

带内法兰的超大型阶梯筒体仿形锻造理论与方法

陈 飞¹, 周琦杰¹, 董 凯², 陶智勇², 张智峰², 崔振山¹

(1. 上海交通大学 塑性成形技术与装备研究院, 上海 200030; 2. 上海电气上重铸锻有限公司, 上海 200245)

摘要: 变截面超大型筒体锻件是核岛承压设备的关键金属构件, 其直径和高度超过5 m, 内外径差达1倍以上, 整体成形难度极大, 为了解决该问题, 提出一种基于收口工艺的变截面超大型筒体仿形锻造新方法。探索了芯轴扩孔过程中材料流动规律, 建立了材料变形解析计算模型, 实现了筒形件芯轴扩孔工艺的快速设计; 探讨了不同坯料形状对收口工艺的影响规律, 获得了收口工艺参数, 并在此基础上采用局部成形将小尺寸部分锻为带内法兰的阶梯结构, 最终通过变径芯轴扩孔拔长工艺进一步成形锻件内法兰结构; 通过缩比实验验证了变截面超大型筒体仿形锻造工艺方案的可行性。

关键词: 超大型筒体; 仿形锻造; 收口工艺; 局部镦粗; 局部整形

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2024.07.016

中图分类号: TG385

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2024) 07-0147-13

Profiling forging theory and method of ultra-large stepped cylinder with inner flange

Chen Fei¹, Zhou Qijie¹, Dong Kai², Tao Zhiyong², Zhang Zhifeng², Cui Zhenshan¹

(1. Institute of Forming Technology & Equipment, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200030, China;

2. Shanghai Electric SHMP Casting & Forging Co., Ltd., Shanghai 200245, China)

Abstract: Ultra-large cylinder forgings with variable cross-section are key metal components of nuclear island pressure equipment, its diameter and height exceed 5 m and the difference of inner and outer diameters is more than one times which make the overall forming extremely difficult. In order to solve this problem, a new method of profiling forging for ultra-large cylinder with variable cross-section based on the closing process was proposed. The material flow law during the mandrel reaming process was explored. A material deformation analysis calculation model was established to realize the rapid design of the mandrel reaming process for cylindrical parts. The influence laws of different billet shapes on the closing process was explored, and the parameters of closing process were obtained. Based on this, the local forming was adopted to forge the small-sized part into a stepped structure with inner flange. Finally, through the variable diameter mandrel reaming and drawing process, the inner flange structure of forgings was further formed. The feasibility of the profiling forging process scheme for ultra-large cylinder with variable cross-section was verified through scaling experiments.

Key words: ultra-large cylinder; profiling forging; closing process; local upsetting; local shaping

通常把10 MN以上水压机锻压成形的锻件称为大锻件, 其制造能力是衡量我国在能源、国防和航空航天等高端装备领域综合实力的重要指标^[1-8]。大型筒体锻件作为最常见的大锻件, 在国家重大装备中扮演着十分重要的角色, 其产品性能直接影响核电、火电、水电、化工等行业大型设备的运行情况^[9]。大型筒体锻件的结构形式主要分为直壁筒体和变截面筒体两类, 变截面筒体锻件是指筒体沿着

轴线的截面变化, 常见的变截面筒体有锥形筒体和带筒顶筒体。目前, 针对大型筒体锻件的锻造工艺研究主要集中在直壁筒体成形, 对于变截面筒体锻件的成形工艺研究较少, 主要是因为变截面筒体锻件的整体成形尺寸控制难度大^[10-11]。此外, 一些变截面筒体的整体成形涉及企业核心机密并不公开。因此, 针对变截面筒体的整体锻造成形可借鉴的方法并不多。

近年来, 作者团队提出了针对超大型锻件的仿形锻造理念^[12], 其核心是主动调控超大型锻件热成形过程中的材料局部流动, 优化并缩短非连续热锻变形工艺流程, 达到超大型锻件整体锻造成形的目标, 使大型锻件形状尽可能接近目标锻件, 大幅度

收稿日期: 2024-06-02; 修订日期: 2024-07-10

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (52275352)

