

镍基高温合金 GH4169 孔挤压强化 数值模拟方法及参数影响

靳盛哲¹, 胡殿印^{1,2,3}, 刘 辉¹, 王 欣⁴, 王荣桥^{1,2,3}

(1. 北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100191;

2. 先进航空发动机协同创新中心, 北京 100191;

3. 北京航空航天大学 航空发动机结构强度北京市重点实验室, 北京 100191;

4. 中国航空发动机集团有限公司 北京航空材料研究院

航空材料先进腐蚀与防护航空重点实验室, 北京 100095)

摘 要: 为探究孔挤压工艺在镍基高温合金上的应用,建立了镍基高温合金 GH4169 孔挤压工艺的数值模拟方法,并通过试验验证了方法的有效性,讨论了芯棒材料、挤压量和摩擦因数对周向残余应力分布的影响规律。结果表明:GH4169 的挤压量上限为 1.86%,并得到了挤压量和摩擦因数的优选范围;残余压应力层的深度受挤压量控制,在挤入面和挤出面都与挤压量呈正相关的线性关系,但存在最佳挤压量;挤压过程中芯棒会发生塑性变形,选材时要综合考虑芯棒的屈服强度和强度极限;摩擦因数仅影响孔边的残余应力分布,润滑不良时挤出面会因材料堆积而成为危险截面。

关 键 词: 镍基高温合金; 孔挤压; 工艺参数; 有限元模拟; 残余应力

中图分类号: V260.6

文献标志码: A

Numerical simulation method and investigation of cold expansion processing parameters of nickel-based superalloy GH4169

JIN Shengzhe¹, HU Dianyin^{1,2,3}, LIU Hui¹,

WANG Xin⁴, WANG Rongqiao^{1,2,3}

(1. School of Energy and Power Engineering,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China;

2. Collaborative Innovation Center for Advanced Aero-Engine, Beijing 100191, China;

3. Beijing Key Laboratory of Aero-Engine Structure and Strength,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China;

4. Surface Engineering Institute, Beijing Institute of Aeronautical Material,

Aero Engine Corporation of China, Beijing 100095, China)

Abstract: In order to investigate the usage of cold expansion technology in nickel-based superalloy GH4169, the numerical simulation method was established to study the influence of mandrel materials, interference value and friction coefficient on circumferential re-

收稿日期: 2019-06-10

基金项目: 国家自然科学基金(51675024, 51875020)

作者简介: 靳盛哲(1995—),男,硕士生,主要从事表面强化工艺研究。

通信作者: 胡殿印(1980—),女,教授,博士,研究领域为发动机结构强度及疲劳可靠性。E-mail: hdy@buaa.edu.cn

引用格式: 靳盛哲,胡殿印,刘辉,等. 镍基高温合金 GH4169 孔挤压强化数值模拟方法及参数影响[J]. 航空动力学报, 2020, 35(1): 30-40. JIN Shengzhe, HU Dianyin, LIU Hui, et al. Numerical simulation method and investigation of cold expansion processing parameters of nickel-based superalloy GH4169[J]. Journal of Aerospace Power, 2020, 35(1): 30-40.

sidual stress distribution. The validity of the numerical method was verified by experimental data. According to the simulation results, the upper limit of interference value was 1.86% and there existed a favorable range of interference value and friction coefficient. In addition, the depth of compressive residual stress had a positive linear correlation with the interference value on both entrance and exit surfaces, while an optimal interference value existed. The choice of mandrel material should be based on yield strength and ultimate strength due to mandrel's plastic deformation. The friction coefficient only affected the distribution of compressive residual stress on the edge of the hole. In case of insufficient lubrication, exit surface became a critical section resulting from material accumulation.

Key words: nickel-based superalloy; cold expansion; processing parameters; finite element simulation; residual stress

孔挤压强化是提高带孔零件疲劳性能的重要手段之一,其主要工艺过程为:将试样安装拉拔枪上,在孔壁均匀涂覆润滑剂,将具有一定过盈量的芯棒插入孔内并启动拉拔枪,使芯棒缓慢匀速通过孔。挤压后离孔部位远端处的材料处于弹性状态,因此将反向挤压孔边的塑性区,产生残余压应力层,从而抑制疲劳裂纹的萌生及扩展。此外,芯棒在挤压过程中改善了孔壁表面质量,进一步减少了孔壁表面的疲劳源。因此,孔挤压强化工艺被广泛地应用于飞机和发动机结构抗疲劳制造领域^[1]。

孔挤压工艺强化效果受芯棒材料、挤压量、润滑剂、芯棒形状等众多因素影响,若直接通过孔挤压强化试验^[2-10]确定最佳工艺参数,则需耗费大量人力、物力且周期长;传统的解析法^[11-14]因引入各种简化条件,不能完整表征孔部位残余应力分布的特点,分析结果存在较大偏差^[15];而有限元方法在三维复杂非线性问题描述方面具有独特的优势,可较好地模拟孔挤压强化的工艺过程,从而实现残余应力场的准确预测^[16-21]。目前,已有孔挤压工艺的数值模拟研究多局限于高强度钢、铝合金等软合金^[22-30],而对于硬度高的镍基高温合金的孔挤压强化工艺模拟,芯棒材料因在挤压过程中发生较大程度的塑性变形,加剧了数值模拟的非线性程度,从而带来更大的计算收敛困难。同时,数值模拟的结果对边界条件极为敏感,需确定反映真实工艺过程适宜的边界条件。因此,有必要建立镍基高温合金孔挤压强化工艺过程的数值模拟方法,在此基础上研究工艺参数对残余应力场的影响规律。

本文首先建立了镍基高温合金的强化孔挤压过程的三维数值模拟方法,并通过开展的试验结果验证了数值模拟的有效性。利用建立的数值模

拟方法,分别研究了芯棒材料、挤压量和摩擦因数对挤压后孔边周向残余应力分布规律的影响,为硬合金孔挤压工艺参数的设计及优化提供指导。

1 数值模拟方法

1.1 计算流程

在孔挤压工艺过程的数值模拟中,芯棒的运动使芯棒表面和孔壁不断经历“建立接触-脱离接触”的过程,是典型的接触界面非线性问题。尤其在挤压强化的初始、结束过程,接触关系都会发生突变,造成计算困难。基于此,为了能够平稳地建立接触关系,本文在孔挤压工艺过程的数值模拟之前,添加一个挤压速度很小的分析步。在挤出过程的每个增量步开始时,需要对可能发生接触的节点的空间位置进行检查,因此对芯棒上可能接触的区域进行了网格细化,以保证能够正确判定接触状态。为此,孔挤压强化工艺过程的数值模拟由四个分析步组成(如图 1 所示):①芯棒以较小的速度 v_z (本文选择 0.01 mm/s) 向下移动

