

管材成形

C22 哈氏合金管的液压成形研究

施立军^{1,2,3}, 张 珍², 方 刚¹

(1. 清华大学 机械工程系, 北京 100084; 2. 伍玥航科(天津)精密制造有限公司, 天津 300499;
3. 苏州伍玥航空科技有限公司, 江苏 苏州 215400)

摘要: 针对 C22 哈氏合金管在实际生产中成形难度高、成形精度低、产品一致性差等问题, 采用液压成形方式替代拼焊工艺, 实现了异形管的整体成形。以弯曲管材为坯料, 构建管材液压成形的有限元模型。通过有限元模拟及其实验验证, 优化了影响管壁厚度变化率的侧推补料量, 获得侧推补料量最优参数; 对比成形区管壁变薄和起皱的情况, 通过仿真与结果对比实验, 获得最佳充液压力参数。研究结果表明: 充液压力与侧推补料量的优化, 可以显著提高管件的成形性能。将有限元模拟确定的充液压力和侧推补料量应用于实际生产, 获得了符合技术要求的管件。

关键词: 哈氏合金; 液压成形; 侧推补料量; 充液压力; 整体成形

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2023.04.011

中图分类号: TG306

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2023) 04-0077-09

Investigation on hydroforming of C22 Hastelloy tube

Shi Lijun^{1,2,3}, Zhang Zhen², Fang Gang¹

(1. Department of Mechanical Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China;
2. Tianjin Wuyue Aviation Technology Co., Ltd., Tianjin 300499, China;
3. Suzhou Wuyue Aviation Technology Co., Ltd., Suzhou 215400, China)

Abstract: Aimed at the problems of high forming difficulty, low forming accuracy and poor product consistency of C22 Hastelloy tube during its actual manufacture, the hydroforming process was adopted to replace the tailor-welding process, and the integral forming of special-shaped tube was realized. Then, the finite element model of tube hydroforming was constructed with the bent tube as the blank, and the lateral feeding amount affected the change rate of tube wall thickness was optimized to obtain the optimal lateral feeding amount by finite element analysis and test verification. Furthermore, the thinning and wrinkling of tube wall in the forming area were compared, and the appropriate hydraulic pressure was achieved by the simulation and result comparison test. The results show that the optimization of hydraulic pressure and lateral feeding amount can significantly improve the formability of tube. Thus, the hydraulic pressure and the lateral feeding amount determined by the finite element simulation are applied to the actual production to obtain the tube that meet the technical requirements.

Key words: Hastelloy; hydroforming; lateral feeding amount; hydraulic pressure; integral forming

近年来, 在航空航天领域, 为了适应复杂的服役条件, 对管类零件的可靠性要求越来越高, 特别是在发动机上, 难成形金属材料的使用也越来越多^[1-3]。同时, 管件的轴线与截面形状也越来越复杂。因此, 管类产品塑性成形的精度、效率和性能均面临前所未有的挑战。管件的传统成形方法(如推弯、拉弯、绕弯等)具有局限性, 其成形精度较

低, 对于截面变化较大的管件无法整体成形, 需要分片冲压再拼焊等工序, 导致管件的疲劳强度和表面质量很难达到使用要求^[4]。图 1 为某类采用分片冲压再拼焊而成的 C22 哈氏合金(Ni-Cr-Mo-W 合金)航空管类产品。

液压成形技术是指采用水或油等流体作传力介质, 代替刚性的凹模或凸模, 使坯料在液体介质的压力作用下贴靠凸模或凹模而成形的一种工艺。与传统成形工艺相比, 液压成形技术具有成形零件复杂、成形精度高、表面质量好等优点, 可实现复杂零件整体化成形制造, 因此, 该工艺越来越广泛地应用于航空航天等先进制造领域^[5]。

收稿日期: 2022-09-26; 修订日期: 2022-12-23

作者简介: 施立军(1988-), 男, 博士研究生, 高级工程师

E-mail: sit0202@163.com

通信作者: 方 刚(1971-), 男, 博士, 副教授

E-mail: fangg@tsinghua.edu.cn

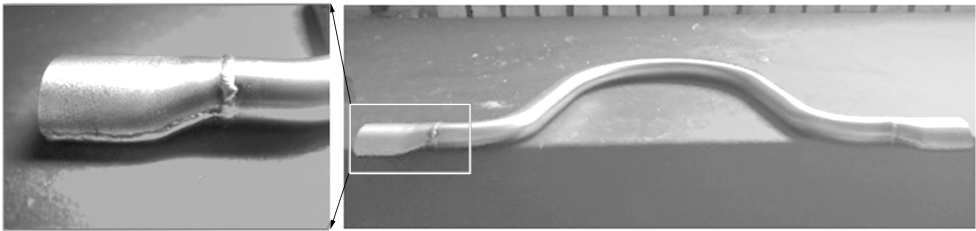


图 1 局部分片冲压再拼焊成形的哈氏合金管件
Fig. 1 Hastelloy tube formed by locally stamping and then tailor-welding

本文针对 C22 哈氏合金管件，通过有限元模拟其充液成形过程，并优化工艺参数，最终通过实验验证证明，利用管材液压成形工艺可以整体制造出变截面管件。相比传统的分片冲压再拼焊的管件，液压成形管件的成形精度得到了提高，局部减薄量被降低，满足了产品的技术要求。

