

超薄不锈钢波纹管液压成形力学分析与工艺研究

陈一哲^{1,2}, 鲁栋¹, 马小瑶¹, 洪峰¹, 赵世龙¹, 王辉^{1,2}, 华林¹

(1. 武汉理工大学 现代汽车零部件技术湖北省重点实验室, 湖北 武汉 430070;

2. 武汉理工大学 湖北隆中实验室, 湖北 襄阳 441000)

摘要: 超薄不锈钢波纹管具有优异的弹性性能, 但超小厚径比、圆角半径等特征导致其成形过程中易发生破裂、屈曲等缺陷, 制约了其在汽车领域的发展与应用。通过理论分析建立了薄壁波纹管在自由胀形、内压力与轴向力共同作用下的力学模型, 发现了不同应力、应变状态下内压力的上下限以及内压力与胀形波高的关系。通过试验与数值模拟相结合的方式, 研究了初胀内压力、整形内压力与加载路径对薄壁波纹管成形质量的影响。采用最优工艺参数, 得到的波纹管平均外径为 $\Phi 70.7$ mm, 误差小于 2%, 验证了力学分析与数值模拟的准确性, 为汽车关键零部件的制备提供了参考。

关键词: 波纹管; 液压成形; 力学模型; 内压力; 加载路径

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2024.07.019

中图分类号: TG394

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2024) 07-0179-11

Mechanics analysis and process research on hydroforming of ultra-thin stainless steel bellows

Chen Yizhe^{1,2}, Lu Dong¹, Ma Xiaoyao¹, Hong Feng¹, Zhao Shilong¹, Wang Hui^{1,2}, Hua Lin¹

(1. Hubei Key Laboratory of Advanced Technology for Automotive Components, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China;

2. Hubei Longzhong Laboratory, Wuhan University of Technology, Xiangyang 441000, China)

Abstract: Ultra-thin stainless steel bellows exhibit exceptional elasticity, however, their inherent low thickness-to-diameter ratio and fillet radius lead to a higher susceptibility to defects such as fractures and buckling, thereby impeding their advancement and widespread adoption within the automotive industry. A mechanical model for thin-walled bellows under the combined action of free bulging, internal pressure and axial force was established through theoretical analysis. And the upper and lower limits of internal pressure, and the relationship between internal pressure and height of bulging wave under different stress and strain states were found. Experimental and numerical simulation were synergistically employed to investigate the influence of initial expansion internal pressure, shaping internal pressure and loading paths on the forming quality of thin-walled bellows. The bellows obtained by the optimal process parameters, with an average outer diameter of $\Phi 70.7$ mm, exhibits an error margin below 2%, validating the accuracy of both the theoretical analysis and numerical simulations, this validation serves as a valuable reference for the fabrication of critical automotive components.

Key words: bellows; hydroforming; mechanical model; internal pressure; loading path

金属波纹管是一种截面具有连续起伏波纹的薄壁管类零件, 具有良好的轴向补偿能力、密封性与吸收能量的特性, 并且具有耐腐蚀, 以及在受热受压环境下性能可靠的优点, 可用于制造膨胀节、截止阀和蓄能器等零件, 被广泛应用于航空航天、汽车制造、船舶机械和核能等各领域^[1-2]。

随着现代工业的快速发展, 机械设备追求精密化、轻量化和可靠性, 对波纹管的尺寸及性能也提出了更高的要求^[3-5]。而液压成形技术通过向管坯内表面施加均匀的压力, 可使波纹管成形壁厚减薄程度适中、无集中应力和表面质量较高。成形过程省去了部分焊接工艺, 得到的波纹管密封性好、可靠性强、生产效率高和综合成形性能较好。因此, 液压成形技术在金属波纹管制备领域得到了越来越广泛的应用。

波纹管在液压成形过程中受力均匀, 可成形得到 U 形、S 形和 Ω 形金属波纹管, 并且成形波纹管性能优良。然而, 对于波形复杂, 尤其是过渡圆角较小、厚径比低至 0.003 的超薄不锈钢波纹管而言,

收稿日期: 2024-06-24; 修订日期: 2024-06-28

基金项目: 中国科协青年人才托举工程 (2021QNRC001); 国家自然科学基金资助项目 (52175360, 52373320)

作者简介: 陈一哲 (1990-), 男, 博士, 教授

E-mail: yzchen@whut.edu.cn

通信作者: 华林 (1962-), 男, 博士, 教授

E-mail: hualin@whut.edu.cn

其具有优异的弹性性能,但管材刚度与所能承受的极限载荷迅速降低,成形过程中极易产生破裂、屈曲与起皱等缺陷。目前,汽车制动系统的蓄能器仍然多采用橡胶材质的波纹管,其成形性能的不稳定性限制了超薄不锈钢波纹管在汽车行业的应用。造成波纹管液压成形缺陷的因素较多,如成形内压力、轴向进给以及模具圆角等,各因素之间相互影响,相互制约,合理匹配各成形工艺参数是保证波纹管成形质量的关键。吕志勇等^[6]针对矩形波纹管液压成形的变形特征,通过数值模拟分析了各工艺参数对成形结果的影响,发现随着过渡圆角半径、内压力与模片间距的增加,成形波高与减薄率相应增加,其中模片间距对成形波高的影响较大。针对不同的加载路径,陈杰^[7]研究了内压线性加载与梯度加载对 X 形多通管件液压成形质量的影响,发现梯度加载优于线性加载,试验结果与数值模拟变化趋势一致。Faraji G 等^[8]通过有限元分析研究了管坯初始长度、内压力、轴向补料量、进给速度、力学性能和材料类型等重要工艺参数对成形壁厚分布、回弹的影响,通过试验验证了分析的准确性。针对薄壁管液压成形中的受力情况,赵长财^[9]依据弹性基础梁与薄壳理论,分析了在内压力与轴向力共同作用下,有限长薄壁管的初始屈服问题,得到了初始屈服力的计算公式,试验结果与理论值吻合较好。Ko M 等^[10]根据塑性理论与薄膜理论,建立了相应的数学模型,用于预测简单液压条件下的成形内压力、轴向力、反作用力和不同阶段的减薄率,并通过试验对理论模型进行了验证^[11]。不过,当波纹管厚径比低至 0.003、圆角半径低至 0.2 mm 时,其变形过程复杂、缺陷控制难度较大,这限制了金属波纹管的进一步应用^[11-13]。

本文探讨了薄壁管在自由胀形、内压力与轴向

力共同作用下的力学特性,分析了不同阶段的初始屈服与塑性变形行为,得到了内压力与轴向力的计算模型、不同应力应变状态下内压力的上下限及内压力与胀形波高的关系。并通过数值模拟对比研究了不同成形内压力和轴向进给配合的条件下,波纹管的波高、壁厚减薄率以及应力应变分布变化,得到了适合超薄不锈钢异形截面波纹管成形的工艺参数。最终通过试验验证了数值模拟结果,制造出了符合要求的超薄不锈钢异形波纹管。明确了波纹管的成形过程、成形特点和成形结果影响因素,为合理调节波纹管成形工艺参数奠定了基础。