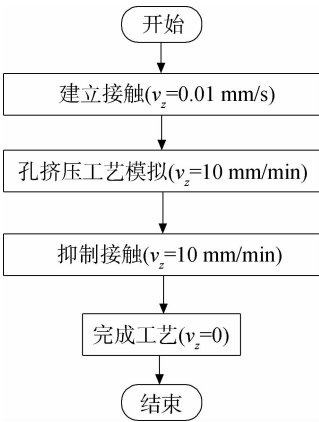


图 1 数值模拟流程
Fig. 1 Numerical simulation process

0.005 mm,使芯棒和孔壁的接触关系平稳建立;②将芯棒的速度调整为真实值 10 mm/min,直至芯棒与孔壁脱离接触;③抑制芯棒与孔壁的接触关系,芯棒继续向下运动至平板下方;④芯棒速度调整为零,芯棒和平板相对位置关系保持不变,结束工艺过程模拟。

在包含大变形的问题中,将应变张量的增量 ϵ_{ij} 分解为关于位移增量 u_i 的线性项 e_{ij} 和二次项 η_{ij} ,即

$$\epsilon_{ij} = e_{ij} + \eta_{ij}$$

(1)

式中线性项 e_{ij} 和二次项 η_{ij} 分别为

$$e_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{i,j} + {}^t u_{k,i} u_{k,j} + {}^t u_{k,j} u_{k,i})$$

(2)

$$\eta_{ij} = \frac{1}{2} u_{k,i} u_{k,j}$$

(3)

一般的接触问题增量形式的有限元方程为

$$\mathbf{M}^{t+\Delta t} \ddot{\mathbf{u}} + ({}^t \mathbf{K}_l + {}^t \mathbf{K}_{nl}) \mathbf{u} - {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q}_c = {}^{t+\Delta t} \mathbf{Q}_l - {}^t \mathbf{F}$$

(4)

表 1 GH4169 合金化学成分的质量分数

Table 1 Mass fraction of chemical composition of GH4169 superalloy

								%
C	Cr	Ni	Co	Mo	Al	Ti	Nb	
≤0.08	17.00~21.00	50.00~55.00	≤1.00	2.80~3.30	0.20~0.80	0.65~1.15	4.75~5.50	
B	Mg	Mn	Si	P	S	Cu	Fe	
≤0.006	≤0.010	≤0.35	≤0.35	≤0.015	≤0.015	≤0.300	余	

表 2 GH4169 合金的力学性能^[5]

Table 2 Mechanical properties of GH4169 superalloy^[5]

参数	T/K	
	293	923
$\sigma_{p0.2}$ /MPa	1140~1200	930~995
σ_b /MPa	1345~1430	1100~1165
δ_5 /%	12~22	12~30
ψ /%	20~37	25~38

芯棒材料为 300M 超高强度钢,强度极限可达 1963 MPa^[31]。GH4169 的刚度与 300M 钢的刚度仅相差约 10%,因此在挤压过程中,两者都会产生塑性变形。为此,本文采用 Ramberg-Osgood 方程描述 GH4169 和 300M 钢的真实应力-应变曲线:

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K}\right)^{\frac{1}{n}}$$

(6)

式中 t 和 Δt 分别为时间和时间增量, $\mathbf{K}_l$ 和 $\mathbf{K}_{nl}$ 分别为应变增量的线性项 e_{ij} 和二次项 η_{ij} 对应的刚度矩阵, $\mathbf{Q}_c$ 为等效节点接触力向量, $\mathbf{Q}_l$ 为等效节点载荷向量, $\mathbf{F}$ 为接触界面上的接触力,表达式为

$$\mathbf{F} = \sum_e \int_{V_e} \mathbf{B}_l^T \hat{\mathbf{S}} dV$$

(5)

其中 $\mathbf{B}_l$ 和 $\hat{\mathbf{S}}$ 分别为 e_{ij} 关于位移的转换矩阵和用于大变形情形的第二类 Piola-Kirchhoff 应力向量。

1.2 材料属性

本文所用中心孔平板试样的材料为国产锻造 GH4169 镍基高温合金,从盘形锻件上径向切割取样获得。热处理制度分为三个阶段:1 233~1253 K 固溶处理 1 h 后空冷,时效处理采用 993 K 保温 8 h 后以 323~328 K/h 的速率炉冷,之后在 893 K 下保温 8 h 空冷。化学成分和力学性能如表 1 和表 2 所示。其中, T 为温度, $\sigma_{p0.2}$ 为条件屈服强度, σ_b 为抗拉强度, δ_5 为断后伸长率, ψ 为断面收缩率。

式中 ϵ 为总应变, σ 为应力, E 为弹性模量, K 为强度系数, n 为应变硬化指数。两种材料的参数如表 3 所示,其中 ν 为泊松比。

表 3 GH4169 和 300M 钢的材料参数

Table 3 Material parameters of GH4169 and 300M steel

材料	E /GPa	K /MPa	n	ν
GH4169	196.0	1874.58	0.08464	0.30
300M	178.9	2425.42	0.03894	0.32

1.3 接触属性

在芯棒表面与孔壁设置面面接触对,如图 2 所示。由于芯棒和中心孔平板试样均包含强烈的材料非线性,同时接触分析是典型的边界条件非线性问题,进一步加大了计算难度,尤其是收敛性。求解方程(4)的常用方法有罚函数法和拉格朗日乘子法,而后者会增加方程的自由度,增加计算量和收敛难度,因此切向接触算法选为罚函数

法,摩擦因数为 0.1^[21,32]法向行为选为“硬”接触,保证在接触面间传递足够大的接触力。同时,由于芯棒的行程远大于网格尺寸,滑移公式选为有限滑移。当芯棒穿过孔后,将接触关系抑制。

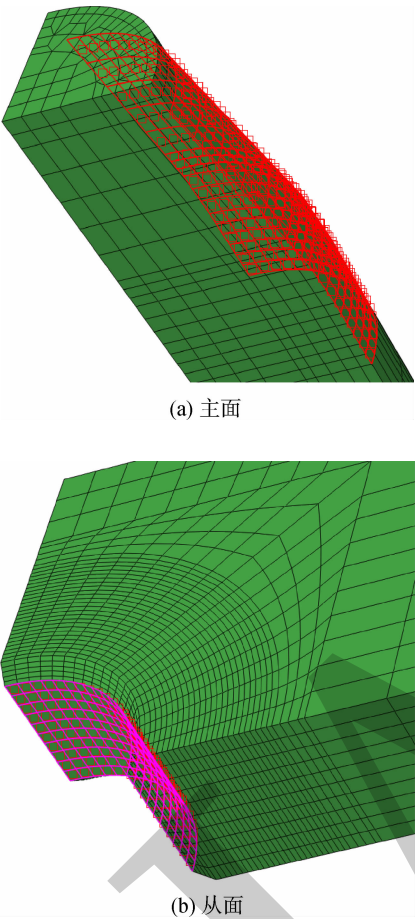


图 2 孔挤压强化数值模拟的接触对设置

Fig. 2 Contact pair definition of cold expansion numerical simulation

1.4 网格划分和边界条件

孔挤压强化的中心孔平板试样和芯棒尺寸分别如图 3 和图 4 所示。根据对称性,本文建立了中心孔平板试样和芯棒的 1/4 模型。实际的孔挤压工艺中,中心孔平板试样底部还有鼻顶帽支承固定,数值模拟时将其处理为边界条件,不对鼻顶帽建模,减小计算量。图中 ϕ 为直径, R 为半径, C 为倒角。