1 成形管件的材料和尺寸

1.1 C22 哈氏合金

研究的管件材料为固溶态 C22 (UNS N06022) 哈氏合金，其化学成分如表 1 所示。C22 哈氏合金是目前可用的、最通用的镍铬钼钨合金，由于提高

了对均匀腐蚀和局部腐蚀的抵抗力，在使用各种混合工业化学品的应用环境中，它优于其他镍合金，如 C-276 合金、C-4 合金、20 合金和 625 合金等。此外，C22 哈氏合金还具有以下优点：有助于提高抗点蚀、缝隙腐蚀和应力腐蚀开裂的能力；对水介质（包括湿氯、含硝酸的混合物和氯离子氧化酸）具有极好的抗氧化性^[6-7]。当超奥氏体不锈钢和双相不锈钢无法承受高侵蚀性介质时，C22 哈氏合金是一个很好的替代品。但是，由于哈氏合金难成形且焊接变形难控制的特点，无法保证拼焊管件的尺寸精度，制造效率也很低，加工检验过程复杂。因此，传统的先分片冲压再拼焊为整体管件的工艺逐渐被管材整体液压成形工艺所取代。

表 1 C22 哈氏合金 (UNS N06022) 的化学成分 (%，质量分数)
Table 1 Chemical compositions of C22 Hastelloy (UNS N06022) (%，mass fraction)

C	Mn	P	Co	W	Si	S	Cr	Ni	Mo	V	Fe
0.0015	0.50	0.02	2.5	2.5~3.5	0.08	0.02	20.0~22.5	56	12.5~14.5	0.35	2.0~6.0

C22 哈氏合金的杨氏模量为 205.5 MPa，泊松比为 0.3。采用管材单向拉伸实验，得到材料室温下的真实应力-真实应变曲线如图 2 所示^[8-9]。通过拟合得到材料的塑性本构参数如式 (1) 所示^[10]。

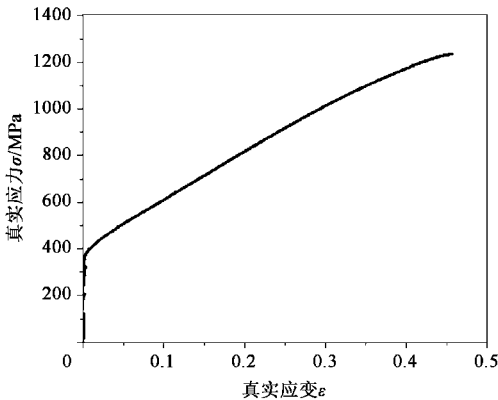


图 2 C22 哈氏合金单向拉伸的真实应力-真实应变曲线
Fig. 2 True stress-true strain curve of C22 Hastelloy in uniaxial tensile

$$\sigma = K\varepsilon^n = 1640\varepsilon^{0.48} \tag{1}$$

式中： σ 为真实应力； ε 为真实应变； K 为强度因子； n 为硬化指数。

1.2 管件形状和尺寸

管件的形状和尺寸如图 3 所示，轴线总长度为 700 mm，外形尺寸为 450 mm × 230 mm，管壁厚为 1.2 mm。管件截面最小等效直径为 $\Phi 25$ mm，最大等效直径为 $\Phi 41.6$ mm，选取直径为 $\Phi 25$ mm 的管坯作为成形坯料。

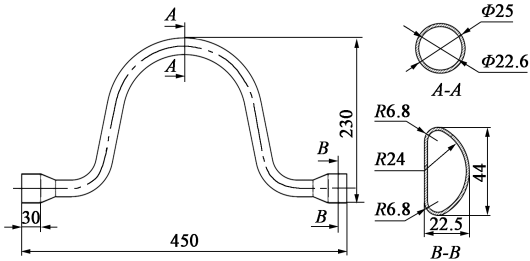


图 3 管件的形状和尺寸
Fig. 3 Shape and dimensions of tube

为了实现管件的整体成形,在管材液压成形的同时,需要从管坯的两端进行推送补料,以实现工艺补充。补充型面后,管件及截面周长沿轴线方向的变化如图4a所示。从截面周长增加比的分布曲线可以看出,管件在由均匀截面变化为非均匀截面的过程中,其剧烈的变形主要集中在管件两端。图4b给出了管件两端截面变形前后的形状和尺寸。

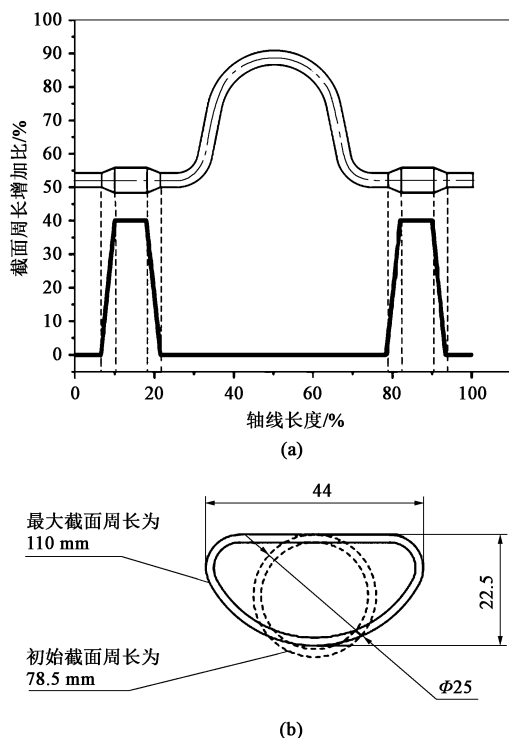


图4 管件截面周长增加比分布曲线 (a) 和成形前后管件两端的截面变化 (b)

Fig. 4 Distribution curve of perimeter growth rate of tube cross-section (a) and change of cross-sections at both ends of tube before and after forming (b)

2 液压成形工艺

2.1 管件成形难点分析

2.1.1 材料难点分析

由于以往经验以及文献中对哈氏合金管材液压成形的研究较少,通过单拉实验得到哈氏合金的屈服强度约为 380 MPa,抗拉强度约为 760 MPa,屈强比为 0.5。而屈强比越小,材料的抗破裂性、贴膜性、塑性越好,但是,该材料的硬化指数 n 值高达 0.48,且通过真实应力-真实应变曲线可以看出,其硬化速率高、硬化快,因此,胀形过程中压力控制要准确,需要匹配合适的成形参数,快速成形到位。而且该零件材料薄,厚度仅为 1.2 mm,对于管

