

非对称异形截面环件的冷辗扩成形力能参数与圆度影响规律研究

徐焕磊^{1,2}, 孙宝寿^{1,2*}, 袁佳耀^{1,2}, 徐永铭^{1,2}, 徐振威³

(1.宁波大学 机械工程与力学学院, 浙江 宁波 315211; 2.浙江省零件轧制成形技术研究重点实验室, 浙江 宁波 315211; 3.宁波雄狮机械制造有限公司, 浙江 宁波 315400)

摘要: 以非对称异形截面环件高压油管连接套筒为研究对象, 采用对称冷辗扩工艺, 应用 Simufact 软件对冷辗扩成形过程进行了模拟分析, 研究了驱动辊转速和芯辊进给速度对冷辗扩过程中轧制力、轧制力矩和环件圆度误差的影响。结果表明: 降低芯辊进给速度或增大驱动辊转速, 能有效降低两道次冷辗扩过程中的轧制力和轧制力矩; 驱动辊转速为 $12 \text{ rad}\cdot\text{s}^{-1}$, 芯辊进给速度为 $1.0 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ 时, 第一道次冷辗扩定位凹槽(缩口)内外圈圆度质量最优, 圆度误差分别为 0.1735 mm 和 0.1864 mm ; 驱动辊转速为 $14 \text{ rad}\cdot\text{s}^{-1}$, 芯辊进给速度为 $1.2 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ 时, 第二道次冷辗扩缩口内外圈圆度质量最优, 圆度误差分别为 0.0849 mm 和 0.1202 mm 。

关键词: 冷辗扩; 非对称异形截面环件; 高压油管连接套筒; 轧制力; 轧制力矩; 圆度误差

中图分类号: TG335

文献标志码: A

文章编号: 1001-5132 (2021) 02-0061-07

高压油管连接套筒是高压油路的重要连接构件, 属于复杂的非对称异形截面环件。目前工业界大多使用车削工艺制造高压油管连接套筒, 其材料利用率不到 30%, 故迫切需要更为先进稳定的制造工艺, 以提高环件的成形质量和材料利用率。

另一方面, 冷辗扩工艺主要应用于无缝环件生产, 尤其在轴承套圈的制造上^[1-4]。对于冷辗扩工艺参数对环件成形质量的影响, 华林等^[5-6]以矩形截面环件为研究对象, 在建立径向向冷辗扩咬入条件的同时, 探究不同芯辊进给方式对冷辗扩轧制力和环件最终成形圆度质量的影响; 并提出在冷辗扩不同阶段需要使用不同进给方式的思想。Li 等^[7]使用有限元法分析了冷辗扩过程中驱动辊转速和芯辊进给方式对环件成形质量的影响。Guo 等^[8]和 Yang 等^[9]分别探究了在冷辗扩过程中, 成形辊(驱动辊和芯辊)的径向尺寸和材料性能对环件成形质量的影响。孙宝寿等^[10]探索了工艺参数对高铁轴承内外圈冷辗扩过程中力能参数的影响,

并加以实验验证。李华等^[11]探索了环件毛坯的宽径比对环件冷辗扩宽展量的影响, 发现提高宽径比可以使环件端面的成形更加均匀。杨合等^[12]探索了 2 种阶梯形异形截面环件在冷辗扩过程中环件半径扩大行为与芯辊进给量之间的关系, 结果显示随着芯辊的压下量增加, 环件外圈和内孔的径向尺寸增大速度加快。郭良刚等^[13]通过三维数值模拟研究了几个重要的材料参数(硬化指数、屈服强度和弹性模量)对环件冷辗扩过程中环件端面质量、轴向宽展、辗扩力、辗扩力矩以及金属流动特性的影响规律。Ryttberg 等^[14]探究了冷辗扩对材料为 100Cr6 的矩形截面环件和异形截面环件的微观结构和金属纹理的影响。综上可知, 已有的相关文献主要研究工艺参数对矩形截面或梯形截面环件冷辗扩成形质量以及材料微观组织性能的影响, 针对非对称异形截面环件的冷辗扩成形技术未见有深入研究的报道。

本文以提高材料利用率和成形质量为目的,

收稿日期: 2020-10-19.