由于在接触属性中,采用了“硬”接触,则不能采用高阶单元,为保证孔边附近的计算精度,在孔边划分更细密的网格。在接触分析中,需要不断确定接触状态,并且根据主面的变形调整从面上的节点以匹配主面,因此接触对中,主面的网格尺寸不能小于从面的网格尺寸,且接触部分的网格

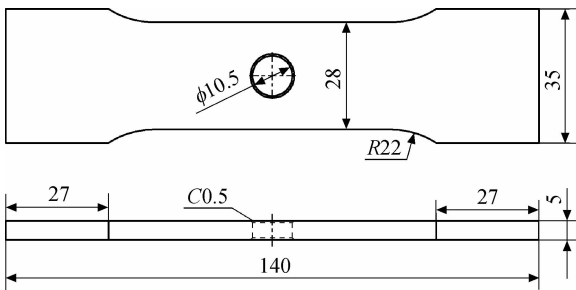


图 3 中心孔平板试样(单位:mm)

Fig. 3 Plate specimen with central hole (unit:mm)

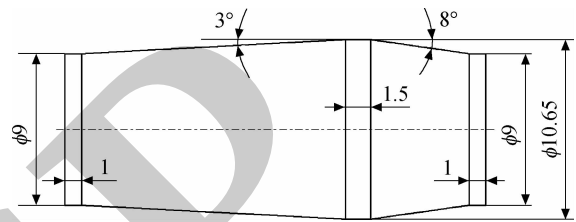


图 4 芯棒尺寸(单位:mm)

Fig. 4 Dimensions of the mandrel (unit:mm)

轴向尺寸不能相差过大,否则难以判断接触状态,导致计算失败。为此,分别采用完全积分(C3D8)、减缩积分(C3D8R)^[30]的六面体单元为芯棒和平板划分网格,芯棒和平板分别划分 1975 和 9570 个单元。因芯棒产生塑性变形,刚度矩阵中的本构关系矩阵不再是常数,为保证积分精度,需要将积分阶次提高。另一方面,切向接触算法采用了罚函数法,平板采取减缩积分可以保证和罚函数相对应的矩阵的奇异性,另外也足以保证单元插值函数中完全多项式的积分精度,并使模型的刚度有所降低,有助于提高残余应力的计算精度。划分的网格如图 5 所示。

除 x 、 y 坐标面上的对称边界条件之外,为简化计算,仅在平板试样底面与实际中鼻顶帽接触

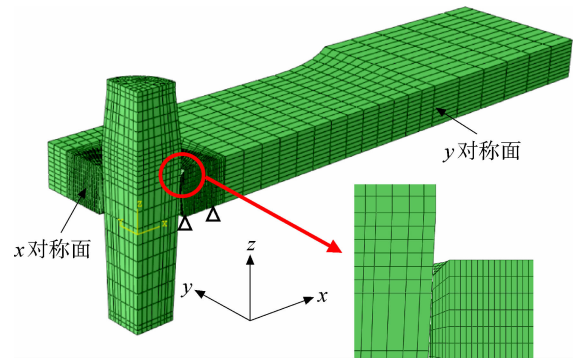


图 5 孔挤压过程的数值模型

Fig. 5 Numerical model of cold expansion

的圆环范围(外径 20 mm,内径 11 mm)内的所有节点施加 z 方向的位移约束。挤压速度施加在芯棒模型底面所有节点,沿 z 轴负方向的速度 10 mm/min,在模拟挤压的分析步中保持不变。

1.5 数值模拟结果及验证

采用芯棒挤压强化后,孔边存在径向、周向以及板厚三个方向的残余应力。根据表面强化机理可知,对孔结构的疲劳寿命影响最大的是周向残余应力。因此,本文着重关注挤压后中心孔平板试样的周向残余应力分布规律。对于承受交变载荷的带孔结构件,选取孔挤压模型最小截面的周向残余应力进行研究。挤压量的定义为

$$i = \frac{D - D_0}{D_0} \times 100\% \tag{7}$$

式中 D 为芯棒最大直径(工作段直径), D_0 为初始孔径。用于验证的挤压量 $i=1.43\%$ 。

孔边周向残余应力的数值模拟结果如图 6 所示。可以看出,随着到孔边距离的增加,周向残余压应力呈现先增加后减小的趋势,直至最后由残余压应力变为残余拉应力。此外,由于挤压过程中芯棒与孔壁的切向力作用,周向残余应力沿板厚方向分布不均匀,在挤入面残余压应力最小,随深度增加孔壁残余压应力先增加后降低。

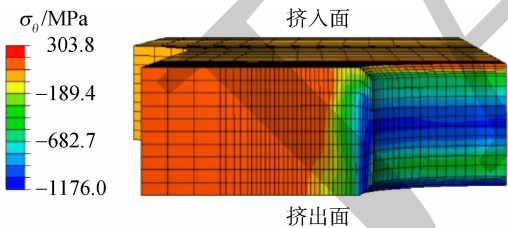


图 6 最小截面处的周向残余应力分布云图
Fig. 6 Circumferential residual stress around minimum section of central hole

由于周向残余压应力(σ_θ)在挤入面处最小,且挤压后疲劳裂纹源通常由孔壁转向挤入面倒角处^[5],故以下仅选取中心孔平板试样挤入面和挤出面沿宽度方向的周向残余应力分布进行研究。图 7 展示了分别由孔挤压强化试验和数值模拟获取的挤入面和挤出面周向残余应力分布。值得注意的是,为更好地与 X 射线衍射(XRD)残余应力测量值进行比较,此处数值模拟结果为沿厚度方向三层节点的周向残余应力平均值。考虑到残余应力测试精度及分散性,数值模拟结果与试验规律吻合较好,验证了数值模拟方法的有效性。以下,将使用该数值模拟方法研究芯棒材料、挤压量

