

基于弹塑性理论的钛合金孔冷挤压回弹分析*

Springback Analysis of Cold Expanded Hole in Titanium Alloy Based on Elasto Plastic Theory

南京航空航天大学机电学院 颜士肖 苏宏华 徐九华

[摘要] 为获得钛合金孔冷挤压后回弹量,提出基于弹塑性理论的幂强化材料孔冷挤压后回弹量计算方法。将 TC4 钛合金孔冷挤压后回弹量的试验测量结果与理论模型计算结果进行比较,验证了模型的准确性,同时利用模型分析了挤压量和初孔直径对 TC4 钛合金孔冷挤压后回弹量的影响。

关键词: 弹塑性 幂强化 回弹量 钛合金

[ABSTRACT] In order to get the springback of cold expanded holes in titanium alloy, the calculation method of springback of cold expanded holes in power hardening material is proposed based on the elasto plastic theory. The theoretical results of springback of cold expanded holes in TC4 titanium alloy are compared with the experiment measurement results, which show that the model is accurate. Besides, the springback effects of expansion degree and existing hole diameter in TC4 titanium alloy are also analyzed based on the model.

Keywords: Elasto Plastic Power Hardening Springback Titanium Alloy

孔开缝衬套冷挤压技术作为一种抗疲劳强化技术已在航空零部件制造和维修中得到广泛应用,其所涉及的航空材料有铝合金、超高强度钢和钛合金等。

近年来,钛合金因其具有高比强度、优异腐蚀抗力等优点而在航空零部件中得到广泛的应用,且不断有新型钛合金^[1-2]被研制开发来满足航空技术的发展需求。随着航空零部件中钛合金用量的增加和使用种类的增多,钛合金孔冷挤压技术在航空工业中的应用愈加重要、广泛。

钛合金弹性模量小,冷挤压后回弹大,只有准确知道回弹量大小,才能定出获得准确终孔尺寸所需一次挤压的初孔直径、挤压量和铰削量。挤压后衬套开口处产生一凸脊,凸脊底部可能存在潜在的微裂纹^[3],是挤压强化最弱的地方,如图 1 所示。若不能正确评估回弹量大小,可能会导致微裂纹的去除不足或强化层的过度铰削,从而加速疲劳断裂和降低强化效果^[4]。

目前孔冷挤压强化工艺研究的重点在强化机理^[5]和强化效果^[6]上,回弹量的研究甚少,对于钛合金之类的高

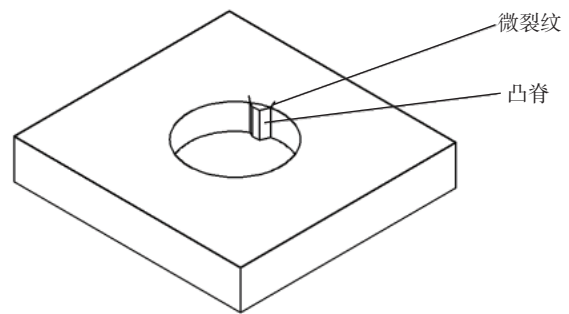


图1 轴向凸脊和微裂纹
Fig. 1 Axis ridge and micro-crack

强度材料更无直接、实用的回弹量理论计算方法可以依循。因此,为了钛合金孔冷挤压工艺研究的顺利开展,研究钛合金孔冷挤压后回弹量计算方法具有重要意义。本文利用幂强化材料的弹塑性理论推导钛合金孔冷挤压后回弹量,并以 TC4 钛合金为例,总结挤压量及初孔直径对钛合金孔冷挤压后回弹量的影响,为钛合金孔冷挤压强化工艺研究提供依据。

1 基于弹塑性理论的回弹量计算模型

图 2 为孔冷挤压过程示意图,设待挤压孔初孔直径为 D_0 ,衬套厚度为 t ,芯棒工作环直径为 D ,挤压后孔径为 $D_{(AfEx)}$,则绝对挤压量 $E_a = D + 2t - D_0$,直径方向回弹量(简称回弹量) $h = D + 2t - D_{(AfEx)}$ 。

