

薄壁回转体零件立式内高压胀形仿真及应用

高献娟¹, 王子荣², 阚田田¹, 黄青松¹, 孙毓霞¹, 张 帅², 赵文华²

(1. 中国航发沈阳黎明航空发动机有限责任公司, 辽宁 沈阳 110041;

2. 伍玥航科(天津)精密制造有限公司, 天津 300400)

摘要:为解决薄壁回转体零件采用传统分体式拼焊和刚性胀瓣胀形方式制造时出现的产品尺寸精度差、装配困难、合格率低和成本高等问题,以内高压胀形技术为基础,设计立式内高压胀形方案,运用有限元分析软件进行模拟、理论计算辅助分析,并开展实际生产试验进行验证。结果表明:直径为 $\Phi 300 \sim \Phi 800$ mm 的薄壁回转体零件的立式内高压胀形方案可行,立式内高压胀形方案最佳的密封结构为 Y 型密封结构,该密封结构需保证预制坯外径大于 Y 型密封圈内径 $\Phi 0.3 \sim \Phi 0.5$ mm,且预制坯外径圆度小于 0.2 mm,最大可密封 160 MPa 液室压力。研究结果为大直径薄壁回转体零件的整体精密成形提供了新思路。

关键词:薄壁回转体零件;立式内高压胀形;密封结构;外径圆度;液室压力

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2025.06.011

中图分类号: TG394

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2025) 06-0086-09

Simulation and application on vertical internal high-pressure bulging for thin-walled rotating parts

Gao Xianjuan¹, Wang Zirong², Kan Tiantian¹, Huang Qingsong¹, Sun Yuxia¹, Zhang Shuai², Zhao Wenhua²

(1. AVIC Shenyang Liming Aero Engine Co., Ltd., Shenyang 110041, China;

2. Wuyue Hangke (Tianjin) Precision Manufacturing Co., Ltd., Tianjin 300400, China)

Abstract: In order to solve the problems of poor product dimensional accuracy, difficult assembly, low pass rate and high cost when thin-walled rotating parts were manufactured by traditional split welding and rigid expansion and bulging method, the vertical internal high-pressure bulging scheme was designed based on internal high-pressure pulging technology, and finite element analysis software was used for simulation, theoretical calculations and auxiliary analysis. Furthermore, the actual production tests were conducted for verification. The results show that the vertical internal high-pressure bulging scheme for thin-walled rotating parts with a diameter of $\Phi 300 \sim \Phi 800$ mm is feasible. Its optimal sealing structure is Y-shaped sealing structure, which must ensure that the outer diameter of preformed blank is larger than the inner diameter of Y-shaped sealing ring by $\Phi 0.3 \sim \Phi 0.5$ mm, and the outer diameter roundness of preformed blank is within 0.2 mm, and the maximum liquid chamber pressure that can be sealed is 160 MPa. Thus, the research result provides new ideas for the integral precision forming of large-diameter thin-walled rotating parts.

Key words: thin-walled rotating parts; vertical internal high-pressure bulging; sealing structure; outer diameter roundness; liquid chamber pressure

近年来,随着航空航天飞行器的不断发展,对各类飞行器的性能要求逐渐提高,尤其对于飞行器的动力之源——发动机有着更高的要求。而薄壁回转体零件在航空航天飞行器发动机中有着非常广泛的应用,直径通常为 $\Phi 300 \sim \Phi 800$ mm。传统航空航

天发动机中,薄壁回转体零件形状简单,截面曲率变化较小,且多采用 3~4 段的分体结构,经切割、修配后进行焊接组合,或采用卷焊预制坯后刚性胀形成形^[1]。其内部应力分布不均,导致成形后贴模度低,外形精度差、回弹大、装配困难,且需较多人工手动校正干预,导致生产效率低、产品合格率低、生产成本低等诸多问题,大大制约了新型航空航天飞行器的发展进程。研制高效、低成本的薄壁回转体零件的一体成形工艺已经成为了迫在眉睫的技术挑战。

收稿日期: 2024-11-24; 修订日期: 2025-02-26

作者简介: 高献娟 (1975-), 女, 硕士, 高级工程师

E-mail: 15640580956@163.com

通信作者: 王子荣 (1990-), 男, 硕士, 工程师

E-mail: 13652095025@139.com

充液胀形技术可分为板材充液胀形和管材内高压胀形。该技术是一种以管材为坯料，通过向管材内部施加超高压液体和轴向进给补料将管坯压入至模具型腔使其成形为所需工件的工艺^[2]。该工艺在整体成形、精密成形、降低回弹等方面均有着较好的效果，故而非常适用于航空航天领域复杂薄壁钣金零件的精密成形^[3]。但该工艺通常将管坯卧式放入上下型腔内，使用左右侧推头进行进给补料并实现密封，如图 1 所示，适用于直径为 $\Phi 25 \sim \Phi 200$ mm 的零件的成形制造，其中 f 为设备作用于成形模具的作用力。而航空航天发动机中的薄壁回转体零件直径较大，通常为 $\Phi 300 \sim \Phi 800$ mm，采用传统卧式内高压胀形方案对设备要求非常高^[4]，故本文以直径为 $\Phi 300 \sim \Phi 800$ mm 的薄壁回转体零件为研究对象，以内高压胀形技术原理为指导，设计立式内高压胀形工艺方案，并通过有限元分析软件进行分析验证，通过理论计算进行辅助分析，最终通过实际生产验证该方案的可行性，并确定立式内高压胀形工艺方案的密封形式。以此来解决航空航天飞行器上直径为 $\Phi 300 \sim \Phi 800$ mm 的薄壁回转体零件的精密成形问题，并为此类零件的精密成形工艺方案提供技术参考。