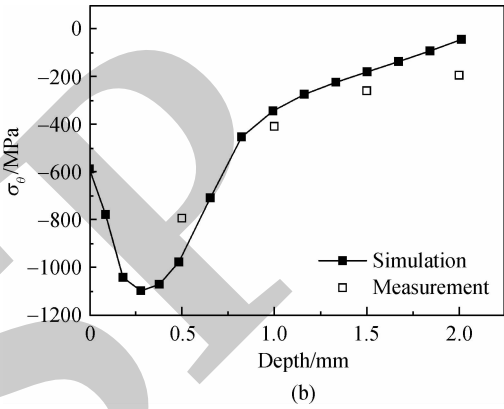
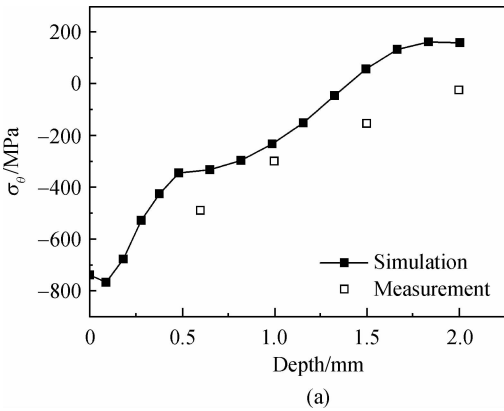


图 7 挤入面和挤出面周向残余应力试验数据和模拟结果对比
Fig. 7 Comparison between experimental data and simulation results of residual stresses on entrance and exit surface

和摩擦因数对中心孔最小截面部位周向残余应力分布的影响。

2 工艺参数影响研究

孔挤压工艺参数众多,本文选取芯棒材料、挤压量和摩擦因数作为主要工艺参数进行研究。在对铝合金、钛合金的孔挤压工艺中,芯棒通常处于弹性状态,而对 GH4169 镍基高温合金,挤压过程中芯棒就会发生塑性变形,须同时考虑芯棒材料的刚度、强度、和屈服强度;挤压量是孔挤压工艺的标志性参数,选取过大会对疲劳寿命产生不利影响,而选取过小则达不到足够的强化效果,因此存在最佳挤压量;摩擦因数进一步制约了挤压量的选取,尽管绝对大小难以确定,但研究摩擦因数的相对大小对残余应力场的影响对润滑方式的选择也具有一定的借鉴意义。

2.1 芯棒材料对孔边周向残余应力的影响

在挤压过程中,芯棒要承受很大的挤压力,须保证不发生断裂,还要求能“压平”孔壁表面的粗

糙峰,因此对芯棒材料提出了高强度和高硬度的要求。文献[32-33]中用于孔挤压工艺的芯棒材料还有 En 24 钢(对应国内牌号 40CrNiMoA)和 AISI630 钢(对应国内牌号 05Cr17Ni4Cu4Nb)。为对比分析不同芯棒材料对孔边周向残余应力分布的

影响,本文采用上述三种芯棒材料对中心孔平板试样进行挤压工艺模拟,其他工艺参数(挤压量、挤压速度和摩擦因数)与验证数值模拟方法的参数保持一致。AISI630 钢和 En 24 钢的 Ramberg-Osgood 方程参数和力学性能如表 4 所示^[34-36]。

表 4 芯棒材料的力学性能^[34-36]
Table 4 Mechanical properties of mandrel materials^[34-36]

材料	E/GPa	ν	K	n	$\sigma_{p0.2}/\text{MPa}$	σ_b/MPa
AISI630	206	0.31	1 191.75	0.039 58	961.88	930~1 310
En 24	208	0.3	952.08	0.048 25	738	980

在相同挤压条件下,采用不同芯棒材料挤压对孔边周向残余应力分布的影响如图 8 所示。由于 En 24 钢的弹性模量最大,造成挤入面周向残余压应力在三种芯棒材料中最大。但是 En 24 的屈服强度最小,在完全挤入后产生的塑性变形最多,因而周向残余压应力层最浅,在此不建议作为 GH4169 孔挤压工艺的芯棒材料。由此说明, GH4169 镍基高温合金孔挤压强化后周向残余应

力分布与芯棒的弹性模量和屈服强度有关,进一步证明了考虑芯棒材料弹塑性行为的合理性。另一方面,为考核芯棒在挤压过程中的受力状态,提取芯棒底面所有节点的支反力并求和以作为保持芯棒匀速运动所需的拉拔力,以及对应的挤压状态,如图 9 所示。可见,在挤压过程中, AISI630 钢所需的拉拔力较 300M 钢更小,而且变化更平稳,有利于保证同批次挤压构件残余应力场的稳定性。结合图 8, AISI630 钢和 300M 钢芯棒在挤入面引入的周向残余应力分布相近,但在孔壁处 AISI630 钢芯棒挤压的周向残余压应力更大。因此,在 1.43% 挤压量下,推荐选择 AISI630(05Cr17Ni4Cu4Nb)钢作为芯棒材料。

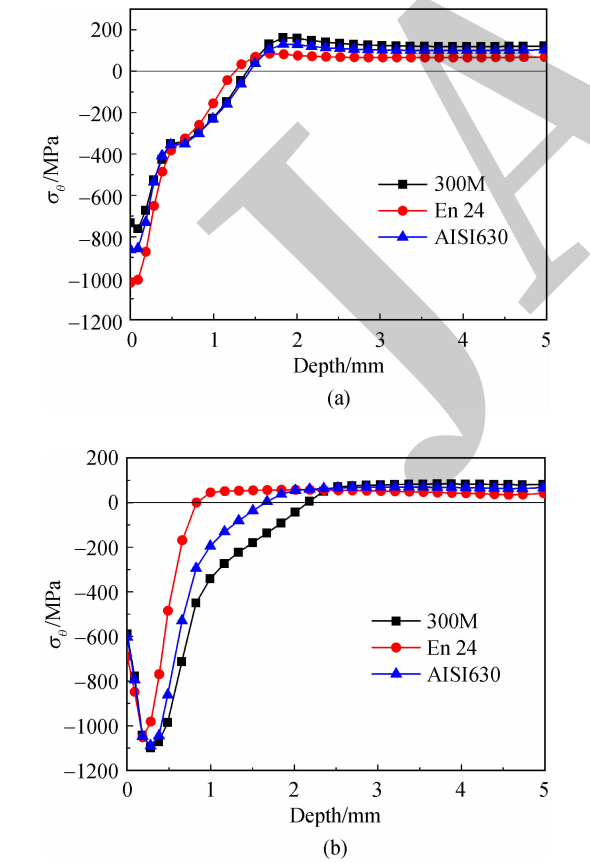


图 8 采用不同芯棒材料挤压的孔边周向残余应力
Fig.8 Circumferential residual stresses with different mandrel materials