作者简介: 陈 飞 (1982-), 男, 博士, 研究员

E-mail: feichen@sjtu.edu.cn

减少机械加工余量, 保证锻造流线连续。本文综合应用带芯轴拔长、收口和局部镦粗工艺实现了带内法兰超大型阶梯筒体的仿形锻造, 并以铅为缩比实验材料, 验证了该方法的可行性。

1 基于收口工艺的带内法兰超大型阶梯筒体仿形锻造原理

1.1 带内法兰超大型阶梯筒体锻件形状特征

本文所需成形的锻件如图 1 所示。相较于传统核岛蒸汽发生器外壳, 上接管锻件尺寸更大、结构更加复杂, 具有深内法兰结构以及阶梯筒体等极端结构特征, 其锻造难点如下:

(1) 锻件的内径变化较大, 最小内径为 $\Phi 2650$ mm, 筒体内径为 $\Phi 4550$ mm, 其内径的缩小幅度达到 41.7%;

(2) 上接管锻件带有一个超大直径的内法兰, 属于变截面筒体, 传统变截面筒体的截面变化存在一定锥度, 即尺寸变化为线性变化, 但上接管锻件的内法兰结构尺寸变化为骤变, 呈现阶梯型变化, 并且内法兰结构端面为直角结构。此类特征的锻件通常尺寸均较小, 其成形工艺多为采用变径芯轴的扩孔工艺, 但由于锻件本身的特大尺寸, 导致传统工艺实施困难;

(3) 上接管锻件属于超大型锻件, 其高度接近 4900 mm, 最大外径接近 $\Phi 5500$ mm。极端尺寸的锻件在工艺制定阶段面临着巨大的挑战, 主要表现

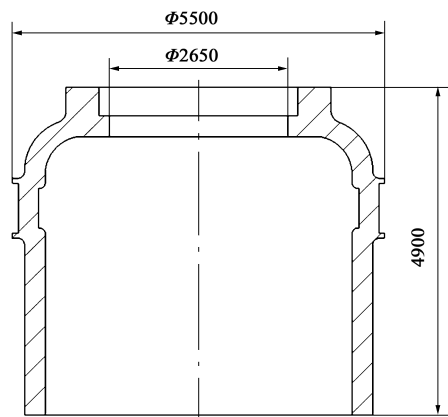


图 1 上接管锻件的形状和尺寸示意图

Fig. 1 Schematic diagram of shape and dimensions for upper connected pipe forgings

为其在变形过程中所受到的变形抗力较大, 对成形设备提出了更高的技术和性能指标要求。

1.2 基于收口工艺的仿形锻造原理

根据锻件结构特征, 即带有一个尺寸极大的内法兰结构, 采用常规扩孔成形和变径芯轴扩孔工艺模拟分析发现, 两种传统工艺均不具备成形此类锻件的要求。因此, 本文提出了一种基于收口工艺的仿形锻造方法, 其原理如图 2 所示。第 1 步, 设计圆筒坯料, 然后通过模具对圆筒坯料上端进行收口; 第 2 步, 通过对整个收口部分进行局部自由镦粗下压, 成形筒体上端内法兰结构, 实现带内法兰超大型阶梯筒体的仿形锻造。

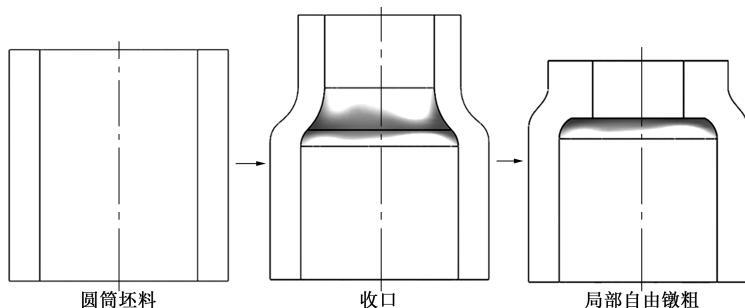


图 2 基于收口工艺的超大型变截面筒体仿形锻造示意图

Fig. 2 Schematic diagram of profiling forging for ultra-large cylinder with variable cross-section based on closing process

