DOI: 10.3901/JME.2019.24.083

基于响应曲面法的大型锥形件缩口成形工艺 设计及多几何参数优化

吴昂¹ 吴莹² 李国俊¹ 李旭斌¹ 张治民¹

(1. 中北大学材料科学与工程学院 太原 030051;

2. 晋西工业集团有限责任公司质检中心 太原 030027)

摘要: 提出一种适用于大型锥形件的缩口成形方法,通过主应力法对该缩口成形时的轴向缩口力与标准直壁锥形件的缩口力进行对比,得出了最佳成形方案。并基于 Deform 和响应曲面法讨论了该成形模具中缩口凹模母线弦高 χ 、内壁直空比 l/h 和毛坯壁厚 S_0 、变壁厚尺寸 λ 分别对缩口件高度和缩口成形力的影响,得到了两个响应变量分别关于四个自变量的回归预测模型,优化出凹模内直空结构和毛坯的最佳几何结构参数,最后通过物理试验得到验证。结果表明:当 $\chi=6.9$ mm、 $l/h=0.3$ 、 $S_0=29.5$ mm、 $\lambda=4.8$ mm 时,毛坯在缩口过程中未发生失稳,实时最大缩口力为 1 920 kN,测量缩口件高度为 1 108 mm,与模型预测结果误差均小于 10%,说明了该工艺方案中缩口凹模和毛坯结构参数的可行性,其成形工艺及模具结构形式将为大型锥形产品的缩口成形提供理论指导。

关键词: 锥形件; 缩口成形; 缩口力; 缩口件高度; 响应曲面

中图分类号: TG312

Process Design and Multi-geometric Parameter Optimization of Large Cones Based on Response Surface Methodology

WU Ang¹ WU Ying² LI Guojun¹ LI Xubin¹ ZHANG Zhimin¹

(1. School of Material Science and Engineering, North University of China, Taiyuan 030051;

2. Quality Testing Center, Jinxi Industry Group Co., Ltd., Taiyuan 030027)

Abstract: A necking forming method suitable for large conical parts is presented in this paper, the axial necking force of the necking forming is compared with the necking force of the standard straight wall cone by the principal stress method and the best forming scheme is obtained. And based on Deform and Response Surface Method, the effects of the generatrix chord height χ of the necking die, the ratio of straight part and space part l/h and workpiece wall thickness S_0 , the size of variable wall thickness λ on the height of the formed part and the necking forming force are respectively discussed. Then, regression prediction model with two response variables for each of the four independent variables is obtained and the best geometric parameters of the straight & space structure and the workpiece is optimized. Finally, it is verified by physical experiments. The results show that when $\chi=6.9$ mm, $l/h=0.3$, $S_0=29.5$ mm, $\lambda=4.8$ mm, the workpiece does not destabilize during the necking process, the maximum necking force is 1 920 kN, and the measured formed part height is 1 108 mm, the error with the model prediction result is less than 10%, which indicates the feasibility of the necking die and workpiece structural parameters in the process scheme. The forming process and the die structure will provide theoretical guidance for the necking forming of large cone products.

Key words: cone part; necking forming; necking force; formed part height; response surface

0 前言

近年来,大型锥形连接构件屡见于航空航天、武器装备中,但大型锥形件的成形还是局限于旋压

工艺^[1],其在成形过程中成形道次多、变形不均匀、存在折叠缺陷等不利因素严重影响生产效率,所以简化大型锥形类构件的成形工艺势在必行。

缩口成形作为一种较为成熟的锥形件成形工艺,有成形简单、变形均匀、缺陷少等优点,已经受到了国内外学者的广泛认可。例如,南昌航空大学李轩颖^[2]利用缩口工艺增厚了飞机拉杆,并对管

材在热压下的材料的流变规律及影响增厚的工艺参数进行了深入的探讨, 得出缩口增厚的变形规律; KWAN^[3]利用缩口和液压成形生产球形阀, 并通过有限元仿真对比出缩口成形工艺的优势; 吉林大学滕宏春等人得出了中厚壁的圆管和圆杯的缩口力模型, 并建立了缩口的轴向失稳判断准则, 经过大量试验验证理论的准确性^[4]; LU 等^[5]利用体积不变条件和 Mises 方程得出缩口比和加载速率的近似计算方法; CHEN 等^[6]分析了不同模具锥角和不同摩擦系数对钛合金管缩口的影响, 分析结果表明, 通过增加模锥角和摩擦因数可使管壁厚增加。上述基本上所有的成果都集中在小直径管体的冷态缩口局部成形, 且缩口系数都未低于单道次极限缩口系数 0.8^[7-8], 但在成形缩口系数较小的大型锥形件时, 单道次缩口往往无法满足要求, 多道次的缩口成形便是行业中较为显见的工艺, 但又重复了旋压成形道次多, 工艺繁琐等缺点^[9], 所以本文针对大型锥形件的小缩口系数的成形提出了一种单道次缩口成形的新方法, 并通过物理试验充分验证了该方法的可靠性。