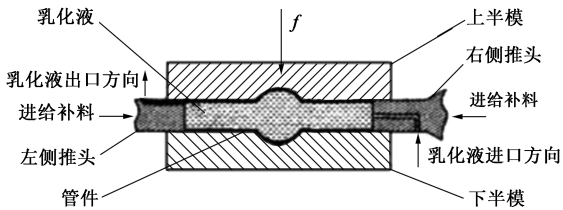


图 1 卧式内高压胀形示意图
Fig. 1 Schematic diagram of horizontal internal high-pressure bulging

1 零件简介

1.1 零件特征介绍及传统工艺方案说明

本文研究的薄壁回转体零件如图 2 所示，其为某飞机发动机机匣部分的零件之一，具有隔热、导流等作用，整体为一个无底筒形，侧壁截面较为复杂。零件的厚度为 1.2 mm、最大外径约为 $\Phi 580$ mm、最小内径约为 $\Phi 500$ mm、整体高度约为 170 mm。要求零件整体成形，有且仅有一条纵向焊缝，轮廓度为 0.5 mm，厚度变化不超过原材料厚度的 20%。

若采用传统工艺方案，零件需在纵向新增 2~3 条焊缝，且需分体成形，而后再进行组装焊接，



图 2 薄壁回转体零件图
Fig. 2 Diagram of thin-walled rotating part

整体外径精度低、应力分布不均、回弹变形较大，生产效率低，生产成本低，产品合格率低^[5]。

1.2 材料介绍

GH3230 高温合金是一种 Ni-Cr 基固溶强化型变形高温合金，主要由镍、铬、钼、铁组成，同时包含铝、钛、碳等微量元素。这些元素的精确配比赋予了 GH3230 高温合金优异的力学性能和耐腐蚀性能，尤其是在高温环境下的稳定性和抗氧化性。GH3230 高温合金的化学成分不仅确保了其在高温下的强度和韧性，还提高了其抗蠕变和耐热疲劳性能，其使用温度范围为 700~1050 ℃，常用于制造航空发动机筒体等重要零部件^[6]。GH3230 高温合金的力学性能参数如表 1 所示。

表 1 GH3230 高温合金的力学性能参数
Table 1 Mechanical property parameters of superalloy GH3230

参数	屈服强度 R_{el}/MPa	抗拉强度 R_m/MPa	弹性模量 $E/$ ($\times 10^5 \text{ MPa}$)	断后伸长率 $A/\%$
数值	900	1200	2.1	20

1.3 零件成形难点分析

零件在发动机上进行回转运动，故而其产品尺寸精度要求较高，且上、下端口直径差距较大，采用传统 3~4 段的分体结构，经切割、修配后进行焊接组合制件时，最终产品因其内部应力分布不均，造成零件外形精度差、回弹大、装配困难等问题。

采用卷焊预制坯后刚性胀形成形制件时，因刚性胀瓣间的间隙，造成零件外形出现棱角、直边、应力分布不均等缺陷问题。

采用正常卧式内高压胀形成形制件时，因产品胀形所需内腔压力较大，产品截面面积大，导致无可用侧推设备，无法进行。

采用立式内高压胀形成形制件时，既要保证产品成形后型面贴合模具，又要保证产品上下端侧壁

能够密封内腔液体介质,还要便于零件的取、放等,故本文采用理论分析及实际验证相结合的方法对立式内高压胀形工艺方案进行研究,最终确定可行的成形工艺方案。

2 工艺路线及工艺型面的设计

2.1 工艺路线设计

通过对典型零件的特征分析、材料性能介绍和

成形难点分析,制定其成形方案为立式内高压胀形。需要先将切割后的坯料进行卷焊加工,形成能与模具密封结构配合的预制坯,再进行立式内高压胀形,最终切割零件外形,得到合格零件。工艺路线如图 3 所示。

2.2 工艺型面设计

工艺型面设计是冲压工艺设计中最重要的一部分,尤其本文采用的内高压胀形工艺方案,其作用更为明显。

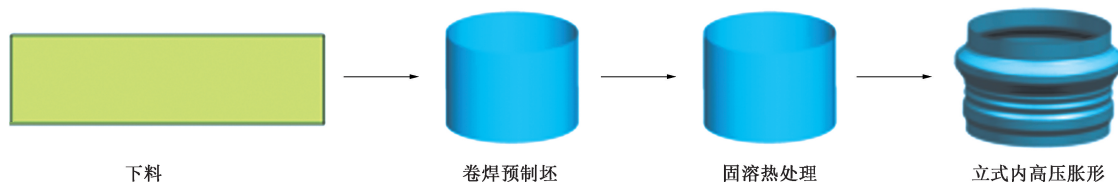


图 3 薄壁回转体零件立式内高压胀形工艺路线图

Fig. 3 Process route map for vertical internal high-pressure bulging of thin-walled rotating part