2 超大型筒形锻件芯轴扩孔工艺快速计算方法

根据对上接管锻件的成形工艺分析, 首先需要制备大型直壁圆筒坯料, 传统制备工艺流程包括下料、制坯、冲孔、芯轴拔长和芯轴扩孔等步骤。在

整个制备过程中, 芯轴扩孔方案被认为是成形大型直壁圆筒至关重要的工艺。在扩孔过程中, 坯料的壁厚逐渐减小, 内外径逐渐增加, 伴随着碳化物的破损、内部疏松与孔洞的锻合以及铸态组织的细化, 从而实现锻件的形性控制。因此, 对于大型直壁圆筒成形而言, 芯轴扩孔工艺不可或缺, 深入研究芯轴扩孔过程中的各项工艺参数有助于获得最佳的锻

件性能。

在芯轴扩孔变形过程中,坯料由于上砧的下压发生塑性变形,在这个过程中存在着物理非线性和几何非线性,由此导致进行理论分析并建立解析计算模型非常复杂。针对此问题,为了更精确分析变形情况,通常采用有限元分析方法,通过有限元计算,可以直观地获得材料的变形规律。然而,芯轴扩孔过程是一个多道次变形过程,即成形过程中上砧需要反复多次下压,每次下压均伴随着坯料的一次旋转。每个道次开始的模型均是基于上道次的模拟结果。对于这样的模拟过程,如果需要修改最初的参数将会导致整个计算结果的失效。因此,需要在模拟前对坯料整个变形过程有一个大致的计算,在此基础上再进行有限元模拟可以极大地提高计算效率。综上所述,鉴于芯轴扩孔的重要性以及其运算的特殊性,本节提出了一种基于最小阻力定律并采用上限原理修正的材料流动分析方法,并将其应用于芯轴扩孔变形中,以快速高效计算芯轴扩孔过程中坯料尺寸的变化。

2.1 超大型筒体扩孔变形材料流动最小阻力分析方法

芯轴扩孔工艺是通过上砧下压,将芯轴与上砧之间的坯料压薄,从而导致内径与外径同时变大。虽然芯轴扩孔工艺的应力、应变分布和拔长近似,其本质可以认为是圆筒坯料沿圆周方向拔长,是局部受力整体变形。对于变形区轴向长度远大于横向宽度的变形,可以采用平面应变假设来设计扩孔锻件坯料,但是,对于轴向长度较小的筒件,在制定扩孔工艺时,仍依赖于多道次有限元模拟和工程师经验,在扩孔过程中的圆筒坯料直径及长度变化量难以确定。因此,针对芯轴扩孔变形过程,本文提出了一种基于材料变形最小阻力定律的材料流动分析方法,用于设计芯轴扩孔工艺。

在塑性变形过程中,质点的流动规律可以应用最小阻力定律进行描述,即变形过程中,变形区域材料的各个质点将朝着阻力最小的方向流动。当表面存在摩擦时,矩形截面棱柱体镦粗的流动情况可以描述为图3。从图3中可以看到,金属流动区域划分为两个三角形和两个梯形,在这4个区域内材料向着各自法线方向运动。

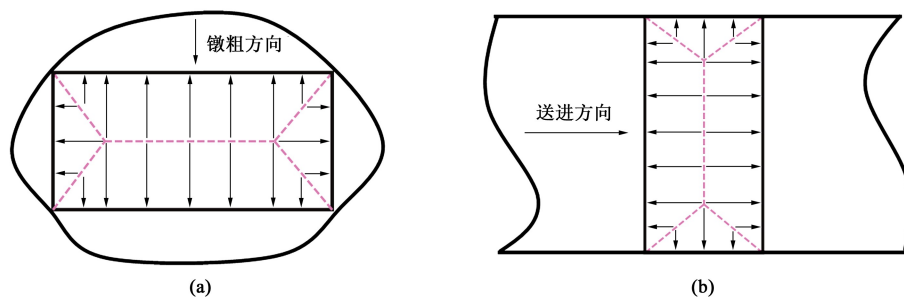


图3 最小阻力定律示意图
(a) 矩形截面棱柱体镦粗时金属流动模型 (b) 平砧拔长矩形截面坯料时金属流动模型

Fig. 3 Schematic diagram of minimum resistance law

(a) Metal flow model during upsetting of rectangular cross-section prisms (b) Metal flow model during flat anvil drawing of rectangular cross-section billets