1 缩口工艺的制定

1.1 缩口成形方案

2013 年, 许兰贵等^[10]就比较过当缩口系数和变形区高度相同时缩口凹模母线为曲线和直线的缩口力, 最终得出母线为曲线时缩口力较小, 但只局限于薄壁、直径较小管体的局部缩口, 而且对于母线曲率和轴向缩口力的关系并没有做出深入的研究, 该理论是否适用于大型锥形件, 是否只适用于冷态, 是否适用于厚高比很小的整体缩口成形还需进一步探讨。

鉴于前人的研究基础, 本文所讨论的大型锥形连接件拟定两种缩口件形式, 如图 1 所示, 方案一为标准直壁锥形件; 方案二是母线带较小曲率的圆

图 1 缩口成形方案

弧形类锥形件, 两种方案相对产品图均有加工余量。成形过程的关键是对缩口力的控制^[11], 应最大程度避免因轴向缩口力太大而导致的筒壁失稳、缩口凹模与毛坯接触摩擦力太大而导致侧壁局部镦粗使得整体高度下降, 故需对两种方案的缩口成形力进行计算对比。

1.2 缩口成形力的计算

在现有缩口力的理论解析中, 有关缩口成形锥形件的应力分析最为完善, 故在计算方案一的缩口成形力时引用较为成熟的卢险峰等^[12-13]考虑壁厚变化的缩口力公式

$$P = 1.15K\pi R_0 S_0 (1 + \mu \cot \alpha) \cos \alpha \left[(1 + n/2)(1 - m - \ln m) + n(1 - m)(2m^2 - 7m - 31)/12 \right] \quad (1)$$

式中, n 和 K 为一定温度下的材料常数, m 为缩口系数, R_0 为筒体半径, S_0 为壁厚, α 为半锥角。

对于考虑壁厚变化且母线为曲线的类锥形件缩口应力分析却很不完善, 现利用应力-应变增量理论^[14-15]与主应力法来对方案二在考虑壁厚变化条件下的缩口力模型进行推导, 图 2、图 3 为单元应力分析及变形几何分析, 将毛坯分为两个区域: 变形区与传力区。

图 2 缩口变形区单元体应力状态图

图 3 圆弧形凹模缩口成形几何分析

通过分析图 2 圆弧形缩口凹模在缩口过程中坯料的变化过程可得出以下三个几何关系

$$\rho = R_\rho \cos \alpha - c \quad (2)$$

$$d\rho = -R_\rho \sin \alpha \quad (3)$$

$$R_\theta = R_\rho - \frac{c}{\cos \alpha} \quad (4)$$

对于 R_ρ 较大的薄壁缩口成形, 可近似的认为变形区中的应变状态是平面的, 根据塑变条件, 当切向应力 σ_θ 达到剪切屈服强度 σ_s 时, 材料发生屈服, 故得出塑性条件

$$\sigma_\theta = -\sigma_s \quad (5)$$

引入考虑厚度变化的轴对称回转壳体的薄膜理论^[11-12]

$$\rho \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \sigma_\rho \left(1 + \frac{\rho ds}{s d\rho} \right) - \sigma_\theta - \frac{\mu \rho}{\sin \alpha} \left(\frac{\sigma_\rho}{R_\rho} + \frac{\sigma_\theta}{R_\theta} \right) = 0 \quad (6)$$

将几何关系式(2)~(5)代入式(6)可计算出

$$\sigma_\rho = \frac{1-\mu\alpha}{\cos \alpha - c/R_\rho} \left\{ C + \sigma_s [2\mu \sin \alpha - (1+\mu\alpha) \cos \alpha] \right\} \quad (7)$$

代入边界条件, 当 $\alpha=\alpha_0$ 应力 $\sigma_\rho=0$, 可求出常数 C

$$C = -\sigma_s [2\mu \sin \alpha_0 (1+\mu\alpha_0) \cos \alpha_0] \quad (8)$$

故沿轴向方向的应力 σ_ρ 可表示为

$$\sigma_\rho = -\frac{\sigma_s (1-\mu\alpha)}{\cos \alpha - c/R_\rho} \left[(1+\mu\alpha) \cos \alpha - (1+\mu\alpha_0) \cos \alpha_0 + 2\mu (\sin \alpha_0 - \sin \alpha) \right] \quad (9)$$

该公式可以用来确定母线为圆弧曲线即 R_ρ 为常数的缩口变形区的应力分布 $\sigma_\rho=f(\alpha)$, (将 $-\sigma_\rho/\sigma_s$ 记为 k , 以简化后续函数的表达)。