孔冷挤压过程可看成加载和卸载两个阶段,图 3 为加载和卸载阶段孔壁受力图(图中下标 l、u 表示加载 load 和卸载 unload,下同), P_l 、 P_u 分别为加载、卸载径向内压,且令 $P_l < 0$,有:

$$P_u = -P_l > 0 \quad (1)$$

由弹塑性变形几何方程 $\varepsilon_\theta = u_r/r$ (ε_θ 、 u_r 分别为半径 r 处切向应变和径向变形量)可知,若加载时孔壁处切向应变为 $\varepsilon_{\theta l(\text{孔壁})}$,则绝对挤压量 $E_a = 2D_0 \cdot \varepsilon_{\theta l}$,若卸载时孔壁处切向应变为 $\varepsilon_{\theta u(\text{孔壁})}$,则回弹量 h 为:

$$h = 2(D + 2t) \cdot (-\varepsilon_{\theta u(\text{孔壁})}) \quad (2)$$

求出卸载时孔壁处 $\varepsilon_{\theta u(\text{孔壁})}$,即可求出回弹量 h ,下面

* 教育部创新团队资助项目(No.IRT0837)。

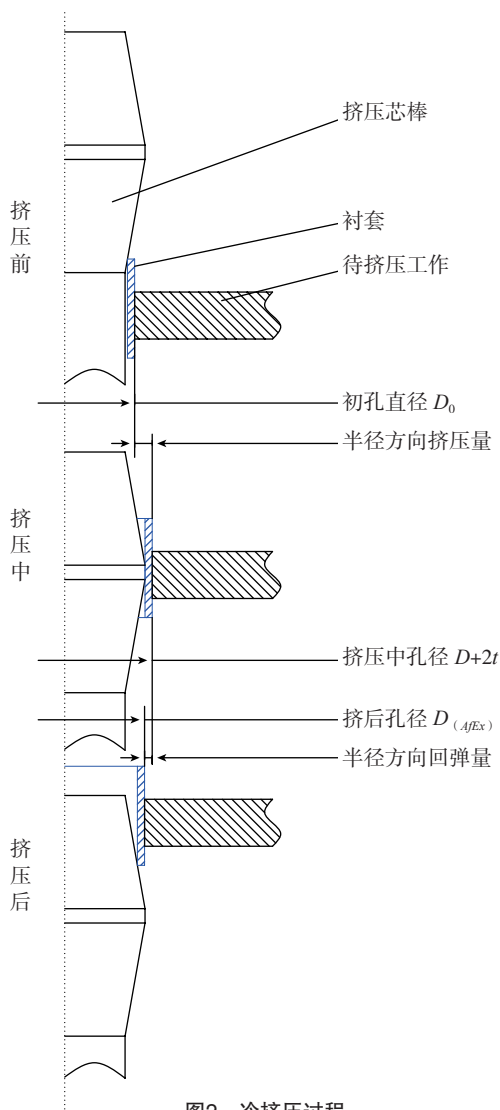


图2 冷挤压过程

Fig. 2 Cold expanding process

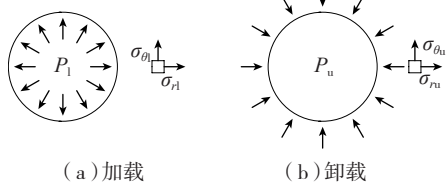


图3 孔壁受力图

Fig. 3 Stressed force diagram of hole wall

给出 $\varepsilon_{\theta u(\text{孔壁})}$ 的求解方法。

对挤压过程进行一定的假设：假设结构处于平面应力状态，板厚方向应力为零；材料各项异性，泊松比为 u ，塑性应变比为 R ；挤压芯棒和衬套完全刚性。

对幂强化材料，采用 Ramberg-Osgood 模型^[7]：

$$\begin{cases} \varepsilon = \frac{\sigma}{E} & \sigma < \sigma_y \\ \varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left| \frac{\sigma}{\sigma_y} \right|^{n-1} & \sigma \geq \sigma_y \end{cases} \quad (3)$$