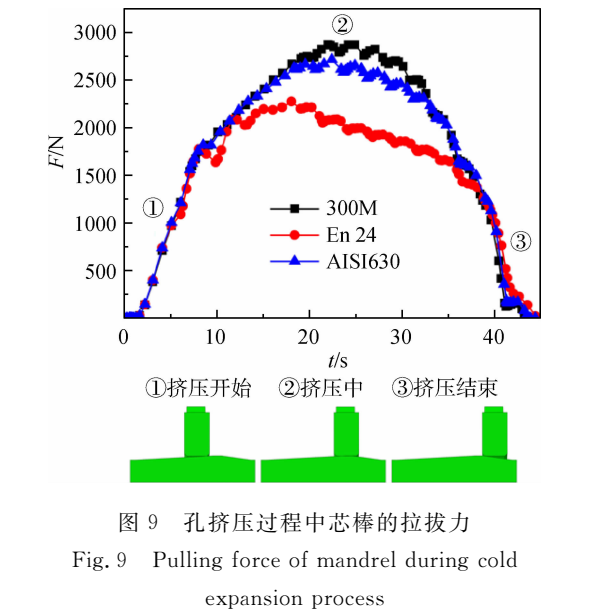


图 9 孔挤压过程中芯棒的拉拔力
Fig.9 Pulling force of mandrel during cold expansion process

在弹性模量相近的材料中,选定挤压量后,屈服强度较低的材料在挤压过程中就可能会产生大的塑性变形,无法在形成深层周向残余压应力。所以,对镍基高温合金的孔挤压工艺而言,为保证

良好的强化效果,除了高刚度的要求之外,芯棒的选材要和挤压力一同考虑,屈服强度不能过低,同时保证一定的强度以防止芯棒断裂。

2.2 挤压力对孔边周向残余应力的影响

在孔挤压强化试验数值模拟的基础上,保持芯棒材料(300M 钢)、摩擦因数(0.1)、和挤压速度(10 mm/min)不变,仅改变挤压力,由此得到的孔边周向残余应力分布如图 10 所示。可以看出,残余压应力层的深度随挤压力的增大而增大,这是因为中心孔平板试样塑性区范围随挤压力增加逐渐扩大。此外,由于自身内应力平衡,残余拉应力也随之增大。当挤压力大于 1.90% 时,挤入面的残余应力分布与孔挤压强化试验结果有所不同,随孔边距离增加而发生波动变化,即残余压应力先减小后增加,后又减小,直至变为残余拉应力。于是,在交变载荷作用下,有可能在孔边一定距离处先发生疲劳失效。挤入面的残余应力分布与孔挤压强化试验结果相同,随挤压力增加,最大残余压应力逐渐增加并且位置远离孔边。

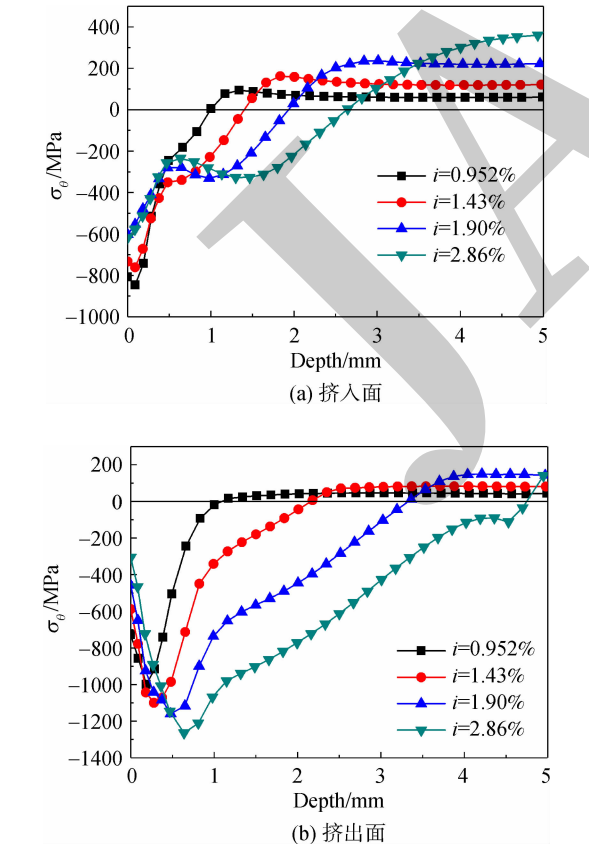


图 10 不同挤压力下的周向残余应力
Fig. 10 Circumferential residual stresses of different interference values

根据图 10 计算结果可分别得到挤入面和挤出面残余压应力层的深度,残余压应力深度 d 和挤压力 i 之间的关系如图 11 所示,图中 R^2 表示相关系数的平方。可见挤入面和挤出面残余压应力层的深度和挤压力有着明显的线性关系。从以上结果可以发现,挤入面的残余压应力,总体来说大于挤入面的值,而且深度更大,因此挤入面通常是危险部位^[21,30]。

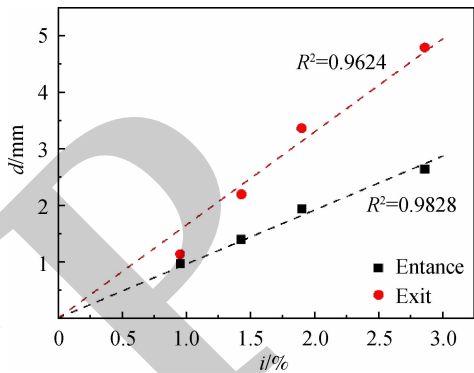


图 11 周向残余压应力深度和挤压力的关系
Fig. 11 Correlation between circumferential compressive residual stress depth and interference value

周向残余压应力最大值与挤压力的关系如图 12 所示,可以发现,随着挤压力增加,挤入面处的最大周向残余压应力逐渐减小并达到稳定^[37],而挤入面的最大周向残余压应力一直增大。由于挤入面为薄弱部位,故存在一个最佳挤压力,当实际挤压力低于最佳挤压力时,疲劳增益效果随挤压力增加而增加,但当挤压力超过最佳挤压力后,疲劳增益效果不变甚至会由于大挤压力导致孔壁变形而减小。

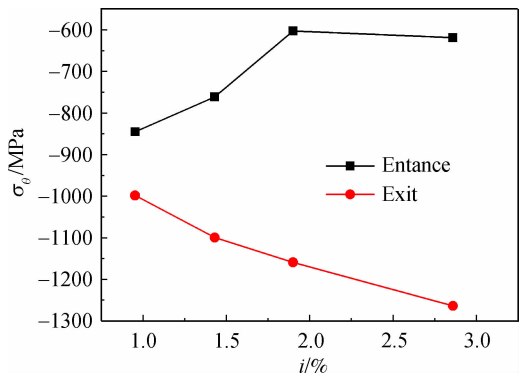


图 12 最大周向残余压应力和挤压力的关系
Fig. 12 Correlation between maximum circumferential compressive residual stresses and interference value