宁波大学学报(理工版)网址: <http://journalg.nbu.edu.cn/>

基金项目: 国家自然科学基金(51975301); 浙江省自然科学基金重点资助项目(LZ17E050001); 宁波市 2020 年度“科技创新 2025”重大专项(2020Z110)。

第一作者: 徐焕磊(1996-), 男, 浙江宁波人, 在读硕士研究生, 主要研究方向: 塑性成形工艺与装备。E-mail: 2550706025@qq.com

*通信作者: 孙宝寿(1960-), 男, 江苏泰兴人, 副教授, 主要研究方向: 塑性成形工艺与装备。E-mail: sunbaoshou@nbu.edu.cn

使用两道次对称冷辗扩,实现了高压油管连接套筒的成形;应用有限元软件对环件两道次冷辗扩进行模拟,探究了驱动辊转速和芯辊进给速度对环件冷辗扩过程中轧制力、轧制力矩和圆度误差的影响,为进一步在冷辗扩设备上实验提供了理论依据。

1 工艺方案与有限元模型

1.1 工艺方案的确定

高压油管连接套筒属于非对称异形截面环件,其结构尺寸如图1所示。使用冷辗扩工艺对此类环件进行加工,需解决以下问题:(1)如何提高材料的利用率;(2)如何实现环件缩口的成形;(3)如何解决冷辗扩过程中轴向力过大而导致设备损坏;(4)由于环件内圈存在沟道,可能出现金属流动性不佳而导致沟道金属填充不满。

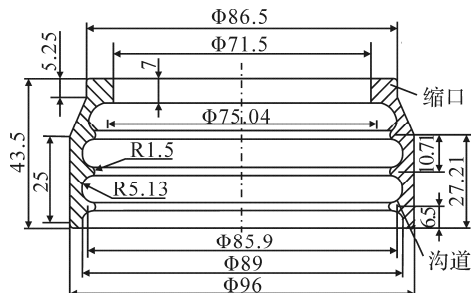


图1 高压油管连接套筒成品结构尺寸(单位 mm)

为解决上述问题,采用以下措施:(1)为提高材料利用率,选择 $\Phi 75$ 等直径空心管作为毛坯;(2)通过对称冷辗扩解决轴向力过大问题;(3)通过预车削环件内孔,解决环件内孔沟道填充不满问题。

套筒冷辗扩成形工艺流程如图2所示。

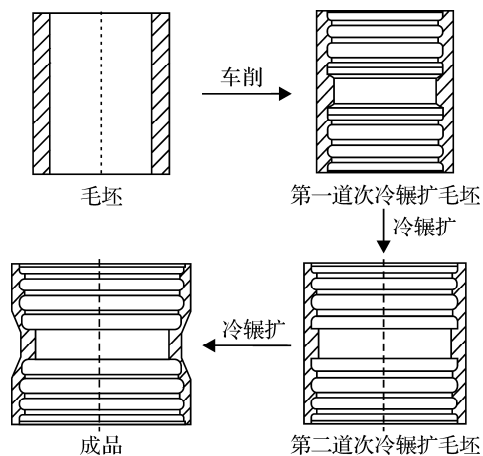


图2 高压油管连接套筒工艺流程

1.2 有限元模型的建立

套筒冷辗扩有限元模型及成品如图3所示。套筒冷辗扩工艺分两道次进行,故需要设计两套模具。第一道次冷辗扩完成外圆定位凹槽和增大环件径向尺寸;第二道次冷辗扩完成环件缩口的成形,并使环件的径向尺寸达到产品要求。

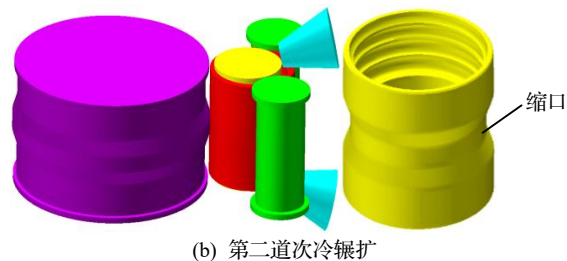
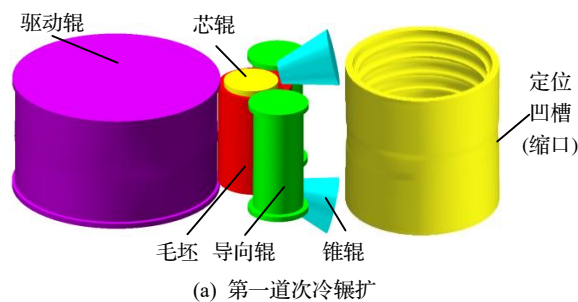


图3 有限元模型及模拟轧制成品

考虑冷辗扩设备的主要技术参数,计算确定最终模具的尺寸(表1)。

表1 模具尺寸

半径	第一道次	第二道次
驱动辊大端	100.5	100.5
驱动辊小端	100.0	96.0
芯辊大端	27.0	34.5
芯辊小端	23.0	25.5
导向辊	25.0	25.0

