performance parameters of the forming equipment

成形外径/mm	壁厚/mm	加工长度/mm	定位精度/mm	轴向进给速度/(mm/s)	弯曲模速度/(mm/s)
6~32	1~2	2700	±0.05	200	20

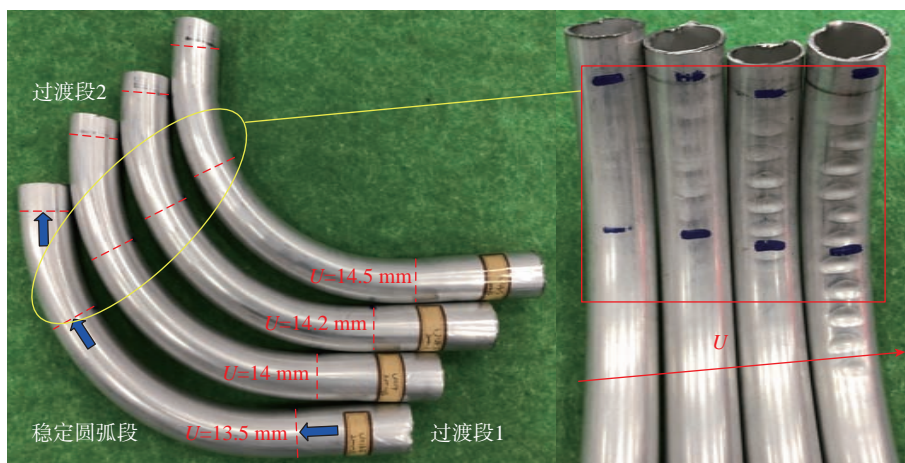


图10 不同弯曲模偏心距的管材自由弯曲成形试验

Fig.10 Free bending experiments of tubes under different eccentric distances for bending modes

管材发生起皱的位置明显提前,大概位于管材弯曲内侧稳定圆弧段开始的位置,这与试验所得结果(图12(b)右侧)更加吻合。因此,考虑初始几何微缺陷的仿真模型可以更准确地预测不同变形程度下管材自由弯曲成形起皱的初始发生位置。

另外,在起皱波的形状方面,考虑初始几何微缺陷的模型预测结果也更符合实际试验结果。相对于理想模型,考虑初始几何微缺陷模型模拟所得的管材,在弯曲内侧起皱区具有多条连续的起皱波,与实际起皱波的形状更加贴近。为了清晰地反映成形后管材起皱的形状,在不同偏心距下(U 为14.0 mm、14.5 mm),分别提取理想模型和缺陷模型模拟所得管材弯曲内侧壁厚分

布数据,并进行对比分析,如图13所示。可知,在直段和过渡段中,两种模型的管材内侧壁厚分布数据基本重合。但是在稳定圆弧段,两种模型所得壁厚数据有较大的差别。在管材稳定圆弧段,发生起皱前两种模型管材的壁厚数值变化趋势大致相同,趋于一个定值;然后,在某一位置壁厚数据开始发生明显波动,预示起皱在该处发生;起皱波的幅度从一个很小的值逐渐增大然后衰减至0。根据图13可知,相比于理想模型,缺陷模型结果中壁厚波动发生得更早,这也表明缺陷模型预测的管材弯曲内侧起皱缺陷初始发生位置相对更靠前;并且这种现象随着管材弯曲变形程度的增大愈发明显。当偏心距 U 为14.5 mm时,缺陷模型所得弯管在弯曲内侧距