1 波纹管液压成形理论分析

波纹管的液压成形过程可以分为两类:(1)仅由内压力作用下的自由胀形,不进行补料,零件的变形量一般均不大;(2)内压力与轴向进给共同作用,轴向压力可以补偿变形区截面壁厚的减薄。分析两种模式下的波纹管液压成形过程,从理论上定性了解工艺参数对成形过程的影响,为合理选择匹配的工艺参数、减少成形缺陷提供理论指导。

1.1 自由胀形

模具无轴向进给,仅由管坯内部的高压液体将模具间管坯胀形出一个波形的几何模型,如图 1 所示^[14]。管坯初始壁厚为 t_0 ,初始半径为 R_0 ;液压成形区域初始长度为 L_0 ;假设波形轮廓为圆弧,其半径为 R ,波形圆弧段对应的圆弧角为 δ 。 σ_θ 和 σ_z 分别为管坯胀形区中间点处微元体的环向和轴向应力; $d\theta$ 和 $d\delta$ 分别为管坯胀形区中间点处微元体的环向和轴向圆弧圆心角; dx 和 dy 分别为管坯胀形区中间点处微元体的环向和轴向圆弧长。

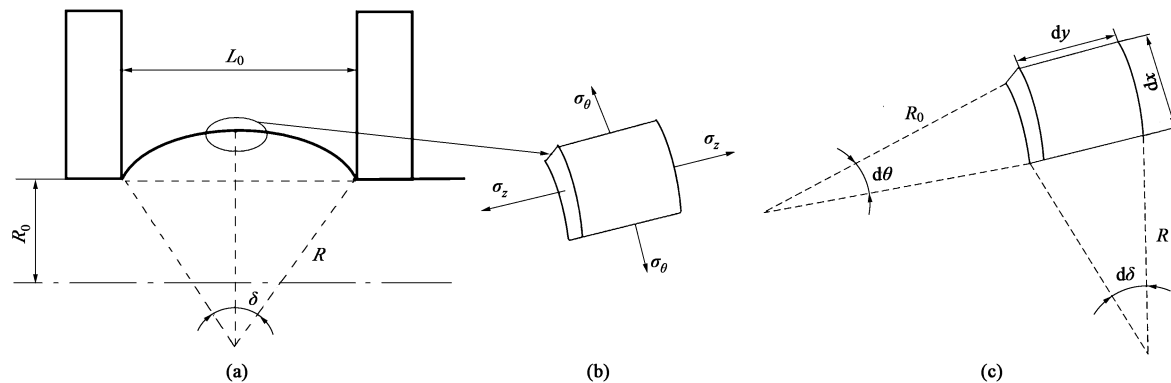


图 1 管坯自由胀形阶段几何模型

(a) 波形轮廓 (b) 波峰处受力 (c) 波峰中点处微元体受力

Fig. 1 Geometric model of tube blank in free bulging stage

(a) Corrugated outline (b) Force at wave crest (c) Force on element body at midpoint of wave crest

根据几何关系有:

$$\frac{L_0}{2} = R \cdot \sin \frac{\delta}{2} \quad (1)$$

波峰处受力情况见图 1b, 波峰处受到双向应力, 根据米塞斯屈服准则:

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_\theta - \sigma_t)^2 + (\sigma_z - \sigma_t)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_t)^2} = R_{eL} \quad (2)$$

式中: $\bar{\sigma}$ 为米塞斯等效应力, MPa; σ_t 为管坯胀形区中间点处微元体的法向应力, MPa; R_{eL} 为材料的屈服强度, MPa。

厚径比远小于 1 的薄壁管属于薄壳, 可忽略法向应力, 即 $\sigma_t = 0$, 代入式 (2) 得:

$$(\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + \sigma_\theta^2 + \sigma_z^2 = 2R_{eL}^2 \quad (3)$$

又因为波峰中点处 $d\sigma_\theta = d\sigma_z = 0$, $\sigma_\theta = \sigma_z$, 代入式 (3) 得:

$$\sigma_\theta = \sigma_z = R_{eL} \quad (4)$$

根据图 1c 可得平衡方程:

$$P dx dy = 2\sigma_z t_0 dx \sin \frac{d\delta}{2} + 2\sigma_\theta t_0 dy \sin \frac{d\theta}{2} \quad (5)$$

式中: P 为自由胀形阶段内压力。

其中, 由于根据波形轮廓为圆弧, 可得 $dx = R_0 d\theta$, $dy = R d\delta$, 又由于自由胀形后波形对应的圆弧角较小, 一般在 $10^\circ \sim 15^\circ$ 之间, 有: $\sin \frac{d\delta}{2} \approx \frac{d\delta}{2}$, $\sin \frac{d\theta}{2} \approx \frac{d\theta}{2}$, 将其与式 (4) 代入式 (5), 得到的平衡方程如下:

$$PR_0 d\theta R d\delta = 2t_0 R_{eL} \left(\frac{R_0 d\theta d\delta}{2} + \frac{R d\theta d\delta}{2} \right) \quad (6)$$

整理可得内压力 P 与成形的波形圆弧半径 R 关系如下:

$$P = 2t_0 R_{eL} \left(\frac{1}{2R} + \frac{1}{2R_0} \right) \quad (7)$$

将式 (1) 代入式 (7) 得到内压力 P 与圆弧角 δ 关系如下:

$$P = 2t_0 R_{eL} \left(\frac{\sin \frac{\delta}{2}}{L_0} + \frac{1}{2R_0} \right) \quad (8)$$

1.2 轴向进给

1.2.1 屈服阶段

在内压力与轴向进给共同作用的条件下, 薄壁管坯在液压成形初始屈服阶段的几何模型如图 2 所示^[15], 其中, F 为轴向力合力, 作用于管坯端面; P_1 为屈服阶段内压力。

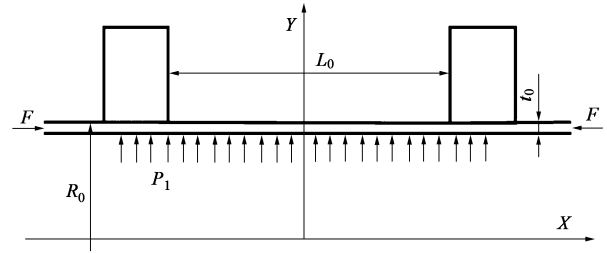


图 2 初始屈服阶段管坯几何模型

Fig. 2 Geometric model of tube blank in initial yield stage

内压力与轴向力共同作用时, 管坯胀形区域中间点处等效应力最大, 首先发生屈服, 分析该点处应力、应变状况, 法向应力 $\sigma_t = 0$, 处于平面应力状态, 令轴向应力与环向应力之比为 α :

$$\alpha = \frac{\sigma_z}{\sigma_\theta} \quad (9)$$

将式 (9) 代入式 (2), 得到平面应力状态下的等效应力可表示为:

$$\bar{\sigma} = \sigma_\theta (\alpha^2 - \alpha + 1)^{1/2} \quad (10)$$

同理, 令轴向应变 ε_z 与环向应变 ε_θ 之比为 β , $\beta = \frac{\varepsilon_z}{\varepsilon_\theta}$, 则平面应力状态下的等效应变可表示为:

$$\bar{\varepsilon} = \left[\frac{4}{3} (1 + \beta + \beta^2) \right]^{1/2} \varepsilon_\theta \quad (11)$$

