

引文格式: 阴世杰, 贺久强, 刘伟, 等. GH3044薄壁偏心喷管液压成形规律[J]. 航空制造技术, 2026, 69(3): 25020205.

YIN Shijie, HE Jiuqiang, LIU Wei, et al. Hydroforming behavior of GH3044 thin-walled eccentric nozzle[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2026, 69(3): 25020205.

# GH3044薄壁偏心喷管液压成形规律

阴世杰<sup>1,2</sup>, 贺久强<sup>1</sup>, 刘伟<sup>2,3</sup>, 崔晓磊<sup>1,2</sup>

(1. 哈尔滨工业大学精密热成形全国重点实验室, 哈尔滨 150001;

2. 哈尔滨工业大学材料科学与工程学院, 哈尔滨 150001;

3. 中国航天科技集团公司第六研究院西安航天动力研究所, 西安 710100)

**[摘要]** 薄壁偏心喷管两端的直段通常采用拼焊结构, 严重影响飞行器的装配精度与服役性能。本文采用锥管坯整体液压成形偏心喷管, 该方法与直管坯液压成形相比可大幅降低壁厚减薄。通过数值模拟与试验研究了 GH3044 偏心喷管在不同端部约束条件下的应力特性、补料行为、回弹规律以及壁厚分布。结果表明, 端部约束条件显著影响锥壳的应力状态和屈服顺序。相较于两端固定约束方式, 仅固定小端的管坯在内压作用下可产生 6 mm 的自补料量, 轴向壁厚的平均减薄率由 6.2% 降低至 4.2%, 且管件在偏心侧壁厚减薄更为明显。此外, 小端固定时管件整体的回弹较小, 提高整形内压可降低管件回弹。最终在小端固定及两端固定的条件下均成形出了两端直段内径偏差均满足设计要求的 GH3044 偏心喷管, 为高温合金喷管的室温精密整体成形提供了理论基础与技术支撑。

**关键词:** 高温合金; 锥壳; 喷管; 薄壁结构; 液压成形

中图分类号: V26; TG3

文献标志码: A

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.25020205

## Hydroforming Behavior of GH3044 Thin-Walled Eccentric Nozzle

YIN Shijie<sup>1,2</sup>, HE Jiuqiang<sup>1</sup>, LIU Wei<sup>2,3</sup>, CUI Xiaolei<sup>1,2</sup>

(1. State Key Laboratory of Precision Hot Forming, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China;

2. School of Materials Science and Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China;

3. Xi'an Aerospace Propulsion Institute, China Aerospace Science and Technology Corporation Sixth Research Institute, Xi'an 710100, China)

**[ABSTRACT]** The thin-walled eccentric nozzle usually adopts a welded structure for the straight sections at both ends, which seriously affects the assembly accuracy and in-service performance of aircraft. This study proposes a new method of integral hydroforming with a conical tube blank, which significantly reduces the wall thickness reduction compared to the hydroforming process with straight tube blanks. The stress characteristics, feeding behavior, springback characteristics, and wall thickness distribution of the GH3044 eccentric nozzle were studied under different end constraint conditions through numerical simulation and experiments. The results show that the end constraint conditions have a significant impact on the stress state and yield sequence of the conical shell. Compared with the constraint method of both ends fixed, the tube blanks with only the small end fixed can obtain a self-feeding amount of 6 mm under the action of internal pressure, and the average axial wall thickness reduction rate of the nozzle is reduced from 6.2% to 4.2%, and the thickness reduction is more pronounced on the eccentric sidewalls of the tubular components. Furthermore, the overall springback of tubular components with the small end fixed is relatively small, and increasing the calibration pressure can reduce springback. Finally, the GH3044

收稿日期: 2025-06-30; 退修日期: 2025-08-04; 录用日期: 2025-09-02

基金项目: 国家自然科学基金(52475337, 52495002); 哈尔滨工业大学精密热成形全国重点实验室基金(JCKYS2024603C003)

通信作者: 崔晓磊, 副教授, 博士生导师, 研究方向为薄壁构件液压成形理论与技术, 曲面壳体刚/弹性复合模近均布加载成形技术。

eccentric nozzles with the inner diameter deviations of the straight sections at both ends meeting the design requirements were successfully formed under two conditions: Small end fixed and both ends fixed. This provides a theoretical basis and technical support for the precision integral net-shape forming of superalloy nozzles at room temperature.

**Keywords:** Superalloy; Conical shell; Eccentric nozzles; Thin-walled structures; Hydroforming

高温合金广泛应用于航空装备及燃气轮机最热端部件。然而,该类材料本身强度高、加工硬化效率显著,其室温成形十分困难<sup>[1]</sup>,且高温合金构件成形后回弹严重,使得零件精度难以控制<sup>[2]</sup>。薄壁偏心喷管作为飞行器的关键结构,0.1 mm 级的误差即可造成气动效率的显著下降,其成形质量直接影响飞行器的装配精度与服务性能。

薄壁偏心喷管为薄壁锥壳结构,一般可通过多次拉深或旋压成形获得<sup>[3-5]</sup>。由于偏心结构的不对称性导致材料流动不均匀、应力分布复杂,偏心类锥壳的拉深工艺面临较大的挑战。然而,尽管缩径旋压和剪切旋压能实现偏心类锥壳的成形<sup>[6-7]</sup>,但当锥壳的长径比( $l/d$ )较大时极易发生起皱缺陷。