使用35号碳素结构钢作为冷辗扩套筒毛坯材料,由Simufact软件导出真应力—真应变曲线(图4)。

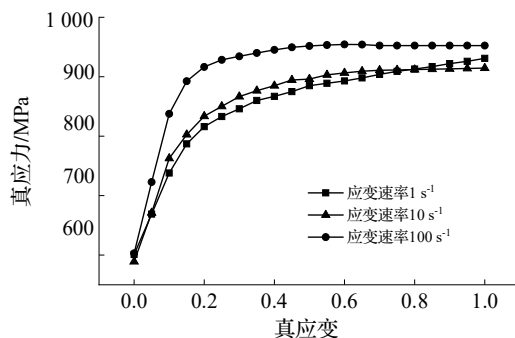


图4 真应力—真应变曲线

图4中泊松比为0.3, 密度为 $7.85 \times 10^3 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$; 设置轧辊温度为 20°C , 环件初始温度为 20°C ; 网格划分方式设置为 Ringmesh, 单元类型选择为六面体. 为防止环件在轧制过程中出现不转动现象, 适当增加驱动辊与环件之间的摩擦系数可有效改善咬入条件, 故设置环件与驱动辊间的剪切摩擦为0.5, 其余轧辊间的剪切摩擦为0.1.

2 工艺参数对冷辗扩力能参数的影响

冷辗扩过程中轧制力和轧制力矩的最大值和波动幅度是衡量环件轧制过程是否稳定的重要指标. 芯辊进给速度和驱动辊转速是影响力能参数的重要因素, 因此, 首先研究这2个工艺参数对轧制力和轧制力矩的影响.

2.1 驱动辊转速对第一道次冷辗扩的影响

为探究驱动辊转速对第一道次冷辗扩的影响, 以芯辊进给速度为 $1.0 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, 驱动辊转速分别为 6 、 8 、 10 、 12 、 $14 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$ 进行有限元模拟, 结果如图5所示. 根据图5轧制力曲线的变化规律, 将第一道次冷辗扩过程分为4个阶段: (1)外圆定位凹槽成形阶段, 轧制力在冷辗扩初期出现短暂的快速上升; (2)环件整体咬入阶段, 轧制力快速上升直到进入下一阶段; (3)稳定冷辗扩阶段, 轧制力随着冷辗扩进行而缓慢上升并达到峰值; (4)冷辗扩精整阶段, 芯辊停止进给运动, 轧制力开始快速下降直到加工完成.

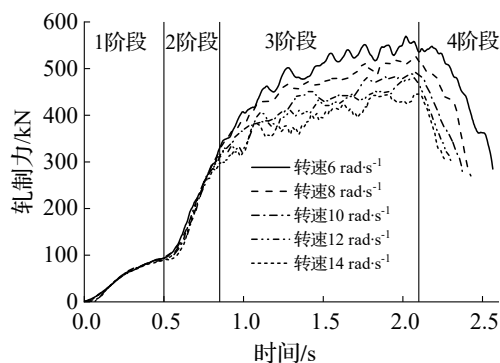


图5 驱动辊转速对第一道次冷辗扩轧制力的影响

从图5可知, 随着驱动辊转速从 $6 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$ 增至 $14 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$, 轧制力在定位凹槽成形段和整体咬入阶段的变化不明显, 对应在稳定冷辗扩阶段的最大值分别为569、525、493、479、446 kN, 呈现明显的随驱动辊转速增加而减小的趋势. 其主要原因

为: 在固定芯辊进给速度下, 随着驱动辊转速增加, 环件每转一圈所受变形量减小, 从而导致轧制力下降.

图6为驱动辊转速对第一道次冷辗扩轧制力矩的影响. 从图6可知, 驱动辊转速从 $6 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$ 增至 $14 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$, 对应环件在冷辗扩过程中轧制力矩的最大值分别为3768、3275、2636、3156、2801 $\text{N} \cdot \text{m}$, 呈现先减后增再减趋势. 当轧制力矩波动幅度过大时, 不能仅通过对比轧制力矩最大值衡量冷辗扩过程的稳定性, 还需考虑轧制力矩的波动幅度.