式中: $\bar{\varepsilon}$ 为平面应力状态下等效应变。

α 与 β 存在以下关系:

$$\beta = (2\alpha - 1)/(2 - \alpha) \quad (12)$$

以波纹管中径变形量计算环向应变, 则环向应变:

$$\varepsilon_\theta = \ln \frac{\rho_1}{\rho_0} \quad (13)$$

式中: ρ_0 为初始管坯中径; ρ_1 为变形瞬间管坯中径。

根据薄壳平衡方程:

$$\frac{\sigma_\theta}{\rho_1} + \frac{\sigma_z}{\rho_2} = \frac{P_1}{t_1} \quad (14)$$

式中: t_1 为变形瞬间管坯壁厚; ρ_2 为管坯变形瞬间轴向曲率半径。

将式 (9) 代入式 (14) 得到内压力 P_1 :

$$P_1 = t_1 \sigma_\theta \left(\frac{1}{\rho_1} + \frac{\alpha}{\rho_2} \right) \quad (15)$$

将式 (10) 代入式 (15) 得:

$$P_1 = \frac{t_1 \bar{\sigma}}{(\alpha^2 - \alpha + 1)^{1/2}} \left(\frac{1}{\rho_1} + \frac{\alpha}{\rho_2} \right) \quad (16)$$

根据文献[16]得到初始屈服时的轴向应力为:

$$\sigma_z = \frac{P_1 \rho_1}{2t_1} - \frac{F_t}{2\pi \rho_1 t_1} \quad (17)$$

式中: F_t 为保持管材塑性变形所需的力。

将式 (9)、式 (10) 和式 (15) 代入式 (17) 得:

$$F_t = \pi P_1 \rho_1^2 \cdot \left(1 - \frac{2\alpha}{1 + \alpha \cdot \rho_1 / \rho_2}\right) \quad (18)$$

波纹管初始屈服时, 根据几何关系: $\rho_1 = R_0 - \frac{t_0}{2}$,

$\rho_2 = \infty$, $t_1 = t_0$, 根据米塞斯屈服准则, 此时 $\bar{\sigma} = R_{eL}$, 代入式 (16)、式 (18) 得到内压力 P_1 以及保持管材塑性变形所需的力 F_t :

$$P_1 = \frac{R_{eL}}{(\alpha^2 - \alpha + 1)^{1/2}} \cdot \frac{2t_0}{2R_0 - t_0} \quad (19)$$

$$F_t = \pi P_1 \cdot \frac{(2R_0 - t_0)^2}{4} (1 - 2\alpha) \quad (20)$$

轴向力合力 F 为:

$$F = F_t + F_p + F_\mu \quad (21)$$

式中: F_p 为高压液体反力; F_μ 为摩擦力, 在管坯与模具不发生相对滑动时, 可忽略摩擦力 F_μ 。

$$F_p = \pi P_1 \cdot (R_0 - t_0)^2 \quad (22)$$

则可得到轴向力合力 F 为:

$$F = F_t + F_p = \pi P_1 \left[\frac{(2R_0 - t_0)^2}{4} (1 - 2\alpha) + (R_0 - t_0)^2 \right] \quad (23)$$

1.2.2 成形阶段

图 3 为同时承受内压力 P_1 与轴向力合力 F 的波纹管管坯成形阶段的几何模型, 下半部分为变形前示意图, 上半部分为变形后示意图。分析可知, 管壁内部等效应力大于外部等效应力, 胀形区域中间点即波峰处的等效应力最大, 首先发生破裂, 分析该单元受力情况。管坯初始外径为 R_0 、初始壁厚为 t_0 , L_0 为液压成形区域初始长度, 轴向单侧推进位移为 S , 管坯与模具单侧接触区域长度为 L_f , 模具圆角半径为 r_d , 变形后瞬时波峰处管坯壁厚为 t_1 、外径为 R_1 , 变形瞬时液压成形区域长度为 L_1 , 假设管坯变形后胀形区域纵向剖面的形状为椭圆函数^[17]。

椭圆函数表示为:

$$\frac{x^2}{m^2} + \frac{y^2}{\rho_1^2} = 1 \quad (24)$$

式中: m 为胀形区域纵向剖面椭圆长轴; x 指向胀形区域纵向剖面轴向; y 指向胀形区域纵向剖面径向。

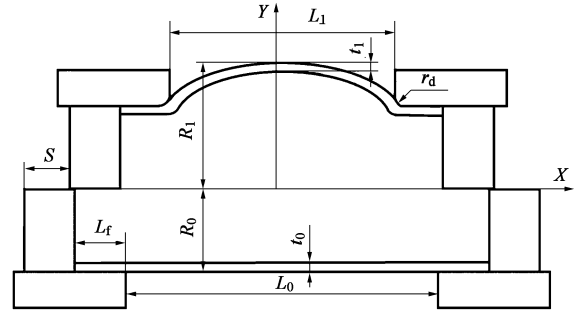


图 3 成形阶段管坯几何模型

Fig. 3 Geometric model of tube blank in forming stage

点 $(r_d + L_1/2, R_0)$ 在椭圆函数上, 代入式 (24) 可得:

$$m = \frac{(r_d + L_1/2) \cdot \rho_1}{\sqrt{(\rho_1^2 - R_0^2)}} \quad (25)$$

此时, 根据薄壳平衡方程, 同样有:

$$P_1 = t_1 \cdot \left(\frac{\sigma_\theta}{\rho_1} + \frac{\sigma_z}{\rho_2} \right) \quad (26)$$

根据式 (24) 和式 (25) 得管坯变形瞬间轴向曲率半径 ρ_2 :

$$\rho_2 = \frac{m^2}{\rho_1} = \frac{(r_d + L_1/2)^2 \cdot \rho_1}{\rho_1^2 - R_0^2} \quad (27)$$

由图 3 中几何关系可得:

$$\rho_1 = R_1 - \frac{t_1}{2} \quad (28)$$

环向应变为:

$$\varepsilon_\theta = \ln \left[\frac{R_1 - t_1/2}{R_0 - t_0/2} \right] = \ln \left[\frac{2R_1 - t_1}{2R_0 - t_0} \right] \quad (29)$$

根据材料指数硬化弹塑性关系, 有:

$$\bar{\sigma} = K \bar{\varepsilon}^n \quad (30)$$

式中: K 为硬化系数; n 为应变硬化指数。

将式 (11) 和式 (30) 代入式 (16) 得:

$$P_1 = \frac{\left[\sqrt{\frac{4}{3}} (1 + \beta + \beta^2) \right]^n}{(\alpha^2 - \alpha + 1)^{1/2}} K t_1 \cdot \varepsilon_\theta^n \left(\frac{1}{\rho_1} + \frac{\alpha}{\rho_2} \right) \quad (31)$$

将式 (12)、式 (27) 和式 (29) 代入式 (31) 得:

$$P_1 = \left(\frac{2}{2 - \alpha} \right)^n \cdot (\sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1})^{n-1} K t_1 \times \left[\ln \frac{2R_1 - t_1}{2R_0 - t_0} \right]^n \cdot \left[\frac{1}{\rho_1} + \frac{\alpha(\rho_1^2 - R_0^2)}{\rho_1 \cdot (r_d + L_1/2)^2} \right] \quad (32)$$