材液压成形的充液压力敏感,成形工艺区间较小,结合零件减薄要求,需对充液压力进行分析和优化。

2.1.2 形状难点分析

(1) 在管件两端,截面变化较大,从初始截面周长为 78.5 mm,增加至最大截面周长为 110 mm,理论变形伸长量为 40%,而技术要求其减薄不超过 15%,所以,该截面易因减薄量超标发生破裂而成为废品,必须在液压成形的同时及时进行轴向推进补料。

(2) 由于最终零件形状为中间弯曲、两侧异形,且弯曲部位弯曲半径小,需要先弯曲成形再进行液压成形。在液压成形时弯管部位不再发生变形,因此,无法实现对两侧截面变形部位实现双侧补料,只能通过管端对异形部位进行单侧补料以降低胀形部位的材料减薄。所以,在液压成形工序时,充液压力与侧推补料量的闭环控制曲线参数需要不断优化和精准控制。

(3) 零件两端的截面是由非对称的平面和弧面组成,变形均匀性难以控制,除了管内进行液压胀形外,还需要进行充液压扁整形。

根据该零件的特点和成形难度,需要通过数控弯管后再进行两道次成形。因此,设置该零件成形过程为:数控弯管→局部液压胀形→充液压扁整形,如图5所示。本文所关注的重点在后两个工步,即液压

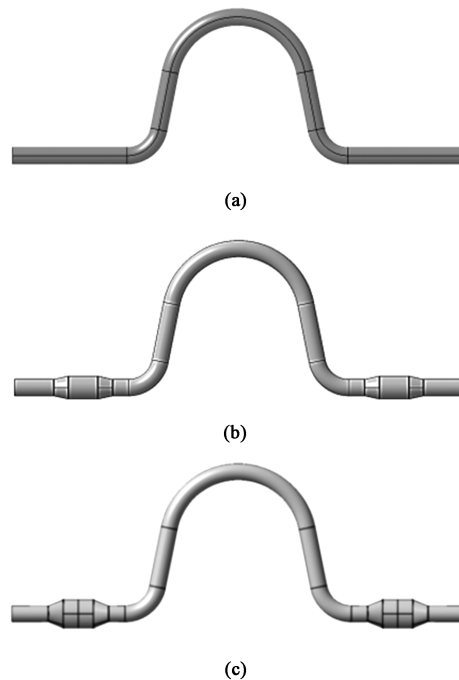


图5 管件成形过程示意图

(a) 数控弯管 (b) 局部液压胀形 (c) 充液压扁整形

Fig. 5 Schematic diagrams of tube forming process

(a) NC bent tube (b) Local hydro-bulging

(c) Hydro-flattening and shaping

胀形和充液压扁整形, 而且考虑零件中间部分无截面变化, 因此, 主要截取两端变截面部分进行研究。

2.2 液压成形工步

第 1 步: 液压胀形, 如图 6 所示。首先, 经数控弯曲成形的管坯被放置于胀形模具中, 上、下模具合模后, 两侧推头在侧推缸的推动下向前移动, 直至与管坯接触, 实现挤压密封; 然后, 通过增压器向管内施加一定的水压 p ; 最后, 在推头补料和水压的共同作用下将管坯局部直径胀大。这一步的主要目的是在管坯最大截面处将截面直径从 $\Phi 25$ mm 增加至 $\Phi 35$ mm; 其次, 它还有整形的作用, 因为弯管后的管坯存在回弹^[11-12], 无法将其直接放入充液压扁整形工序的模具中, 此工序可以起到消除弯管的回弹和部分整形的作用。在管件液压成形过程中, 可能出现的缺陷有起皱和破裂, 需要精确控制成形过程中的侧推补料量以及充液压力的匹配关系。

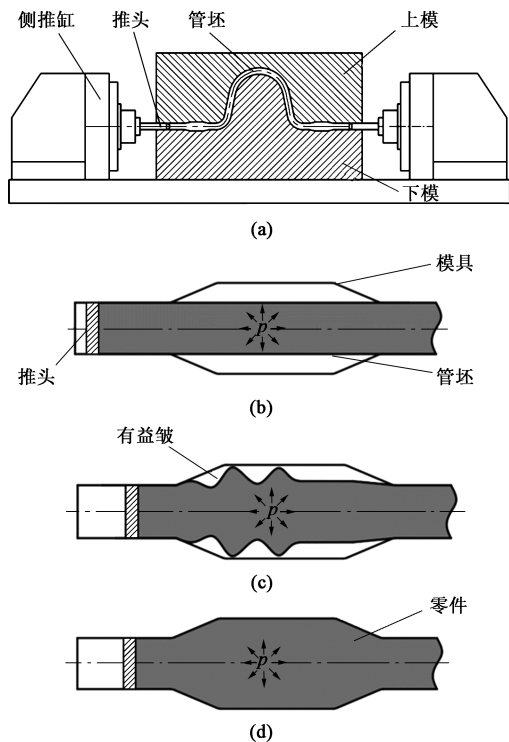


图 6 液压胀形过程与模具示意图

(a) 液压胀形模具 (b) 初始阶段 (c) 胀形阶段 (d) 整形阶段

Fig. 6 Schematic diagrams of hydro-bulging process and die

(a) Hydro-bulging die (b) Initial stage (c) Bulging stage
(d) Shaping stage

第 2 步: 充液压扁整形。在第 1 步液压胀形的基础上, 将管坯中胀大部位在内压的支撑作用下合模压扁, 最后整形出符合形状和尺寸的零件。

本文主要研究管件管端部分液压成形过程中的工艺参数优化对零件成形的影响。

2.3 关键工艺参数

2.3.1 充液压力

在管材液压成形过程中, 主要是靠内部的液体压力对管件进行径向胀形, 根据管坯的尺寸和材料的屈服应力, 可以建立充液压力的计算公式:

$$p = \frac{2t(1 - \xi)}{d} R_{eL} \quad (2)$$

式中: p 为管坯内部的充液压力; t 和 d 分别为管坯的厚度和内部直径; ξ 为管坯成形部位的厚度减薄率; R_{eL} 为材料的初始屈服强度。

管坯的厚度 t 为 1.2 mm, 管坯直径 d 为 $\Phi 25$ mm, 初始胀形时视为管材壁厚无减薄, 所以 ξ 取 0, 通过单拉实验测得材料的屈服强度 R_{eL} 为 380 MPa, 通过计算获得初始充液压力约为 36.5 MPa。