立式内高压胀形与卧式内高压胀形的模面设计并不相同。卧式内高压胀形工艺方案中,上、下模分模位置位于管坯侧面,无负角截面,模具左、右侧推头处实现管坯内腔流体介质密封,管坯放置、取出简单。立式内高压胀形工艺方案中,上、下模分模位置位于管坯横截面最大截面处,若其余位置仍有负角存在,则需将带有负角的模面进行周向拆分,并使之合模过程中滑动闭合。模具上、下端头处实现管坯内腔流体介质密封,但由于零件成形前后需进行上、下滑动取出,故零件放置、取出较为困难。

另外,两种内高压胀形工艺方案的模面设计也存在共同点。首先,需根据产品最大、最小的外形轮廓,设计预制坯的外形直径,要保证零件最大轮廓与最小轮廓位置均有一定的变形量,且其变形量相对均匀。其次,需将最大轮廓位置与补充型面以一个较为缓和的角度进行圆滑过渡,保证在成形的过程中,使预制坯较为顺利地补充进入最大外形轮廓位置。再次,需根据产品外形轮廓尺寸要求和其产品变形特点,进行回弹变形补偿处理。最后,需在工艺补充面两端保留一定长度的密封区域和补料量^[7]。

根据以上设计要求,立式内高压胀形工艺方案的最终模面设计如图 4 所示。

3 理论计算

根据文献[8]中卧式内高压胀形各受力计算

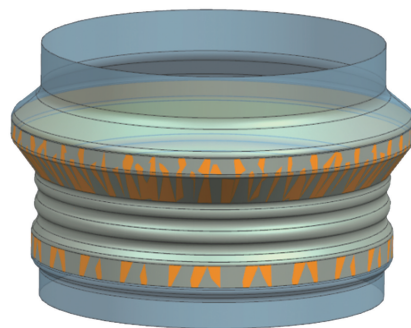


图 4 薄壁回转体零件立式内高压胀形工艺方案模面示意图

Fig. 4 Schematic diagram of die surface for vertical internal high-pressure bulging process scheme of thin-walled rotating part

公式(式(1)~式(7))进行理论计算,进而得到该产品立式内高压胀形成形工序的理论参数,为后续试验验证提供理论基础。

3.1 初始屈服压力

由式(1)可知,零件开始发生塑性变形所需的最小内腔压力,即初始屈服压力 p_s 为:

$$p_s = \frac{2t}{d} \cdot R_{el} \quad (1)$$

式中: t 为零件厚度; d 为管坯外径。

将零件尺寸及材料性能参数带入式(1)可得

$$p_s = \frac{2 \times 1.2}{495} \times 900 \text{ MPa} \approx 4.4 \text{ MPa}。$$

3.2 零件初始开裂压力

由式(2)可知,零件贴膜前,未发生开裂现

象的最大内腔压力为:

$$p_b = \frac{2t}{d} \cdot R_m \quad (2)$$

式中: p_b 为零件未发生开裂现象的最大内腔压力, 即初始开裂压力。

将零件尺寸及材料性能参数带入式 (2) 可得

$$p_b = \frac{2 \times 1.2}{495} \times 1200 \text{ MPa} \approx 5.8 \text{ MPa}。$$

3.3 整形压力

由式 (3) 可知, 零件特征圆角变形贴膜所需的最小内腔压力, 即整形压力 P_c 为:

$$p_c = \frac{t}{r_c} \cdot \sigma \quad (3)$$

式中: r_c 为零件最小圆角半径; σ 为整形时材料流动应力。

对于硬化材料, 整形压力需要根据应变硬化公式求得, 作为一种估算, 可以用材料屈服强度和抗拉强度的平均值的简化算法求得^[8]。将零件尺寸及材料

性能参数带入式 (3) 可得 $p_c = \frac{1.2}{10} \times \frac{900+1200}{2} \text{ MPa} \approx 126 \text{ MPa}。$

3.4 卧式内高压胀形最小轴向进给力

零件在进行内高压胀形时, 轴向需实现密封和进给补料的功能, 轴向进给力需克服液压反力、摩擦阻力和管材塑性变形力的共同作用^[9]。

由式 (4) 可知, 轴向液压反力 F_p 为:

$$F_p = \pi \frac{d_i^2}{4} p_c \quad (4)$$

式中: d_i 为管坯内径。

将零件尺寸及材料性能参数带入式 (4) 可得

$$F_p = 3.14 \times \frac{492.6^2}{4} \times 126 \text{ N} \approx 24000982.3 \text{ N}。$$