径向应变为:

$$\varepsilon_t = \ln \frac{t_1}{t_0} \quad (33)$$

由 $\beta = \frac{\varepsilon_z}{\varepsilon_\theta}$ 、 $\varepsilon_t = -(\varepsilon_\theta + \varepsilon_z)$ 与式(29)、式(33)得:

$$t_1 = t_0 \cdot e^{\varepsilon_t} = t_0 \cdot (e^{\varepsilon_\theta})^{-(1+\beta)} = t_0 \cdot \left(\frac{2R_1 - t_1}{2R_0 - t_0}\right)^{-(1+\beta)} \approx t_0 \cdot \left(\frac{R_1}{R_0}\right)^{-(1+\beta)} \quad (34)$$

由图3中几何关系得:

$$L_1 = L_0 - 2S \quad (35)$$

由式(18)和式(22)可得轴向力合力 F 为:

$$F = F_t + F_p = \pi P_1 \rho_1^2 \cdot \left(1 - \frac{2\alpha}{1 + \alpha \cdot \rho_1 / \rho_2}\right) + \pi P_1 \cdot (R_0 - t_0)^2 \quad (36)$$

1.3 成形极限

管材液压成形环向均匀塑性变形阶段结束,失去继续变形的潜力时,即为分散性失稳的开始。其条件为 $\frac{d\sigma_\theta}{d\varepsilon_\theta} = \sigma_\theta$, 此时环向应变为^[18]:

$$\varepsilon_\theta = \frac{2 - \alpha}{3} n \quad (37)$$

径向应变为:

$$\varepsilon_t = -\frac{1 + \alpha}{3} n \quad (38)$$

则根据式(29)和式(33)可得:

$$\rho_1 = \rho_0 e^{\frac{2-\alpha}{3}n} \quad (39)$$

$$t_1 = t_0 e^{-\frac{1+\alpha}{3}n} \quad (40)$$

发生分散性失稳时等效应变为:

$$\bar{\varepsilon}_i = \frac{2n}{3} \sqrt{(1 - \alpha + \alpha^2)} \quad (41)$$

联立式(10)、式(30)及式(41)得到发生分散性失稳时的环向应力 $\sigma_{i\theta}$:

$$\sigma_{i\theta} = \frac{K}{\sqrt{(1 - \alpha + \alpha^2)}} \left[\frac{2n}{3} \sqrt{(1 - \alpha + \alpha^2)} \right]^n \quad (42)$$

代入式(26)得此时胀形压力为:

$$P_{\max} = K t_1 \left(\frac{2n}{3} \right)^n (\sqrt{1 - \alpha + \alpha^2})^{n-1} \cdot \left(\frac{1}{\rho_1} + \frac{\alpha}{\rho_2} \right) \quad (43)$$

估算 P_{\max} 时, ρ_2 远大于 ρ_1 , 因此取近似值 $\rho_1 = R_0$, $\rho_2 = \infty$, $t_1 = t_0$, 代入式(43)得:

$$P_{\max} = \left(\frac{2n}{3} \right)^n K \frac{t_0}{R_0} (\sqrt{1 - \alpha + \alpha^2})^{n-1} \quad (44)$$

根据 Hill 集中性失稳理论, 当发生失稳时, 失稳区域内材料的应力强化率与厚度方向的减薄率相互平衡, 此时发生集中性失稳的等效应变为^[19]:

$$\varepsilon_{\theta\max} = \frac{2 - \alpha}{1 + \alpha} n \quad (45)$$

$\alpha = 0.5$ 、 $\beta = 0$ 的平面应变状态下, 波纹管环向抵抗破裂的能力最弱, 此时的成形极限 $\varepsilon_{\theta\max} = n$, 代入式(13)得到此时 $\rho_1 = \rho_0 e^n$, 由此可近似得到波纹管液压成形过程中不发生细颈时的曲率半径。

1.4 理论分析

波纹管管坯材料为 SUS304 奥氏体不锈钢, 其力学性能如表1所示。硬化系数 K 为 1146 MPa, 应变硬化指数 $n = 0.20$, 材料满足 $\bar{\sigma} = 1146 \bar{\varepsilon}^{0.20}$ 。

表1 SUS304 奥氏体不锈钢力学性能

Table 1 Mechanical properties of SUS304 austenitic stainless steel

参数	数值
密度/(g · cm ⁻³)	7.85
屈服强度 R_{eL} /MPa	275
抗拉强度 R_m /MPa	680
断后伸长率 A /%	62
弹性模量/GPa	207
泊松比 ν	0.28

波纹管管坯与模具的关键几何参数如表2所示, 后续理论分析均采用以下数据。

表2 波纹管管坯与模具的几何参数 (mm)

Table 2 Geometry parameters of tube blank and die for bellows (mm)

参数	数值
管坯初始壁厚 t_0	0.15
液压成形区域初始长度 L_0	15
管坯初始半径 R_0	25.15
模具圆角半径 r_d	0.5

初始屈服阶段, 屈服极限曲线如图4所示, 曲线由式(19)和式(20)共同求得, $-1 \leq \alpha \leq 0$ 。曲线由左至右, 应力比 α 逐渐增大, 随着应力比的逐渐增大, 管坯达到屈服所需内压力也逐渐增大, 轴向力则正相反, 随着应力比的增大而逐渐减小。 $\alpha = 0$ 时, 屈服内压力为自由胀形状态屈服内压力, 轴向力与内压力的共同作用降低了管坯的初始屈服内压力。

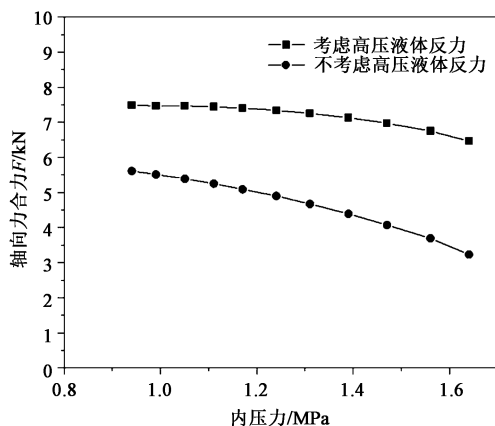


图4 初始屈服阶段屈服极限曲线

Fig. 4 Yield limit curves in initial yield stage

初始屈服阶段，根据式 (19) 和式 (44) 得到液压成形过程中应力比 α 与内压力的关系曲线如图 5 所示， $\alpha=0.5$ 时发生分散性失稳的内压力最大。加载时控制轴向力或轴向位移使波纹管的液压成形过程位于曲线间的成形区域，可有效减少成形破裂和起皱等缺陷。此外，研究表明，当 $\alpha>0.5$ 时，液压成形零件很快产生局部颈缩，发生破裂^[19]。