管材液压成形技术在整体成形变截面空心构件上具有显著优势。Jansson 等<sup>[8]</sup>通过内压与轴向补料的联合作用,成形出膨胀率为 47.5% 的 6063 铝合金锥壳构件。为突破成形极限,获得更大的膨胀率, Yuan 等<sup>[9]</sup>提出“有益皱纹”预成形方法实现了在变形区的聚料,获得了膨胀率为 75% 的 SS304 双锥形管件<sup>[10]</sup>。然而,管件越长、壁厚越薄,越容易在皱纹的预制过程中发生轴向失稳屈曲<sup>[11]</sup>,且管件的膨胀率越大,所需的聚料量也增加,容易产生无法展平的“死皱”缺陷。此外,难以根据最终管件不同位置的膨胀率控制对应位置的皱纹形状与大小<sup>[12]</sup>,限制了该方法在锥形管件上的应用。

传统的液压成形工艺一般选用直径小于或等于锥壳构件最小直径的直管坯<sup>[13]</sup>,这样获得的管件在截面尺寸较大的区域会出现严重的壁厚减薄,沿轴向的壁厚均匀性较差<sup>[14]</sup>。为满足壁厚的设计要求,必须以减薄最严重位置的壁厚为基准选择管坯,这造成了材料的严重浪费并增加了制造成本。为降低管件膨胀率并防止壁厚过度减薄,通过“卷焊预成形”获得与目标构件轮廓相近的锥形管坯再进行后续成形是获得锥形管件的一种有效思路<sup>[15]</sup>。Wang 等<sup>[16]</sup>采用锥形管坯的高温热胀工艺,成功制备出变径比为 1.75 的 Ti-55 杯锥形管件。朱元谱等<sup>[17]</sup>采用卷焊锥形筒坯液压成形工艺,制备出双层曲母线锥壳构件。Tabatabaei 等<sup>[18]</sup>利用聚氨酯作为固体填充介质实现了钛合金锥形筒构件的冷胀成形,所制备构件壁厚的均匀性得到显著提升。

本文研究了偏心喷管在不同端部约束条件下的应力特性、补料行为、回弹规律以及壁厚分布,并采用“卷焊锥管坯+室温液压成形”的工艺路线制造出了厚度仅为 0.8 mm 的 GH3044 高温合金薄壁偏心喷管样件,为高温合金薄壁锥壳构件的室温整体成形提供了新的思路和工艺基础。

## 1 试验及方法

### 1.1 试验试件及材料性能

薄壁偏心喷管由锥形段和两端直段组成,总长度为 352 mm。锥形段部分的锥角  $\varphi$  为  $8.2^\circ$ ,且锥形段中心轴线与垂线之间存在  $1.8^\circ$  的偏心角,偏心距为 11 mm。两端存在长度为 5 mm 的小直段特征,小端和大端外径  $d_1$ 、 $d_2$  分别为 43 mm 和 92 mm,内径允许偏差为  $\pm 0.36$  mm。管件沿中心轴线截面为非圆形,截面上各点的曲率半径均不相同。薄壁偏心喷管示意图及基本尺寸如图 1 所示。

原始板坯选用厚度为 0.83 mm 的 GH3044 合金板材。依据标准 GB/T 228.1—2021,对板材轧制方向 (Rolling direction, RD) 和垂直于轧制方向 (Transverse direction, TD) 的力学性能进行测试,获得板坯力学性能如图 2 (a) 所示。此外,采用数字图像相关法 (Digital image correlation, DIC) 分别获得了轧制方向以及横向的厚向异性系数 ( $r$  值),如图 2 (b) 所示。表 1 给出了 GH3044 高温合金板材的基本力学性能及各向异性参数。可以看出, GH3044 合金板材在 RD 和 TD 两个方向的屈服及硬

