

管材成形

复杂三维扭曲空心叶片充液压制工艺

胡加敏, 张运鑫, 罗 坚, 李建军, 杨云峰, 万永超, 李又春, 陈 鹏

(中国航发南方工业有限公司, 湖南 株洲 412002)

摘要: 针对一种航空发动机复杂三维扭曲空心叶片进行充液压制工艺研究。通过有限元分析软件对空心叶片充液压制过程进行数值模拟, 探究管坯长度、密封推头结构和充液压力对 GH4169 高温合金薄壁管充液压制成形过程中的管坯贴模情况、壁厚及尺寸的影响, 并进行试验验证。结果表明: 管坯长度越短, 管坯两端的材料越容易向中间流动, 管坯易起皱。采用锥形密封推头有效改善了材料流动, 可实现管坯简单、有效的密封。采用充液压制工艺可使管坯在较低的充液压力下成形出小半径圆角。当管坯长度为 240 mm、充液压力为 9 MPa 时, 管坯的贴模性较好, 最小圆角半径为 1.0 mm, 最大壁厚减薄率为 4.1%。试验结果和数值模拟结果一致, 成形出的空心叶片表面质量良好, 壁厚均匀、减薄小, 满足尺寸精度要求, 达到了复杂三维扭曲空心叶片短流程、低成本、高精密成形的目的。

关键词: 充液压制; 空心叶片; 小半径圆角; 壁厚分布; 减薄率; 充液压力

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2023.08.013

中图分类号: TG386

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2023) 08-0090-06

Hydro-pressing process for complex three-dimensional twisted hollow blade

Hu Jiamin, Zhang Yunxin, Luo Jian, Li Jianjun, Yang Yunfeng, Wan Yongchao, Li Youchun, Chen Peng

(AECC South Industry Co., Ltd., Zhuzhou 412002, China)

Abstract: The research on hydro-pressing process for complex three-dimensional twisted hollow blade of an aero-engine was carried out, and the hydro-pressing process for hollow blade was numerically simulated by finite element analysis software. Then, the influences of length of tube blank, structure of sealing push head and hydro-forming pressure on die fittingness of tube blank, wall thickness and size during the hydro-pressing process of superalloy GH4169 thin-walled tube were investigated, and the test verification was carried out. The results show that the shorter the length of tube blank is, the easier the material at both ends of tube blank flows to the middle, and the tube blank is easy to wrinkle. The tapered sealing push head is used to effectively improve the material flow and realize the simple and effective sealing of tube blank. A small radius fillet of tube blank is formed under a relatively low hydro-forming pressure by the hydro-pressing process. When the length of tube blank is 240 mm and the hydro-forming pressure is 9 MPa, the die fittingness of tube blank is good, the minimum fillet radius is 1.0 mm and the maximum wall thickness thinning rate is 4.1%. The test results are consistent with the numerical simulation results. The formed hollow blades with good surface quality, uniform wall thickness and small thinning meet the requirements of dimensional accuracy. The purpose of short-process, low-cost and high-precision forming of complex three-dimensional twisted hollow blades is realized.

Key words: hydro-pressing; hollow blade; small radius fillet; wall thickness distribution; thinning rate; hydro-forming pressure

空心叶片作为航空发动机或燃气轮机的核心部件, 形状复杂, 尺寸要求高, 对生产制造有极高的要求^[1-2]。向荣等^[3]采用热拉延成形技术获得了一种大尺寸变截面复杂型线空心叶片, 提高了叶片的成形精度。章国斌等^[4]通过预成形管坯和浇注低熔点合金后多次冲压成形获得空心叶片, 从而有效保证了叶片型面的轮廓度要求。周子钊等^[5]基于有限元仿真探索

了空心叶片内高压成形工艺路线和工艺参数, 研究表明, 通过预成形和后期高压整形可实现该零件的虚拟成形。叶片整形所需压力很高, 这会对成形设备和模具制造提出更高的要求, 因此, 如何在较低的压力下获得小尺寸的叶片圆角是该技术面临的难题。