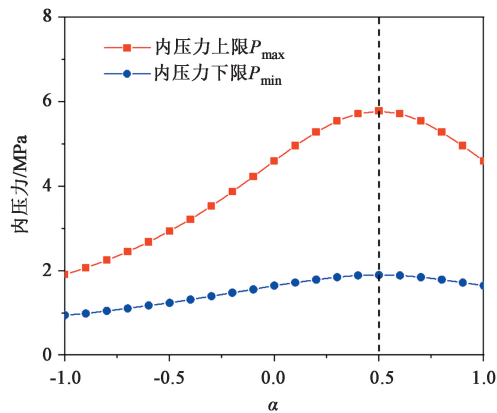


图5 应力比与内压力关系曲线

Fig. 5 Relationship curves between stress ratio and internal pressure

成形阶段，将 $(R_1-R_0)/R_0 \times 100\%$ 定义为变形程度，不同加载路径下变形程度与内压力关系曲线如图 6 所示，每种加载路径下的成形内压力均存在极限值，不同加载路径下的极限内压力与胀形波高不同。 $\alpha=-1.0$ 、 $\beta=-1.0$ 时，内压力达到最大值，此时变形程度最小； $\alpha=0$ 、 $\beta=-0.50$ 时，内压力达到最大值，此时变形程度最大，胀形波高最高。

成形阶段，由式 (32) 分析得到硬化系数 K 对内压力的影响是线性的，而应变硬化指数 n 对内压力的影响是非线性的 (图 7)。随着 n 值的增大，内压力不断降低。变形程度较小时， n 值的改变对内

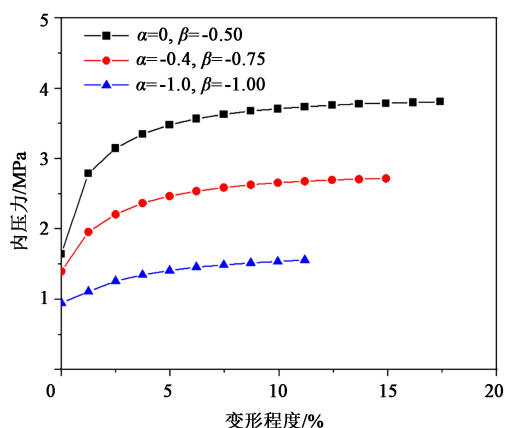
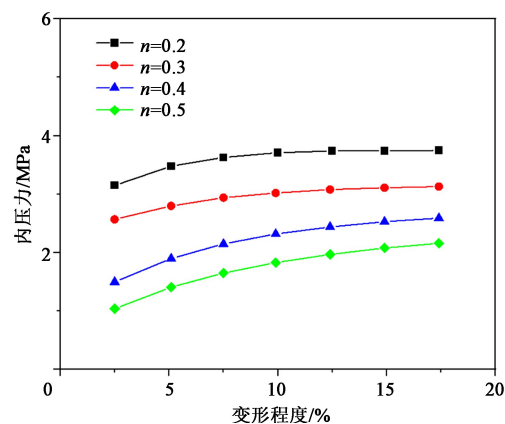


图6 成形阶段变形程度与内压力关系曲线

Fig. 6 Relationship curves between deformation degree and internal pressure during forming stage

图7 n 对内压力的影响Fig. 7 Effect of n on internal pressure

压力的影响较大，随着变形程度的逐渐增大， n 值改变对内压力的影响逐渐减小。即 n 值对于屈服内压力影响较大，而当波纹管变形程度较大时， n 值对发生破裂时的极限内压力影响较小。

成形阶段初期，波纹管鼓包处中间点处于轴向受压、环向受拉的拉-压应力状态，而随着变形程度的增大，会迅速转变成双向受拉的双向拉应力状态。体现在应力比上即变形初期 α 变化迅速，由负值迅速变为正值，而后变化速度逐渐变缓。当 $\alpha>0.5$ 时，波纹管迅速发生破裂。理论推导可定性分析波纹管材料参数 K 与 n 、几何参数 R_0 与 t_0 对液压成形过程的影响，又为实际加载路径的选择提供了理论指导，通过内压力与轴向进给之间的配合改变液压成形过程中 α 变化轨迹，使波纹管液压成形全程位于成形工艺窗口之内，能够有效减少成形缺陷，同时提高成形极限，满足成形波高与减薄率要求。

2 有限元模型与成形方案

2.1 波纹管几何特征

该波纹管的波形形状及几何特征如图8所示,波纹管的内径为 $\Phi 50$ mm,管坯壁厚为0.15 mm,厚径比较小,仅为0.003,波高较高,为10 mm,对轴向补料量与补料速度要求较高。波形均由圆弧平滑连接拼接而成,形状复杂,结构紧凑,圆弧半径小,最小圆弧半径 r 仅为0.2 mm,液压成形管壁难以贴膜,对成形内压力与轴向进给的配合要求较高。特殊的波形使得成形得到的波纹管在承受轴向拉、压力时的变形程度更大,即具有更优良的伸缩性能,能够以相对较小的零件尺寸通过较大的位移变化来吸收机械振动。

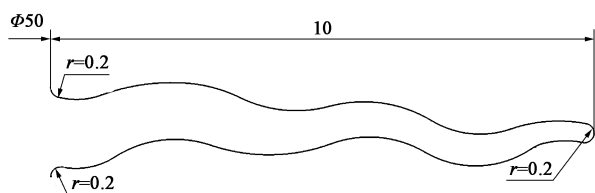


图8 波纹管的几何形状及尺寸

Fig. 8 Geometry shape and dimensions of bellows

2.2 有限元模型

波纹管成形有限元模型如图9所示。本文中波纹管的成形方式为单波成形,为提高计算效率,选择一个波形进行成形分析。管坯选用四面体网格进行划分,网格尺寸为2 mm。左推头、左模具、右推头和右模具均为工具,定义为刚体,网格尺寸最大为4 mm,最小为1 mm。左推头、左模具固定,右推头及右模具为位移控制,与管坯的接触摩擦因数为0.125。成形内压力均匀作用于管坯内表面,整个成形阶段的模拟时间为1 s,输出帧为15。

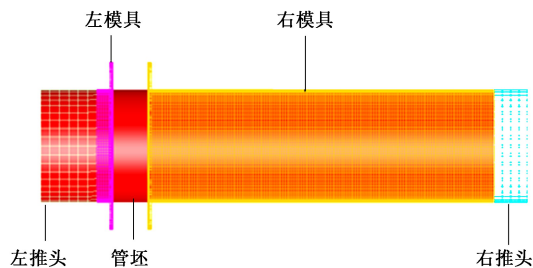


图9 波纹管成形有限元模型

Fig. 9 Finite element model of bellows forming

2.3 主要工艺参数

超薄不锈钢异形截面波纹管的成形是管坯在内压力与轴向力共同作用下发生塑性变形的过程,实际生产当中,受到温度、润滑与摩擦等相关因素的影响,轴向力合力 F 的大小难以控制,因此,一般通过控制轴向位移的大小来向管坯施加轴向力。通过控制初胀压力、整形压力与轴向进给路径等影响因素,设计数值模拟方案,分析成形各个阶段波纹管的波高和壁厚减薄率等参数,能够快速得到最优的工艺参数。

根据前文分析,波纹管在液压成形过程中首先发生屈服的点为管坯液压成形区波峰节点,管坯刚开始屈服时 $R=\infty$,代入式(7)可得:

$$P = R_{el} \frac{t_0}{R_0} \quad (46)$$

代入表1中304不锈钢的材料屈服强度,计算可得到管坯自由胀形阶段的初始屈服内压力为1.64 MPa。

理想补料量指的是在假设管坯变形前后壁厚不变的情况下,根据体积不变原则,成形后波纹表面积与成形前管坯胀形区域表面积相等,即理想条件下的补料量,通过轴向补料可减少成形波纹的减薄率^[20]。实际补料量通常为理想补料量的60%~80%,本文成形的波纹管截面波形形状复杂,通过体积不变原则计算得到理想补料量 $\Delta l = 22.338$ mm,实际补料量即为13.40~17.87 mm,因此,左、右模具间隙取15 mm。