尽管增大挤压量可以在孔边引入更深的残余压应力层,但是如图 10 所示,随着挤压量增加,孔壁残余压应力减小,同时距离孔边较远处残余拉应力增加,这可能造成试样在交变载荷作用下先在孔壁或内部起裂^[18]。另一方面,采用较大挤压量,会导致孔边变形十分剧烈,极易引入初始裂纹并造成应力集中,反而削弱强化效果^[27]。考虑在芯棒为 300M 钢,挤压量为 2.86%,挤压速度为 10 mm/min 和摩擦因数为 0.1 的挤压工艺条件下,中心孔平板试样挤压后轴向位移分布如图 13 所示(为体现效果,以变形放大 2 倍展示)。从图 13 中可以明显地看到,挤出面倒角轴轴向位移为 0.16 mm,为倒角尺寸的 32%,说明挤出面附近材料堆积非常严重,易造成应力集中导致疲劳失效^[4-5]。进一步验证了存在最佳挤压量,使得疲劳寿命增益效果最大。当润滑良好时,即使增大挤压量,也不会造成更加严重的材料堆积,即最佳挤压量与摩擦因数相关,在此处摩擦因数为 0.1 的最佳挤压量,可由图 12 可知,最佳挤压量的范围为 1.43%~1.90%,需通过后续的疲劳试验验证。

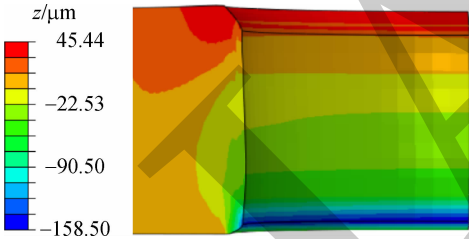


图 13 孔边轴向位移分布

Fig. 13 Axial displacement around central hole

2.3 摩擦因数对残余应力分布的影响

为了避免芯棒刮伤孔壁表面,保证挤压过程均匀连续,并减小拉拔枪的负荷,通常要在孔壁涂覆润滑剂,努力减小摩擦因数。选定芯棒材料为 300M 钢,挤压速度为 10 mm/min,分别在挤压量为 0.952%和 2.86%的条件下,模拟不同摩擦因数 μ 下孔边周向残余应力分布,见图 14、图 15。

在 0.952%挤压量下,不同摩擦因数下挤入面和挤出面周向残余应力分布几乎重合,这是因为小挤压量造成的正压力较小,因而摩擦力的影响不显著。但是,当挤压量为 2.86%时,摩擦力的影响十分明显,随着摩擦因数增加,挤入面的孔边残余压应力增加而挤出面孔边残余压应力减小。总体而言,摩擦因数对残余应力分布的影

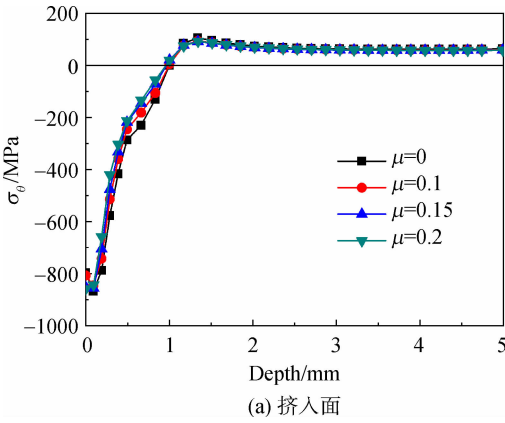
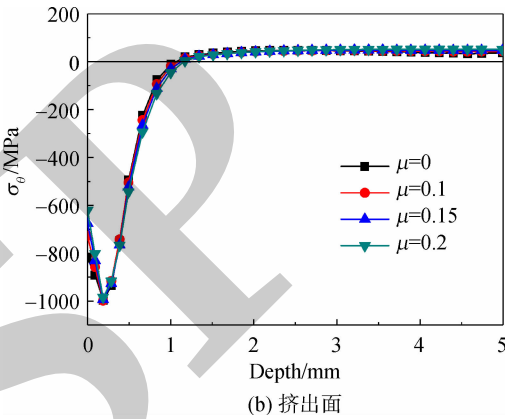


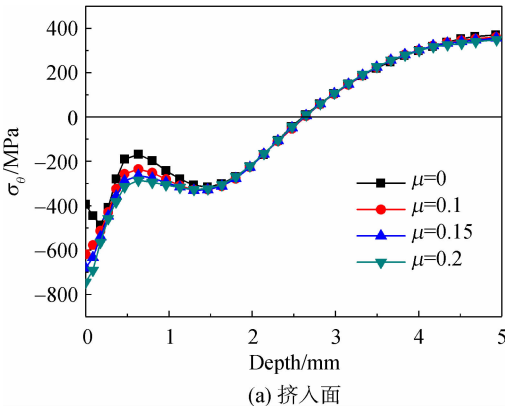
图 14 挤压量为 0.952%时不同摩擦因数下孔边周向残余应力分布

Fig. 14 Circumferential residual stresses of different friction coefficients with 0.952% interference value



响仅局限在孔壁附近,对残余压应力层的深度几乎没有影响,这是因为摩擦力仅存在于孔壁,残余压应力层的深度受挤压量控制。

根据挤入面和挤出面周向残余应力分布曲线(图 14 和图 15)可以看出,摩擦因数增大时,挤入面孔边的残余压应力增大,而挤出面孔边的残余压应力减小。因此,存在一个摩擦因数使得挤入面和挤出面孔壁上的残余压应力相等,本文定



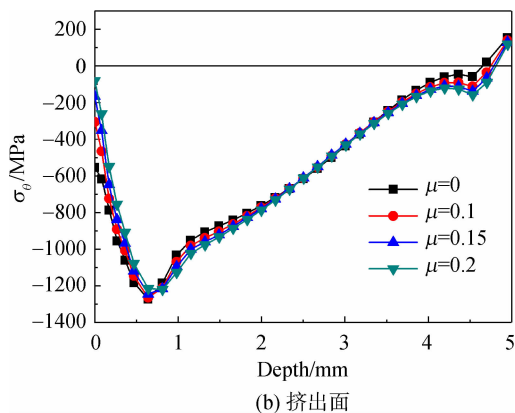


图 15 挤压力为 2.86% 时不同摩擦因数下孔边周向残余应力分布

Fig. 15 Circumferential residual stresses of different friction coefficients with 2.86% interference value

义这个摩擦因数为临界摩擦因数 μ_{cr} 。当润滑不良,摩擦因数大于该临界值(由图 15,可计算在 2.86% 挤压力下的临界摩擦因数为 0.033)时,挤入面孔壁的周向残余压应力大于挤入面孔壁,这样会使得原本位于挤入面的危险点转移到挤出面上,尤其是在挤压力较大时摩擦因数的影响更加显著。对多个挤压力计算临界摩擦因数,如图 16 所示。可见临界摩擦因数约在 1.86% 挤压力下达到最大值 0.062。为取得最理想的挤压强化效果,应着重改善润滑使得摩擦因数小于确定的挤压力对应的临界摩擦因数。对于实际应用中无法保证理想的润滑效果时,挤压力不宜大于 1.86%。