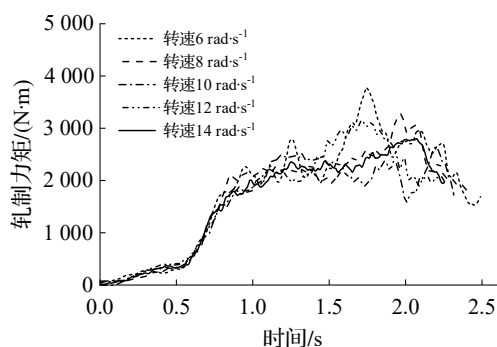


图6 驱动辊转速对第一道次冷辗扩轧制力矩的影响

当驱动辊转速为 $10 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$, 冷辗扩轧制力矩最大值最小, 时间从2s到2.1s轧制力矩波动幅度达到1047 $\text{N} \cdot \text{m}$; 当驱动辊转速为 $14 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$, 冷辗扩最大轧制力矩相比转速为 $10 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$ 时增大165 $\text{N} \cdot \text{m}$, 但时间轧制力矩从1.8s到2.1s的波动幅度仅为315 $\text{N} \cdot \text{m}$, 更有利于第一道次冷辗扩的稳定轧制.

2.2 芯辊进给速度对第一道次冷辗扩的影响

以驱动辊转速为 $10 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$, 芯辊进给速度为 0.8 、 1.0 、 1.2 、 1.4 、 $1.6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 进行有限元模拟, 结果如图7所示.

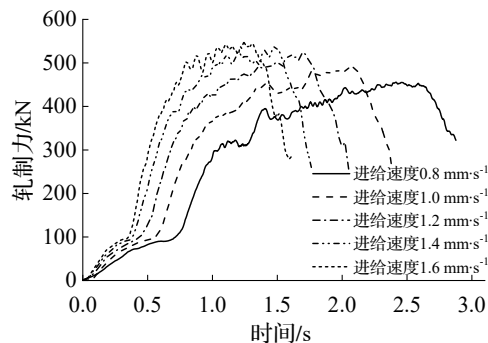


图7 芯辊进给速度对第一道次冷辗扩轧制力的影响

从图7可知, 随着芯辊进给速度从 $0.8 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 升至 $1.6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, 第一道次冷辗扩轧制力的峰值从

455 kN 上升至 546 kN, 呈现增大趋势. 在固定驱动辊转速下, 随着芯辊进给速度的增大, 环件每转一圈所受变形量增加, 从而导致轧制力增加, 且随着进给速度的下降, 轧制力在稳定冷辗扩阶段的平均波动幅值从 40 kN 降为 15 kN, 故进给速度的降低有助于环件冷辗扩的稳定进行.

图 8 为芯辊进给速度对第一道次冷辗扩轧制力矩的影响. 从图 8 可知: 芯辊进给速度从 $0.8 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ 增至 $1.6 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$, 对应环件在冷辗扩过程中轧制力矩的最大值分别为 2 776、2 638、3 009、3 161、3 347 $\text{N}\cdot\text{m}$, 呈现先减后增趋势. 当芯辊进给速度为 $0.8 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$, 轧制力矩最大值相比于芯辊进给速度为 $1.0 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ 时增大 138 $\text{N}\cdot\text{m}$, 但时间从 2.3 s 到 2.6 s 的轧制力矩波动幅度仅为 587 $\text{N}\cdot\text{m}$, 更有利于冷辗扩的进行; 当芯辊进给速度为 $1.6 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ 时, 时间从 1.2 s 到 1.3 s 的轧制力矩变化幅度达到 1 064 $\text{N}\cdot\text{m}$, 表明在稳定冷辗扩阶段存在较大波动.

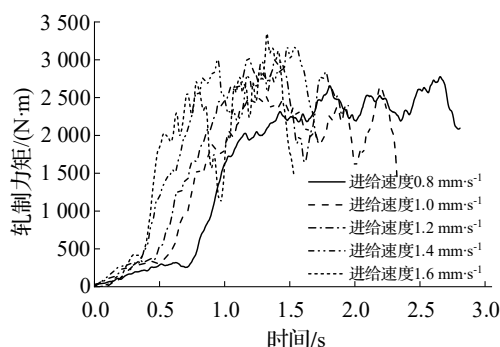


图 8 芯辊进给速度对第一道次冷辗扩轧制力矩的影响

当芯辊进给速度为 $0.8 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$, 轧制力矩最大值比进给速度为 $1.0 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ 时大. 其主要原因: 芯辊进给速度的下降会导致环件轴向宽展量增加^[15], 由于锥辊的轴向限制而引起轧制力矩的增大, 所以芯辊进给速度越小, 并不意味着越有利于第一道次冷辗扩的进行.