2.4 成形方案

本文采用单波成形法对波纹管进行成形,加载路径如图10所示。方案1:内压力与轴向进给同步开始,左模具静止,右模具位移,同时内压力以线性方式逐渐加载,鼓包在右模具位移带动下移动并逐渐贴合模具。方案2:成形过程分为初胀、整形与位移3个阶段。(1)初胀阶段。此时管坯在模具中,两端通过密封圈密封,通过预留的通道向管坯内部充液加压。左、右模具固定不动,管坯自由胀形,液压成形区域形成1个鼓包。(2)整形阶段。增大内压力,同时右模具向左进行轴向进给,管坯在整形内压力与轴向压力的共同作用下,开始逐渐贴合模具,整形阶段持续到左、右模具相接触。(3)位移阶段。右模具向右位移,回到原位,左模具先分开,向右位移,再合拢并向左位移回到原位,同时通过与已成形波纹的接触带动管坯位移,为下一个波纹的液压成形行程做好准备。

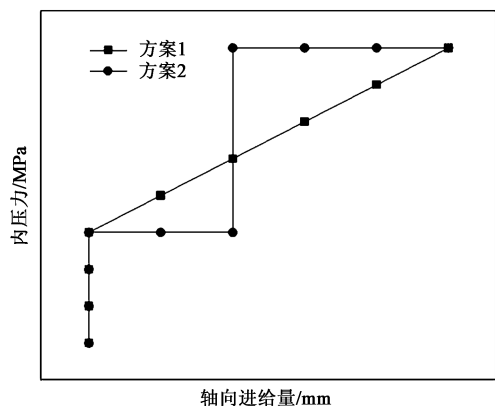


图 10 加载路径方案

Fig. 10 Schemes for loading paths

3 波纹管变形行为分析

3.1 初胀内压力对变形的影响

初胀阶段管坯自由胀形, 此阶段胀形出的鼓包有利于后续整形阶段管坯材料的进一步流动。初胀内压力与整形内压力的配合也直接关系到成形波纹的质量, 因此, 有必要研究初胀内压力对成形结果的影响。设定整形内压力均为 7 MPa, 初胀内压力应大于 1.64 MPa。又通过前期模拟可知, 当初胀内压力过小 (2.0 MPa) 时, 由于内压力不足, 成形波高较小, 波谷处起皱; 当初胀内压力过大 (5.5 MPa) 时, 波纹管变形量过大, 成形波高过大, 波峰挤出模具型腔。因此, 折中选择初胀内压力分别为 3、4 和 5 MPa。方案 2 成形结果如图 11 所示, 发现随着初胀内压力的增大, 成形波高和减薄率也随之增大, 初胀内压力从 3 MPa 增大至 5 MPa 后, 波高增高了 0.421 mm, 增加明显; 但减薄率仅增加了 2.87%, 变化不大。这是由于初胀内压力越大, 形成的鼓包越大, 整形阶段材料的流动性能越好, 在增大了成形波高的同时壁厚减薄情况较好。但当初胀内压力为 5 MPa 时, 波高为 10.088 mm, 超过模具型腔高度 10 mm, 波峰处被挤出型腔, 此时成形得到的波纹管在受到轴向力作用时会失去弹性, 失去工程应用价值, 因此, 预胀形内压力存在极限值。

3.2 加载路径与整形内压力对变形的影响

方案 1 中初始设定的胀形内压力均为 3 MPa, 1 s 时的整形内压力分别设定为 6、7 和 8 MPa, 线性加载, 液压成形模拟结果如图 12 所示。当整形内压力为 6 MPa 时, 波高只有 9.174 mm, 此时减薄率

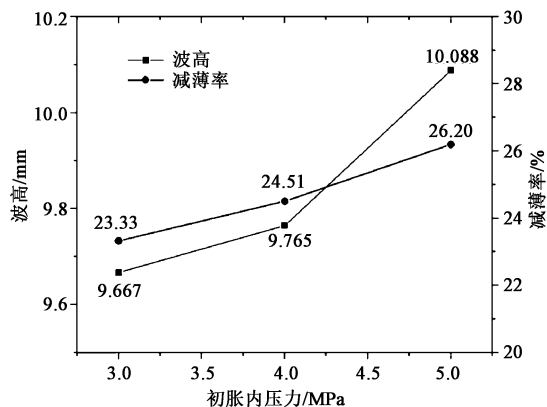


图 11 方案 2 不同初胀内压力下的成形波高及减薄率

Fig. 11 Forming wave height and thinning rate at different initial expansion internal pressures of scheme 2

也较低, 仅为 15.33%。当整形内压力为 8 MPa 时, 波高为 9.236 mm, 相对于 6 MPa 时只增加了 0.062 mm, 波高相对只增长了 0.68%, 因此, 方案 1 中提高整形内压力对于成形波高的提升效果并不明显。而减薄率上升至 18.67%, 增大了 3.34%, 变化趋势也不明显, 说明增加整形内压力后减薄率变化也不显著, 最终整形内压力的改变对减薄率的影响也较小。分析认为这是由于方案 1 中内压压强的提升速度过低, 当整形内压力增大到使管坯逐渐贴合模具时, 所剩下的轴向进给量已经很小, 整形时间不足, 此时增大最后的整形内压力对成形结果影响较小。

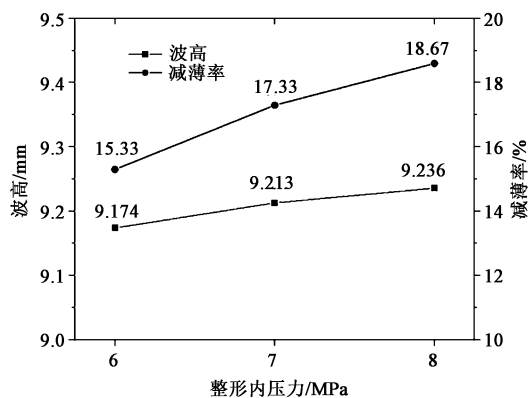


图 12 方案 1 不同整形内压力下的成形波高及减薄率

Fig. 12 Forming wave height and thinning rate at different shaping internal pressures of scheme 1

方案 1 中整形内压力为 8 MPa 时波纹管的等效应力分布如图 13a 所示, 管坯与模具贴合较好, 但观察到等效应力最大值并不出现在波峰处, 而是出现在波纹中段, 分析原因可能是此处波形的过渡圆角半径较小, 圆角过渡不够平滑, 导致应力集中, 过渡圆角部