充液压制是通过在管坯内部充入压力小于管坯屈服强度的液体, 随后合模, 利用模具的机械压力和液体的支撑内压使管坯发生塑性变形的一种技术^[6]。张鑫龙等^[7]采用充液压制作为管件内高压成形的预成形工艺, 研究表明, 管内充液可有效改善

收稿日期: 2023-04-11; 修订日期: 2023-07-15

作者简介: 胡加敏 (1992-), 男, 博士, 工程师

E-mail: jiamin.hu@foxmail.com

压制管件等效应力的分布情况,可有效避免传统压制成形过程中发生的凹陷、失稳、啃边等缺陷。王磊等^[8]研究了 GH4169 高温合金薄壁管材成形为异型扭转截面管的液压压制过程,获得了最优的参数组合,并发现初始压力和整形时间分别对管坯的减薄率和回弹量影响最大。Xie W C 等^[9]利用充液压制方法得到了带曲边的矩形截面和蝴蝶结截面件,研究表明,支撑压力和压下位移是影响截面形状和厚度的重要参数。同时,在相同圆角半径下,所需压力远小于传统的液压成形。Li S H 等^[10]和 Nikhare C 等^[11]通过充液压制分别制备了直角梯形截面管和矩形截面管,其所需的内压比内高压成形小,且零件壁厚更加均匀。

为适应空心叶片低成本商业化生产需求,本文将利用充液压制技术制备复杂三维扭曲空心叶片,运用有限元仿真分析关键工艺参数对叶片圆角、壁厚分布和表面质量等的影响规律,并开展试验验证分析参数的可行性,获得所需形状、尺寸的空心叶片。

1 工艺分析及有限元模型建立

1.1 工艺分析

某型航空发动机上的空心叶片形状如图 1 所示。叶盆、叶背均存在一定扭角,叶身型面复杂,且壁厚较薄,为 0.5 mm。叶片上、下端面的最大长度均为 78.5 mm,左、右两端的最小圆角半径分别为 1.1 和 1.0 mm,圆角半径小。空心叶片材料采用 GH4169 高温合金,材料难变形。

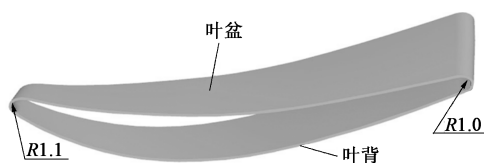


图1 空心叶片模型

Fig. 1 Model of hollow blade

根据 GB/T 228.1—2021^[12]将 GH4169 高温合金板材加工成标准拉伸试样,拉伸试样标距长度为 50 mm,标距宽度为 12.5 mm,厚度为 0.5 mm。在 Zwick/Roell Z100 电子万能试验机上进行室温单向拉伸测试,拉伸速度为 $2 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ 。通过单向拉伸获得其工程应力、工程应变数据,其屈服强度和抗拉强度分别为 420.0 和 885.6 MPa,并计算得到其真应力-真应变曲线,如图 2 所示。

1.2 有限元模型建立

测量空心叶片在垂直于轴线长度方向上不同截

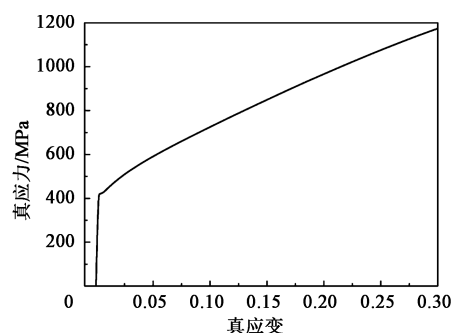


图2 GH4169 高温合金真应力-真应变曲线

Fig. 2 True stress-true strain curve of superalloy GH4169

面的周长,其截面平均周长约为 142.3 mm。考虑到管坯在充液压制过程中周长未发生大的变化,确定管坯的外径尺寸为 $\Phi 45.3 \text{ mm}$ 。由空心叶片长度可知,其在充液压制过程中的有效型面压制区长度为 78.5 mm。兼顾管坯两端密封和过渡区域长度需求,分别取管坯长度为 200、240 和 250 mm 进行研究,并利用三维 CAD 软件建立相关模型。