现分析在缩口过程中毛坯厚度变化对作用在毛坯壁上 σ_ρ 的影响。按照应力-应变增量理论有

$$d\varepsilon_{ij} = \sigma_{ij} d\lambda \quad (10)$$

对于平面应力状态, 应力应变的速度关系可写成如下形式($\dot{\varepsilon}_\rho$ 、 $\dot{\varepsilon}_\theta$ 、 $\dot{\varepsilon}_t$ 分别表示径向、切向和法相应变速率)

$$\frac{\sigma_\theta - \sigma_\rho}{\sigma_\theta} = \frac{\dot{\varepsilon}_\rho - \dot{\varepsilon}_\theta}{\dot{\varepsilon}_\theta - \dot{\varepsilon}_t} \quad (11)$$

根据体积不变条件 $\dot{\varepsilon}_\rho = \dot{\varepsilon}_\theta + \dot{\varepsilon}_t$, 并代入式(11)得出

$$\frac{\sigma_\rho}{\sigma_\theta} = \frac{2\dot{\varepsilon}_t + \dot{\varepsilon}_\theta}{\dot{\varepsilon}_t - \dot{\varepsilon}_\theta} \quad (12)$$

对于变形区部分, 应力 σ_ρ 为 α 的函数, 根据塑性条件(5), 将 σ_θ 和 σ_ρ 值代入应力应变速率关系方程式(12), 经变换后得

$$\dot{\varepsilon}_t = -\frac{1+k}{2-k} \dot{\varepsilon}_\theta \quad (13)$$

从式(13)可以看出, $\dot{\varepsilon}_t$ 和 $\dot{\varepsilon}_\theta$ 符号相反, 在缩口过程中 $\dot{\varepsilon}_\theta$ 为负, 所以 $\dot{\varepsilon}_t$ 为正, 说明在变形区每一点毛坯厚度都在增加。当把应变速率换成应变时, 可

以利用上述公式计算变形区毛坯筒壁的最终厚度。

$$\varepsilon_t = \ln \frac{s}{s_0} \quad (14)$$

$$\varepsilon_\theta = \ln \frac{\rho}{R_0} \quad (15)$$

联立式(13)~(15)可以得出最终壁厚的公式

$$s = s_0 \left(\frac{R_0}{\rho} \right)^{\frac{1+k}{2-k}} \quad (16)$$

将式(16)联立式(2)代入式(9), 并且已知当 $\alpha=\alpha_0$, 应力 $\sigma_\rho=0$; 随着角度 α 的减小, σ_ρ 增加, 并在 $\alpha=0$ 时, 应力达到最大值 $\sigma_{\rho\max}$, 可得出式(17)

$$\sigma_{\rho\max} = -\frac{\sigma_s}{1-c} [1 - (1+\mu\alpha_0) \cos \alpha_0 + 2\mu \sin \alpha_0] \quad (17)$$

式中, $\sigma_{\rho\max}$ 是 α_0 的变换关系, 因此引入三角函数常用的关系转换

$$\cos \alpha_0 = \frac{c+r_0}{R_\rho}$$

$$\sin \alpha_0 = \frac{\sqrt{R_\rho^2 - (c+r_0)^2}}{R_\rho}$$

$$\alpha_0 = \arccos \frac{c+r_0}{R_\rho}$$

将上述三角函数关系式代入式(17)得出

$$\sigma_{\rho\max} = -\sigma_s \left\{ 1 - \frac{r_0}{R_0} + 2\mu \frac{\sqrt{R_\rho^2 - (r_0 - R_\rho - R_0)^2}}{R_0} - \mu \frac{r_0 - R_\rho - R_0}{R_0} \arccos \frac{r_0 - R_\rho - R_0}{R_0} \right\} \quad (18)$$

代入上述 R_0 、 R_ρ 、 r_0 的三角函数关系

$$\frac{c}{R_\rho} = \frac{R_\rho - R_0}{R_\rho}$$

得出

$$\sigma_{\rho\max} = -\sigma_s \left\{ 1 - \frac{r_0}{R_0} + \frac{\mu}{R_0} \sqrt{R_\rho^2 - (r_0 - R_\rho - R_0)^2} \right\} \quad (19)$$

式中, $r_0/R_0=m$, 为缩口系数, 故式(19)可变形为

$$\sigma_{\rho\max} = -\sigma_s \left\{ 1 - m + \mu \sqrt{2(1-m) \frac{R_\rho}{R_0} - (1-m)^2} \right\} \quad (20)$$

式(20)为方案二缩口时筒体传力区的最大轴向应力, 最终缩口力可表达为

$$P = 2\pi R_0 s_0 \sigma_{\rho\max} \quad (21)$$

综上可得出方案一的缩口力公式(1)及方案二的缩口力公式(21)。为了便于比较, 将两种方案的

轴向缩口应力随缩口系数的变化关系用 Origin 软件拟合出来(图 4a), 图 4b 为缩口系数在 0.76 时 $\sigma_{\rho\max}$ 随母线半径 R_ρ 的变化趋势, 由图 4b 可以看出, 方案二中随着母线半径的增大轴向应力越大, 当半径 $R_\rho=96\ 000\ \text{mm}$ 时, $\sigma_{\rho\max}$ 达到峰值, 当 R_ρ 继续增大时, $\sigma_{\rho\max}=143\ \text{MPa}$ 基本保持不变; 由图 4b 可以看出, 当缩口系数达到 0.76 时, 方案一的最大轴向应力 $\sigma_{\rho\max}=143\ \text{MPa}$, 与方案二的母线半径大于 $96\ 000\ \text{mm}$ 时的缩口力基本相同, 通过上述分析可得出:

① 当 R_ρ 足够大时, 母线近似直线, 毛坯传力区轴向应力最大; ② 通过减小缩口凹模的母线半径可显著降低缩口成形力。

(a) 轴向缩口应力随缩口系数的变化规律

(b) 轴向缩口应力随 R_ρ 的变化趋势

图 4 缩口应力的比较

为了保证缩口件的加工余量, 方案二的母线半径最小取值为 $R_\rho=10.275\ \text{m}$, 在该条件下其轴向应力最小为 $\sigma_{\rho\max}=55\ \text{MPa}$, 相比于方案一的缩口成形工艺, 缩口成形力降低 60%, 可最大程度地减小毛坯侧壁失稳的风险。

1.3 缩口凹模内壁形式的设计方法

在理想情况下, 当缩口变形受到切向压缩而使直径减小时, 根据等体积原则, 壁厚和高度都会略有增加, 但在实际生产试验中, 缩口凹模与毛坯间

的摩擦力大小作为很难控制的一个因素, 常常由于摩擦力太大而导致筒体缩口后高度降低、传力区发生失稳, 故在缩口过程中降低模具与毛坯摩擦力的大小对提高缩口件的成形质量尤为重要。针对上述通过计算得出的最佳成形方式, 在缩口凹模母线为圆弧形的基础上加工一定数量的环形凹槽, 减小与毛坯的接触面积来降低缩口过程中产生的摩擦力, 示意图见图 5, 定义环形凹槽的垂直高度为 h , 凹槽之间弧形母线的垂直高度为 l 。

图 5 带环形凹槽的缩口凹模

假设在缩口凹模上加工环形凹槽后缩口过程中毛坯与缩口凹模接触面积变为原始的 $1/2$, 通过计算式(20)可变为

$$\sigma_{\rho\max} = -\sigma_s \left\{ 1 - m + \mu \sqrt{\frac{1}{2}(1-m)\frac{R_\rho}{R_0} - (1-m)^2} \right\} \quad (22)$$

在缩口系数 $m=0.76$ 、母线半径 $R_\rho=10.275\ \text{m}$ 的情况下计算得出传力区的最大轴向应力为 $32\ \text{MPa}$, 相比于无环形凹槽时降低 46%, 可显著降低缩口力, 减小毛坯失稳的风险。

2 确定影响因素及有限元模型的建立

2.1 缩口凹模与毛坯影响因素的确定

在常见缩口成形小尺寸锥形件时因其缩口系数大、缩口力较小、行程较短, 管体毛坯的壁厚通常为等厚度, 而对于大型筒体进行小缩口系数的缩口成形时, 变形区的壁厚越大, 需变形的材料越多, 缩口时的切向压缩应力 σ_θ 和轴向缩口应力 σ_ρ 越大, 若要减小毛坯变形区的切向压缩应力的同时保证毛坯筒体下半段壁厚强度足以支撑缩口成形时的轴向压力, 可将毛坯筒壁设计为变壁厚形式, 以减小材料的变形程度, 降低缩口成形力。如图 6a 所示, 即在原始等壁厚筒体的基础上, 以筒壁底部为基准点偏移 β 角度, 顶部的最大偏移量记为 λ , 原始筒体壁厚记为 S_0 。

影响缩口凹模内壁结构有两个因素：① 母线的半径 R_p ；② 环形凹槽之间弧形母线的垂直高度 l 与环形凹槽的垂直高度 h 的比值(直空比) l/h 。因母线半径 R_p 较大，在制定试验方案时为了简化参数指标用弦高 χ 来表示母线的弯曲程度，如图 6b 所示。

图 6 变壁厚筒体与缩口凹模结构参数

提出试验方案的响应变量：① 根据等体积原则，缩口件的高度应比原始筒形件的高度高，故把缩口件最终高度 H 作为试验方案中的第一响应变量；② 缩口成形所需的最大轴向压力越小，说明缩口凹模与毛坯的摩擦力越小，筒壁越不容易发生失稳的风险，成形质量越高，也避免了额外能量的损耗，故把缩口成形的最大轴向压力 P 作为试验方案中的第二响应变量。