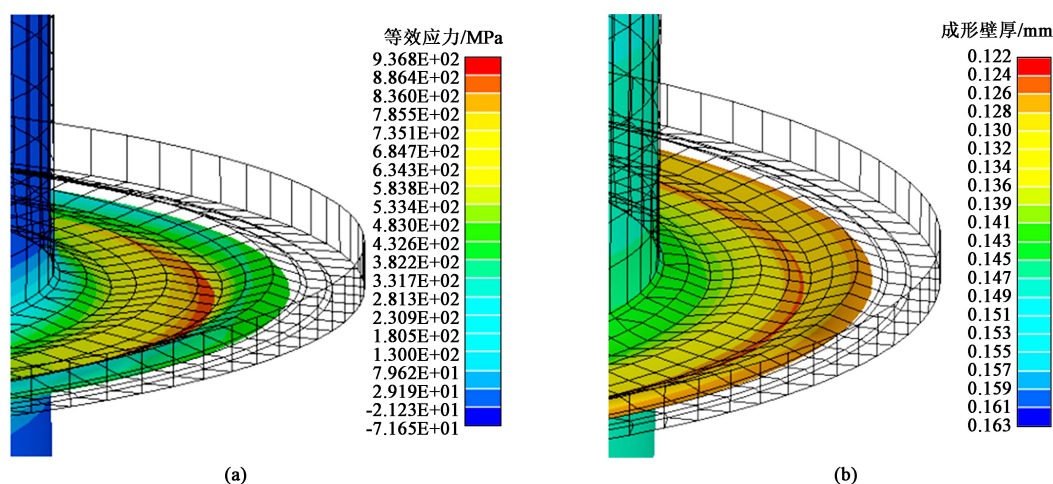


图13 方案1整形内压力为8 MPa时的等效应力(a)和成形壁厚(b)分布

Fig. 13 Distributions of equivalent stress (a) and formed wall thickness (b) at shaping internal pressure of 8 MPa for scheme 1

分有破裂风险。方案1中整形压力为8 MPa时波纹管的成形壁厚分布如图13b所示,沿着波谷向波峰方向,成形壁厚逐渐减薄,最薄位置壁厚减薄为0.122 mm,减薄率为18.67%,同时过渡圆角区域也存在成形壁厚减薄率相对周围区域过大的问题。

方案2的阶梯加载中初胀阶段共持续0.25 s,内压力稳定为3 MPa,此时无轴向进给,管坯处于自由胀形状态;0.25~1.00 s,轴向均匀进给15 mm,内压力同样分别稳定为6、7和8 MPa。最终液压成形模拟结果如图14所示,当整形内压力为6 MPa时,成形波纹的波高达到9.532 mm,减薄率为21.33%。随着整形内压力提高至8 MPa时,成形波高为9.760 mm,相对于6 MPa时波高提高了0.228 mm,相对提升了2.40%,已经接近模具型腔高度10 mm;减薄率上升为26.67%,相对增大了25.00%。说明由于大部分胀形时间内的内压力均处于较高水平,因此,方案2中整形内压力的改变对于波高及减薄率等成形结果的影响较大。

方案2中整形内压力为8 MPa时波纹管的等效应力分布如图15a所示,波形过渡圆角处同样存在较大的应力分布,这是由于过渡圆角处管坯与模具的贴合情况较差,此处的管坯单元受到较大的径向应力及周围管坯单元对其的作用力。调整整形内压力可较大程度影响成形波高与减薄率,但整形内压力过高波峰也会被挤出型腔。方案2中整形内压力为8 MPa时波纹管的成形壁厚分布如图15b所示,沿着波谷至波峰方向,应变逐渐增大,成形壁厚也逐渐减薄,波峰处成形壁厚减薄程度最大,成形壁厚为0.110 mm,减薄率为26.67%。

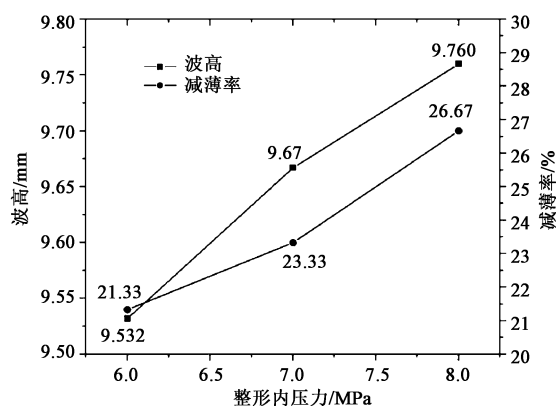


图14 方案2不同整形内压力下的成形波高及减薄率

Fig. 14 Forming wave height and thinning rate at different shaping internal pressures of scheme 2

4 试验验证

根据有限元模拟结果分析,选择匹配的成形工艺参数,开展超薄不锈钢异形波纹管成形试验,试验设备如图16所示。胀形区域两侧由密封圈限位,通过管道预留的小口向管坯内部注入高压液体,成形过程左、右模具运动轨迹如方案2描述。

前期采用其他成形方案试制得到的波纹管存在轴线偏移、成形破裂与波距过小后波纹管失去弹性等缺陷,如图17所示。经过数值模拟,得到成形效果较好的工艺参数配合方案,设定工艺参数如下:模具间隙为15 mm,初胀内压力为3.6 MPa,整形内压力为7.5 MPa。连续液压成形28个波,通过游标卡尺测量得到28个波的平均外径为 $\Phi 70.7$ mm,

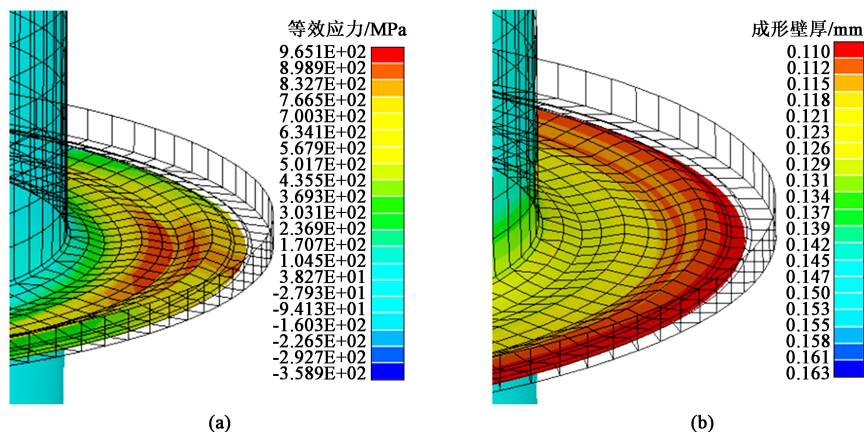


图 15 方案 2 整形内压力为 8 MPa 时的等效应力 (a) 和成形壁厚 (b) 分布

Fig. 15 Distributions of equivalent stress (a) and formed wall thickness (b) at shaping internal pressure of 8 MPa for scheme 2

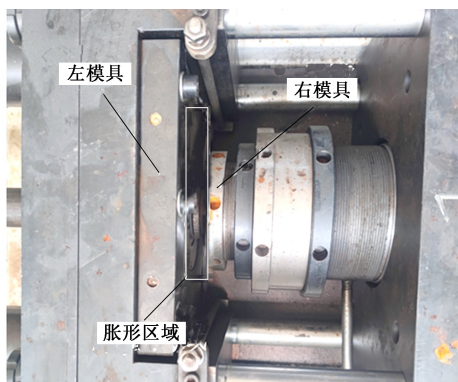


图 16 波纹管液压成形试验设备

Fig. 16 Hydroforming experiment equipment for bellows

与数值模拟结果对比误差小于 2%，验证了数值模拟的准确性，成形得到的波纹管符合尺寸精度要求。对成形得到的波纹管进行表面热处理，可进一步提高其力学性能，经热处理后波纹管成形件如图 18 所示。对波纹管进行力学性能试验，经验证满足使用性能要求。