其中， σ_y 为屈服强度， n 为形变硬化指数。

若孔壁受径向内压 P 未发生屈服，则为弹性变形，由弹性变形理论得到孔壁处径向应力 $\sigma_r(\text{孔壁})$ 和切向应力 $\sigma_\theta(\text{孔壁})$ 为：

$$\begin{cases} \sigma_r(\text{孔壁}) = -P \\ \sigma_\theta(\text{孔壁}) = P \end{cases} \quad (4)$$

Mises 屈服准则下应力强度 σ_e 满足：

$$\begin{aligned} \sigma_e &= \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]} \\ &= \sqrt{\sigma_r^2 + \sigma_\theta^2 - \sigma_r \sigma_\theta} < \sigma_y \end{aligned} \quad (5)$$

将式(4)代入式(5)得未发生屈服条件为：

$$P < \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_y \quad (6)$$

若 $P \geq \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_y$ ，则发生屈服，为塑性变形，由

Budiansky 解^[7]和塑性应变理论，得到塑性区应力分量 σ_r 、 σ_θ 和应变分量 ε_r 、 ε_θ 表达式：

$$\begin{cases} \sigma_r = \frac{\sigma_e}{2} \sqrt{2+2R} (\cos \alpha - \frac{1}{\sqrt{1+2R}} \sin \alpha) \\ \sigma_\theta = \frac{\sigma_e}{2} \sqrt{2+2R} (\cos \alpha + \frac{1}{\sqrt{1+2R}} \sin \alpha) \end{cases}; \quad (7)$$

$$\begin{cases} \varepsilon_r = \frac{1}{E} \{ (\frac{\sigma_e}{\sigma_y})^{n-1} \sigma_r + [\frac{R}{1+R} (1 - (\frac{\sigma_e}{\sigma_y})^{n-1}) - \mu] \sigma_\theta \} \\ \varepsilon_\theta = \frac{1}{E} \{ (\frac{\sigma_e}{\sigma_y})^{n-1} \sigma_\theta + [\frac{R}{1+R} (1 - (\frac{\sigma_e}{\sigma_y})^{n-1}) - \mu] \sigma_r \} \end{cases} \quad (8)$$

式中， α 是待求点处对应的角度参数，与待求点处半径 r 呈一一对应关系。

弹塑性变形基本方程为：

$$\begin{cases} \frac{d\varepsilon_\theta}{dr} + \frac{\varepsilon_\theta - \varepsilon_r}{r} = 0 \\ \frac{d\sigma_\theta}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \end{cases} \quad (9)$$

式(7)、(8)、(9)联立得到应力强度 σ_e ：

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_e}{\sigma_y} &= \left[\frac{(n-1)\sqrt{1+2R}}{(n-1)\sqrt{1+2R} \sin \alpha + (n+1+2R) \cos \alpha} \right]^\eta \\ &\times \exp\left[\frac{(n-1)\sqrt{1+2R}}{n^2+1+2R} (\alpha - \frac{\pi}{2}) \right]; \quad (10) \\ \eta &= \frac{n+1+2R}{n^2+1+2R} \end{aligned}$$

孔壁受径向内压 P 时不论是弹性变形还是塑性变形，孔壁处径向应力都有：

$$\sigma_r(\text{孔壁}) = P \quad (11)$$

加载时由 $E_a = D + 2t - D_0$ 和 $E_a = 2D_0 \cdot \varepsilon_{\theta l(\text{孔壁})}$ 求出 $\varepsilon_{\theta l(\text{孔壁})}$ ，代入式(7)、(8)、(10)即可得到加载时孔壁处径向应力 $\sigma_{rl(\text{孔壁})}$ ，代入(11)式求出加载时径向内压 P_l ，代入式(1)求出卸载径向内压 $P_u = -P_l > 0$ 。

卸载阶段屈服强度 σ_{yu} 受包辛格效应 β 影响：

$$\sigma_{yu} = (1 + \beta)\sigma_y \quad (12)$$

若 $-P_u \geq \frac{1}{\sqrt{3}}\sigma_{yu}$, 则为弹塑性卸载, 由式(7)、(10)、

(11) 可得卸载时孔壁处 $\sigma_{ru(\text{孔壁})}$ 、 $\sigma_{\theta u(\text{孔壁})}$ 和 $\sigma_{\epsilon u(\text{孔壁})}$, 代入(8) 求出 $\epsilon_{\theta u(\text{孔壁})}$ 。