2.3.2 轴向推进补料量 (侧推补料量)

液压胀形时, 管坯在内部液体压力的作用下, 径向迅速膨胀, 而轴向自然收缩速度往往小于径向的收缩速度。因此, 需要相应的轴向推力使材料收缩以补偿由于径向膨胀带来的材料快速收缩。当推头所施加的充液压力或补料速度较低时, 在管坯胀形部位无法形成均匀有效的补料以供其在径向上发生平稳的变形, 管坯局部相当于纯胀形, 厚度会迅速减薄, 出现颈缩甚至断裂。当充液压力或速度较高时, 管坯轴向上的变形量过大过快, 径向上还来不及胀形, 会出现局部失稳或者起皱失效。因此, 在管材液压成形时, 管坯轴向两端的推头运动至关重要, 是工艺设计的关键, 也是后续有限元模拟中需要重点确定的工艺参数。在本文中, 管件的胀形区域在两端, 所以, 只能在靠近管端的轴向推动补料, 侧推补料量的计算示意图如图 7 所示, 根据成形前后表面积相等的原则, 计算理论侧推补料量。

$$\pi d L_0 = \pi d (L_1 - L_2) + \pi D L_3 + \pi \frac{D^2 - d^2}{2 \sin \alpha} \quad (3)$$

式中: L_0 为管坯初始长度; L_1 为成形后的管件长度; L_2 为胀形区长度; L_3 为最大直径区长度; α 为过渡区半锥角; D 为成形后的最大外径。

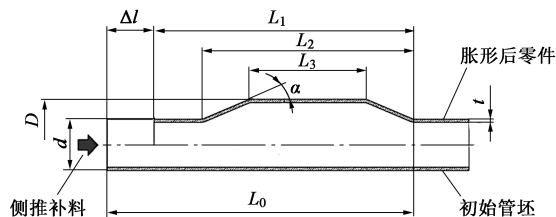


图 7 侧推补料量计算示意图

Fig. 7 Schematic diagram for calculation of lateral feeding amount

式(3)两边均除以 πd 得:

$$L_0 = L_1 - L_2 + \frac{DL_3}{d} + \frac{D^2 - d^2}{2d\sin\alpha} \quad (4)$$

侧推补料量 Δl 为:

$$\Delta l = L_0 - L_1 = L_1 - L_2 + \frac{DL_3}{d} + \frac{D^2 - d^2}{2d\sin\alpha} - L_1 \quad (5)$$

将管件尺寸带入式(5)得到理论侧推补料量为 24.54 mm。

3 有限元建模及验证实验

3.1 有限元模型

管材液压成形的有限元模拟在软件 DynaForm 上进行。首先,在 CAD 软件中建立模具以及弯曲管坯的几何模型,由于该管件左右对称,为了节约分析时间,模拟时建立对称模型。然后,将几何模型导入至 DynaForm 前处理中。最后,建立管材液压成形的有限元模型,液压胀形模型由上模、下模、推头和管坯组成,充液压扁整形模型由上模、下模、推头、浮动块和胀形后的管坯组成,如图 8 所示。相对管坯的塑性变形,模具和推头的弹性变形均小到可以被忽略,被看作刚性材料。管坯材料采用式(1)的 C22 哈氏合金塑性本构模型。管坯采用四节点壳单元进行离散。管坯和模具间的摩擦采用库伦摩擦模型,摩擦因数为常数 $f=0.15$ 。

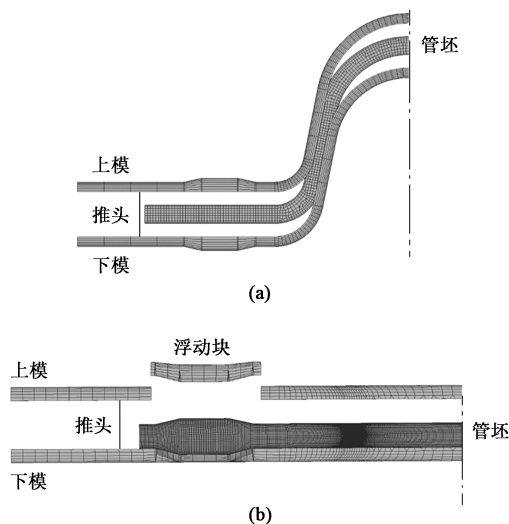


图 8 液压成形的有限元模型

(a) 液压胀形 (b) 充液压扁整形

Fig. 8 Finite element models of hydroforming

(a) Hydro-bulging (b) Hydro-flattening and shaping

通过有限元模拟分析验证不同侧推补料量对零件成形的影响,并确定最优的侧推补料量。采用单因素分析法,在相同的充液压力下,分析补料结束

后管件轴向收缩变形造成的有益皱(可以在后续的胀形中被拉直),以及最终贴膜后管壁的减薄量。通过式(2)计算得到初始充液压力为 36.5 MPa,所以,在充液压力为 36.5 MPa 保持不变的情况下,设置 5 种不同的侧推补料量(15、20、25、30 和 35 mm),模拟的成形工艺参数设置如图 9 所示。