图 18 热处理后的波纹管成形件

Fig. 18 Formed part of bellows after heat treatment

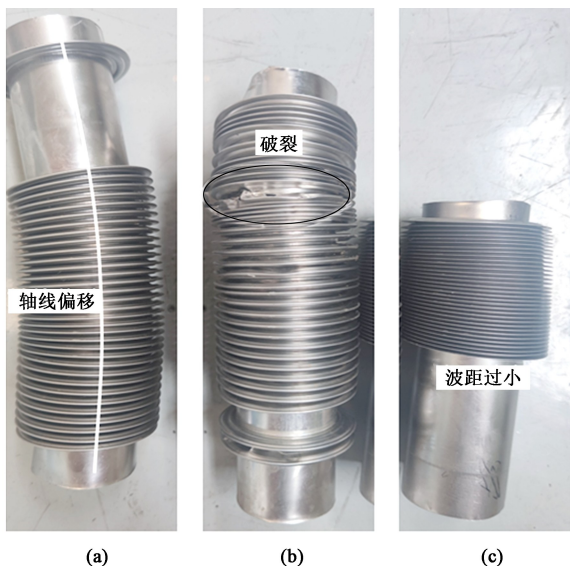


图 17 波纹管缺陷件

(a) 轴线偏移 (b) 破裂 (c) 波距过小

Fig. 17 Defective parts of bellows

(a) Axis line deflection (b) Fracture (c) Too small of wave pitch

5 结论

(1) 根据薄壁管在自由胀形、内压力与轴向力共同作用下的力学特性，分析了不同阶段的初始屈服与塑性变形行为，得到了内压力与轴向力的计算模型、不同应力应变状态下内压力的上下限和内压力与胀形波高关系以及材料参数对内压力的影响，应力应变比 $\alpha=0$ 、 $\beta=-0.50$ 时的波纹管成形质量较好。

(2) 波纹管液压成形初胀阶段提供足够的内压力,能够提高整形阶段材料的流动性能,整形内压力大、作用时间长,对成形波高和减薄率影响大,线性加载时内压力提升滞后于轴向进给,会导致整形不足,成形性能差于阶梯加载。

(3) 波纹管的成形过程主要受到成形内压力与轴向进给的影响,采用不同成形内压力的阶梯加载方式经试验验证能显著提高波纹管成形性能。较优工艺参数为:阶梯加载,模具间隙为 15 mm,初胀内压力为 3.6 MPa,整形内压力为 7.5 MPa。

参考文献:

- [1] 马伟,李德雨,钟玉平. 波纹管的发展与应用 [J]. 河南科技大学学报 (自然科学版), 2004, 25 (4): 28-31.
Ma W, Li D Y, Zhong Y P. Development and application of bellows [J]. Journal of Henan University of Science and Technology (Natural Science), 2004, 25 (4): 28-31.
- [2] 杨玲. 膨胀节波纹管优化设计研究 [D]. 重庆: 西南农业大学, 2003.
Yang L. Optimization Design Research on Expansion Joint Bellows [D]. Chongqing: Southwest University, 2003.
- [3] Lin C, Chu G, Sun L, et al. Radial hydro-forming bending: A novel method to reduce the springback of AHSS tubular component [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2021, 160: 103650.
- [4] Abrantes J P, Szabo-Ponce A, Batalha G F. Experimental and numerical simulation of tube hydroforming (THF) [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2005, 164: 1140-1147.
- [5] Yuan S, Yuan W, Wang X. Effect of wrinkling behavior on formability and thickness distribution in tube hydroforming [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2006, 177 (1-3): 668-671.
- [6] 吕志勇,刘静,李兰云,等. 高温合金矩形波纹管液压胀形变形特征 [J]. 塑性工程学报, 2022, 29 (8): 36-46.
Lyu Z Y, Liu J, Li L Y, et al. Deformation characteristics of hydroforming of superalloy rectangular bellows [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2022, 29 (8): 36-46.
- [7] 陈杰. 管材内高压成形数值模拟与工艺研究 [D]. 上海: 上海交通大学, 2013.
Chen J. Numerical Simulation and Optimization of Tube Hydroforming [D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2013.
- [8] Faraji G, Mashhadi M M, Norouzfard V. Evaluation of effective parameters in metal bellows forming process [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2009, 209 (7): 3431-3437.
- [9] 赵长财. 薄壁管在内压、轴力作用下的初始屈服 [J]. 塑性工程学报, 2001, 8 (3): 29-31.
Zhao C C. The limited length thin wall tube initial yield under the pressure of hydraulic and axial pressure [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2001, 8 (3): 29-31.
- [10] Ko M, Altan T. Prediction of forming limits and parameters in the tube hydroforming process [J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2002, 42 (1): 123-138.
- [11] 杨东,徐雪峰,范玉斌,等. 大径厚比不锈钢弯管内胀冷推弯成形数值模拟及实验研究 [J]. 锻压技术, 2022, 47 (10): 154-162.
Yang D, Xu X F, Fan Y B, et al. Numerical simulation and experimental study on internal expansion cold push bending for stainless steel bent tube with large diameter to thickness ratio [J]. Forging & Stamping Technology, 2022, 47 (10): 154-162.
- [12] Zhao G, Liu Y, He Y, et al. Cross-sectional distortion behaviors of thin-walled rectangular tube in rotary-draw bending process [J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2010, 20 (3): 484-489.
- [13] 王彪. 5A03 铝合金波纹管轴向低压成形工艺 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2021.
Wang B. Axial Low Pressure Forming Process of 5A03 Aluminum Alloy Bellows [D]. Harbin: Harbin Industrial University, 2021.
- [14] 李洸泉. 金属薄壁管液压成形应用基础研究 [D]. 南京: 南京航空航天大学, 2009.
Li L G. Fundamental Study on Tube Hydroforming Process [D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2009.
- [15] 陈仙凤. 基于数值模拟的汽车管件液压成形工艺分析 [D]. 上海: 上海交通大学, 2008.
Chen X F. An Analysis on Numerical Simulation of Tube Hydroforming of Automobile [D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2008.
- [16] Nader A. Analytical modeling of the hydroforming [J]. Thin-Walled Structures, 1999 (34): 295-330.
- [17] Hwang Y M, Lin Y K. Analysis and finite element simulation of the tube bulge hydroforming process [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2002, 46: 821-825.
- [18] Tetsumaro H, Hisashi N. Bulging limit of thin-walled aluminum tubes with a surface defect [J]. Advanced Technology of Plasticity, 1993: 527-532.
- [19] 李新军,周贤宾,郎利辉. 薄壁管轴压胀形关键工艺参数及成形极限 [J]. 北京航空航天大学学报, 2006, 32 (4): 475-480.
Li X J, Zhou X B, Lang L H. Process parameters and limits in tube hydro-forming with axial feeding [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2006, 32 (4): 475-480.
- [20] 孙康,洪峰,龙曲波,等. 超薄壁不锈钢波纹管件液压成形工艺研究 [J]. 塑性工程学报, 2023, 30 (11): 11-20.
Sun K, Hong F, Long Q B, et al. Research on hydroforming process of stainless steel bellows with ultra-thin wall [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2023, 30 (11): 11-20.