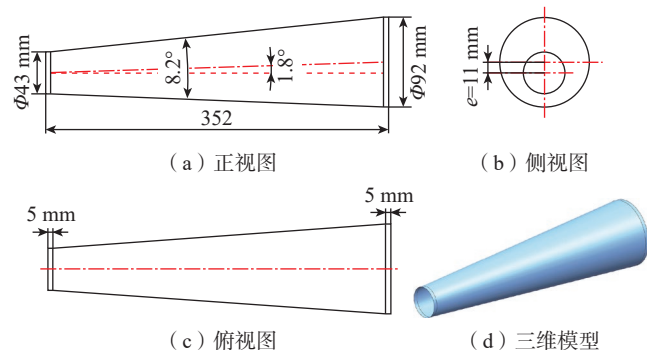


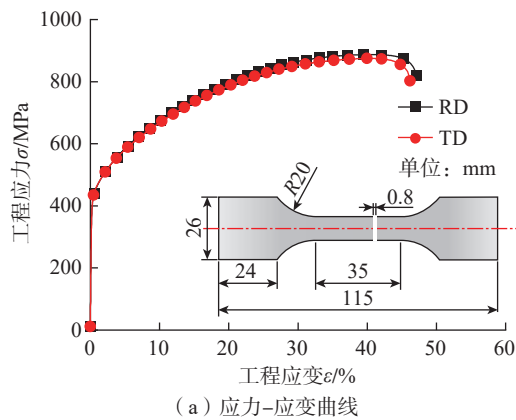
图 1 高温合金薄壁偏心喷管

Fig.1 Superalloy thin-walled eccentric nozzle

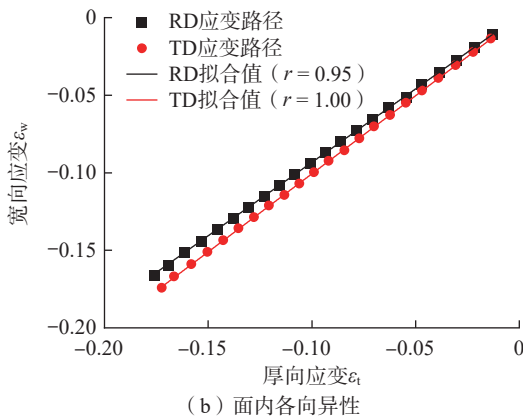
化行为基本一致。此外, GH3044 合金板材在 RD 和 TD 两个方向各向异性系数均接近于 1。因此, 该 GH3044 合金板材可被认为各向同性。由于管坯的径厚比较大, 滚弯过程中沿垂直于轧制方向弯曲产生的应变硬化被忽略。因此, 卷焊后的锥管坯仍被认为是各向同性, 后续可采用 Mises 屈服准则进行有限元模拟。

## 1.2 试验方案与装置

偏心喷管的变径比 ( $d_2/d_1$ ) 为 2.14, 使用直管坯液压成形时壁厚减薄严重。因此, 设计了小端和大端的最大膨胀率  $\eta$  分别为 8.5% 和 4.0% 的锥形管坯进行液压成形。采用“滚弯 + 焊接”工艺获得锥管坯, 其总长度为 445 mm, 管坯小端及大端外径  $D_1$ 、 $D_2$  分别为 35 mm 和 96 mm, 锥角  $\varphi_0$  为  $7.8^\circ$ 。图 3 为薄壁偏心喷管的液压成形方案, 对成形后的管件的工艺段进行切除后得到



(a) 应力-应变曲线



(b) 面内各向异性

图 2 GH3044 合金板材力学性能及各向异性

Fig.2 Mechanical properties and anisotropy of GH3044 alloy sheet

表 1 GH3044 板坯力学性能及各向异性参数

Table 1 Mechanical properties and anisotropy of GH3044 sheet blank

| 方向 | 屈服强度 $\sigma_s$ /MPa | 抗拉强度 $\sigma_b$ /MPa | 延伸率 $\delta$ /% | 强度系数 $K$ /MPa | 硬化指数 $n$ | 厚向异性系数 $r$ |
|----|----------------------|----------------------|-----------------|---------------|----------|------------|
| 轧向 | 421.5                | 887.1                | 47.1            | 1844.5        | 0.39     | 0.95       |
| 横向 | 425.5                | 874.7                | 46.2            | 1797.4        | 0.39     | 1.00       |

GH3044 薄壁偏心喷管。

试验装置采用哈尔滨工业大学自主研发的 20 MN 多轴数控内高压成形机。液压成形模具主要由上模、下模、小端冲头以及大端冲头组成, 模具装配如图 4 (a) 所示。为实现端部固定, 先对管坯端部进行“扩口变形”, 在后续的成形过程中对扩口的管端施加一定冲头推力从而实现端部固定约束, 使材料无法沿轴向进行流动。此外扩口预变形还起到密封作用, 如图 4 (b) 和 (c) 所示。端部自由状态, 主要指管坯没有被完全固定, 在内压作用下可沿轴向发生一定流动。以大端自由为例, 由于锥管的特殊结构, 成形过程中管坯大端材料在液压 ( $p$ ) 的作用下发生缩口, 流入模具型腔。此时, 大端冲头无需施加额外的作用力, 仅需克服液体反力满足密封条件即可, 试验过程中采用 O 形密封圈径向密封 (图 4 (b))。最终实现了小端固定、大端自由以及两端固定 2 种端部约束方式, 并在 50 MPa 的整形压力下获得了相应的管件。

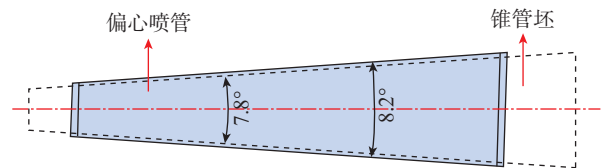
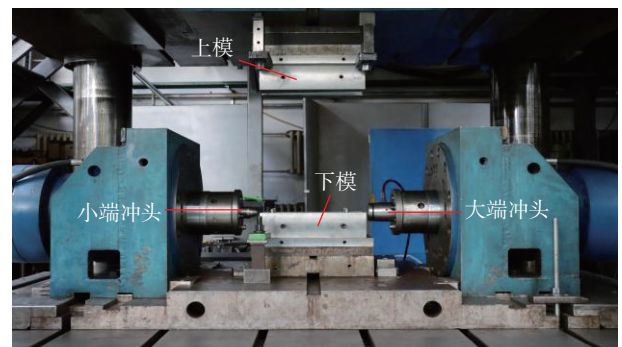
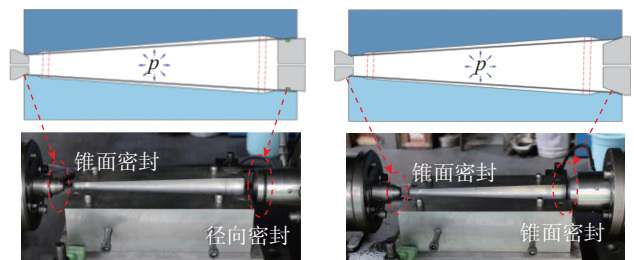