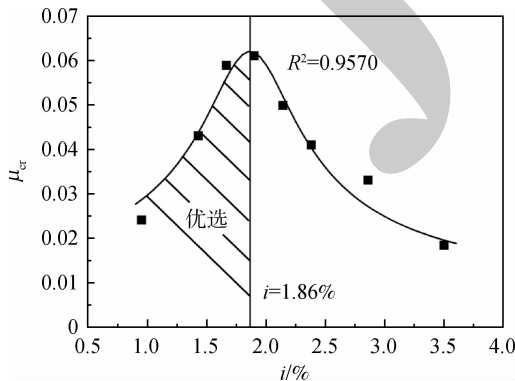


图 16 临界摩擦因数和挤压量的关系

Fig. 16 Correlation between critical friction coefficient and interference value

此外,随着摩擦因数增加,芯棒表面与孔壁的切应力也随之增加,容易加剧孔壁材料沿轴向变形,导致材料堆积。因此,也需要特别注意芯棒与孔壁的润滑状态,以防止刮伤孔壁和造成孔壁材

料塑性流动。针对材料堆积产生的应力集中,可采用孔边倒圆或倒角的方法去除,这对于提高孔结构试样疲劳寿命具有重要作用^[38]。

3 结 论

1) 本文提出了一种 GH4169 镍基高温合金孔挤压强化工艺的数值模拟方法,获得了孔边的残余应力分布,并与 XRD 测试结果吻合较好,验证了该数值模拟方法的有效性。

2) 针对 GH4169 镍基高温合金,芯棒的选材与挤压力相关,考虑到保证强化效果以及减小挤压设备的负荷,实际应用中除了大刚度,还要根据挤压力选择适当屈服强度与强度极限的材料。

3) 挤入面和挤出面残余压应力层深度主要受挤压力控制,且与挤压力呈线性关系,但随挤压力增加,挤出面处材料堆积严重,降低强化效果,因此存在最佳挤压力。

4) 摩擦因数仅影响孔边附近的残余应力分布,不改变残余压应力层的深度。在较小挤压力下,摩擦因数的影响不显著,而在大挤压力下,摩擦因数影响显著,使得危险点由挤入面转移至挤出面,因此为保证理想的强化效果,应根据挤压力使接触面上的摩擦因数小于对应的临界摩擦因数。

5) 在实际中无法保证理想的润滑状况时, GH4169 的挤压力不应大于 1.86%。

参考文献:

- [1] FU Yucan, GE Ende, SU Honghua, et al. Cold expansion technology of connection holes in aircraft structures: A review and prospect [J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2015, 28(4): 961-973.
- [2] 罗治平, 宋德玉, 杨玉荣, 等. GH169 合金孔内表面层的挤压强化对孔边疲劳性能的影响 [J]. 材料工程, 1994, (Suppl. 1): 24-25.
- [3] 宋德玉, 罗治平, 杨玉荣, 等. GH169 高温合金孔挤压强化层的微观结构 [J]. 航空学报, 1996, 17(1): 123-126. SONG Deyu, LUO Zhiping, YANG Yurong, et al. Microstructure of the hole expansion strengthened layer of high temperature alloy GH169 [J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 1996, 17(1): 123-126. (in Chinese)
- [4] 罗学昆, 王欣, 胡仁高, 等. 孔挤压强化对 Inconel 718 高温合金疲劳性能的影响 [J]. 中国表面工程, 2016, 29(3): 116-122. LUO Xuekun, WANG Xin, HU Rengao, et al. Effects of hole cold expansion on fatigue property of inconel 718 superalloy [J]. China Surface Engineering, 2016, 29(3): 116-122. (in Chinese)

[5] 王欣,胡仁高,胡博,等.孔挤压对于高温合金 GH4169 孔结构高温疲劳性能的影响[J].航空动力学报,2017,32(1):89-95.
WANG Xin,HU Rengao,HU Bo,et al. Effect of hole-expansion on high-temperature fatigue property of GH4169 superalloy hole structure[J]. Journal of Aerospace Power, 2017,32(1):89-95. (in Chinese)

[6] 李宁,秦锋英.孔挤压强化对 TC18 钛合金耳片疲劳性能的影响[J].热加工工艺,2018,47(9):125-127.
LI Ning,QIN Fengying. Effect of hole extrusion strengthening on fatigue properties of TC18 titanium alloy ear plate[J]. Hot Working Technology,2018,47(9):125-127. (in Chinese)

[7] 杨兴宇,孟祥明,董立伟,等.薄板孔边挤压强化对高周疲劳寿命影响的试验[J].航空动力学报,2011,26(2):362-369.
YANG Xingyu,MENG Xiangming,DONG Liwei,et al. High cycle fatigue life experiment of sheet metal with cold-working hole[J]. Journal of Aerospace Power,2011,26(2):362-369. (in Chinese)

[8] 杨洪源,刘文斑.孔挤压强化疲劳增寿效益的试验研究[J].机械强度,2010,32(3):446-450.
YANG Hongyuan,LIU Wenting. Test research on fatigue life enhancing effect of cold-expanding hole[J]. Journal of Mechanical Strength,2010,32(3):446-450. (in Chinese)

[9] 高玉魁.孔挤压强化对 23Co14Ni12Cr3MoE 钢疲劳性能的影响[J].金属热处理,2007,32(11):34-36.
GAO Yukui. Influence of cold hole expansion on fatigue property of 23Co14Ni12Cr3MoE steel[J]. Heat Treatment of Metals,2007,32(11):34-36. (in Chinese)

[10] GOPALAKRISHNA H D,NARASIMHA M H N,KRISHNA M,et al. Cold expansion of holes and resulting fatigue life enhancement and residual stresses in Al 2024 T3 alloy: an experimental study [J]. Engineering Failure Analysis, 2010,17(2):361-368.

[11] BALL D L. Elastic-plastic stress analysis of cold expanded fastener holes[J]. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures,1995,18(1):47-63.

[12] 王朝蜀.内孔挤压强化板的弹塑性分析[J].中国科学技术大学学报,1990,20(4):448-453.
WANG Chaoshu. An elasto plastic analysis of cold expansion at fastener holes[J]. Journal of University of Science and Technology of China, 1990, 20(4): 448-453. (in Chinese)

[13] 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[J].固体力学学报,1992,13(2):164-168.
GUO Wanlin. Elastoplastic analysis of a finite sheet with an interference-fitted and coldworked hole[J]. Acta Mechanica Solida Sinica,1992,13(2):164-168. (in Chinese)

[14] 张永伟,杨庆雄.钉孔挤压强化三维弹塑性有限元分析[J].西北工业大学学报,1993,11(1):96-101.
ZHANG Yongwei,YANG Qingxiong. On three-dimensional finite element analysis of coldworked fastener hole using flow theory[J]. Journal of Northwestern Polytechnical Universty,1993,11(1):96-101. (in Chinese)

[15] 中国航空科学技术研究院.飞机结构抗疲劳断裂强化设计手册[M].北京:航空工业出版社,1993.