若 $-P_u < \frac{1}{\sqrt{3}}\sigma_{yu}$, 则为弹性卸载, 代入(4) 求出卸

载时孔壁处 $\sigma_{ru(\text{孔壁})}$ 、 $\sigma_{\theta u(\text{孔壁})}$, 则卸载孔壁处切向应变 $\epsilon_{\theta u(\text{孔壁})} = \frac{1}{E}(\sigma_{\theta u(\text{孔壁})} - \nu\sigma_{ru(\text{孔壁})})$ 。

求出 $\epsilon_{\theta u(\text{孔壁})}$ 后代入式(2) 即可求出回弹量 h 。

2 模型验证分析

以 TC4 钛合金孔冷挤压为例, 试验测量不同挤压力下 TC4 钛合金孔冷挤压后回弹量, 以此来验证模型计算回弹量的准确性, TC4 钛合金力学参数见表 1。

表1 TC4钛合金力学性能

E/GPa	σ_s /MPa	μ	R	β	n
110	880	0.3	1	1	10

试验方案如下:

(1) 挤压硬件。挤压芯棒材料为 W6Mo5Cr4V2, 淬火后工作面硬度 HRC62~66, 工作环直径 $D = \text{mm}$; 美国 FTI 开缝衬套(型号 2116-692), 厚度 $t = 0.48\text{mm}$; TC4 钛合金孔初孔直径 D_0 见表 2, 孔深 4mm, 为减小试验误差, 每个孔径制作 3 个样件, 分别测量挤后孔径, 取平均值, 计算回弹量; 挤压设备为 CMT5000 微机控制电子万能试验机。

(2) 测量工具。影像型万能工具显微镜(型号 19JD) 测量初孔直径 D_0 、挤后孔径 $D_{(A/E_x)}$ 。

(3) 计算。绝对挤压力 $E_a = D + 2t - D_0$, 相对挤压力 $E_r = E_a/D_0$, 回弹量 $h = D + 2t - D_{(A/E_x)}$ 。回弹量试验测量、模型计算结果见表 2, 图 4 为回弹量测量结果、模型计算结果与挤压力的对比图。

表2 回弹量测量及模型计算结果

序号	1	2	3
初孔直径 D_0/mm	18.4 ^{+0.01} _{-0.01}	18.29 ^{+0.01} _{-0.01}	18.09 ^{+0.01} _{-0.01}
绝对挤压力 E_a/mm	0.49	0.67	0.87
相对挤压力 $E_r/\%$	2.65	3.66	4.81
挤后孔径 $D_{(A/E_x)}/\text{mm}$	18.64	18.59	18.53
试验测量回弹量 h_1/mm	0.32	0.37	0.43
模型计算回弹量 h_2/mm	0.28	0.31	0.36
模型误差			
$\Delta = \left \frac{h_1 - h_2}{h_1} \times 100\% \right $	12.5%	16.2%	16.3%

从图 4 中可以看出, 在不同的挤压力下, 回弹量的试验测量结果与模型计算结果变化趋势一致, 数值相差不大, 误差小于 16.3%。由此分析误差主要来源于回弹量公式推导过程中的假设、计算误差以及模型分析中的力学参数设置与试验中 TC4 材料实际力学性能之间的差异。通过对材料实际力学性能的探究来修正模型中的力学参数, 可以有效减小模型计算误差。因此, 本模型为高强度材料孔冷挤压回弹量研究提供了可行的理论依据。从柱状图中可以看出, TC4 钛合金孔冷挤压后回弹量较大, 甚至超过挤压力的 1/2, 为铝合金孔冷挤压后回弹程度的 2 倍^[8]。