图 3 薄壁偏心喷管液压成形方案

Fig.3 Hydroforming scheme of thin-walled eccentric nozzle



(a) 模具装配图



(b) 小端固定

(c) 两端固定

图 4 试验装置

Fig.4 Experimental equipment

### 1.3 有限元模型

采用 ABAQUS/Explicit 6.14 对偏心喷管的液压成形过程进行仿真分析。其中,管坯的材料属性采用 Mises 各向同性屈服模型。管坯定义为外表面,并采用尺寸为 1.2 mm 的 S4R 四节点减缩积分壳单元网格。由于管件的变形量较小,未对焊缝进行独立建模。模具网格类型为 R3D4 四边形结构网格,网格尺寸为 1.6 mm。模具与管坯间的库仑摩擦系数为 0.1。在管坯内表面施加沿径向的压强,并添加耦合约束设置管坯的大端或小端约束条件。建立了偏心喷管液压成形有限元模型,如图 5 所示。最后,采用 ABAQUS/Standard 模块对管件回弹进行模拟。

## 2 结果与讨论

### 2.1 端部约束对管坯屈服顺序和应力轨迹的影响

锥壳的端部约束条件显著影响锥形管坯的应力状态和屈服顺序。小端固定、大端固定、两端固定 3 种端

部约束条件下管件成形区的 Mises 应力分布如图 6 所示。在小端固定的约束条件下,当内压增加到 7.5 MPa 时,管坯小端的等效应力为 425.8 MPa,达到材料的屈服强度,管坯小端发生屈服;此时,管坯大端的等效应力最大为 409.7 MPa,大端尚未发生屈服。直到内压增大至 8.2 MPa 时,管坯大端的等效应力才达到材料的屈服强度而开始发生屈服,如图 6 (a) 所示。随着内压的增加,