在 DYNIFORM 仿真软件中导入已建立好的凸模、压料块、管坯、左推头、右推头和凹模,如图 3 所示。本文分别探究两种不同结构的密封推头对管坯成形的影响,一种为锥形密封推头(图 3),另一种为圆柱密封推头。管坯定义为变形体,最小网格尺寸为 0.5 mm,其他模型均为刚体。管坯与各工具体的摩擦因数均设置为 0.125。

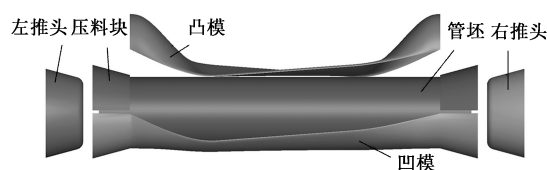


图3 有限元仿真模型

Fig. 3 Finite element simulation model

管坯充液压制成形工艺过程为:(1)压料块压住管坯两端,左、右推头分别相对轴向运动进行管坯密封;(2)向管坯内部充液加压至预定液压力以提供零件充液压制过程中所需的支撑内压;(3)凸模下压,直至合模成形零件。

由 Tresca 屈服准则,可获得使管坯发生初始塑性屈服的充液压力上限 p_{\max} 的表达式^[7,13]:

$$p_{\max} = \frac{t}{r} R_{eL} \quad (1)$$

式中: t 为管坯壁厚; r 为管坯半径; R_{eL} 为屈服强度。

根据管坯尺寸和材料的力学性能,由式(1)可求出使管坯发生环向塑性变形的充液压力为

9.3 MPa。本文中试验管坯的截面尺寸基本保持不变,不发生胀形。在该条件下,为获得满足设计图样要求的零件,本文分别对传统压制(充液压力 $p=0$ MPa)和充液压制(充液压力 p 分别为3、6和9 MPa)进行有限元仿真分析,探究其对叶片圆角、壁厚分布等的影响规律,获得成形工艺参数。

2 结果与分析

2.1 不同管坯长度的成形结果

图4为不同长度管坯(圆柱密封推头)经充液

压力为6 MPa的充液压制后的边界材料流入量。可以看出,采用圆柱密封推头时,经充液压制后管坯两端材料均向中间流动,且管坯长度越短,材料向中间的流入量越大。当管坯长度较短时,由于管坯两端材料急剧向中间收拢,靠近空心叶片有效型面的过渡区的材料发生起皱(图4a)。当管坯长度较长时,起皱现象得到缓解(图4b)。同时,当管坯两端材料流入量过大时,材料与密封推头的接触面积减小,两侧推头对管坯的密封效果减弱,容易造成后续充液泄漏,影响充液压制效果。

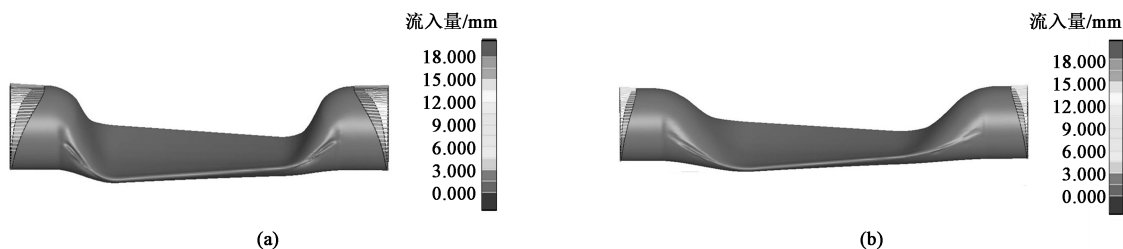


图4 不同长度管坯的边界材料流入量

(a) 200 mm (b) 250 mm

Fig. 4 Material inflow under different tube blank lengths

2.2 不同密封推头结构的成形结果

图5为长度为240 mm的管坯采用不同密封推头结构时经充液压力为6 MPa的充液压制后的成形极限图。可以看出,在锥形密封推头作用下,管坯两端材料流入量小,且管坯两端发生一定程度的扩口,增大了管坯与推头的接触面积,