由式 (5) 可知, 摩擦阻力 F_μ 为:

$$F_\mu = \pi d l_\mu p \mu \quad (5)$$

式中: l_μ 为管坯长度; μ 为刚性摩擦因数。

将零件尺寸及材料性能参数带入式 (5) 可得

$$F_\mu = 3.14 \times 495 \times 405 \times 126 \times 0.1 \text{ N} \approx 7931592.9 \text{ N}。$$

由式 (6) 可知, 管材塑性变形力 F_t 为:

$$F_t = \frac{\pi}{2} t d R_{eL} \quad (6)$$

将零件尺寸及材料性能参数带入式 (6) 可得

$$F_t = \frac{3.14}{2} \times 2 \times 495 \times 900 \text{ N} = 1398870 \text{ N}。$$

因此, 零件卧式内高压胀形时, 所需要的最小

轴向进给力 F 如式 (7) 所示。

$$F = F_p + F_\mu + F_t \quad (7)$$

将 F_p 、 F_μ 和 F_t 数据代入式 (7) 可得 $F \approx (24000982.3 + 7931592.9 + 1398870) \text{ N} \approx 33331445.2 \text{ N}。$

综上所述, 零件采用卧式内高压胀形时, 需要的最小轴向进给力为 33331445.2 N。该轴向力已完全超出现有设备所能提供的侧向力, 故无法使用传统卧式内高压胀形。本文将采用新型立式内高压胀形工艺方案, 为降低设备使用条件, 在管坯内腔设计 $\Phi 485 \text{ mm}$ 的减立柱, 并使用 Y 型密封结构形式, 管坯两端与模具接触区域内填充具有润滑作用的液体介质, 减小轴向摩擦阻力。

3.5 立式内高压胀形最小轴向进给力

由式 (4) 可知, 立式内高压胀形轴向液压反力 F'_p 为:

$$F'_p = \left(\pi \frac{d_i^2}{4} - \pi \frac{d_n^2}{4} \right) p_c \quad (8)$$

式中: d_n 为减立柱外径。

将零件尺寸及材料性能参数带入式 (8) 可得 $F'_p = \left(3.14 \times \frac{492.6^2}{4} - 3.14 \times \frac{485^2}{4} \right) \times 126 \text{ N} \approx 734877.6 \text{ N}。$

由式 (5) 可知, 立式内高压胀形摩擦阻力 F'_μ 为:

$$F'_\mu = \pi d l_\mu p \mu' \quad (9)$$

式中: μ' 为液体柔性摩擦因数。

将零件尺寸及材料性能参数带入式 (9) 可得 $F'_\mu = 3.14 \times 495 \times 405 \times 126 \times 0.05 \text{ N} \approx 3965796.5 \text{ N}。$

由式 (6) 可知, 立式内高压胀形管材塑性变形力 F'_t 为:

$$F'_t = \frac{\pi}{2} t d R_{eL} \quad (10)$$

将零件尺寸及材料性能参数带入式 (10) 可得 $F'_t = \frac{3.14}{2} \times 2 \times 495 \times 900 \text{ N} = 1398870 \text{ N}。$

因此, 采用立式内高压胀形时, 所需要最小轴向进给力 F' 为:

$$F' = F'_p + F'_\mu + F'_t \quad (11)$$

将 F'_p 、 F'_μ 和 F'_t 数据代入式 (11) 可得 $F' \approx (734877.6 + 3965796.5 + 1398870) \text{ N} \approx 6099544.1 \text{ N}。$

综上所述, 零件采用立式内高压胀形时, 需要的最小轴向进给力为 6099544.1 N。该轴向力较卧式内高压胀形轴向力有较为明显的改善, 且立式内高压胀形工艺方案可使用压力机设备主缸施加轴向进给力, 较卧式内高压胀形侧推缸更广

泛实用。

3.6 立式内高压胀形初始轴向进给力

零件在内高压胀形初始, 零件型面整体变形时, 轴向需克服液压反力、摩擦阻力和管材塑性变形力的作用力。

由式(4)可知, 立式内高压胀形初始轴向液压反力 F_p'' 为:

$$F_p'' = \left(\pi \frac{d_i^2}{4} - \pi \frac{d_n^2}{4} \right) p_b \quad (12)$$

式中: p_b 为零件初始开裂压力。

将零件尺寸及材料性能参数带入式(12)可得

$$F_p'' = \left(3.14 \times \frac{492.6^2}{4} - 3.14 \times \frac{485^2}{4} \right) \times 5.8 \text{ N} \approx 33827.7 \text{ N}.$$

由式(5)可知, 立式内高压胀形初始摩擦阻力 F_μ'' 为:

$$F_\mu'' = \pi d l_\mu p_b \mu' \quad (13)$$

将零件尺寸及材料性能参数带入式(13)可得

$$F_\mu'' = 3.14 \times 495 \times 405 \times 5.8 \times 0.05 \text{ N} \approx 182552.5 \text{ N}.$$

由式(6)可知, 立式内高压胀形初始管材塑性变形力 F_t'' 为:

$$F_t'' = \frac{\pi}{2} t d R_{eL} \quad (14)$$

将零件尺寸及材料性能参数带入式(14)可得

$$F_t'' = \frac{3.14}{2} \times 2 \times 495 \times 900 \text{ N} \approx 1398870 \text{ N}.$$