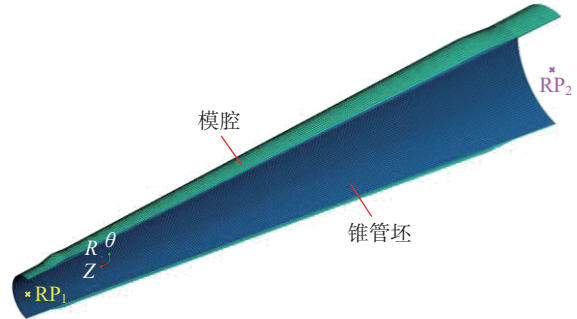


图 5 偏心喷管液压成形有限元模型  
Fig.5 Finite element model of eccentric nozzle hydroforming

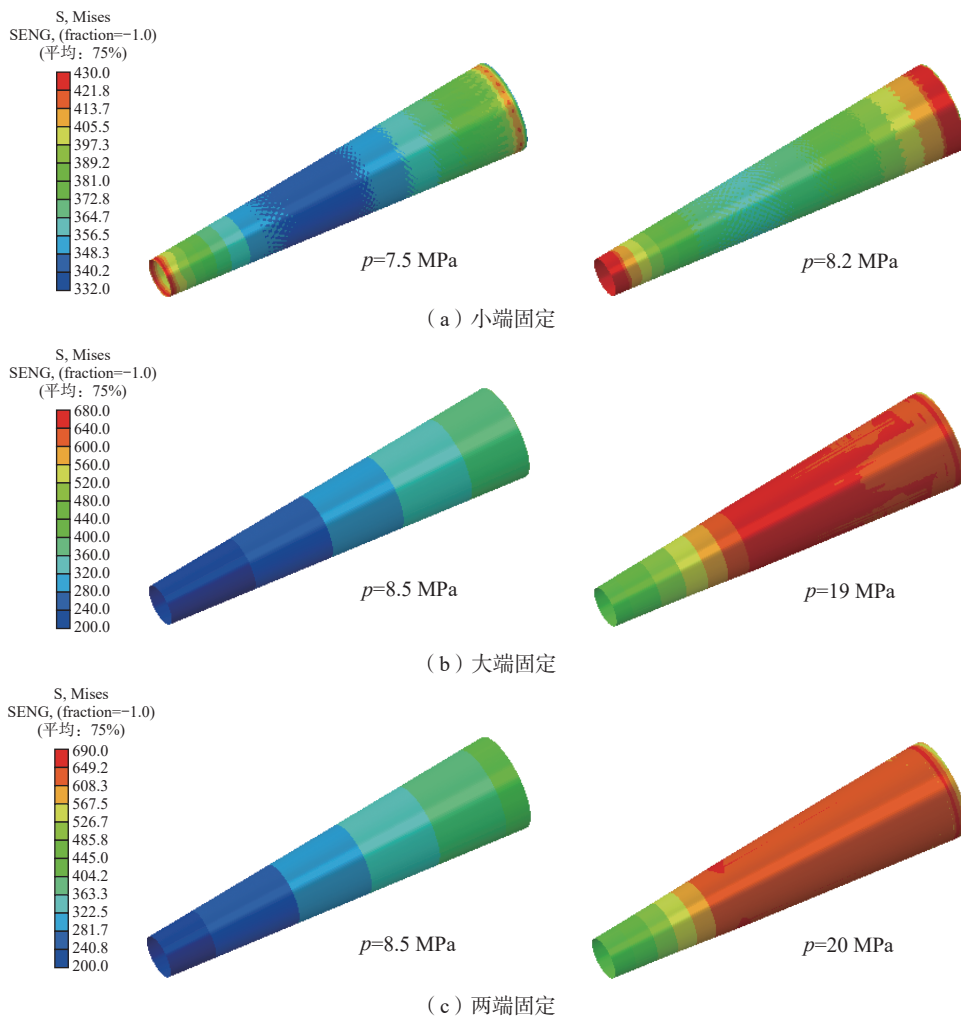


图 6 不同端部约束条件下 GH3044 偏心锥管的屈服顺序

Fig.6 Yield sequence of GH3044 eccentric conical tube with different end constraints

管坯中部锥形段发生变形,变形逐渐向小端传递直至完全贴模。在大端固定和两端固定的端部约束方式下,管坯呈现相同的屈服规律,如图6(b)和(c)所示。内压增加至8.5 MPa时,大端首先发生屈服,之后屈服由大端向小端传递,管坯完全进入塑性变形状态。在两端固定和大端固定的约束条件下,小端屈服压力分别为19 MPa和20 MPa。

锥形管坯在不同的端部约束方式下会处于不同的应力状态。基于各向同性硬化的Mises屈服模型,绘制了不同约束方式下管件小端点A的应力路径,该点位于靠近小端直段的锥形段区域,如图7所示。在小端固定的约束方式下,管坯尚未发生屈服时,管坯小端在轴向受压应力,处于拉-压的应力状态。小端屈服后发生中性变载,应力状态由拉-压的应力区过渡至拉-拉应力区,直至接近平面应变状态。而在大端固定和两端固定的约束方式下,锥形管坯小端始终处于拉-拉应力状态。在两端固定的约束方式下,管坯小端始终处于平面应变应力状态附近。而对于大端固定约束下的管坯,其小端的应力状态介于平面应变和环向单拉应力状态之间。因此,在两端固定的约束条件下管件的壁厚减薄更大。此外,在3种不同约束方式下,锥形管小端在成形后期的应力状态趋于一致,因此,3种约束方式下锥管所需的最小成形压力也基本相同。

## 2.2 轴向补料及贴模规律

采用约束端部的方式可以使锥管坯在液压作用下产生轴向附加应力,从而进行自补料。图8为分别固定

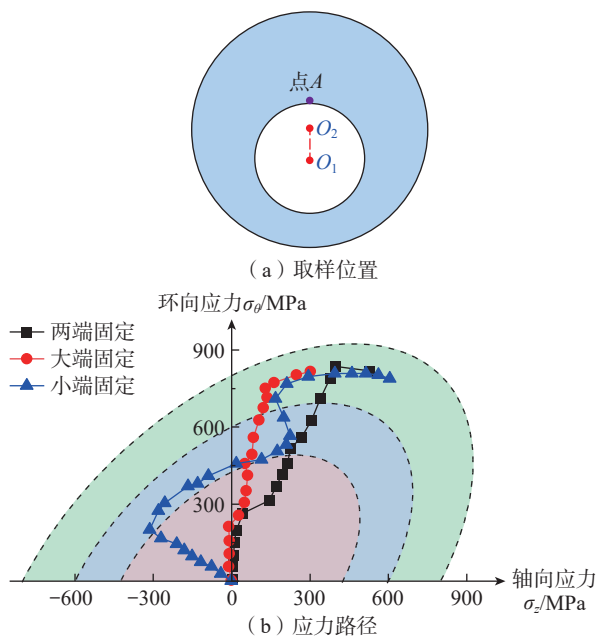


图7 不同约束方式下管件小端的应力路径

Fig.7 Stress paths of the small end under different constraint conditions

大端和小端时,自由端轴向位移随内压的变化规律。在小端固定时,补料过程发生在大端屈服后的一个较短的阶段,对应内压范围为8~12 MPa,大端贴模后管坯材料便不再沿轴向移动。大端固定时,管坯小端在充液前期受到内压引起的轴向推力向外移动了微小的距离。当内压增加至10 MPa后,管坯大端发生屈服,小端的材料开始不断向大端收缩。当管坯贴模后,材料不再发生流动,继续提高内压对补料量无影响。在小端固定时,锥形管坯大端沿轴向收缩了7.6 mm;而在大端固定时,锥形管坯小端沿轴向收缩了4.3 mm。根据体积不变原理,小端固定时的补料量约为大端固定时的5倍,能有效缓解成形区壁厚的减薄。