2.2 有限元模型的建立

建立缩口的有限元模型，见图 7。毛坯设置为

塑性体，材料选择 2A12 高强铝合金，温度为 430 ℃，缩口凹模下压速度 3 mm/s，模具与毛坯的摩擦选择库仑摩擦，摩擦因数为 0.3。

图 7 有限元模型

3 响应曲面法优化模具及毛坯参数

3.1 模拟试验方案的确定

根据第 2.1 节所述，试验方案中变量及各个变量的取值范围：① 母线弦高 χ ， $1.5 \leq \chi \leq 12.5$ ；② 直空比 l/h ， $0.3 \leq l/h \leq 3.3$ ；③ 毛坯壁厚 S_0 ， $20 \leq S_0 \leq 40$ ；④ 变壁厚尺寸(毛坯上端的最大偏移量) λ ， $1 \leq \lambda \leq 8$ 。响应变量为：① 缩口件高度 H ；② 缩口成形中的最大轴向压力 P 。通过 Box-Behnken 设计试验方案及计算结果见表 1。

表 1 Box-Behnken 设计及试验结果

组号	直空比 l/h	弦高 χ/mm	壁厚 S_0/mm	变壁厚 λ/mm	载荷 P/kN	高度 H/mm
1	1.8	7.0	40.0	1.0	5 043	1 074.4
2	1.8	7.0	30.0	4.5	2 976	1 080.7
3	1.8	1.5	40.0	4.5	4 184	1 091.5
4	1.8	1.5	30.0	1.0	3 125	1 083.8
5	1.8	7.0	20.0	8.0	1 922	1 068.1
6	3.3	7.0	30.0	8.0	2 776	1 080.5
7	3.3	12.5	30.0	4.5	3 018	1 081.8
8	3.3	1.5	30.0	4.5	7 504	1 027.9
9	1.8	7.0	40.0	8.0	3 768	1 088.9
10	1.8	1.5	20.0	4.5	2 174	1 063.7
11	0.3	7.0	30.0	1.0	2 795	1 113.4
12	3.3	7.0	20.0	4.5	5 648	929.7
13	1.8	12.5	20.0	4.5	1 881	1 075.6
14	3.3	7.0	30.0	1.0	3 456	1 069.9
15	1.8	1.5	30.0	8.0	2 896	1 089.1
16	1.8	7.0	30.0	4.5	2 768	1 084.1
17	1.8	7.0	30.0	4.5	2 768	1 084.1
18	1.8	7.0	30.0	4.5	2 832	1 083.1

(续)

组号	直空比 l/h	弦高 χ/mm	壁厚 S_0/mm	变壁厚 λ/mm	载荷 P/kN	高度 H/mm
19	3.3	7.0	40.0	4.5	4 238	1 088.9
20	0.3	7.0	30.0	8.0	2 458	1 111.4
21	1.8	7.0	30.0	4.5	2 864	1 081.5
22	1.8	12.5	30.0	1.0	2 816	1 093.4
23	0.3	1.5	30.0	4.5	2 557	1 113.8
24	1.8	12.5	40.0	4.5	3 563	1 104.4
25	0.3	7.0	40.0	4.5	3 104	1 122.3
26	0.3	12.5	30.0	4.5	2 597	1 111.8
27	1.8	12.5	30.0	8.0	2 808	1 095.9
28	0.3	7.0	20.0	4.5	1 827	1 094.1
29	1.8	7.0	20.0	1.0	7 685	972.1

3.2 响应曲面结果分析

在软件中设置拟合项为 4 次得出最佳拟合结果,不需要引入更高次。通过表 2、表 3 可以明显看出,拟合得出的缩口力和缩口件高度关于四因素的多元非线性模型通过了 F 检验得出显著性概率 p 值均小于 0.000 1, 且模型失拟项 p 值远大于 0.05, 表明试验结果和数学模型拟合结果良好, 试验结果可使用该数学模型来进行推测。在表 2 分析结果中可以看出, 四因素的显著性概率: D 变壁厚尺寸 < A 直空比 < C 壁厚

< B 弦高 < 0.05, 说明在(缩口力)响应面模型中变壁厚尺寸 λ 影响最大, 弦高 χ 的影响较小, 但对于缩口力模型整体来说都呈现高度显著。在表 3 分析结果中可以看出, 四因素的显著性概率: A 直空比 $\approx$ C 壁厚 $\approx$ D 变壁厚尺寸 < B 弦高 < 0.05, 说明在(高度)响应面模型中直空比 l/h 、毛坯壁厚 S_0 和变壁厚尺寸 λ 影响都较大, 而弦高 χ 的影响相对于前三个因素较小, 但四因素的显著性概率 p 值均远小于 0.05, 说明四因素对于缩口件最终成形高度都有很大的影响。