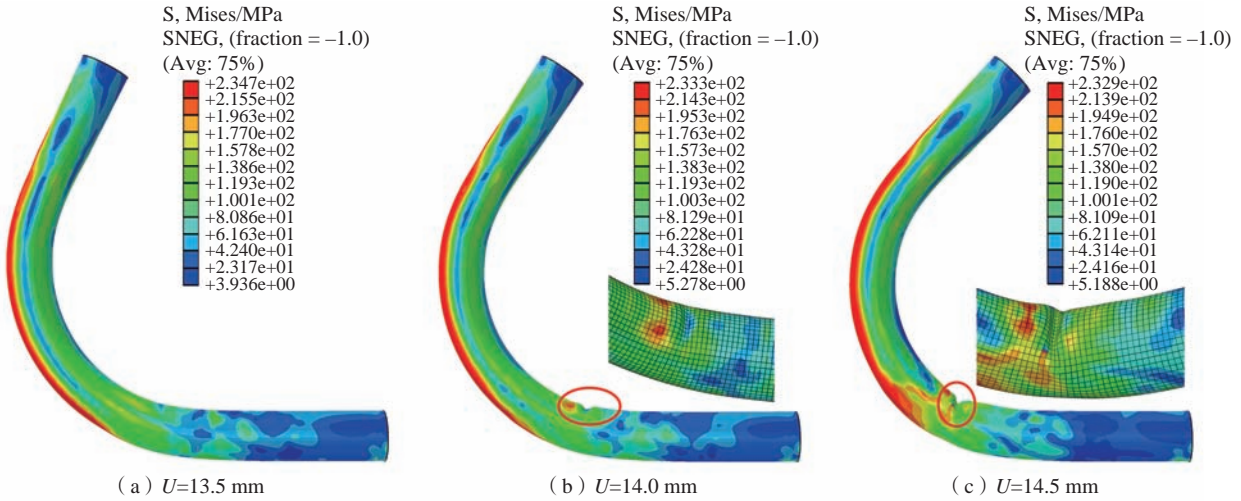


图 11 不同弯曲模偏心距的模拟结果

Fig.11 Simulation results under different eccentric distances for bending modes

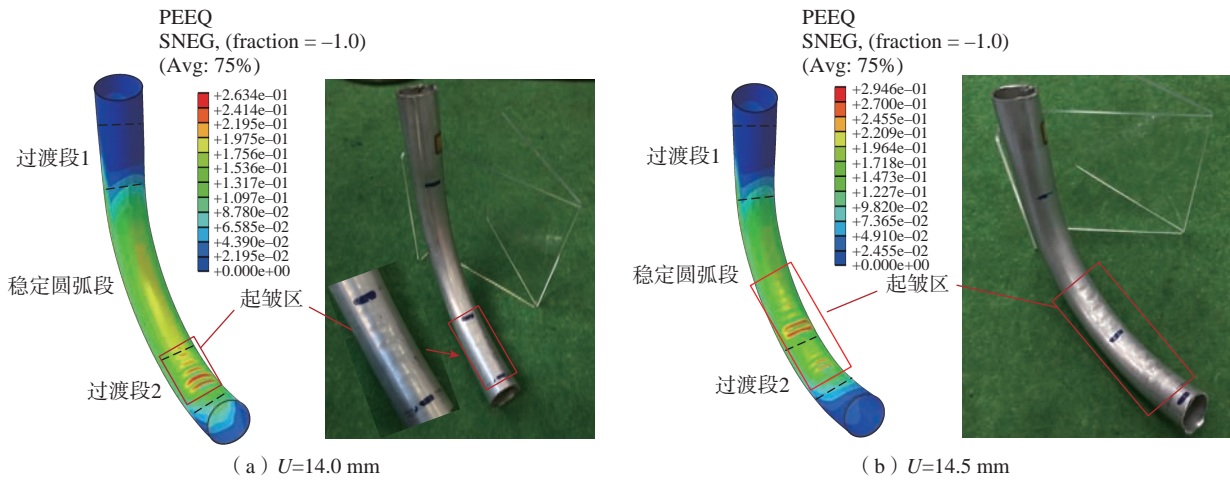


图 12 不同偏心距下带有初始几何微缺陷的管材自由弯曲成形模拟与试验对比

Fig.12 Comparison between simulation and experimental results for free bending forming of tubes with initial geometric micro-defects under different eccentric distances