2.2 材料流动假设

为了合理计算芯轴扩孔过程中单砧压下的坯料变形情况,实现芯轴扩孔过程中材料变形量的计算,本文基于材料流动过程中的最小阻力定律和上限法原理提出一种用于计算芯轴扩孔变形的新技术。在建立其理论模型分析方法时进行了以下设定。

(1) 变形区的定义:在计算过程中,材料的变形区定义为上砧和坯料的接触面端点以及芯轴与坯料接触面端点的连线,即图4所示区域,材料的变形计算仅考虑变形区。

(2) 材料流动的简化:在芯轴扩孔中,实际变形是由于上砧的下压造成变形区(图4)中材料的流动。因此,变形区可以划分为3个部分,分别为

上砧在坯料上造成的变形、芯轴在坯料上造成的变形以及夹在两个变形区中间的部分,如图4b所示。整个扩孔变形过程可以认为是上砧与芯轴对坯料造成一个小变形中,两个阴影区域内的材料被压至变形区外。

(3) 为计算变形区材料体积,需得到上砧与芯轴分别对坯料造成的变形深度,将上砧总下压量分解为两个分量 dz_1 、 dz_2 ,如图4b所示,并假设下一个增量步中上砧与芯轴对坯料造成的变形量分配与上一增量步相等。图4b中, w_1 为上砧与坯料的接触面宽度, w_2 为芯轴与坯料的接触面投影宽度, ΔA_u 为在变形过程中上砧与坯料的接触面积, ΔA_m 为芯轴与坯料的接触面积。

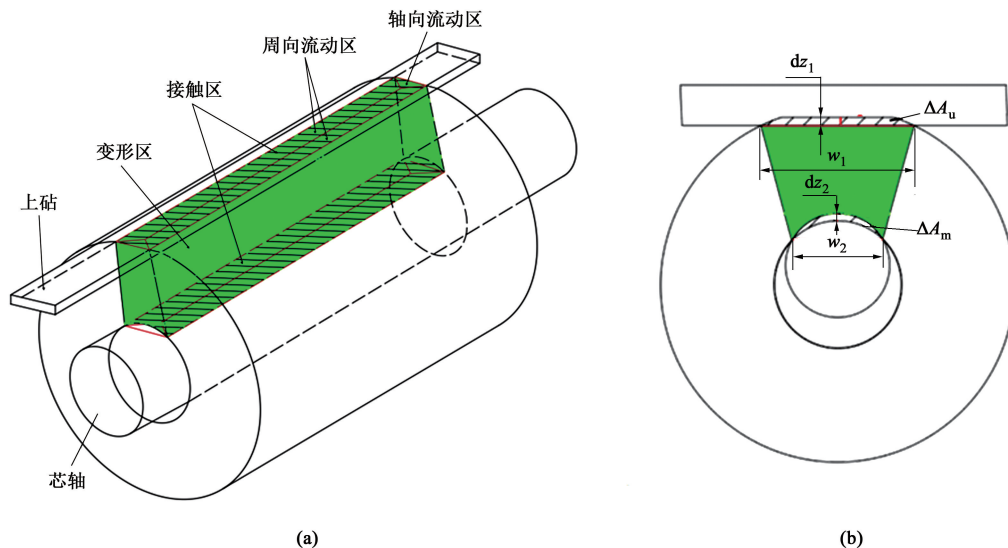


图 4 芯轴扩孔变形区示意图

(a) 斜视图 (b) 侧视图

Fig. 4 Schematic diagram of mandrel reaming deformation zone

(a) Oblique view (b) Side view

(4) 材料流动轴向与周向的分配: 由于材料在变形过程中应满足材料流动的最小阻力定律, 即材料的流动一定会朝阻力最小的方向。因此, 可以通过最小阻力定律中三角形与梯形的面积比, 来决定上砧与芯轴对坯料造成的沿周向与径向的材料转移量。