表 2 (缩口力)响应面模型方差分析

因素	平方和	自由度	均方差	F 值	显著性概率 p
模型	587 098.57	24	24 462.44	331.79	< 0.000 1
A-直空比	2 396.10	1	2 396.10	32.50	0.004 7
B-弦高	394.02	1	394.02	5.34	0.041 9
C-壁厚	1 584.04	1	1 584.04	21.48	0.009 8
D-变壁厚尺寸	123 833.61	1	123 833.61	1679.60	< 0.000 1
AB	51 211.69	1	51 211.69	694.60	< 0.000 1
AC	18 049.92	1	18 049.92	244.82	< 0.000 1
AD	294.12	1	294.12	3.99	0.116 5
BC	268.96	1	268.96	3.65	0.128 7
BD	122.10	1	122.10	1.66	0.267 6
CD	50 355.36	1	50 355.36	682.99	< 0.000 1
A ²	14 205.44	1	14 205.44	192.67	0.000 2
B ²	26 422.79	1	26 422.79	358.38	< 0.000 1
C ²	34 186.79	1	34 186.79	463.69	< 0.000 1
D ²	31 273.36	1	31 273.36	424.17	< 0.000 1
A ² B	20 493.00	1	20 493.00	277.95	< 0.000 1
A ² C	549.46	1	549.46	7.45	0.052 4
A ² D	45 315.55	1	45 315.55	614.63	< 0.000 1
AB ²	24 079.15	1	24 079.15	326.59	< 0.000 1
AC ²	19 760.72	1	19 760.72	268.02	< 0.000 1
B ² C	25 177.68	1	25 177.68	341.49	< 0.000 1
B ² D	57 817.00	1	57 817.00	784.19	< 0.000 1
BC ²	334.11	1	334.11	4.53	0.100 3
A ² B ²	72 994.53	1	72 994.53	990.05	< 0.000 1
A ² C ²	6 300.39	1	6 300.39	85.45	0.000 8
残差	502.75	25	20.11		
失拟项	299.95	7	42.85	41.87	0.4249

表 3 (高度)响应面模型方差分析

因素	平方和	自由度	均方差	F 值	显著性概率 p
模型	45 081.28	24	1 878.39	789.24	< 0.000 1
A-直空比	1 383.84	1	1 383.84	581.45	< 0.000 1
B-弦高	67.24	1	67.24	28.25	0.006 0
C-壁厚	3 788.40	1	3 788.40	1591.77	< 0.000 1
D-变壁厚尺寸	3 052.56	1	3 052.56	1282.59	< 0.0001
AB	781.20	1	781.20	328.24	< 0.0001
AC	4 290.25	1	4 290.25	1802.63	< 0.000 1
AD	39.69	1	39.69	16.68	0.015 1
BC	0.25	1	0.25	0.11	0.762 1
BD	1.96	1	1.96	0.82	0.415 5
CD	1 660.56	1	1 660.56	697.72	< 0.0001
A ²	1 146.12	1	1 146.12	481.56	< 0.000 1
B ²	1 750.11	1	1 750.11	735.34	< 0.000 1
C ²	1 566.35	1	1 566.35	658.13	< 0.000 1
D ²	661.85	1	661.85	278.09	< 0.000 1
A ² B	157.53	1	157.53	66.19	0.001 2
A ² C	516.81	1	516.81	217.15	0.000 1
A ² D	1 297.95	1	1 297.95	545.36	< 0.000 1
AB ²	215.28	1	215.28	90.45	0.000 7
AC ²	1 903.45	1	1 903.45	799.77	< 0.000 1
B ² C	552.78	1	552.78	232.26	0.000 1
B ² D	1 318.41	1	1 318.41	553.95	< 0.000 1
BC ²	8.82	1	8.82	3.71	0.126 5
A ² B ²	1 840.41	1	1 840.41	773.28	< 0.000 1
A ² C ²	800.89	1	800.89	336.51	< 0.000 1
残差	421.75	25	16.87		
失拟项	253.92	8	31.74	30.25	0.589 6

由图 8 可以看出: ① 随着缩口凹模母线弦高的增大, 即随着圆弧半径 R_p 的变小, 缩口力呈现先降低后升高的趋势, 根据图 4 可得出随着 χ 的增大(R_p 的减小), 毛坯传力区的轴向应力 σ_{pmax} 越小, 即轴向的缩口成形力 P 越小, 当 χ 继续增大(R_p 继续减小)时, 缩口凹模的曲率变大, 其下压过程对毛坯筒的弯折作用愈发显著, 反而会导致轴向压力的增大; ② 当直空比增大, 缩口成形时毛坯与缩口凹模接触

(a) 缩口力随弦高和直空比的变化关系

(b) 缩口力随壁厚与变壁厚尺寸的变化关系

图 8 四因素关于载荷相应曲面图

的面积变多, 摩擦力变大, 轴向缩口压力也剧烈上升, 有发生失稳的风险; ③ 随着壁厚的增大和变壁厚尺寸的减小, 在缩口变形区所需变形的金属体积增加, 切向压缩应力 σ_θ 也变大, 轴向缩口力也随之增大。

由图 9 可以看出: ① 随着弦高 χ 的增大, 缩口件高度先升高最后降低, 这是由于当弦高 χ 增大时(R_p 减小), 母线曲率越大, 缩口凹模母线的圆弧

长度越长,对毛坯的弯折作用更加明显,毛坯紧贴缩口凹模内壁时所需的金属体积增多,导致缩口件高度的下降;②随着直空比的增大,缩口件高度剧烈下降,因为直空比的增大意味着毛坯与缩口凹模的接触面积越大,两者的摩擦力越大,缩口凹模轴向下压时金属自身的变形抗力小于摩擦力,并且摩擦力太大导致缩口件传力区发生失稳,从而使缩口件高度大幅降低;③随着壁厚的增大和变壁厚尺寸的减小,毛坯变形区的金属体积增多,根据等体积原则缩口时变形区发生的轴向长高也愈发明显。