因此, 采用立式内高压胀形时, 所需要的初始轴向进给力 F'' 为:

$$F'' = F_p'' + F_\mu'' + F_t'' \quad (15)$$

将 F_p'' 、 F_μ'' 和 F_t'' 数据代入式(15)可得 $F'' \approx (33827.7 + 182552.5 + 1398870) \text{ N} \approx 1615250.2 \text{ N}$, 故该零件采用立式内高压胀形工艺时, 所需的初始轴向进给力为 1615250.2 N。

4 有限元仿真分析模拟

4.1 薄壁回转体零件立式内高压胀形有限元模型建立

在有限元软件中建立薄壁回转体零件的立式内高压胀形有限元模型, 如图5所示。对模具外模建立工具模型, 划分其网格大小为 10 mm, 并分别进行定义; 对预制坯建立坯料模型, 划分其网格大小为 1.5 mm^[10]。

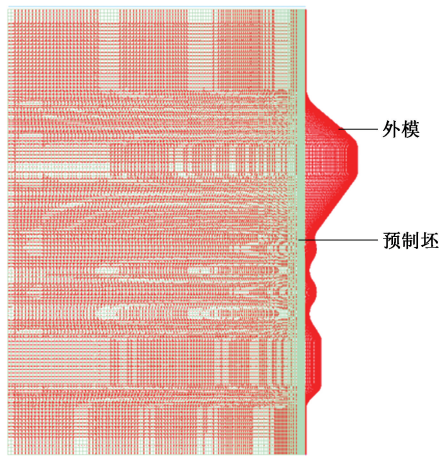


图5 薄壁回转体零件的立式内高压胀形有限元模型

Fig. 5 Finite element model of vertical internal high-pressure bulging for thin-walled rotating part

4.2 有限元模拟参数的设定

根据上述理论计算数据设定相关参数, 具体如表2所示。

表2 有限元模拟工艺参数设定

Table 2 Process parameters setting for finite element simulation

阶段	合模力/kN	液室压力/MPa	摩擦因数
初始合模	1800	0	1.0
初始变形	1800	5	0.5
阶段增压1	3500	40	0.5
阶段增压2	5500	85	0.5
阶段增压3	7000	130	0.5

4.3 有限元模拟结果分析

根据上述建立的模型及设定参数, 薄壁回转体零件立式内高压胀形的成形结果如图6所示。

从图6a分析结果可知, 零件整体型面发生塑性变形, 最终完全贴合于外模型面, 局部特征处变形较大(零件最大特征处), 最大减薄率为 11.295%, 最小壁厚为 1.064 mm, 其余部分变形相对均匀, 减薄率约为 3%~5%。从图6b结果可知, 零件成形无起皱或开裂风险, 整体变形相对均匀, 此种薄壁回转体零件立式内高压胀形方案理论可行。

5 模具结构设计

薄壁回转体零件立式内高压胀形模具结构, 参

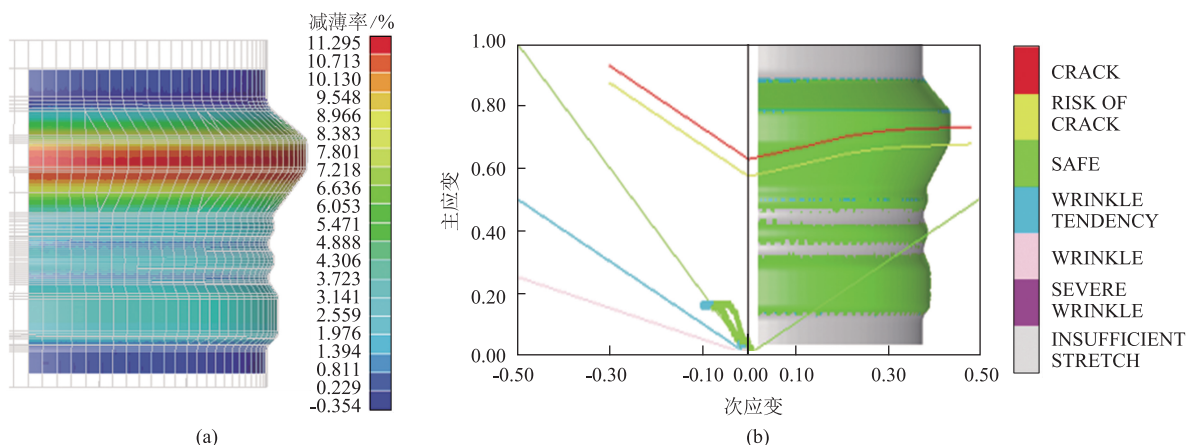


图6 立式内高压胀形零件减薄云图 (a) 和成形极限图 (b)

Fig. 6 Thinning cloud diagram (a) and forming limit diagram (b) of vertical internal high-pressure bulging part