2.3 驱动辊转速对第二道次冷辗扩的影响

为探究驱动辊转速对第二道次冷辗扩轧制力的影响, 以芯辊进给速度为 $1.2 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$, 驱动辊转速为 8、10、12、14、16 $\text{rad}\cdot\text{s}^{-1}$ 进行模拟, 结果如图 9 所示. 根据图 9 轧制力矩曲线的变化规律, 将第二道次冷辗扩过程分为 5 个阶段: (1) 环件缩口咬入阶段, 轧制力出现短时间的快速上升; (2) 缩口成形阶段, 轧制力整体处于较低水平; (3) 环件整体咬入阶段, 轧制力快速上升; (4) 稳定冷辗扩阶段, 环件轧制力继续增大; (5) 冷辗扩精整阶段, 轧制力快速下降直到环件完成.

入阶段, 轧制力快速上升; (4) 稳定冷辗扩阶段, 环件轧制力继续增大; (5) 冷辗扩精整阶段, 轧制力快速下降直到环件完成.

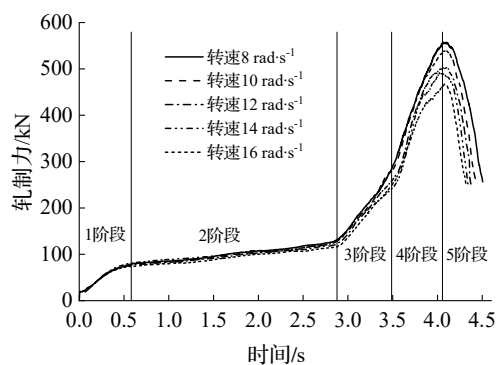


图 9 驱动辊转速对第二道次冷辗扩轧制力的影响

从图 9 可知, 随着驱动辊转速从 $8 \text{ rad}\cdot\text{s}^{-1}$ 增至 $16 \text{ rad}\cdot\text{s}^{-1}$, 对应轧制力在第二道次冷辗扩过程中的最大值分别为 556、539、502、491、464 kN, 呈现减小趋势. 其主要原因: 在固定的芯辊进给速度下, 随着驱动辊转速增大, 环件每转一圈所受的变形量减小, 从而导致轧制力下降. 其中缩口成形阶段和整体咬入阶段的轧制力受驱动辊转速的影响较小, 轧制力的变化主要出现在稳定冷辗扩阶段.

图 10 为驱动辊转速对第二道次冷辗扩轧制力矩的影响. 从图 10 可知, 随着驱动辊转速从 $8 \text{ rad}\cdot\text{s}^{-1}$ 增至 $16 \text{ rad}\cdot\text{s}^{-1}$, 对应环件在冷辗扩过程中轧制力矩的最大值分别为 4 758、4 457、3 995、3 759、3 372 $\text{N}\cdot\text{m}$, 呈现减小趋势, 表明驱动辊转速的上升有利于减小第二道次冷辗扩过程中的轧制力矩.

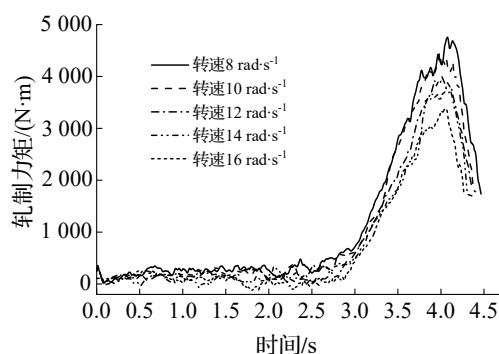


图 10 驱动辊转速对第二道次冷辗扩轧制力矩的影响

2.4 芯辊进给速度对第二道次冷辗扩的影响

以驱动辊转速 $12 \text{ rad}\cdot\text{s}^{-1}$, 芯辊进给速度分别为 0.8 、 1.0 、 1.2 、 1.4 、 $1.6 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ 进行有限元模拟, 结果如图 11 所示.

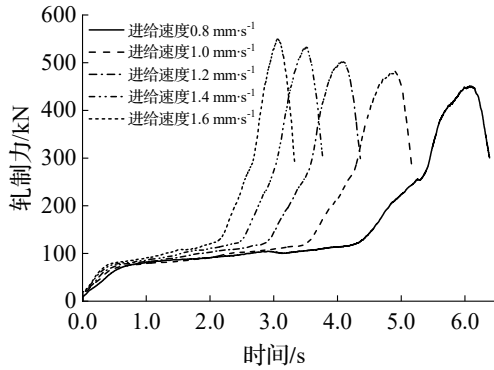


图 11 芯辊进给速度对第二道次冷辗扩轧制力的影响

从图 11 可知,随着芯辊进给速度从 $0.8 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 升至 $1.6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$,对应第二道次冷辗扩过程中轧制力最大值分别为 450、480、503、533、549 kN,呈现增大趋势,但对缩口成形阶段的轧制力影响较小。在实际制造过程中,为提高生产效率可将缩口成形段的芯辊进给速度增大,在稳定冷辗扩阶段的芯辊进给速度降低。