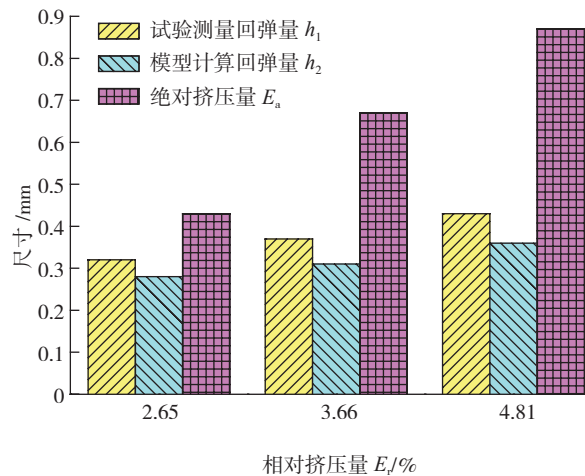


图4 回弹量与挤压力的对比

Fig. 4 Comparison of springback and expansion

3 TC4 钛合金孔冷挤压回弹量分析

为了揭示 TC4 钛合金孔冷挤压后回弹量变化趋势, 运用上述理论模型对初孔直径从 4~20mm、相对挤压力从 1%~7% 的 TC4 钛合金孔冷挤压回弹量进行计算分析。图 5、图 6 分别为不同初孔、不同挤压力下的回弹量大小以及回弹量与挤压力的比值。

从图 5、图 6 不难看出:

(1) 在同一相对挤压力 E_r 下, 回弹量 h 与初孔直径 D_0 呈线性递增关系, 回弹量与绝对挤压力的比值 h/E_a 基本保持不变, 基本不受孔径的影响。

(2) 在同一初孔直径 D_0 下, 随着相对挤压力 E_r 的增加, 回弹量 h 增加, 但增幅减小, 趋于稳定; 回弹量与绝对挤压力的比值 h/E_a 减小, 但减小幅度呈下降趋势, 这主要是由幂强化材料的变形强化引起的, 变形越大, 强化越显著。低挤压力 $E_r = 1\%$ 时主要为弹性卸载, $h/E_a \approx 0.8$, 中等挤压力 $E_r = 3\%$ 时, $h/E_a \approx 0.5$, 高挤压力 $E_r = 7\%$ 时, $h/E_a \approx 0.3$ 。这说明钛合金孔冷挤压后回弹严重, 主要是因为钛合金具有较高的屈强比和较小的弹性模量。

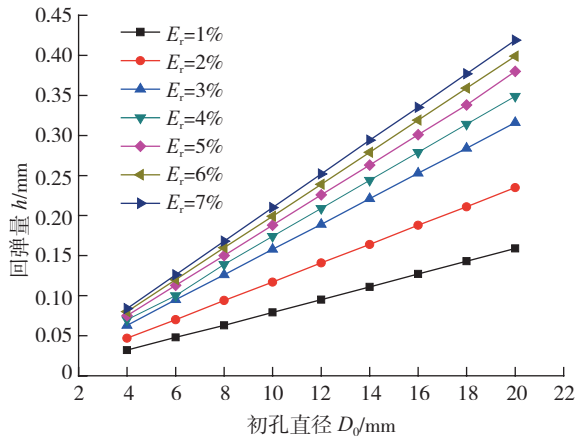


图5 TC4孔冷挤压后回弹量

Fig. 5 Springback of cold expanded holes in TC4

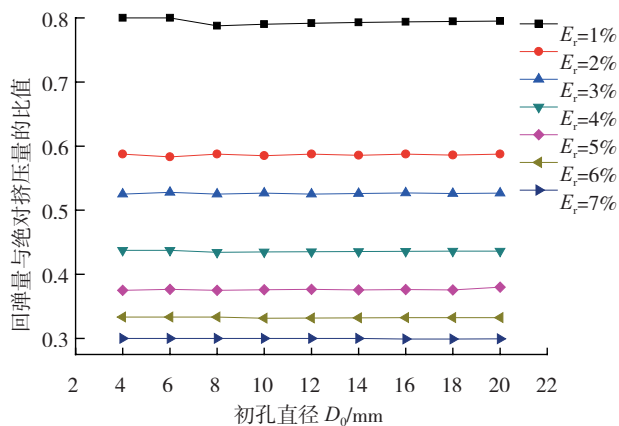


图6 TC4孔冷挤压后回弹量与挤压量比值

Fig. 6 Ratio of springback to expansion degree of cold expanded holes in TC4

4 结论

(1) 本文以幂强化材料弹塑性理论为基础,给出了孔冷挤压后回弹量计算方法。模型计算 TC4 钛合金孔冷挤压后回弹量,与试验测量值具有较好的一致性,验证了模型的正确可行。