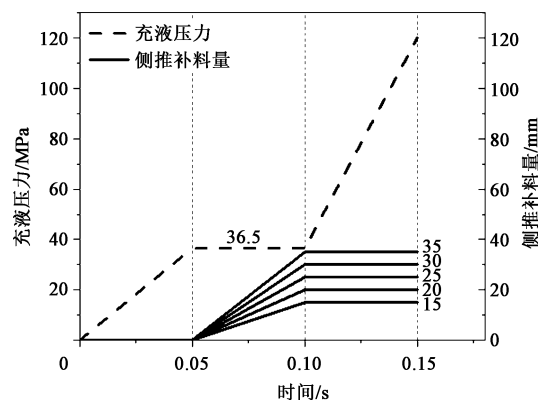


图 9 不同侧推补料量下模拟成形工艺参数设置

Fig. 9 Setting of simulation forming process parameters under different lateral feeding amounts

此外,为了确定最优的充液压力,在侧推补料量不变的情况下,设置 5 组不同的充液压力进行模拟对比。模拟方案如图 10 所示,成形过程分为 3 个阶段:第 1 阶段为充填阶段(0~0.05 s),该阶段主要是侧推密封后向管内充液,使管内压力达到设置的充液压力;第 2 阶段为补料成形阶段(0.05~0.10 s),该阶段的侧推补料量为 25 mm 不变,为了实现充液压力和侧推补料量的合理配合下形成有益皱,设置了 5 组充液压力(36.5、40.0、50.0、60.0 和 70.0 MPa);第 3 阶段为整形阶段(0.10~0.15 s),该阶段保持侧推补料量不变,增加管内的充液压力,直至管坯完全与模具贴合。

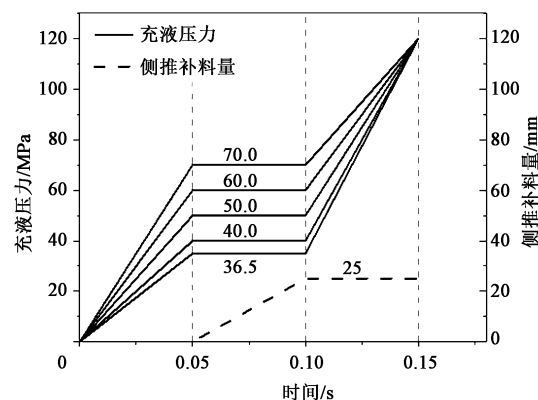


图 10 不同充液压力下模拟成形工艺参数设置

Fig. 10 Setting of simulation forming process parameters under different hydraulic pressures

3.2 验证实验

试模使用的设备为 1000 t 液压成形液压机（图 11a），胀形模具如图 11b 所示，该设备的主要参数如表 2 所示。

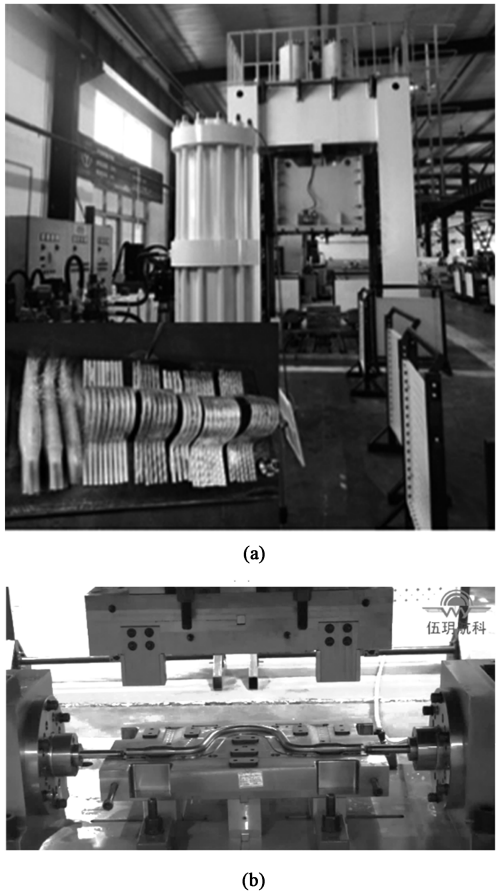


图 11 液压成形设备 (a) 与局部液压胀形模具 (b)
Fig. 11 Hydroforming equipment (a) and die for local hydro-bulging (b)

表 2 1000 t 液压成形设备参数
Table 2 Parameters of 1000 t hydroforming equipment

参数	数值
设备公称压力/kN	10000
增压器系统压力/MPa	125
高压控制精度/MPa	≤0.5
侧推系统压力/MPa	25
侧推位置控制精度/mm	≤0.3

4 结果及分析

4.1 管件形状及壁厚变化

通过模拟结果和对应的实验测试结果进行对比，分析壁厚变化的原因及规律。将成形后的零

件沿轴线方向切开，测量管材沿轴线方向的壁厚分布，如图 12 所示，成形后的零件可分为 3 个区域，分别为补料区、胀形区和不变区，以胀形区中心为原点，每隔 10 mm 进行测量并记录。零件的初始壁厚为 1.2 mm，通过测量可知，补料区的最大壁厚为 1.44 mm，增厚 20%；胀形区的最小壁厚为 1.03 mm，减薄为 14.2%；不变区的壁厚为 1.2 mm，与初始壁厚一致。在补料区，实际材料壁厚比模拟结果大，可见实际侧推补料效果要比模拟情况差，导致材料在补料区增厚严重。在胀形区，实际壁厚比模拟结果小，这是由于材料未完全像模拟结果一样进入胀形区，导致实际胀形区减薄严重，但是在胀形区 -10 mm 位置处的壁厚有一些起伏，这是因为在补料过程中产生了有益皱，该位置正好位于皱纹的波峰位置，所以该点的减薄要小于周围的减薄。通过与数值模拟的结果进行对比分析可知，实际壁厚分布趋势与模拟结果的趋势一致，模拟结果对实际工艺设计有指导意义。