考卧式内高压胀形模具, 并根据有限元模型进行修改调整, 模具包括: 上模板、上密封块、胀瓣型面、外锥体、下密封块、减立柱、下模板、导向机构等^[11], 具体结构如图7所示。

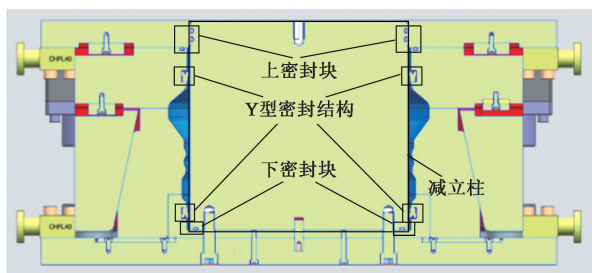


图7 立式内高压胀形模具截面图

Fig. 7 Sectional view of vertical internal high-pressure bulging die

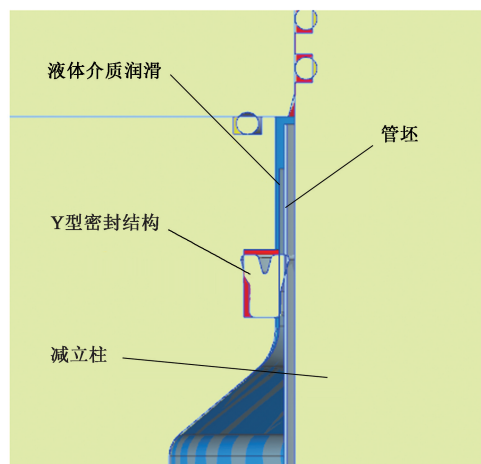


图8 立式内高压胀形模具Y型密封结构图

Fig. 8 Y-shaped sealing structure diagram of vertical internal high-pressure bulging die

模具通过Y型密封结构与管坯外圆面进行配合密封, 实现密封的同时, 管坯两端Y型密封外区域, 通过液体润滑介质降低摩擦力, 实现润滑辅助进给补料的效果, 如图8所示。

模具上下两端通过O型密封结构与减立柱和上、下密封块进行配合, 实现密封, 如图9a和图9b所示。

根据上述模具结构, 制得实体模具如图10所示。

6 生产试验验证

6.1 试验设备

本次试验使用的设备为伍玥航科(天津)精密制造有限公司的800 t充液成形设备, 增压器额

定压力为200 MPa, 用来保证内高压胀形时能够达到足够的液体压力, 使管坯胀形成形^[12], 如图11所示。

6.2 验证试验方案设计

本次试验将验证立式内高压胀形工艺方案及模具的可行性, 确认立式内高压胀形模具Y型密封结构与预制坯配合的公差要求, 验证试验方案设计如表3所示。确认立式内高压胀形模具Y型密封结构可实现的密封效果, 验证试验方案设计如表4所示。

本次试验使用的管坯为GH3230高温合金, 厚度为1.2 mm, 经“下料—卷管—焊接—退火热处理”后, 所得管坯如图12所示。经检验, 准备的预制坯外径均满足上述试验尺寸要求。

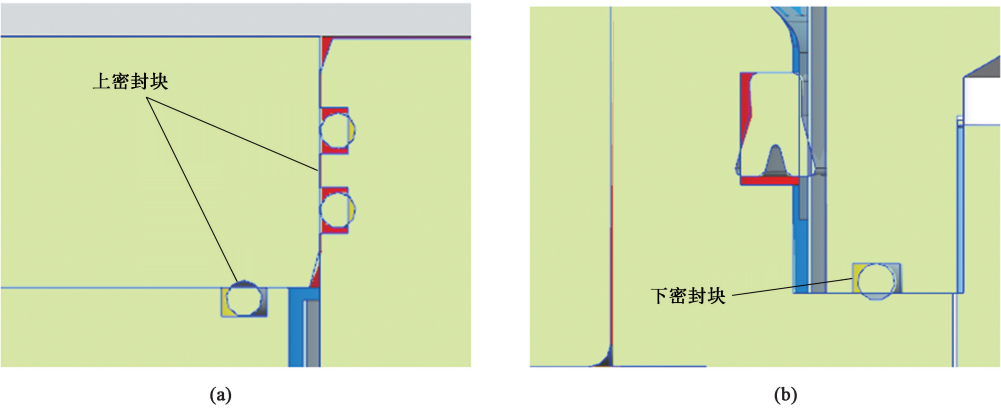


图 9 立式内高压胀形模具 O 型密封结构图
(a) 上模 (b) 下模

Fig. 9 O-shaped sealing structure diagrams of vertical internal high-pressure bulging die
(a) Upper die (b) Lower die



图 10 立式内高压胀形模具实物图
Fig. 10 Physical picture of vertical internal high-pressure bulging die