(2) 利用模型对 TC4 钛合金孔冷挤压后回弹量进行计算分析。TC4 钛合金孔冷挤压后回弹严重,甚至超过挤压量的一半;随着孔径的增加、挤压量的增大,回弹量亦有所增加;回弹量与绝对挤压量的比值与孔径大小无关,仅受相对挤压量影响,相对挤压量越大,比值越小。

参考文献

- [1] 路纲,张翥,惠松晓,等. Ti-18 高温高强钛合金研制. 稀有金属, 2002, 26(4):271-276.
- [2] 赵永庆,曲恒磊,冯亮,等. 高强高韧损伤容限型钛合金 TC21 研制. 钛工业进展, 2004, 21(1):22-24.
- [3] Karabin M E, Barlat F. Numerical and experimental study of the cold expansion process in 7085 plate using a modified split sleeve. Journal

of Materials Processing Technology, 2007, 189:45-57.

[4] 陈明,傅仕伟. 带切缝衬套冷挤压强化工艺研究. 新技术新工艺, 1997, 6:27-29.

[5] Mahendra Babu N C, Jagadish T, Ramachandra K. A simplified 3-D finite element simulation of cold expansion of a circular hole to capture through thickness variation of residual stresses. Engineering Failure Analysis, 2008, 15:339-348.

[6] 杨洪源,刘文斑. 孔挤压强化疲劳增寿效益的试验研究. 机械强度, 2010, 32(3):446-450.

[7] 郭万林. 有限圆板内孔冷挤压和过盈配合问题的弹塑性分析. 固体力学学报, 1992, 13(2):164-168.

[8] Pavier M J, Poussard C G C, Smith D J. A finite element simulation of the cold working process for fastener holes. Journal of Strain Analysis, 1997, 32(4):287-300.

(责编 晓立 良辰)

(上接第 69 页)

(4) 应用逻辑层是系统的核心部分,系统业务逻辑在此完成,它包括原产品质量信息视图、再制造质量信息视图、可再制造性需求视图、再制造工艺设计视图以及再制造故障信息视图等;(5) 数据传输层是数据传输时采用的协议,如 HTTP/FTP/TCP/IP 等;(6) 用户界面层是为方便设计和工艺人员通过浏览器界面获取经过应用逻辑层处理后的信息。

5 结束语

提高再制造产品质量,降低成本的关键在最初的再制造产品设计阶段。本文提出的质量驱动的再制造产品技术系统框架模型,立足于现有废旧产品,有效整合 QFD 和 FMEA 质量设计和质量控制工具,充分利用 BOM 在再制造过程中的信息管理组织作用,从而有效保证了废旧产品的充分利用、再制造最终产品成本、工期和质量的有效结合,并可以为再制造产品设计的发展提供基本理论基础和方法。

参考文献

- [1] 姚巨坤,朱胜. 再制造设计理论及应用. 北京:机械工业出版社, 2009:1-13.
- [2] Krause F L, Ulbrich A, Woll R. Method for quality-driven product development. Annuals of the CIRP, 1993, 42(1):151-154.
- [3] 陈翔宇,梁工谦. 再制造业及其生产模式研究综述. 中国软科学, 2006(5):80-88.
- [4] 张新卫,同淑荣,徐显龙,等. 基于 BOM 的制造质量信息获取. 制造业自动化, 2006(11):1-3.
- [5] 庄新村,吴瑜,顾瑾,等. 基于 BOM 的拆卸过程管理. 辽宁工程技术大学学报, 2006(2):268-271.
- [6] 申继民,同淑荣,王克勤. 基于 ERP 的质量驱动产品设计研究. 计算机应用研究, 2006(3):17-19.
- [7] 李秀,应维云,刘文煌. CIMS 环境下产品质量系统工程. 北京:机械工业出版社, 2004:55-60.

(责编 夏宛)