有助于充液过程中的密封。同时,当采用圆柱密封推头密封管坯两端时,随着充液压制的进行,局部材料流动过快,靠近空心叶片有效型面的过渡区的管坯材料发生起皱(图5a),而采用锥形密封推头后,管坯成形表面质量较好,起皱现象得到明显改善(图5b)。

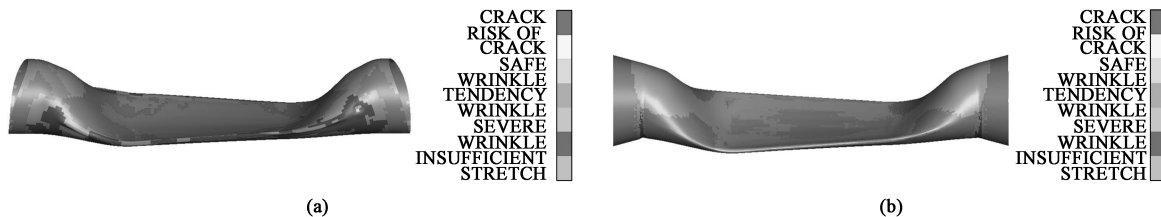


图5 不同密封推头结构的管坯成形极限图

(a) 圆柱密封推头 (b) 锥形密封推头

Fig. 5 Forming limit diagrams of tube blank under different sealing push head structures

(a) Column sealing push head (b) Cone sealing push head

2.3 不同充液压力的成形结果

图6展示了管坯在不同充液压力下的材料贴模情况。可以看出,在充液压制过程中,管坯在凸模压应力作用下截面由圆逐渐变为椭圆。当充液压力为0 MPa时,由于无足够的充液压力,上端面发生凹陷(图6a),同时下端未与凹模接触。在充液压力作用下,管坯上端面与凸模贴合,未有凹陷发生,且随着充液压力的逐渐增大,下端与凹模的

接触面积逐渐增大(图6b~图6d)。

管坯的最终贴模结果如图7和图8所示。当充液压力为0 MPa时,管坯仅在极少数位置上与凸、凹模贴合,贴模性极差(图7a)。图8展示了图7方框区域成形管坯与模具之间的相对位置,可以看出,当充液压力为3 MPa时,成形管坯局部未与模具贴合,局部发生凹陷。随着充液压力的增大,管坯与模具的贴合性越来越好。当充液压力为9 MPa

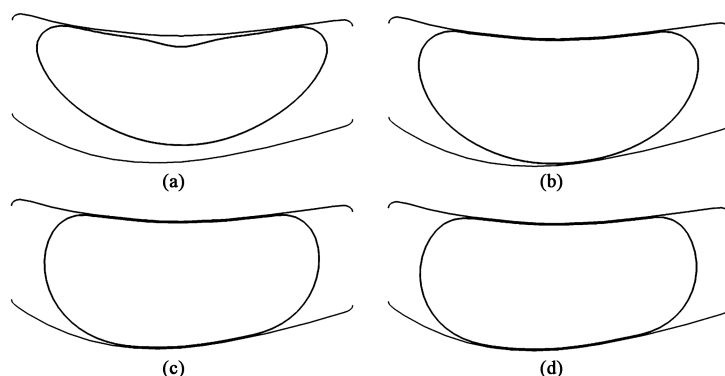


图6 不同充液压力下管坯截面贴模过程

(a) 0 MPa (b) 3 MPa (c) 6 MPa (d) 9 MPa

Fig. 6 Fitting die process of tube blank cross-section under different hydro-forming pressures