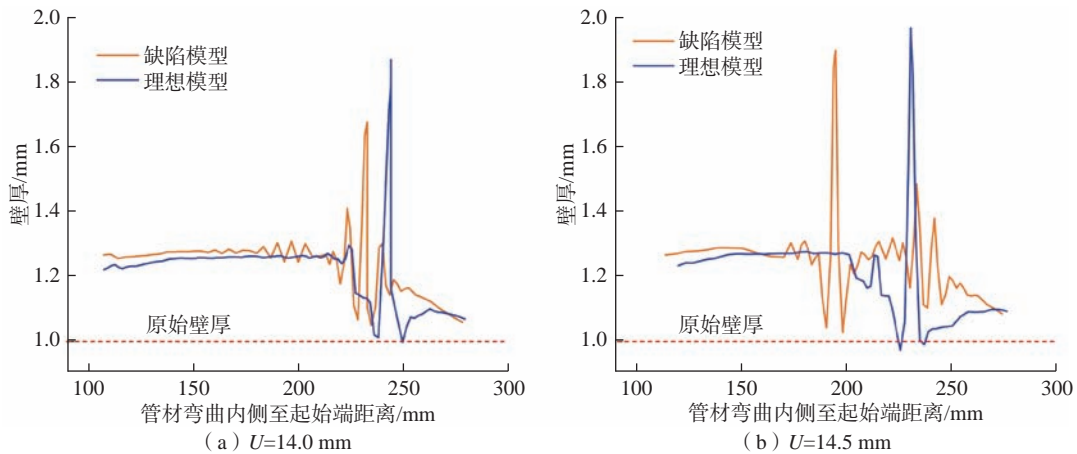


图 13 理想模型和缺陷模型所得管材弯曲内侧稳定圆弧段壁厚分布对比

Fig.13 Comparison of wall thickness distribution of stable arc segments on the inner side of bent tubes between ideal and defect models

起始端位置约 160 mm 处,壁厚开始发生波动,而理想模型的波动起始点大致位于 200 mm 处。这主要是因为,初始几何微缺陷的引入削弱了管材抵抗失稳起皱的能力。在缺陷模型结果中可观察到多个壁厚波动周期,而理想模型中只有 1~2 个波动周期。因此,实际的管材自由弯曲成形更接近于所建的缺陷模型。在实际生产中,通过提高管材制造工艺水平来减少管坯初始几何微缺陷,对于提高管材自由弯曲成形极限十分重要。

综合考虑由壁厚分布所反映的管材弯曲内侧起皱情况可知,基于 ABAQUS/Implicit 算法所建立的考虑初始几何微缺陷的仿真模型能够更好地预测管材自由弯曲成形过程中起皱的发生和发展。

4 结论

本文针对航空航天飞行器所使用的 AA5052 铝合金薄壁管材,从管材失稳起皱的力学建模、有限元仿真建模、自由弯曲成形试验验证 3 个方面研究了管材自由弯曲成形失稳起皱的规律,具体结论如下。

(1)建立了管材无芯自由弯曲成形起皱理论预测模型,理论分析表明,在成形过程中,由于管材受到较大的轴向附加推应力作用,导致管材发生起皱的临界弯曲半径增大。根据管材轴向压缩理论分析,发现较小的初始几何微缺陷将显著降低管材发生屈曲的临界轴向载荷。考虑到自由弯曲成形中轴向附加推应力对管材所受合力的影响,自由弯曲成形工艺更容易产生起皱缺陷,限制了其弯曲成形极限。

(2)基于 ABAQUS/Implicit 算法建立的不考虑管材初始几何微缺陷的理想有限元预测模型,能够较好地预测管材弯曲成形的几何形状尺寸、临界起皱发生的位置及临界起皱半径。然而,该模型无法准确预测管材自由弯曲成形起皱的几何形状和发展趋势。引入初始几何微缺陷的起皱有限元预测模型则可以更好地预测管材自由弯曲成形起皱的初始位置和起皱发展趋势,并通过管材自由弯曲试验验证了该模型。