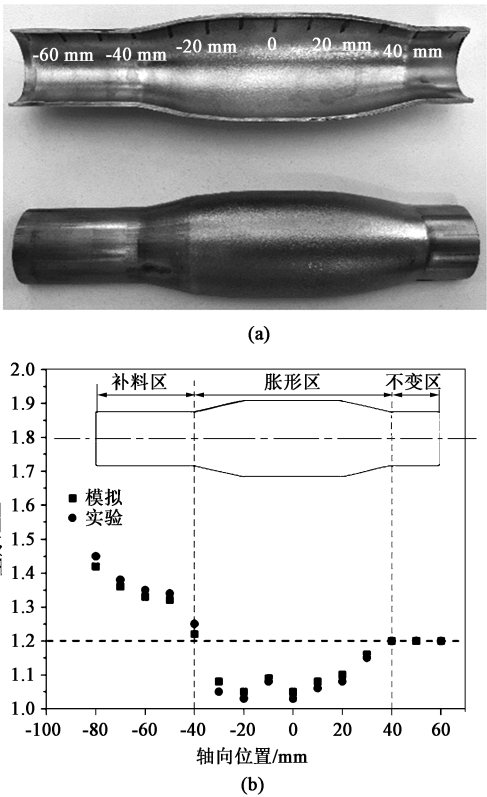


图 12 模拟和实验测量的零件胀形部位的壁厚减薄结果
(a) 胀形部位剖切面及壁厚测量点 (b) 胀形部位壁厚实测数据
Fig. 12 Simulated and experiment measured results of wall-thickness thinning in bulging area of part

(a) Cutting plane and wall thickness measurement points in bulging area
(b) Measured data of wall thickness in bulging area

4.2 侧推补料量对管材成形的影响

管材端部的有限元模拟及实验结果对比如图 13 所示。在充液压力为 36.5 MPa 不变的情况下, 当侧推补料量为 15 mm 时 (图 13a), 管坯上的皱纹只在截面过渡部位出现, 而且皱纹直径较小; 随着侧推补

料量的增大, 零件皱纹数量增加 (图 13b), 可以形成明显的“有益皱”, 而且波纹直径也越来越大; 当侧推补料量达到 25 mm 时 (图 13c), 皱纹形状比较均匀; 当侧推补料量超过 25 mm 后 (图 13d 和图 13e), 零件起皱趋势加剧, 出现“死皱”情况。

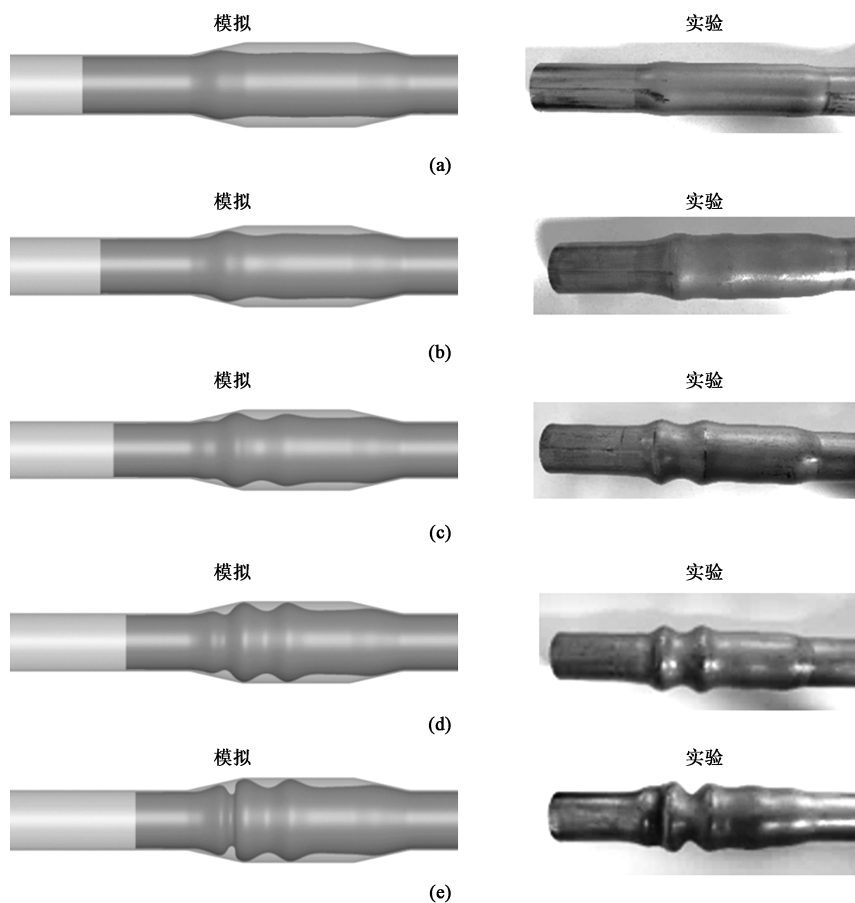


图 13 有限元模拟与实验测试的不同侧推补料量下的管坯起皱情况

(a) $\Delta l = 15$ mm (b) $\Delta l = 20$ mm (c) $\Delta l = 25$ mm (d) $\Delta l = 30$ mm (e) $\Delta l = 35$ mm

Fig. 13 Conditions of tube blank wrinkling under different lateral feeding amounts by simulation and test measurement