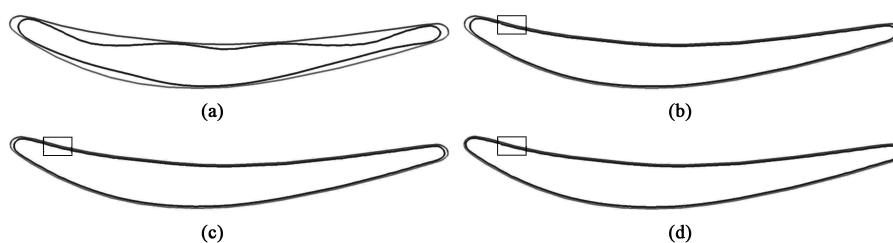


图7 不同充液压力下管坯成形结果

(a) 0 MPa (b) 3 MPa (c) 6 MPa (d) 9 MPa

Fig. 7 Forming results of tube blank under different hydro-forming pressures

时,管坯与凸、凹模完全贴合,空心叶片成形完全到位(图7d)。充液压力的大小显著影响着空心叶片左、右两端圆角的大小,当充液压力增大时,左、右两端圆角半径表现出逐渐变小的趋势,当充液压力为9 MPa时,最终成形的空心叶片的左、右圆角半径分别为1.1和1.0 mm,达到所需产品的设计尺寸要求。

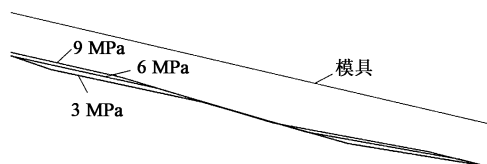


图8 不同充液压力下局部管坯与模具相对位置

Fig. 8 Relative position between local tube blank and die under different hydro-forming pressures

图9为充液压力为9 MPa时空心叶片上、下表面的壁厚分布图。可以看出,成形后管坯的左、右两端壁厚较薄,约为0.40 mm,这是由于管坯两端的材料在拉应力作用下发生了一定程度的壁厚减薄。图9a和图9b中的矩形选框区域为有效压制型面,在这个区域中,管坯材料减薄较少,壁厚大小分布在0.48~0.50 mm范围内(图9c)。管坯下表面总体上的减薄情况较上表面好,壁厚分布较均匀,这

是因为:管坯下表面的变形程度较上表面小,壁厚未见明显减薄。

2.4 充液压制过程变形机制

图10展示了充液压力为9 MPa时管坯在充液压制过程中的壁厚减薄情况。可以看出,在初始阶段,管坯不同位置均出现不同程度的减薄,上、下表面材料的减薄量大于左、右表面,且在圆角处材料的减薄量较大(图10a)。随着变形的进行,各个位置的减薄量逐渐加剧(图10b和图10c)。但在完全合模后,左、右两合模圆角处的壁厚与原始壁厚几乎无差别,未发生减薄,左边圆角处壁厚反而轻微增厚,增厚了0.185%(图10c)。这与管坯在充液压制过程中的受力情况相关。在成形初期,材料受到环向拉应力、轴向拉应力和厚向压应力,厚向应力最小,此时壁厚发生减薄^[14]。而在最终合模阶段,左、右两端圆角处材料所受等效应力很大,如图11所示,模具较大的刚性挤压力使得左、右端的圆角壁厚发生一定程度的压缩增厚。

合模过程中,在模具对圆角区域大的刚性挤压和充液压力的共同作用下,左、右两端圆角成形到位。同时,随着充液压力的逐渐增大,成形圆角半径逐渐减小,如图12所示。较大的充液压力促进了较