参考文献

- [1] 李鹏亮,孙宾,张志,等.薄壁小弯曲半径钛合金管材弯曲技术研究[J].航空制造技术,2013,56(16):113-115.
- [2] LI Pengliang, SUN Bin, ZHANG Zhi, et al. Study on bend forming process for titanium alloy tube with thin-walled and small radius[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2013, 56(16): 113-115.
- [3] PAN C, CHENG C, EL-ATY A A, et al. Predicting the wrinkling in AA5052 seamless tubes manufactured by free bending forming technology[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2023, 101: 1065-1079.
- [4] HILL R. A general theory of uniqueness and stability in elastic-plastic solids[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1958, 6(3): 236-249.
- [5] HUTCHINSON J W. Plastic buckling[J]. Advances in Applied Mechanics, 1974, 14: 67-144.
- [6] JU G T, KYRIAKIDES S. Bifurcation and localization instabilities in cylindrical shells under bending—II. Predictions[J]. International Journal of Solids and Structures, 1992, 29(9): 1143-1171.
- [7] PEEK R. Wrinkling of tubes in bending from finite strain three-dimensional continuum theory[J]. International Journal of Solids and Structures, 2002, 39(3): 709-723.
- [8] KIM J B, YOON J W, YANG D Y. Wrinkling initiation and growth in modified Yoshida buckling test: Finite element analysis and experimental comparison[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2000, 42(9): 1683-1714.
- [9] 徐振华,王华,洪荣晶,等.基于自由弯曲技术的管材弯曲回弹预测[J].计算机集成制造系统,2022,29(8):2685-2695.
- [10] XU Zhenhua, WANG Hua, HONG Rongjing, et al. Springback prediction of the tube bending based on free bending technology[J]. Computer Integrated Manufacturing Systems, 2022, 29(8): 2685-2695.
- [11] SENIOR B W. Flange wrinkling in deep-drawing operations[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1956, 4(4): 235-246.
- [12] LI L Y, KETTLE R. Nonlinear bending response and buckling of ring-stiffened cylindrical shells under pure bending[J]. International Journal of Solids and Structures, 2002, 39(3): 765-781.
- [13] PAULSEN F, WELO T, SØVIK O P. A design method for rectangular hollow sections in bending[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2001, 113(1-3): 699-704.
- [14] WANG X, CAO J. On the prediction of side-wall wrinkling in sheet metal forming processes[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2000, 42(12): 2369-2394.
- [15] WANG X F, LEE L H N. Postbifurcation behavior of wrinkles in square metal sheets under Yoshida test[J]. International Journal of Plasticity, 1993, 9(1): 1-19.
- [16] KIM J B, YANG D Y, YOON J W. Bifurcation instability of sheet metal during spring-back[J]. Philosophical Magazine, 2013, 93(15): 1914-1935.
- [17] 张朋飞.海底管道的垂向屈曲研究[D].成都:西南石油大学,2015.
- [18] ZHANG Pengfei. Study on vertical buckling of submarine pipeline[D]. Chengdu: Southwest Petroleum University, 2015.
- [19] 罗广权,陈伟珍,谢东津.大口径管材小半径弯曲成形仿真分析[J].装备制造技术,2022(3):50-53,106.
- [20] LUO Guangquan, CHEN Weizhen, XIE Dongjin. Simulation analysis of minor-radius bending formation for heavy-caliber tube[J]. Equipment Manufacturing Technology, 2022(3): 50-53, 106.
- [21] NADERI G, MOUSSAVI TORSHIZI S E, DIBAJIAN S H. Experimental-numerical study of wrinkling in rotary-draw bending of Tight Fit Pipes[J]. Thin-Walled Structures, 2023, 183: 110428.
- [22] WONG W, PELLEGRINO S. Wrinkled membranes III: Numerical simulations[J]. Journal of Mechanics of Materials and

Structures, 2006, 1(1): 63–95.

[19] 刘楠. 复杂边界条件下薄壁件塑性成形失稳起皱预测[D]. 西安: 西北工业大学, 2015.

LIU Nan. Prediction of instability and wrinkling of thin-walled parts in plastic forming under complex boundary conditions[D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2015.

[20] LIU N, YANG H, LI H, et al. An imperfection-based perturbation method for plastic wrinkling prediction in tube bending under multi-die constraints[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2015, 98: 178–194.

[21] 刘碧颖. 几何微缺陷耦合各向异性的薄壁钛管塑性成形起皱预测[D]. 西安: 西北工业大学, 2017.

LIU Biying. Prediction of wrinkling in plastic forming of thin-walled titanium tubes coupled with geometric microdefects and anisotropy[D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2017.