液压成形管坯时, 在管腔内高压的作用下径向胀形, 会使管壁减薄, 而轴向的推进送料又会促使其增厚。有限元模拟的不同侧推补料量下的液压成形管件壁厚的最大增厚率和最大减薄率, 如图 14 所示。当侧推补料量为 15 mm 时, 管壁最大减薄率为 23.22%, 超出了该管件减薄的制造要求, 而且有开裂的风险。随着侧推补料量的增加, 管壁减薄率逐渐缩小。当侧推补料量超过 25 mm 后, 壁厚减薄率的变化就很小了, 例如, 侧推补料量为 30 和 35 mm 时减薄基本趋于不变, 最大减薄率均为 12.2%。侧推补料量对管壁最大增厚率的影响规律正好相反, 当侧推补料量较小时, 其增厚率的变化缓慢, 但随着侧推补料量的增加,

管壁增厚越来越严重, 当侧推补料量超过 25 mm 后, 管件成形区形成了“死皱”, 导致其成为废品。

4.3 充液压力对管材成形的影响

根据设计的不同充液压力, 对零件液压成形进行模拟分析, 选取其中减薄最小的 1 组结果进行分析, 模拟结果如图 15 所示。补料胀形后的管壁减薄率最大为 9.47%, 位于距离管端最近的皱纹波峰位置 (图 15a); 增厚率最大为 18.26%, 位于管端补料区 (注意: 图 15 中显示的为增厚率, 减薄处参数为负值)。高压整形后管壁减薄率最大为 12.86%, 位于补料胀形后皱纹波谷的位置, 该位置在整形压力的作用下胀贴模具, 所以

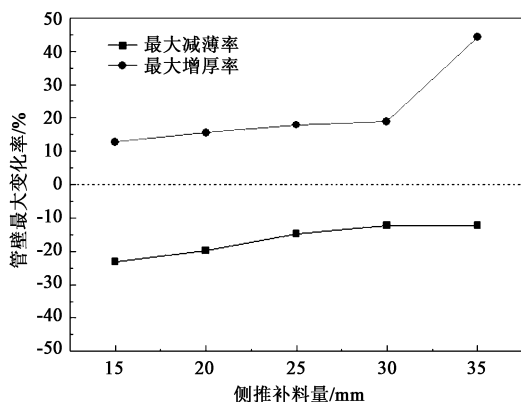


图 14 侧推补料量对成形管壁厚的影响

Fig. 14 Effects of lateral feeding amount on wall thickness of formed tube

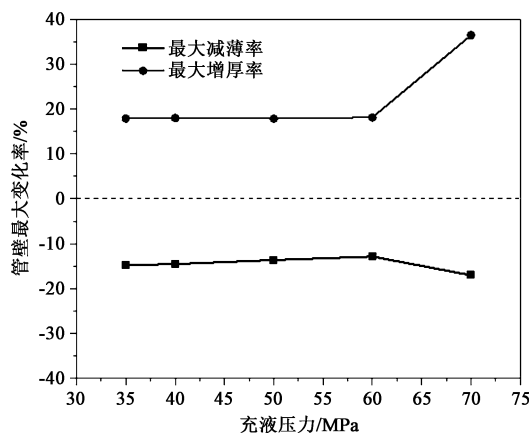


图 16 不同充液压力对成形管壁厚的影响

Fig. 16 Effects of hydraulic pressure on wall thickness of formed tube

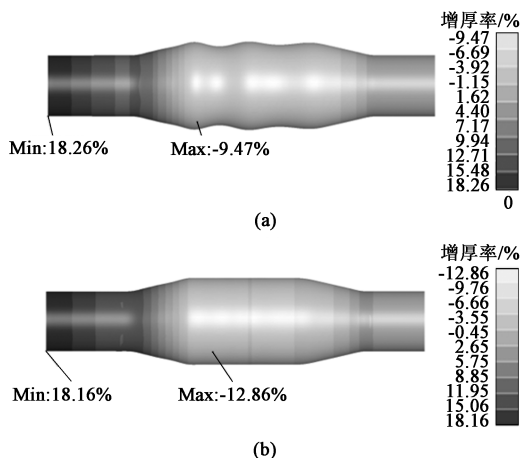


图 15 有限元模拟的管件壁厚减薄率分布

(a) 补料胀形后 (b) 高压整形后

Fig. 15 Distributions of wall-thickness thinning rate for part in finite element simulation

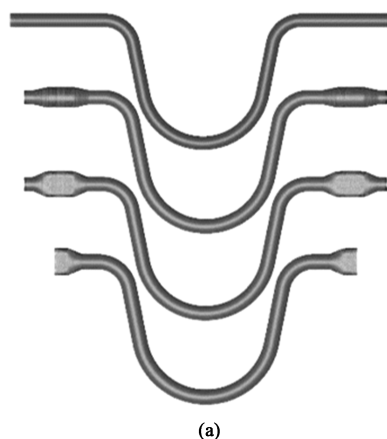
(a) After feeding and bulging (b) After high-pressure shaping

减薄最大 (图 15b); 整形阶段的管材基本没有增厚, 最大增厚还是在补料胀形后管端的位置, 最大增厚率为 18.16%。

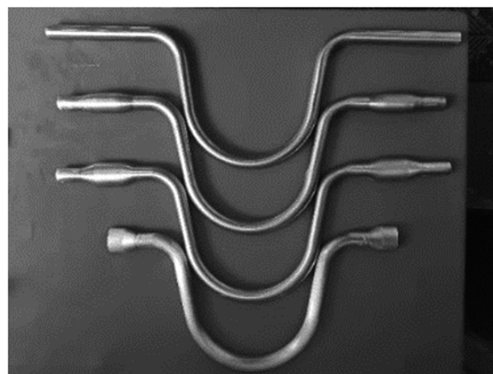
不同充液压力下零件成形后的最大减薄率和最大增厚率如图 16 所示。通过模拟结果可以看出: 随着充液压力的增加, 管件的最大减薄率变小; 而且管材内部的充液压力增大时, 补料产生的皱纹更加均匀, 在充液压力为 60 MPa 时, 有益皱效果最好, 而且胀形后的减薄也最小, 管件的最大减薄率为 12.86%。当充液压力过大或者过小时, 均会导致最终胀形后的零件局部减薄增大。