图 12 为芯辊进给速度对第二道次冷辗扩轧制力矩的影响。从图 12 可知,随着芯辊进给速度从 $0.8 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 增至 $1.6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$,对应环件在冷辗扩过程中轧制力矩的最大值分别为 3 363、3 541、3 995、4 295、4 954 $\text{N} \cdot \text{m}$,呈现增大趋势。当芯辊进给速度为 $0.8 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$,时间从 5.9 s 到 6.0 s 的轧制力矩波动幅度仅为 241 $\text{N} \cdot \text{m}$;当芯辊进给速度为 $1.6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$,时间从 2.9 s 到 3.0 s 轧制力矩变化幅度达到 763 $\text{N} \cdot \text{m}$,轧制力矩的波动幅度相比芯辊进给速度为 $0.8 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 时大,故并不有利于冷辗扩过程的稳定性。

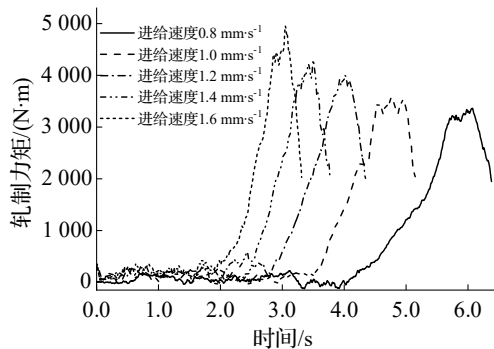


图 12 芯辊进给速度对第二道次冷辗扩轧制力矩的影响

3 工艺参数对冷辗扩成品圆度误差的影响

为探究工艺参数对两道次冷辗扩圆度误差的影响,运用 Simufact 后处理质点功能分别在第一道

次冷辗扩定位凹槽部位(缩口)和第二道次冷辗扩缩口部位内外圈取 80 个测量点(图 13),并使用最小二乘法求出圆度误差^[16]。

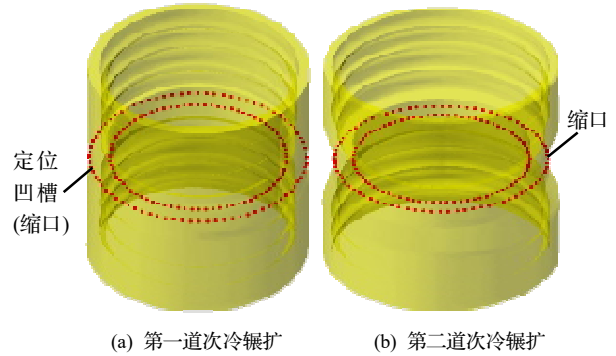


图 13 冷辗扩内外圈取点

3.1 驱动辊转速对圆度误差的影响

从图 14 驱动辊转速对第一道次圆度误差的影响曲线可知,随着驱动辊转速增大,环件定位凹槽部位内外圈的圆度误差呈现先减后增趋势;当驱动辊转速为 $12 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$ 时,内外圈圆度误差最小,分别为 0.173 5 mm 和 0.186 4 mm。表明适当增大驱动辊转速可提高环件的圆度质量,但过度增加驱动辊转速反而会导致圆度误差增大。

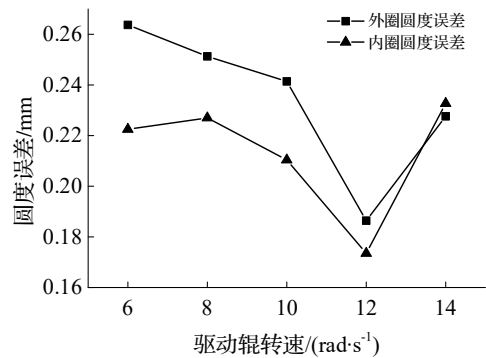


图 14 驱动辊转速对第一道次冷辗扩圆度误差的影响

从图 15 驱动辊转速对第二道次圆度误差的影响曲线可知,随着驱动辊转速的增大,环件缩口部位内外圈的圆度误差总体呈现先增后减趋势;当驱动辊转速从 $10 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$ 增至 $12 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$,内圈圆度误差分别从 0.188 8 mm 减至 0.107 0 mm;外圈圆度误差从 0.210 6 mm 减至 0.123 2 mm。而驱动辊转速从 $12 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$ 增加至 $16 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$,内外圈圆度误差变化幅度仅为 0.018 4 mm 和 0.012 4 mm。表明适当增加驱动辊转速可有效降低第二道次冷辗扩圆度误差,但随着转速继续增大,对圆度误差的影响开始减弱。