图 11 800 t 充液成形设备图
Fig. 11 Diagram of 800 t hydroforming equipment

6.3 试验结果及分析

6.3.1 对比试验组 1

选取试验 1、2 和 3 为对比试验组 1，即保持试

表 3 密封配合验证试验方案

Table 3 Test schemes for sealing coordination verification

试验编号	试验料外径/mm	试验料圆度/mm	Y 型密封圈内径/mm
1	$\Phi 495.3$	0.2	$\Phi 494.60$
2	$\Phi 495.0$	0.2	$\Phi 494.60$
3	$\Phi 494.7$	0.2	$\Phi 494.60$
4	$\Phi 495.0$	0.1	$\Phi 494.60$
5	$\Phi 495.0$	0.3	$\Phi 494.60$

表 4 Y 型密封验证试验方案

Table 4 Test schemes for Y-shaped sealing verification

试验编号	试验料外径/mm	试验料圆度/mm	Y 型密封圈内径/mm	最大内腔压力/MPa
6	$\Phi 495.0$	0.2	$\Phi 494.60$	50
7	$\Phi 495.0$	0.2	$\Phi 494.60$	120
8	$\Phi 495.0$	0.2	$\Phi 494.60$	200

验料圆度及 Y 型密封圈内径不变，仅改变试验料外径尺寸，进行对比分析。

分析结果如下：试验 1 即外径为 $\Phi 495.3$ mm 的试验料，放料较为困难，有明显阻塞现象，能实现密封，取件也较为困难；试验 2 即外径为 $\Phi 495.0$ mm 的试验料，放料有阻塞现象，能实现密封，取件时也有阻塞现象；试验 3 即外径为 $\Phi 494.7$ mm 的试验料，放料有轻微阻塞现象，不能实现密封效果。

通过对比试验组 1 可知，立式内高压胀形模具，Y 型密封圈与预制坯配合时需保证预制坯外径大于



图 12 试验预制管坯图
Fig. 12 Prefabricated pipe blank diagram for test

Y 型密封圈内径 $\Phi 0.3 \sim \Phi 0.5$ mm。

6.3.2 对比试验组 2

选取试验 2、4 和 5 为对比试验组 2，即保持试验料外径尺寸及 Y 型密封圈内径不变，仅改变试验料圆度，进行对比分析。

分析结果如下：试验 2 即圆度为 0.2 mm 的试验料，放料有阻塞现象，能实现密封，取件时也有阻塞现象；试验 4 即圆度为 0.1 mm 的试验料，放料有阻塞现象，能实现密封，取件时也有阻塞现象；试验 5 即圆度为 0.3 mm 的试验料，放料有阻塞现象，成形阶段初始漏水现象。

通过对比试验组 2 可知，立式内高压胀形模具，Y 型密封圈与预制坯配合时需保证预制坯外径圆度小于 0.2 mm。

6.3.3 对比试验组 3

选取试验 6、7 和 8 为对比试验组 3，即保持试验料外径、圆度及 Y 型密封圈内径不变，仅调整模具内腔压力，进行对比分析。

分析结果如下：试验 6 即模具最大内腔压力为 50 MPa 时，成形阶段无漏水现象，成形完成后检查零件与模具未发生损坏；试验 7 即模具最大内腔压力为 120 MPa 时，成形阶段无漏水现象，成形完成后检查零件与模具未发生损坏；试验 8 即模具最大内腔压力为 200 MPa 时，模具内腔压力增至 160~170 MPa 时，Y 型密封圈发生破损，出现漏水现象。

通过对比试验组 3 可知，立式内高压胀形模具，Y 型密封圈与预制坯配合的密封结构，可支持最大内腔压力为 160 MPa。

6.4 试验试制

根据上述对比试验结果，依据理论计算和有限

元分析所得数据，进行样件生产。具体工艺参数如表 5 所示，成形后的零件如图 13 所示。

表 5 样件生产工艺参数			
Table 5 Production process parameters of sample			
阶段	合模力/kN	液室压力/MPa	摩擦因数
初始合模	1800	0	1.0
初始变形	1800	5	0.5
阶段增压 1	3500	40	0.5
阶段增压 2	5500	85	0.5
阶段增压 3	7000	130	0.5



图 13 样件图
Fig. 13 Diagram of sample

最终样件经检测，最小壁厚约为 1.06 mm，最大减薄率约为 11.67%，与有限元模拟结果相似，满足零件减薄率在 20% 以内的使用要求。

最终样件经专用检验样板和三坐标两种方式检验，零件单侧轮廓误差约为 ± 0.16 mm，满足零件轮廓度小于 0.5 mm 的使用要求。

6.5 验证试验结论

根据 3 组对比试验过程和结果进行分析可得出如下结论。

- (1) 直径为 $\Phi 300 \sim \Phi 800$ mm 的薄壁回转体零件使用立式内高压胀形工艺方案合理可行。
 - (2) 立式内高压胀形模具 Y 型密封结构需保证预制坯外径大于 Y 型密封圈内径 $\Phi 0.3 \sim \Phi 0.5$ mm。
 - (3) 立式内高压胀形模具 Y 型密封结构需保证预制坯外径圆度小于 0.2 mm。
 - (4) 立式内高压胀形模具 Y 型密封与预制坯配合的密封结构，可支持最大内腔压力为 160 MPa。
- 综上所述，直径为 $\Phi 300 \sim \Phi 800$ mm 的薄壁回