(a) 缩口件高度随弦高和直空比的变化关系

(b) 缩口件高度随壁厚与变壁厚尺寸的变化关系

图9 四因素关于缩口件高度响应曲面图

综上所述,若要降低轴向缩口成形力的同时使缩口件的高度最高则需要满足:①适当减小缩口凹模母线圆弧半径 R_ρ ;②尽量降低缩口凹模直空比即在凹模内壁尽可能多地加工环形凹槽来减小缩口过程中与毛坯产生的摩擦力;③在保证加工余量的前提下尽量减薄壁厚,增大变壁厚的尺寸。

3.3 最佳尺寸参数的确定

通过 Box-Behnken 试验设计的响应面分析后剔除显著性概率大于 0.05 的因素,包括(载荷)响应面分析结果中 AD、BC、BD、 A^2C 、 BC^2 , (高度)响应面分析结果中 BC、BD、 BC^2 ,最后可得出缩口力 P 和缩口件高度 H 关于(A)直空比 l/h 、(B)弦高 χ 、

(C)毛坯壁厚 S_0 和(D)变壁厚尺寸 λ 的多元非线性回归方程。回归模型如下

$$\begin{aligned} P = & 245A - 99B - 199C - 1759D - 1131AB - 672AC + \\ & 1122CD - 832A^2 - 792B^2 + 901C^2 + 861D^2 - \\ & 1012A^2B + 1505A^2D + 1097AB^2 + 994AC^2 + \\ & 1122B^2C + 1700B^2D + 2702A^2B^2 + 794A^2C^2 + 2842 \\ & H = -18.6A + 4.1B + 30.8C + 27.6D + 14AB + \\ & 32.8AC + 3.2AD - 20.4CD - 23.6A^2 - \\ & 20.4B^2 - 19.3C^2 - 12.5D^2 + 8.9A^2B + \\ & 16.1A^2C - 25.5A^2D - 10.4AB^2 - 30.9AC^2 - \\ & 16.6B^2C - 25.7B^2D - 42.9A^2B^2 - 28.3A^2C^2 + 1082.7 \end{aligned}$$

图10为模型预测值与试验值的关系对应图,点越靠近直线说明预测值与试验值越接近,模型的可信程度越高。图10a、10b中所有点基本上都在同一条直线上分布,说明关于缩口力和高度的两个预测模型能有效地解释四因素的变化关系,具有较高的准确性。

(a) 缩口力

(b) 高度

图10 预测值与试验值的关系对应图

在实际的生产试验中,为了满足产品的尺寸要求,则需使毛坯缩口后的高度最高,载荷最小。通过 Design-expert 软件自动寻优功能设置四因素的取值范围及两个响应变量的极值要求得出模具及毛坯的最佳几何结构参数即:①母线弦高 $\chi=6.9$ mm;②直空比 $l/h=0.3$;③毛坯壁厚 $S_0=29.5$ mm;④变壁厚尺寸 $\lambda=4.8$ mm;预测结果高度 $H=1124.1$ mm;载荷 $P=1748$ kN。

4 物理试验验证

试验在 30 000 kN 压力机上进行, 缩口凹模与垫板加热温度为 450 °C, 毛坯为 430 °C, 滑块下压速度为 3 mm/s, 为了保证达到试验模拟的摩擦因数, 润滑剂采用汽缸油、石墨粉与二硫化钼组成的油基润滑剂, 图 11a 为变壁厚毛坯, 图 11b 为缩口凹模, 图 11c 为缩口成形过程。

图 11 物理试验

如图 12 所示为缩口成形结果, 经测量缩口件高度为 1 108 mm, 成形最大载荷 1 920 kN。与预测结果进行对比, 缩口件高度误差仅为 1.5%, 缩口力误差为 8.8%, 均小于 10%, 充分说明预测得出最佳模具结构参数的准确性和合理性。

图 12 试验结果

5 结论

(1) 本文提出一种缩口成形大型锥形件的缩口成形方法, 通过计算, 在缩口凹模母线为圆弧的基础上加工一定数量的环形凹槽可显著降低缩口力, 相比于方案一标准直壁锥形件的缩口成形力可减少 60%以上, 显著降低毛坯下半段缩口失稳的风险。

(2) 通过响应曲面法分析得出: ① 随着缩口凹模母线圆弧弦高 χ 的增大(半径 R_p 的减小), 缩口力先下降后上升, 缩口件高度先增大后减小; ② 随着直空比 l/h 的减小, 缩口力减小, 缩口件高度增加; ③ 随着毛坯壁厚 S_0 和变壁厚尺寸 λ 的减小, 缩口力减小, 缩口件高度降低。