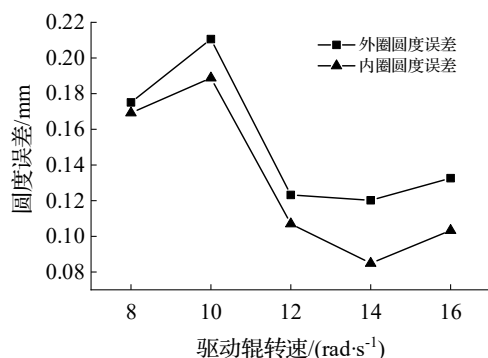


图 15 驱动辊转速对第二道次冷辗扩圆度误差的影响

3.2 芯辊进给速度对圆度误差的影响

图 16 为芯辊进给速度对第一道次冷辗扩圆度误差的影响. 从图 16 可知, 随着芯辊进给速度的增大, 环件定位凹槽部位内外圈的圆度误差呈现先减后增趋势, 表明过大或过小的芯辊进给速度都将降低环件的圆度质量. 当芯辊进给速度从 $1.2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 增至 $1.6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, 外圈圆度误差从 0.2316 mm 增至 0.2801 mm , 而内圈圆度误差变化幅度仅为 0.0035 mm . 表明定位凹槽外圈的圆度误差受芯辊速度变化的影响大于内圈.

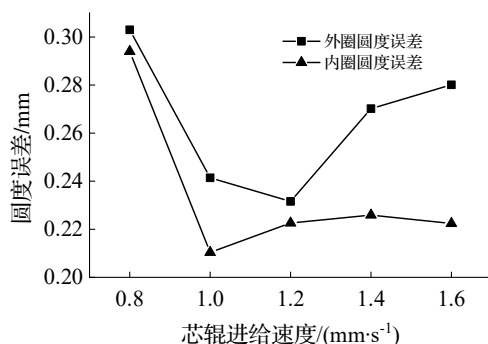


图 16 芯辊进给速度对第一道次冷辗扩圆度误差的影响

图 17 为芯辊进给速度对第二道次冷辗扩圆度误差的影响.

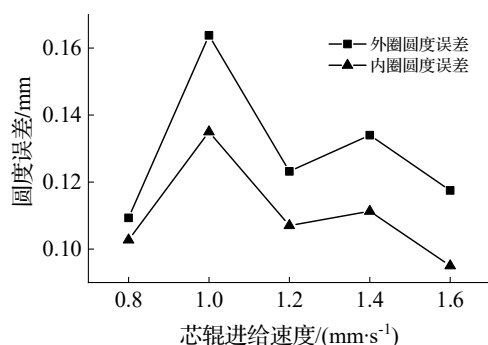


图 17 芯辊进给速度对第二道次冷辗扩圆度误差的影响

从图 17 可知, 随着芯辊速度的增大, 环件缩口部位内外圈的圆度误差总体呈现先增后减趋势, 且内外圈圆度误差变化规律呈现较好的一致性. 当芯辊进给速度为 $1.0 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, 环件缩口端内外圈圆度误差达到峰值, 分别为 0.1350 mm 和 0.1638 mm . 表明在设置第二道次冷辗扩芯辊进给速度时, 需要注意拐点问题, 在芯辊强度足够的条件下可适当增加进给速度, 从而保证环件的成形质量和生产效率.

4 结论

(1) 增大驱动辊转速或减小芯辊进给速度, 可有效降低冷辗扩过程中轧制力与轧制力矩, 从而增加模具的使用寿命.

(2) 设置冷辗扩工艺参数, 需要综合考虑轧制力与圆度误差的平衡. 第一道次冷辗扩每转进给量过大或过小都将影响环件圆度质量; 对于第二道次冷辗扩, 在保证圆度误差前提下, 应尽量减小环件每转的进给量.