转体零件使用立式内高压胀形模具及成形方案可以大大降低设备使用需求,但对预制坯尺寸要求较高,且最大内腔压力需控制在 160 MPa 以内。

7 结论

(1) 薄壁回转体零件立式内高压胀形工艺方案经理论计算、有限元仿真分析计算、实际生产验证,确认该方案合理可行。

(2) 立式内高压胀形模具和成形方案可以解决大直径回转体零件成形设备的使用要求,但对预制坯尺寸要求较高。

(3) 立式内高压胀形模具 Y 型密封结构需保证预制坯外径大于 Y 型密封圈内径 $\Phi 0.3 \sim \Phi 0.5$ mm、圆度小于 0.2 mm。

(4) 立式内高压胀形模具 Y 型密封与预制坯配合的密封结构,可支持最大内腔压力为 160 MPa。

(5) 该试验结论为航空航天发动机中常见的大直径薄壁回转体零件的整体精密成形提供了新思路。

参考文献:

- [1] 彭景,方毅,徐勇,等. 航空异形截面导管内高压整体成形工艺分析 [J]. 兵器装备工程学报, 2023, 44 (10): 106-111.
Peng J, Fang Y, Xu Y, et al. Analysis of integral hydroforming process in irregular section aviation tube [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2023, 44 (10): 106-111.
- [2] 陈智勇,周亚飞. 不同屈服强度及工艺参数对金属材料高压成形回弹的影响 [J]. 世界有色金属, 2022 (21): 217-219.
Chen Z Y, Zhou Y F. Effect of different yield strength and technological parameters on springback of metal materials in high pressure forming [J]. World Nonferrous Metals, 2022 (21): 217-219.
- [3] 郎利辉,李涛,周贤宾,等. 先进充液柔性成形技术及其关键参数研究 [J]. 中国机械工程, 2006, 17 (S1): 19-22.
Lang L H, Li T, Zhou X B, et al. Investigation into the innovative sheet hydroforming and the effect of key process parameters [J]. China Mechanical Engineering, 2006, 17 (S1): 19-22.
- [4] 崔晓磊,王祎纯,温时宇,等. 内高压成形合模力对变径管尺寸精度的影响 [J]. 精密成形工程, 2022, 14 (10): 12-18.
Cui X L, Wang Y C, Wen S Y, et al. Influence of clamping force on dimensional accuracy of variable-diameter tubular part in hydroforming [J]. Journal of Netshape Forming Engineering, 2022, 14 (10): 12-18.
- [5] 张国俊. 轴向补料量对扭力梁内高压成形质量的影响 [J]. 模具工业, 2024, 50 (4): 32-37.
Zhang G J. Influence of axial feeding amount on internal high pressure forming quality of torsion beam parts [J]. Die & Mould Industry, 2024, 50 (4): 32-37.
- [6] 崔晓磊,韩聪,苑世剑. 加载条件对内高压成形管件尺寸精度的影响 [J]. 材料科学与工艺, 2020, 28 (3): 150-156.
Cui X L, Han C, Yuan S J. Effect of loading conditions on dimension accuracy of hydroformed tubular parts [J]. Materials Science and Technology, 2020, 28 (3): 150-156.
- [7] 成振坤. 不等径截面管梁冲压成形分析 [J]. 模具工业, 2022, 48 (1): 15-18.
Cheng Z K. Analysis of stamping forming on pipe beam with unequal section [J]. Die & Mould Industry, 2022, 48 (1): 15-18.
- [8] 苑世剑. 现代液压成形技术 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2009.
Yuan S J. Modern Hydraulic Forming Technology [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2009.
- [9] 刘秋萍. 不锈钢排气系统前管内高压成形工艺参数分析 [J]. 现代制造技术与装备, 2024, 60 (11): 125-127.
Liu Q P. Analysis of high pressure forming process parameters in front tube of stainless steel exhaust system [J]. Modern Manufacturing Technology and Equipment, 2024, 60 (11): 125-127.
- [10] 刘邦雄. 某车型副车架内高压预成形数值分析 [J]. 汽车实用技术, 2022, 47 (3): 156-159.
Liu B X. Numerical analysis of hydroforming in a vehicle sub-frame [J]. Automobile Applied Technology, 2022, 47 (3): 156-159.
- [11] 张晗,赵军,王敏,等. 基于 Dynaform 的钛合金管材内高压成形缺陷模拟研究 [J]. 现代制造技术与装备, 2021 (3): 58-60.
Zhang H, Zhao J, Wang M, et al. Research on defects simulation of titanium alloy tube hydroforming based on Dynaform [J]. Modern Manufacturing Technology and Equipment, 2021 (3): 58-60.
- [12] 黄丽容,张池,刘文,等. 大膨胀率薄壁管复合内高压成形工艺研究 [J]. 塑性工程学报, 2020, 27 (8): 52-59.
Huang L R, Zhang C, Liu W, et al. Composite internal high pressure forming process of thin-walled tube with large expansion ratio [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2020, 27 (8): 52-59.