(3) 通过响应曲面法拟合得出了缩口成形力和

缩口件高度关于四因素的多元非线性回归模型, 计算出使缩口力最小和缩口件高度最高的模具及毛坯结构的最优几何参数: ① 母线弦高 $\chi=6.9$ mm; ② 直空比 $l/h=0.3$; ③ 毛坯壁厚 $S_0=29.5$ mm; ④ 变壁厚尺寸 $\lambda=4.8$ mm, 并进行了试验验证, 结果表明: 缩口件高度误差为 1.5%, 缩口力误差 8.8%, 误差均小于 10%, 充分验证了计算缩口力的数学模型的理想程度。

参 考 文 献

- [1] 杨鑫. 高强度钢管缩径旋压成形性能及工艺研究[D]. 广州: 华南理工大学, 2017.
YANG Xin. Research on neck-spinning formability and forming process of high strength steel tube[D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2017.
- [2] 李轩颖. 薄壁铝合金管材热挤压缩口增厚流变行为研究[D]. 南昌: 南昌航空大学, 2017.
LI Xuanying. Research on rheological behavior of thin-walled aluminum alloy tube necking and thickening on hot extrusion[D]. Nanchang: Nanchang Hangkong University, 2017.
- [3] KWAN C T. An analysis of the eccentric nosing process of metal tubes[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2003, 140(1-3): 530-534.
- [4] 滕宏春. 中厚壁圆管及杯形件的缩径成形关键问题的研究[D]. 长春: 吉林大学, 2005.
TENG Hongchun. Study of the key problem on sinking forming with middle thick-walled tube and cylindrical cup[D]. Changchun: Jilin University, 2005.
- [5] LU Y H. Study of preform and loading rate in the tube nosing process by spherical die[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2005, 194(25-26): 2839-2858.
- [6] CHEN C Y, CHEN T C. Experimental and numerical analysis of titanium alloy microtube tube-end nosing forming[C]//Materials Science Forum, 2018: 16-21.
- [7] LIU G H, GUO Y Q, JIANG Z. Influence of heating models on necking deformation during tube extrusion process[J]. Advanced Materials Research, 2011, 189-193: 1778-1781.
- [8] 滕宏春, 林桂霞, 胡平. 带有动芯轴的管料壁厚减薄缩口成形的理论解析[J]. 机械工程学报, 2005, 41(7): 234-238.
TENG Hongchun, LIN Guixia, HU Ping. Theoretical analysis and experiment of sinking of tube with a moving Mandrel[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2005, 41(7): 234-238.
- [9] 陈汇, 郎利辉, 杜传军, 等. 薄壁精密罐多道次缩口过

- 程及其机理[J]. 北京航空航天大学学报, 2011, 37(7): 805-810.
- CHEN Hui, LANG Lihui, DU Chuanjun, et al. Multi-stages necking process and mechanism of precision thin-walled can[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2011, 37(7): 805-810.
- [10] 许兰贵, 黄玉萍, 牟航. 薄壁管轴压缩口不同变形路径的力学过程研究[C/CD]//全球华人塑性技术研讨会. 2013.
- XU Langui, HUANG Yuping, MOU Hang. Research on mechanical model of different deformation path in thin-tube axial compressive necking[C/CD]//Global Chinese Plastic Technology Seminar, 2013.
- [11] 张亚. 变温度场下管材缩口变形规律及增厚成形工艺研究[D]. 北京: 机械科学研究总院, 2015.
- ZHANG Ya. Study on deformation rule and thickness thickening of tube necking process under non-uniform temperature field[D]. Beijing: Mechanical Science Research Institute, 2015.
- [12] 卢险峰, 褚亮. 弹壳形状零件缩口力描述模型研究[J]. 塑性工程学报, 2004(6): 43-46.
- LU Xianfeng, CHU Liang. A descriptive model study on necking deformation pressure for a kind of cartridge[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2004(6): 43-46.
- [13] 褚亮. 锥形凹模缩口工艺试验及理论研究[D]. 南昌: 南昌大学, 2005.
- CHU Liang. Experimental and theoretical research on necking process with conical die[D]. Nanchang: Nanchang University, 2005.
- [14] 许兰贵. 变壁厚大锥度薄壁铝罐成形关键技术的研究[D]. 广州: 华南理工大学, 2010.
- XU Langui. Study on the key technology of thin-walled aluminum can forming with variable thickness and large tapers[D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2010.
- [15] 汪凌云. 金属塑性变形力学[M]. 重庆: 重庆出版社, 1986.
- WANG Lingyun. Metal plastic deformation mechanics[M]. Chongqing: Chongqing Publishing Group, 1986.
-
- 作者简介: 吴昂, 男, 1994 年出生。主要研究方向为轻合金精密塑性成形技术。
E-mail: wuang1040@163.com
- 李国俊(通信作者), 男, 1969 年出生, 教授级高工, 硕士研究生导师。主要研究方向为轻合金精密塑性成形技术。
E-mail: liguojun@126.com