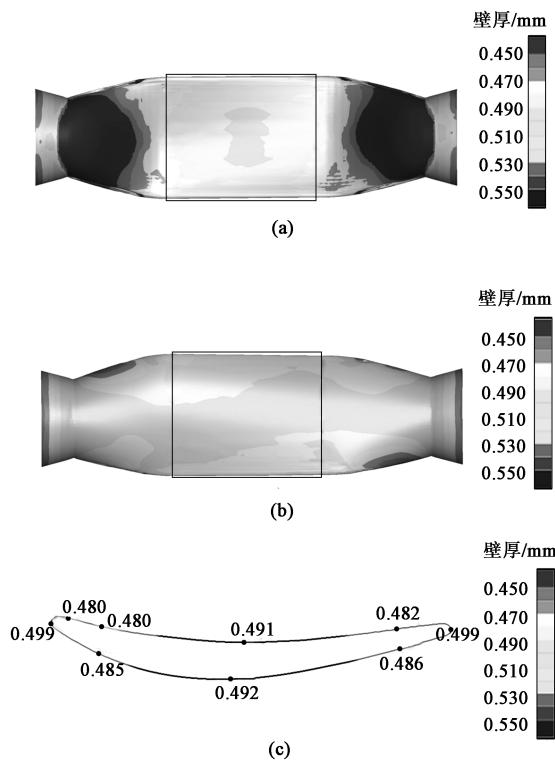


图 9 管坯成形后的壁厚分布
(a) 上表面 (b) 下表面 (c) 中间区域截面
Fig. 9 Wall thickness distributions of formed tube blank
(a) Upper surface (b) Lower surface
(c) Cross-section in middle area

小半径圆角的成形。当充液压力为 9 MPa 时, 成形的最小圆角半径为 1.0 mm, 远小于采用带有刚性凸模的内高压技术成形 1.0 mm 圆角半径时所需的内压 (120 MPa)^[5]。

3 试验验证

为验证模拟结果的准确性, 开展空心叶片成形工艺试验。试验在 SHF-1300 充液成形机上进行, 压边力为 2000 kN, 充液压力为 9 MPa。试验采用 GH4169 高温合金焊接管坯, 长度为 240 mm, 外径为 $\Phi 45.3$ mm, 壁厚为 0.5 mm, 最终成形零件如图 13 所示。可以看出, 成形零件无起皱和破裂, 且表面质量良好。经测量, 左、右两端圆角半径分别为 1.1 和 1.0 mm, 圆角成形到位。

图 14 为空心叶片在不同截面测试点的壁厚实测值和模拟值分布曲线。可以看出, 试验测量获得的壁厚分布趋势和模拟获得的壁厚分布趋势一致, 且壁厚值基本相同, 说明管坯充液压制成形的试验结果与数值模拟结果一致, 验证了管坯充液压制成形工艺有限元仿真模型的可靠性。

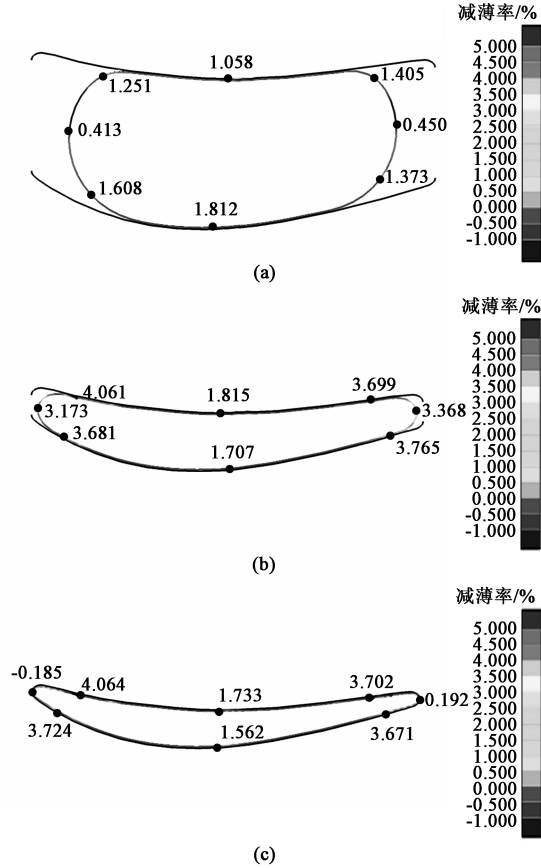


图 10 不同成形阶段的减薄率分布图
(a) 初始阶段 (b) 中间阶段 (c) 成形阶段
Fig. 10 Thinning rate distribution diagrams during different forming stages
(a) Initial stage (b) Middle stage (c) Forming stage