[22] SONG H W, XIE W L, ZHANG S H, et al. Granular media filler assisted push bending method of thin-walled tubes with small bending radius[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2021, 198: 106365.

[23] YANG H, YAN J, ZHAN M, et al. 3D numerical study on wrinkling characteristics in NC bending of aluminum alloy thin-walled tubes with large diameters under multi-die constraints[J]. Computational Materials Science, 2009, 45(4): 1052–1067.

[24] CORNELISSEN R, MALJAARS J, HOFMEYER H. Buckling and wrinkling of rectangular hollow sections curved in three-point-roll bending[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2021, 112(7): 2091–2107.

[25] 熊昊. 金属管材无芯自由弯曲成形极限的影响因素研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2019.

XIONG Hao. Study on influencing factors of bending formation limit of core-free metal pipe[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2019.

[26] 郭训忠, 程诚, 郭嘉鑫, 等. 芯棒结构对薄壁管材自由弯曲成形质量的影响[J]. 锻压技术, 2021, 46(4): 127–136.

GUO Xunzhong, CHENG Cheng, GUO Jiabin, et al. Influence of mandrel structure on forming quality in free bending for thin-walled tube[J]. Forging & Stamping Technology, 2021, 46(4): 127–136.

[27] 程旋. 矩形截面空心构件三维自由弯曲成形机理及缺陷调控研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2020.

CHENG Xuan. Study on forming mechanism and defect control of rectangular-section hollow component in three-dimensional free bending[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2020.

[28] YANG Q C, LIU C M, CHENG C, et al. Six-axis free bending and twisting analysis of spiral square tube[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2022, 228: 107459.

[29] CALLADINE C R. The static-geometric analogy in the equations of thin shell structures[J]. Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society, 1977, 82(2): 335–351.

[30] XUE J H, YUAN D, HAN F, et al. An extension of Karman–Donnell's theory for non-shallow, long cylindrical shells undergoing

large deflection[J]. European Journal of Mechanics-A/Solids, 2013, 37: 329–335.

[31] GODOY L A, FLORES F G. Stresses in thin spherical shells with imperfections. Part I: Influence of axisymmetric imperfections[J]. Thin-Walled Structures, 1987, 5(1): 5–20.

[32] ZHANG X C, WU X G, ZHANG D, et al. Axial compressive behaviors of reinforced concrete composite column with precast ultra-high performance concrete (UHPC) jacket[J]. Journal of Building Engineering, 2022, 48: 103956.

[33] 吴香国. 不完整结构屈曲及其可靠性评定方法研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2006.

WU Xiangguo. Study on buckling of incomplete structure and its reliability evaluation method[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2006.

通信作者: 施渊吉, 博士, 副教授, 研究方向为机械加工技术。

(责编 向阳)

(上接第 110 页)

[32] HAMPSHIRE S, POMEROY M J. Grain boundary glasses in silicon nitride: A review of chemistry, properties and crystallisation[J]. Journal of the European Ceramic Society, 2012, 32(9): 1925–1932.

[33] ZHU X, ZHOU Y, HIRAO K, et al. Potential use of only Yb_2O_3 in producing dense Si_3N_4 ceramics with high thermal conductivity by gas pressure sintering[J]. Science and Technology of Advanced Materials, 2010, 11(6): 065001.

[34] KITAYAMA M, HIRAO K, TSUGE A, et al. Thermal conductivity of $\beta\text{-Si}_3\text{N}_4$: II, effect of lattice oxygen[J]. Journal of the American Ceramic Society, 2000, 83(8): 1985–1992.

[35] KITAYAMA M, HIRAO K, TORIYAMA M, et al. Thermal conductivity of $\beta\text{-Si}_3\text{N}_4$: I, effects of various microstructural factors[J]. Journal of the American Ceramic Society, 1999, 82(11): 3105–3112.

[36] FRANCL J, KINGERY W D. Thermal conductivity: IX, experimental investigation of effect of porosity on thermal conductivity[J]. Journal of the American Ceramic Society, 1954, 37(2): 99–107.

通信作者: 黎业华, 博士, 研究方向为高导热氮化硅陶瓷基板的制备及高性能氮化硅陶瓷的 3D 打印。

(责编 向阳)