通过对侧推补料量和充液压力的优化, 得到最优的工艺参数: 侧推补料量为 25 mm, 充液压力为

60.0 MPa, 并在 1000 t 液压成形设备上进行了实验验证。通过有限元模拟, 对工艺参数进行了优化, 顺利完成零件的试制, 经过检验, 其尺寸和形状均符合工艺要求, 图 17 为各工序模拟结果以及成形实验获得的管件。



(a)



(b)

图 17 模拟和实验的各工序管件

(a) 模拟结果 (b) 实验结果

Fig. 17 Simulated and test tubes in various processes

(a) Simulation result (b) Test result

5 结语

采用有限元模拟对 C22 哈氏合金管的成形过程进行分析, 获得了合理的关键工艺参数。对比不同侧推补料量对零件的成形效果以及减薄率的影响, 确定了最优的侧推补料量为 25 mm; 对比在相同侧推补料量的情况下, 不同充液压力对零件成形的影响, 得到充液压力变化对零件补料的影响规律, 确定了最优的充液压力为 60.0 MPa。采用基于有限元模拟确定的工艺参数, 通过实验验证, 成形出符合制造要求的管件, 并缩短了生产调试周期, 为管材液压成形工艺的研究提供了解决方案和参考经验。

参考文献:

- [1] 孙博, 邱明星, 田静, 等. 航空发动机用钛合金外部管路设计及工艺研究 [J]. 航空制造技术, 2015, (23): 124-128.
Sun B, Qiu M X, Tian J, et al. Research on design and process of external titanium alloy tube for aeroengine [J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2015, (23): 124-128.
- [2] Dohmann F, Hartl C. Tube hydroforming: Research and practical application [J]. Journal of Materials Processing Technology, 1997, 71 (2): 174-186.
- [3] Yuan S J, Liu G. 3.04-Tube hydroforming (Internal high-pressure forming) [J]. Comprehensive Materials Processing, 2014, 3: 55-80.
- [4] Yuan S J, Liu G, Huang X R, et al. Hydroforming of typical hollow components [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004, 151 (1): 203-207.
- [5] 林磊, 杨睿萌, 贺飞飞, 等. 航天薄壁弯管零件充液压力成形技术 [J]. 锻压技术, 2021, 46 (4): 63-68.
Lin L, Yang R M, He F F, et al. Hydro-bending technology on aerospace thin-walled elbow parts [J]. Forging & Stamping Technology, 2021, 46 (4): 63-68.
- [6] 马前程. 镍基合金熔覆层的耐蚀特性实验研究 [D]. 北京: 华北电力大学 (北京), 2020.
Ma Q C. Experimental Study on Corrosion Resistance Properties of Laser Cladding Nickel-Based Alloy [D]. Beijing: North China Electric Power University (Beijing), 2020.
- [7] 张恩勇, 喻灿, 关凯书. 哈氏合金 C-22 螺旋换热管晶间腐蚀失效分析 [A]. 压力容器先进技术—全国压力容器学术会议 [C]. 北京: 化学工业出版社, 2013.
Zhang E Y, Yu C, Guan K S. Failure analysis of Hastelloy alloy C-22 heat exchange tube [A]. Advanced Technology of Pres-

sure Vessel-National Pressure Vessel Academic Conference [C]. Beijing: Chemical Industry Press, 2013.

- [8] 程鹏志, 郎利辉, 葛宇龙, 等. 力约束管材自由胀形试验研究与材料性能测试 [J]. 北京航空航天大学学报, 2014, 41 (4): 686-692.
Cheng P Z, Lang L H, Ge Y L, et al. Tube free bulging experiment with force-end and material properties testing [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2015, 41 (4): 686-692.
- [9] 侯军明, 李胜祗, 钱健清, 等. 液压成形管材性能评价方法研究现状 [J]. 安徽工业大学学报: 自然科学版, 2007, 24 (3): 261-265.
Hou J M, Li S Z, Qian J Q, et al. Present situation of evaluating method about tube hydroforming [J]. Journal of Anhui University of Technology: Natural Science, 2007, 24 (3): 261-265.
- [10] 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 Hydroforming Technology [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2009.
- [11] 杨兵, 宋忠财, 张卫刚, 等. 管件液压成形的影响因素 [J]. 上海交通大学学报, 2005, 39 (11): 1767-1770.
Yang B, Song Z C, Zhang W G, et al. Influential factors of tube hydroforming [J]. Journal of Shanghai Jiaotong University, 2005, 39 (11): 1767-1770.
- [12] 张伟伟, 韩聪, 谢文才, 等. 管材弯曲回弹对内高压成形的影响及补偿方法 [J]. 哈尔滨工业大学学报, 2014, 46 (7): 36-39.
Zhang W W, Han C, Xie W C, et al. The effect of springback of CNC bending on hydro-formed sub-frame and compensation methods [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2014, 46 (7): 36-39.

《锻压技术》郑重声明

为充分尊重作者权益, 坚决抵制学术不端行为, 积极倡导优良学风, 努力为学术创新营造良好氛围, 本刊郑重声明: 对一稿多投, 重复发表, 存在署名有争议, 引用他人著述未注明出处, 抄袭、剽窃、弄虚作假, 或以上情况的变相形式等学术不端行为的文章, 坚决拒绝刊登。一经发现, 立即撤稿, 并由本刊视情节轻重给予书面警告、拒绝刊登有其署名的稿件、通知其所在单位等处理。轻者给予 3~5 年不允许刊发其论文的处罚, 情节严重者, 将以适当方式予以公布, 该作者的论文永久不得刊用。

《锻压技术》编辑部