2.3 坯料与上砧和芯轴接触区域的变形计算

由于芯轴扩孔变形是一个复杂的工艺过程, 虽然在变形上与传统的拔长工艺相似, 但也存在着显著差异。特别是在变形过程的模型简化上, 拔长工艺的变

形可以简化为上下对称模型, 这种简化是因为在拔长过程中, 坯料上下变形条件是对称的。然而, 芯轴扩孔工艺中, 由于上砧与芯轴的结构形态差异, 这种对称的简化模型不再适用。在这一过程中, 变形主要由上砧下压所引起, 而这一过程导致的芯轴与上砧在坯料上造成的变形量是非对称的。因此, 为了准确进行芯轴扩孔工艺变形量的计算, 就必须知道上砧与芯轴在坯料上引起的变形量的分配情况。

由图 5 分析可以得到, 上砧与坯料、芯轴与坯

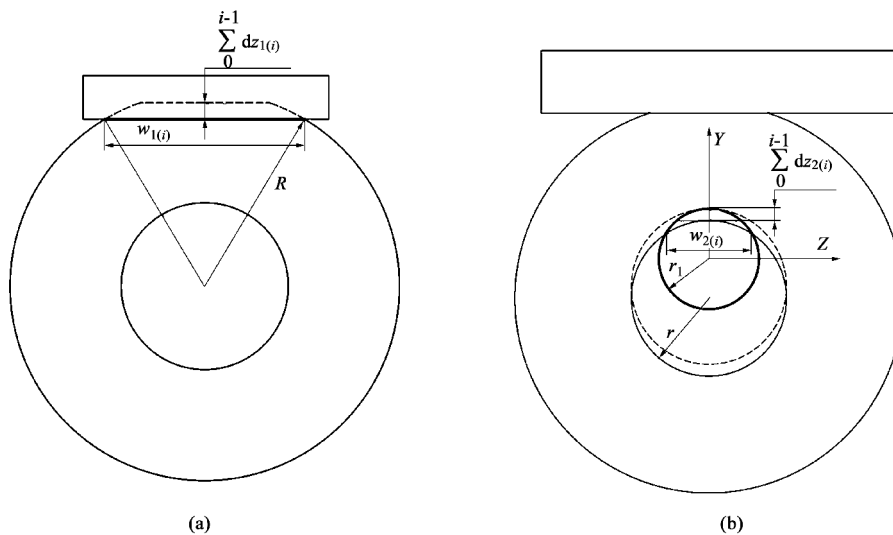


图 5 坯料变形量计算示意图

(a) 上砧与坯料接触区域变形计算 (b) 芯轴与坯料接触区域变形计算

Fig. 5 Schematic diagram for deformation calculation of billet

(a) Calculation of deformation in contact area for upper anvil and billet (b) Calculation of deformation in contact area for mandrel and billet

料接触面积的计算公式如下：

$$w_{1(i)} = 2 \sqrt{\sum_0^{i-1} dz_{1(i)} (2R - \sum_0^{i-1} dz_{1(i)})} \quad (1)$$

$$w_{2(i)} = 2 \sqrt{r_1^2 - \left[\frac{2r_1 - 2r_1^2 - (\sum_0^{i-1} dz_{2(i)})^2 - 2 \sum_0^{i-1} dz_{2(i)}(r - r_1)}{2(r - r_1 + \sum_0^{i-1} dz_{2(i)})} \right]^2} \quad (2)$$

式中： $w_{1(i)}$ 为第*i*个增量步上砧与坯料接触面面积； $w_{2(i)}$ 为第*i*个增量步芯轴与坯料接触面投影宽度； R 为坯料外半径； r 为坯料内半径； r_1 为芯轴半径； $\sum_0^{i-1} dz_{1(i)}$ 为上砧累计造成的变形量； $\sum_0^{i-1} dz_{2(i)}$ 为芯轴累计造成的变形量。