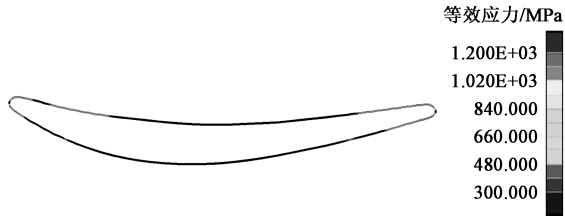


图 11 等效应力分布
Fig. 11 Distribution of equivalent stress

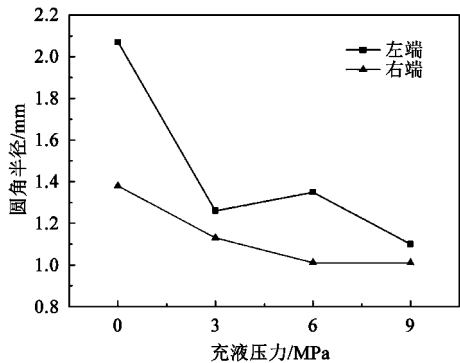


图 12 左、右两端圆角半径随充液压力的变化曲线
Fig. 12 Change curves of fillet radius on left and right ends with hydro-forming pressure

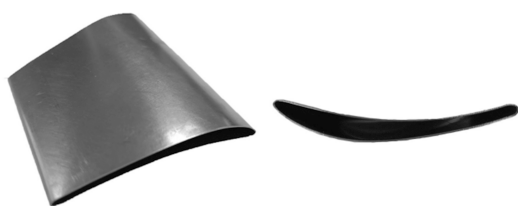


图13 成形空心叶片照片

Fig. 13 Pictures of formed hollow blade

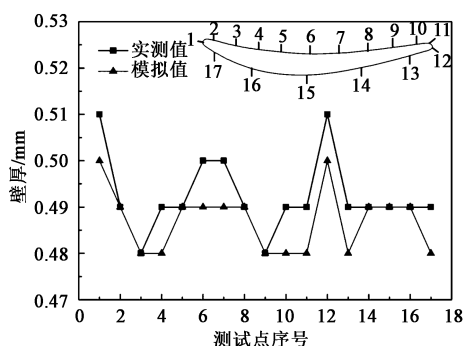


图14 实测和模拟的壁厚分布对比

Fig. 14 Comparison of wall thickness distribution between experiment and simulation

充液压制获得的空心叶片表面质量良好, 形状尺寸满足使用要求。该空心叶片成形工艺方法大大降低了管坯成形所需的充液压力, 减小了空心叶片两端小圆角成形的破裂风险, 并降低了设备和模具对负载能力的要求, 降低了生产成本。同时, 通过充液压制技术能够1道次成形出空心叶片所需的有效型面, 加工效率高, 能够适应商业生产需求。

4 结论

(1) 根据零件结构特点制定了管坯充液压制成形工艺, 并利用有限元仿真软件分析了管坯在充液压制成形过程中的变形行为。

(2) 采用锥形密封推头密封管坯两端, 管坯两端材料向中间的流入量小, 且未见起皱开裂, 实现了管坯简单、有效的密封。

(3) 充液压制工艺能够使管坯在较低充液压力下成形出小半径圆角。当充液压力为9 MPa时, 管坯的贴模性好, 成形的最小圆角半径为1.0 mm, 且最大减薄率仅为4.1%。