参考文献:

- [1] 左治江, 华林. 环件冷辗扩技术现状和发展[J]. 锻压技术, 2005, 30(4):101-106.
- [2] 何杰, 束学道, 彭文飞, 等. 高铁轴承外圈的冷辗扩变形机理研究[J]. 热加工工艺, 2014, 43(21):101-103.
- [3] 冯耿, 孙宝寿, 束学道. 冷辗扩高铁轴承内圈工艺参数优化研究[J]. 热加工工艺, 2016, 45(23):128-131.
- [4] 赵哲骐, 孙宝寿, 束学道, 等. 基于正交试验的高铁轴承内圈冷辗扩壁厚均匀性优化分析[J]. 宁波大学学报(理工版), 2017, 30(4):6-10.
- [5] 华林, 左治江, 兰箭, 等. 环件冷辗扩芯辊进给速度规范设计[J]. 中国机械工程, 2006, 17(9):953-957.
- [6] 华林, 潘利波, 李超. 环件径轴向轧制的咬入条件分析[J]. 塑性工程学报, 2007, 14(5):102-105.
- [7] Li L Y, Yang H, Guo L G, et al. Research on interactive influences of parameters on T-shaped cold ring rolling by 3D-FE numerical simulation[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2007, 21(10):1541-1547.
- [8] Guo L G, Yang H. Effect of sizes of forming rolls on cold ring rolling by 3D-FE numerical simulation[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2006, 16:s645-s651.
- [9] Yang H, Guo L G, Zhan M, et al. Research on the influence of material properties on cold ring rolling

- processes by 3D-FE numerical simulation[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2006, 177(1/2/3):634-638.
- [10] 孙宝寿, 赵哲骐, 徐京豫, 等. 高铁轴承内圈冷辗扩成形的数值模拟和试验研究[J]. 塑性工程学报, 2017, 24(4):6-10.
- [11] 李华, 王斌, 曹铁珍. 环件宽径比对环件冷辗扩工艺的影响规律研究[J]. 机械设计与制造, 2008(8):144-146.
- [12] 杨合, 李兰云, 王敏, 等. 异形环件冷辗扩中环件半径扩大变形行为研究[J]. 中国科学(技术科学), 2010, 40(7):802-810.
- [13] 郭良刚, 杨合, 吴跃江, 等. 材料参数对环件冷辗扩工艺的影响规律研究[J]. 机械科学与技术, 2005, 24(7):839-843; 882.
- [14] Rytberg K, Knutson Wedel M, Recina V, et al. The effect of cold ring rolling on the evolution of microstructure and texture in 100Cr6 steel[J]. Materials Science and Engineering: A, 2010, 527(9):2431-2436.
- [15] 李兰云, 杨合, 郭良刚, 等. 芯辊进给速度对环件冷轧工艺的影响规律[J]. 机械科学与技术, 2005, 24(7):808-811.
- [16] 方沁林. 圆度误差评定的算法研究与软件设计[D]. 武汉: 华中科技大学, 2007.

The impact of force parameters on roundness of cold ring rolling of asymmetric abnormal cross-section ring

XU Huanlei^{1,2}, SUN Baoshou^{1,2*}, YUAN Jiayao^{1,2}, XU Yongming^{1,2}, XU Zhenwei³

(1.Faculty of Mechanical Engineering & Mechanics, Ningbo University, Ningbo 315211, China;

2.Zhejiang Provincial Key Laboratory of Part Rolling Technology, Ningbo 315211, China;

3.Ningbo Xiongshi Machinery Manufacturing Co. Ltd., Ningbo 315400, China)

Abstract: The process of high-pressure oil pipe connecting sleeve of asymmetric abnormal cross-section ring is studied in this paper. The symmetrical cold ring rolling technology is adopted, and the cold ring rolling process is simulated and analyzed by Simufact software. The effects of driving roller's rotation speed and mandrel feed speed on the rolling force, rolling torque and ring roundness error in cold ring rolling process of connecting sleeve are explored. The results show that the rolling force and rolling torque can be effectively reduced by decreasing the mandrel feed speed or increasing the driving roller's rotation speed. When the driving roller's rotation speed is $12 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$ and the mandrel feed speed is $1.0 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, the first pass cold rolling has the best roundness quality of inner and outer rings of the cold rolling locating groove (shrink mouth) and the roundness errors are 0.173 5 mm and 0.186 4 mm respectively. When the driving roller's rotation speed is $14 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$ and the mandrel feed speed is $1.2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, the second pass cold rolling has the best roundness quality of inner and outer rings of the cold rolling shrink mouth and the roundness errors are 0.084 9 mm and 0.120 2 mm respectively.

Key words: cold ring rolling; asymmetric abnormal cross-section ring; high pressure oil pipe connecting sleeve; rolling force; rolling torque; roundness error

(责任编辑 史小丽)