将变形过程中第*i*个增量步上砧造成的接触面积记为 $A_{u(i)}$ ，而芯轴接触的面积记为 $A_{m(i)}$ 。如芯轴扩孔变形区侧视图（图4b）所示，将第（*i*-1）个增量步后上砧在一个增量步内造成的接触面积变化量记为 $\Delta A_{u(i-1)}$ ，而芯轴在一个增量步内造成的接触面积变化量记为 $\Delta A_{m(i-1)}$ 。将第*i*个增量步上砧造成材料周向和轴向转移的投影面积分别记为 $A_{u1(i)}$ 和 $A_{u2(i)}$ ，将芯轴造成材料周向和轴向转移的投影面积分别记为 $A_{m1(i)}$ 和 $A_{m2(i)}$ 。根据最小阻力定律可以求出上砧在第*i*个增量步内造成的体积转移量 $\Delta V_{u(i)}$ 为：

$$\Delta V_{u(i)} = A_{u(i)} \times dz_{1(i)} \quad (3)$$

式中： $dz_{1(i)}$ 为第*i*个增量步上砧造成的变形量。

芯轴在第*i*个增量步内造成的体积转移量 $\Delta V_{m(i)}$ 为：

$$\Delta V_{m(i)} = A_{m(i)} \times dz_{2(i)} \quad (4)$$

式中： $dz_{2(i)}$ 为第*i*个增量步芯轴造成的变形量。

2.4 变形坯料内外径尺寸修正

上文已经讨论了如何计算不同芯轴尺寸下，坯料在单砧压下时的变化情况。然而，在这一计算过程中存在一个关键的问题：当上砧与芯轴对坯料施加一个小的变形量时，材料不仅向轴向转移，也会向周向转移。而材料的周向转移会影响未变形区的坯料，导致其内外径同时增加。但在2.3节的迭代计算中，并未将坯料尺寸变化考虑在迭代计算内。因此，本节重点考虑每个增量步内材料的周向转移量对坯料内外径变化的影响。

图5为第（*i*-1）个增量步下材料变形计算的示意图。考虑第（*i*-1）个增量步下上砧和芯轴对坯料造成的材料周向转移量，在整个过程中变形区中间的壁厚位置，材料流入又流出并未有发生数量上的变化，因此，可以认为上砧压下变形区部分的材料是按照上砧与芯轴的最小阻力定律的周向分配系数 $\lambda_{u\alpha}$ 和 $\lambda_{m\alpha}$ 的比例流入流动区，从而造成坯料内外径的扩大。

通过变形前后的面积计算公式（式（1）和式（2））可以得到：

$$2R_{(i)}h - h^2 = \frac{\alpha_{(i-1)}}{\alpha_{(i-1)} + \Delta\alpha_{(i-1)}} (2R_{(i-1)}h - h^2) \quad (5)$$

式中： $R_{(i)}$ 、 h 分别为第*i*个增量步下坯料变形后的外半径以及刚性区坯料壁厚； $\alpha_{(i-1)}$ 、 $\Delta\alpha_{(i-1)}$ 为第（*i*-1）个增量步下，由于材料的流动造成的刚性区材料的角度和角度增加量。

进而可以得到角度增加量 $\Delta\alpha_{(i-1)}$ 为：

$$\Delta\alpha_{(i-1)} = \frac{\Delta V_{u\alpha(i-1)} + \Delta V_{m\alpha(i-1)}}{s_{(i-1)} \times (R_{(i-1)}^2 - r_{(i-1)}^2)} \quad (6)$$

式中： $\Delta V_{u\alpha(i-1)}$ 和 $\Delta V_{m\alpha(i-1)}$ 分别为在第（*i*-1）个增量步下上砧和芯轴造成的材料周向体积转移量； $s_{(i-1)}$ 为第（*i*-1）个增量步下整个变形区长度； $R_{(i-1)}$ 和 $r_{(i-1)}$ 分别为第（*i*-1）个增量步下坯料变形后的外径和内径。