端部约束条件会影响管坯的应力状态和屈服顺序,但管件的贴模顺序却保持一致,均为大端最先贴模,小端与工艺段的过渡区最后贴模。大端固定以及两端固定时,屈服最先发生在管坯大端并向小端传递,因而大端最先贴模。然而,在小端固定的约束条件下,管坯小端先发生屈服但大端最先贴模(图9(a))。管坯在内压产生的附加轴向推力的作用下发生自补料,其大端发生缩口变形并沿轴向不断向小端收缩,因而大端最先贴模。随着大端贴模基本完成,管坯受到的摩擦力越来越大。当大端部分的材料收缩到一定程度后便不再沿轴向移动,此后未贴模的部分在大端、小端、模腔形成的密闭空间中发生胀形。与两端固定的约束方式类似,此时材料应力状态接近平面应变状态。此外,由于小端直段部分膨胀率更大且补料困难,因此小端的直段特征的成形需要更大的压力(图9(b))。

## 2.3 起皱缺陷分析

利用刚性冲头对管坯小端进行固定约束时,若冲头对管端推力较大,超过管坯失稳的临界应力,锥形管的小端部分易发生失稳起皱,如图10所示。但这种起皱缺陷发生在小端工艺段部分,管坯变形区仍能满足端部

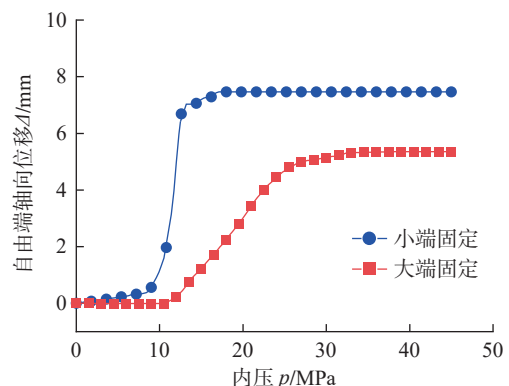


图8 不同端部约束条件下管件补料规律

Fig.8 Feeding rule of tube components under different end constraint conditions

约束条件。在喷管小端直段部分增加适当的余量后,即增加工艺段长度,其小端直段部分可获得较好的贴模效果。此时,即使出现了起皱缺陷,去除工艺段后依旧可获得合格的管件。

### 2.4 回弹规律与尺寸精度

在小端固定的约束方式下,提取了锥管小端直段、锥形段中间位置、大端直段在不同整形内压下的回弹量,如图 11 (a) 所示,小端和锥形段的回弹量较小,大端部分的回弹量较大。提高整形内压可有效降低管件回弹。在 50 MPa 的整形内压时,偏心锥管在不同端部约束方式下均为小端的回弹小,大端部分的回弹大,如

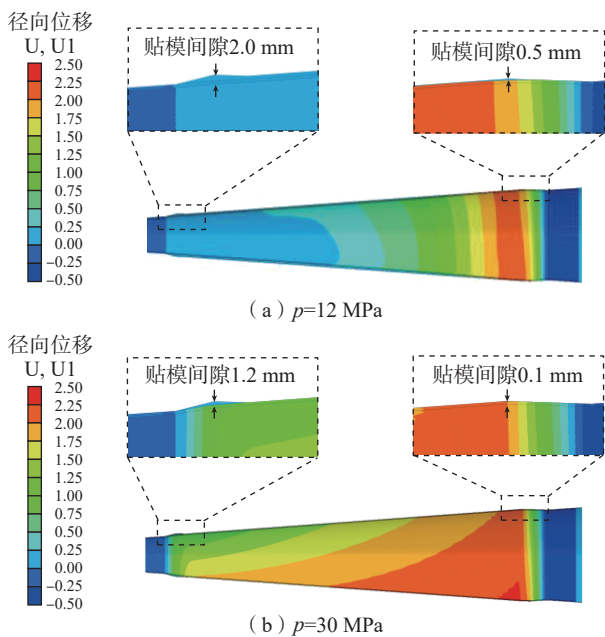


图 9 小端固定约束条件下管件的贴模顺序

Fig.9 Die-sticking sequence of tubular components under small end fixed constraint condition

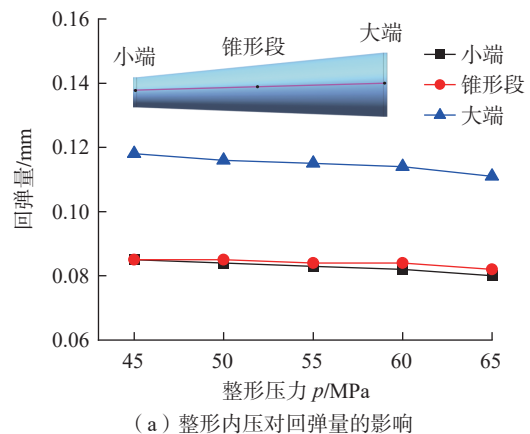


图 10 小端起皱缺陷

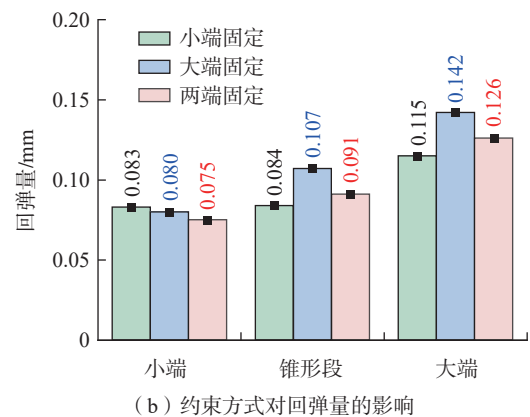
Fig.10 Wrinkling defect at small end

图 11 (b) 所示。小端固定的条件下管件整体的回弹较小,大端固定的条件下管件整体回弹最大。管件小端在小端固定的条件下回弹最大,在两端固定的条件下回弹最小;管件大端在大端固定的条件下回弹最大,小端固定时回弹最小。