[16] 葛恩德,苏宏华,程远庆,等. TC4 板孔冷挤压强化残余应力分布与疲劳寿命[J].中国机械工程,2015,26(7):971-976.
GE Ende,SU Honghua,CHENG Yuanqing,et al. Residual stress fields and fatigue life of cold expansion hole in titanium alloy TC4[J]. China Mechanical Engineering,2015,26(7):971-976. (in Chinese)

[17] 刘晓龙,高玉魁,刘蕴韬,等.孔挤压强化残余应力场的三维有限元模拟和实验研究[J].航空材料学报,2011,31(2):24-27.
LIU Xiaolong,GAO Yukui,LIU Yuntao,et al. 3D finite element simulation and experimental test on residual stress field by hole cold expansion[J]. Journal of Aeronautical Materials,2011,31(2):24-27. (in Chinese)

[18] CHAKHERLOU T N,SHAKOURI M,AKBARI A,et al. Effect of cold expansion and bolt clamping on fretting fatigue behavior of Al 2024-T3 in double shear lap joints [J]. Engineering Failure Analysis,2012,25:29-41.

[19] MAXIMOV J T,DUNCHEVA G V,GANEV N,et al. The benefit from an adequate finite element simulation of the cold hole expansion process[J]. Engineering Failure Analysis,2009,16(1):503-511.

[20] VIVEROS K C,AMBRIZ R R,AMROUCHE A,et al. Cold hole expansion effect on the fatigue crack growth in welds of a 6061-T6 aluminum alloy[J]. Journal of Materials Processing Technology,2014,214(11):2606-2616.

[21] CHAKHERLOU T N,VOGWELL J. The effect of cold expansion on improving the fatigue life of fastener holes [J]. Engineering Failure Analysis,2003,10(1):13-24.

[22] 卢国鑫,王强,宋颖刚,等.芯棒规格对孔挤压强化效果的影响[J].制造业自动化,2014,36(17):34-38,48.
LU Guoxin,WANG Qiang,SONG Yinggang,et al. Hole extrusion strengthening effect caused by mandrel specifications[J]. Manufacturing Automation, 2014, 36 (17): 34-38,48. (in Chinese)

[23] 朱有利,侯帅,王燕礼,等.芯棒锥面结构对孔冷挤压强化残余应力场的影响[J].材料科学与工艺,2015,23(4):87-92.
ZHU Youli,HOU Shuai,WANG Yanli,et al. Effects of cone surface profile of mandrel on residual stress distribution of cold expansion strengthening of hole[J]. Materials Science and Technology,2015,23(4):87-92. (in Chinese)

[24] 侯帅,朱有利,王燕礼,等.孔边倒角对直接芯棒孔冷挤压残余应力场的影响[J].兵器材料科学与工程,2015,38(3):89-92.
HOU Shuai,ZHU Youli,WANG Yanli,et al. Effects of chamfering on residual stress distribution of directly cold expanded mandrel hole[J]. Ordnance Material Science and Engineering,2015,38(3):89-92. (in Chinese)

[25] 赵艳丽,高玉魁,仲政.30CrMnSiNi2A 超高强度钢孔挤压强

- 化残余应力场的模拟[J]. 力学季刊, 2014, 35(2): 243-252.
- ZHAO Yanli, GAO Yukui, ZHONG Zheng. Finite element simulation of the residual stress fields of 30CrMnSiNi2A ultrahigh strength steel by hole cold expansion[J]. Chinese Quarterly of Mechanics, 2014, 35(2): 243-252. (in Chinese)
- [26] FARHANGDOOST K, HOSSEINI A. Finite element modeling of mandrel speed in cold expansion process[J]. International Journal of Structural Integrity, 2012, 3(4): 441-456.
- [27] SHAHRIARY P, CHAKHERLOU T N. Investigating the effect of cold expansion on frictional force evolution during fretting fatigue tests of AL2024-T3 plates[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2018, 135: 146-157.
- [28] KUMAR B M, PANASKAR N J, SHARMA A. A fundamental investigation on rotating tool cold expansion; numerical and experimental perspectives[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 73(5/6/7/8): 1189-1200.
- [29] LIU Jun, WU Henggui, YANG Jinjie, et al. Effect of edge distance ratio on residual stresses induced by cold expansion and fatigue life of TC4 plates[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2013, 109: 130-137.
- [30] LIU Yongshou, SHAO Xiaojun, LIU Jun, et al. Finite element method and experimental investigation on the residual stress fields and fatigue performance of cold expansion hole[J]. Materials and Design, 2010, 31(3): 1208-1215.
- [31] 张慧萍, 王崇勋, 杜煦. 飞机起落架用 300M 超高强钢发展及研究现状[J]. 哈尔滨理工大学学报, 2011, 16(6): 73-76.
- ZHANG Huiping, WANG Chongxun, DU Xu. Aircraft landing gear with the development of 300M ultra high strength steel and research[J]. Journal of Harbin University of Science and Technology, 2011, 16(6): 73-76. (in Chinese)
- [32] CHAKHERLOU T N, AGHDAM A B, AKBARI A, et al. Analysis of cold expanded fastener holes subjected to short time creep: Finite element modelling and fatigue tests[J]. Materials and Design, 2010, 31(6): 2858-2866.
- [33] MAXIMOV J T, DUNCHEVA G V, ANCHEV A P. An approach to modeling time-dependent creep and residual stress relaxation around cold worked holes in aluminium alloys at room temperature[J]. Engineering Failure Analysis, 2014, 45: 1-14.
- [34] 蒲泽林. 40CrNiMoA 钢的疲劳特性实验研究[D]. 北京: 华北电力大学, 2001.
- PU Zelin. An experimental study on fatigue behavior of 40CrNiMoA steel[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2001. (in Chinese)
- [35] 李军, 李兴东, 周新灵. 中间时效对 05Cr17Ni4Cu4Nb 钢材性能的影响[J]. 机械工程师, 2014(3): 279-280.
- [36] 任志俊, 薛国祥. 实用金属材料手册[M]. 南京: 江苏科学技术出版社, 2007.
- [37] 郭兰中, 荆文珍. 挤压量与有利残余应力增量的关系[J]. 机械研究与应用, 1999, 12(4): 20-21.
- [38] 何志明, 张晓晶, 刘天琦, 等. 300M 钢耳片孔挤压强化全过程有限元模拟[J]. 浙江大学学报(工学版), 2016, 50(4): 783-791.
- HE Zhiming, ZHANG Xiaojing, LIU Tianqi, et al. Numerical simulation of whole process of cold expansion in 300M steel lug[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2016, 50(4): 783-791. (in Chinese)

(编辑: 张 雪)