(4) 针对长度为240 mm、外径为 $\Phi 45.3$ mm、壁厚为0.5 mm的焊接圆管, 采用模拟优化的工艺参数成功制造出符合要求的空心叶片, 叶片表面质量好, 圆角成形到位, 壁厚减薄小。试验结果与模拟结果吻合, 验证了有限元分析的可靠性。

参考文献:

- [1] 徐看, 吕彦明, 黄艳玲. 基于Dynaform的空心叶片冲压回弹影响因素分析[J]. 热加工工艺, 2014, 43(7): 138-141.
Xu K, Lyu Y M, Huang Y L. Analysis of hollow blade springback influencing factors based on Dynaform[J]. Hot Working Technology, 2014, 43(7): 138-141.
- [2] 汤攀飞, 王明娣, 石世宏, 等. 一种新型汽轮机空心静叶片制造工艺的研究[J]. 应用激光, 2014, 34(5): 442-445.
Tang P F, Wang M D, Shi S H, et al. Research on a new type of hollow stationary blade of steam turbine manufacturing process[J]. Applied Laser, 2014, 34(5): 442-445.
- [3] Xiang R, Zhou J, Xiong Y, et al. Hot forming of complex surface of hollow blade back arc based on drawing process[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 93(9-12): 4015-4021.
- [4] 章国斌, 李又春, 黄艳松, 等. 宽弦、空心叶片的成形工艺[P]. 中国: CN111673397A, 2020-09-18.
Zhang G B, Li Y C, Huang Y S, et al. Forming process of wide chord and hollow blade[P]. China: CN111673397A, 2020-09-18.
- [5] 周子钊, 李新军, 周应科, 等. 基于内高压成形方法的航空发动机空心叶片工艺设计[J]. 精密成形工程, 2015, 7(3): 67-72.
Zhou Z Z, Li X J, Zhou Y K, et al. Process design of aero engineer hollow blade based on hydroforming[J]. Journal of Netshape Forming Engineering, 2015, 7(3): 67-72.
- [6] Morphy G. Pressure-sequence and high-pressure hydroforming: Knowing the processes can mean boosting profits[J]. The Tube & Pipe Journal, 1998, 2(1): 128-135.
- [7] 张鑫龙, 贺久强, 韩聪, 等. 椭圆截面管件充液压制变形与应力分析[J]. 机械工程学报, 2017, 53(18): 35-41.
Zhang X L, He J Q, Han C, et al. Plastic deformation and stress analysis on hydro-pressing of mild steel tube with elliptical section[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(18): 35-41.
- [8] 王磊, 徐雪峰, 袁聪聪, 等. 高温合金薄壁扭转异型管液压制成形[J]. 塑性工程学报, 2021, 28(4): 44-51.
Wang L, Xu X F, Yuan C C, et al. Hydro-pressing forming of superalloy thin-walled torsional special-shaped tube[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2021, 28(4): 44-51.
- [9] Xie W C, Han C, Chu G N, et al. Research on hydro-pressing process of closed section tubular parts[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2015, 80(5-8): 1149-1157.
- [10] Li S H, Xu X H, Zhang W G, et al. Study on the crushing and hydroforming processes of tubes in a trapezoid-sectional die[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2009, 43(1-2): 67-77.
- [11] Nikhare C, Weiss M, Hodgson P D. FEA comparison of high and low pressure tube hydroforming of TRIP steel[J]. Computational Materials Science, 2009, 47(1): 146-152.
- [12] GB/T 228.1—2021, 金属材料 拉伸试验 第1部分: 室温试验方法[S].
GB/T 228.1—2021, Metallic materials—Tensile testing—Part 1: Method of test at room temperature[S].
- [13] 苑世剑. 现代液压成形技术[M]. 2版. 北京: 国防工业出版社, 2009.
Yuan S J. Modern Hydroforming Technology[M]. 2nd Edition. Beijing: National Defense Industry Press, 2009.
- [14] 李敬. SAPH440管材充液压制成形规律研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2020.
Li J. Research of Forming Laws of Tube Hydro-pressing of SAPH440[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2020.