偏心喷管小端、大端直段的公称内径分别为 41.34 mm 和 90.34 mm,在 50 MPa 的整形内压下分别获得了两种端部约束方式的管件。在小端固定的约束方式下,偏心喷管的小端直段的内径偏差为  $[-0.14 \text{ mm}, -0.10 \text{ mm}]$ ;大端直段的内径偏差为  $[-0.24 \text{ mm}, -0.12 \text{ mm}]$ ,位于尺寸允许的  $\pm 0.36 \text{ mm}$  变动范围内;在两端固定的约束方式下,小端直段的内径偏差为  $[-0.12 \text{ mm}, -0.05 \text{ mm}]$ ,大端直段的内径偏差为  $[-0.26 \text{ mm}, -0.16 \text{ mm}]$ ,位于尺寸允许的  $\pm 0.36 \text{ mm}$  变动范围内。两种约束方式下管件端部直段均满足精度要求,管件成形区的型面偏差如图 12 所示。对于小端固定条件下获得的管件,其小端部分的型面偏差略大于两端固定条件下的管件,最大偏差分别为  $-0.13 \text{ mm}$  和  $-0.11 \text{ mm}$ ;小端固定条件下管件锥形段部分的型面偏差较小,最大偏差为  $-0.06 \text{ mm}$ ;两端固定条件下为  $-0.10 \text{ mm}$ 。对于管件大端部



(a) 整形内压对回弹量的影响



(b) 约束方式对回弹量的影响

图 11 回弹规律

Fig.11 Springback characteristics

分型面偏差,两种端部约束条件下的最大偏差相近,均为 $-0.12\text{ mm}$ 。

## 2.5 壁厚分布规律

整形内压为 $50\text{ MPa}$ 时,不同端部约束方式下GH3044 偏心喷管的小端环向壁厚分布结果如图13 (a)所示,管件在偏心侧壁厚减薄较大,两端固定和小端固定的约束条件下管件小端的环向最大减薄率分别

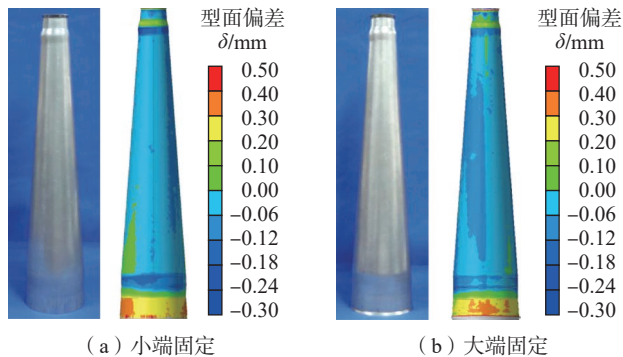
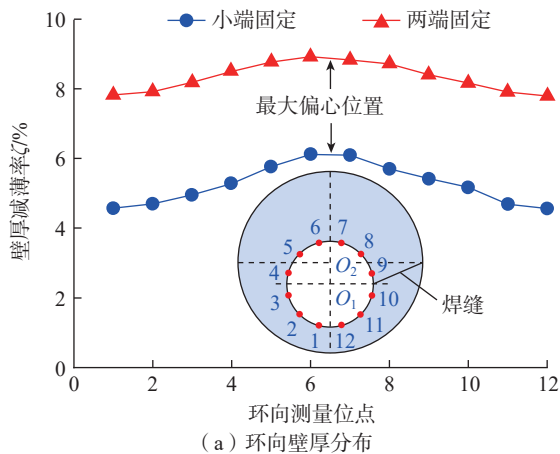
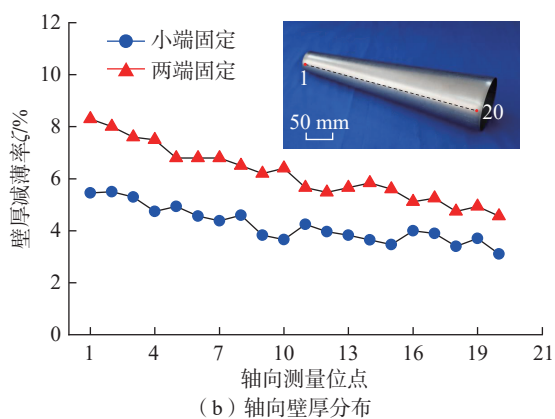


图12 不同端部约束方式下管件的型面偏差

Fig.12 Profile deviation of tubular components with different end constraint conditions



(a) 环向壁厚分布



(b) 轴向壁厚分布

图13 壁厚分布规律

Fig.13 Distribution rule of wall thickness

约为 $9\%$ 和 $6\%$ 。在小端固定和两端固定两种端部约束条件下GH3044 偏心喷管的轴向壁厚分布规律基本一致,壁厚沿轴向从大端向小端的厚度减薄率不断增加,在锥形段的小端部分壁厚减薄较大,大端部分的壁厚减薄较小,如图13 (b)所示。在小端固定的约束条件下,偏心锥管在液压的作用下获得的实际补料量为 $6\text{ mm}$ ;而在两端固定的约束条件下,由于管件无法发生补料,壁厚减薄更为明显。在小端固定和两端固定的约束方式下,偏心喷管轴向壁厚的平均减薄率分别为 $4.2\%$ 和 $6.2\%$ 。

## 3 结论

(1) 端部约束条件影响管坯的屈服顺序及应力状态;在不同端部约束条件下均为大端最先贴模,小端最后贴模。

(2) 在两端固定的约束方式下管件轴向壁厚的平均减薄率为 $6.2\%$ ;通过固定小端的约束方式可获得 $6\text{ mm}$ 的轴向补料量,使轴向壁厚的平均减薄率降低至 $4.2\%$ 。管件在偏心侧壁厚减薄较大,两端固定和小端固定的约束条件下管件小端的环向最大减薄率分别为 $9\%$ 和 $6\%$ 。

(3) 当冲头对管端推力较大时,锥形管的小端易发生失稳起皱,延长工艺段后可获得合格的管件。

(4) 小端固定的条件下管件整体的回弹较小,提高整形内压可降低管件回弹。在 $50\text{ MPa}$ 整形压力下可获得小端及大段直段的内径偏差均满足设计要求的偏心喷管。

## 参考文献

- [1] CUI X L, TENG B G, YUAN S J. Hydroforming process of complex T-shaped tubular parts of nickel-based superalloy[J]. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, 2021, 32: 476-490.
  - [2] HE W L, WAN M, MENG B. Size effect on nonlinear unloading behavior and Bauschinger effect of Ni-based superalloy ultrathin sheet[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2022, 231: 107563.
  - [3] SUN Z Y, YE F M. Study on conveying force area of cone-shaped parts in multi-pass hydroforming[J]. Journal of the Chinese Institute of Engineers, 2020, 43(8): 775-784.
  - [4] GORJI A, ALAVI-HASHEMI H, BAKHSHI-JOOYBARI M, et al. Investigation of hydrodynamic deep drawing for conical-cylindrical cups[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2011, 56(9): 915-927.
  - [5] JIA Z, YE T, HAN Z R, et al. Study on die-less spinning of cone-cylinder combined hollow parts[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2019, 271: 488-498.
  - [6] 夏琴香, 张赛军, 梁佰祥, 等. 三维非轴对称偏心类管件旋压成形时的变形力分析[J]. 机械工程学报, 2005, 41(10): 200-204.
- XIA Qinxiang, ZHANG Saijun, LIANG Baixiang, et al. Analysis on the spinning forces for 3D non-axisymmetrical thin-walled offset tubes[J].

Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2005, 41(10): 200–204.

[7] XIA Q X, CHENG X Q, HU Y, et al. Finite element simulation and experimental investigation on the forming forces of 3D non-axisymmetrical tubes spinning[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2006, 48(7): 726–735.

[8] JANSSON M, NILSSON L, SIMONSSON K. Tube hydroforming of aluminium extrusions using a conical die and extensive feeding[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2008, 198(1–3): 14–21.

[9] YUAN S J, WANG X S, LIU G, et al. Control and use of wrinkles in tube hydroforming[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2007, 182(1–3): 6–11.

[10] YUAN S J. Numerical simulation of hydroforming a double conical tube[J]. AIP Conference Proceedings, 2005, 778(1): 595–600.

[11] 崔晓磊. 管材流体高压成形起皱行为与皱纹控制研究进展[J]. 机械工程学报, 2021, 57(12): 226–236.

CUI Xiaolei. Research progress on wrinkling behavior and wrinkles control for tube hydroforming[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2021, 57(12): 226–236.

[12] YANG C, NGAILE G. Preform design for tube hydroforming based on wrinkle formation[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2011, 133(6): 061014.

[13] HAN C, LIU Q, LU H, et al. Thickness improvement in hydroforming of a variable diameter tubular component by using wrinkles

and preforms[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 99(9): 2993–3003.

[14] YUAN S J, YUAN W J, WANG X S. Effect of wrinkling behavior on formability and thickness distribution in tube hydroforming[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2006, 177(1–3): 668–671.

[15] 赵雅丽, 惠蒲, 崔珊珊. 某型号喷管内壁成形缺陷分析及工艺改进[J]. 火箭推进, 2019, 45(4): 63–68.

ZHAO Yali, HUI Pu, CUI Shanshan. Analysis of forming defects and improvement of forming technology for a certain type nozzle inner wall[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2019, 45(4): 63–68.

[16] WANG K H, SHI C Y, ZHU S Q, et al. Hot gas pressure forming of Ti-55 high temperature titanium alloy tubular component[J]. Materials, 2020, 13(20): 4636.

[17] 朱元谱, 崔晓磊, 苑世剑, 等. 双层曲母线锥壳构件整体液压成形工艺研究[J]. 航天制造技术, 2024(4): 1–5.

ZHU Yuanpu, CUI Xiaolei, YUAN Shijian, et al. Research on integral hydroforming process of double-layered conical shell component with curved generatrix[J]. Aerospace Manufacturing Technology, 2024(4): 1–5.

[18] TABATABAEI S M R, SAFARI M, ESFAHANI R S, et al. Experimental and numerical investigation of cold bulge forming of titanium alloy Ti55[J]. World Journal of Mechanics, 2013, 3(9): 323–327.

(责编 七七)