将式（6）代入式（5）后，可以得到：

$$R_{(i)} = \frac{1}{2} \times \frac{\alpha_{(i-1)} \times s_{(i-1)} \times (R_{(i-1)}^2 - r_{(i-1)}^2) \times (2R_{(i-1)} - h)}{\alpha_{(i-1)} \times s_{(i-1)} \times (R_{(i-1)}^2 - r_{(i-1)}^2) + \Delta V_{u\alpha(i-1)} + \Delta V_{m\alpha(i-1)}} + \frac{h}{2} \quad (7)$$

其中， $r_{(i-1)}$ 可以通过总压下量与 $R_{(i-1)}$ 的关系得到：

$$r_{(i-1)} = R_{(i-1)} - h + \sum_0^{i-1} (dz_{1(i-1)} + dz_{2(i-1)}) \quad (8)$$

综上所述，上述计算可以通过材料的转移量修正刚性端坯料的内外径尺寸，从而更精确地计算芯轴压下过程的材料转移量。

2.5 超大型筒件芯轴扩孔计算方法验证

表1为验证芯轴扩孔计算方法的模拟参数，表2为变形后的坯料尺寸对比，图6为芯轴扩孔模拟结果。

表 1 验证芯轴扩孔计算方法的模拟参数

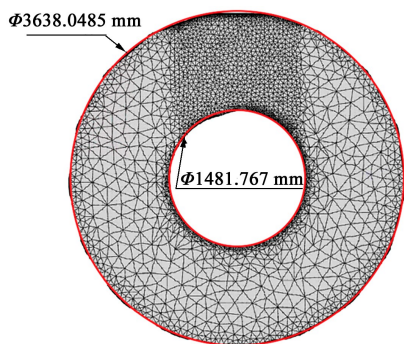
Table 1 Simulation parameters to verify mandrel reaming calculation method

参数	数值
坯料尺寸/(mm×mm×mm)	$\Phi 3580 \times \Phi 1310 \times 5480$
芯轴尺寸/mm	$\Phi 1200$
坯料初始温度/℃	1200
模具初始温度/℃	300
环境温度/℃	20
剪切摩擦因数(上模-坯料)	0.3
剪切摩擦因数(芯轴-坯料)	0.3
接触换热系数/(N·(mm·s·℃) ⁻¹)	4
对流换热系数/(N·(mm·s·℃) ⁻¹)	0.01
上模压下速率/(mm·s ⁻¹)	10
单次下压量/mm	80

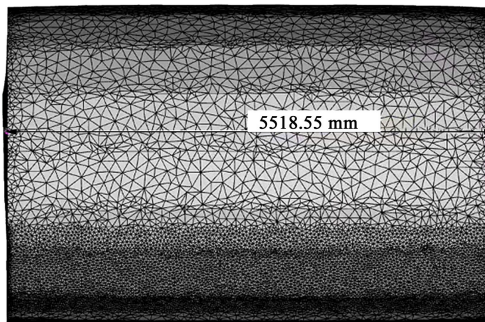
表 2 变形后坯料尺寸对比

Table 2 Comparison of billet sizes after deformation

参数	计算结果/mm	模拟结果/mm	误差/%
坯料外径	$\Phi 3601.9050$	$\Phi 3638.0485$	-1.4
坯料内径	$\Phi 1471.905$	$\Phi 1481.767$	-0.6
坯料最大伸长量	5493.753	5518.550	-0.4



(a)



(b)

图 6 芯轴扩孔模拟结果

(a) 侧视图 (b) 主视图

Fig. 6 Simulation results of mandrel reaming

(a) Side view (b) Front view

(1) 主控界面

为构建大型直壁筒件芯轴扩孔设计软件,以满足不同工艺人员的方便使用,采用 PyQt5 来设计用户界面,图 8 展示了该软件的主控界面,该界面主要用于引导至其他模块,点击界面中的芯轴扩孔计算模块按钮和参数化建模模块按钮,即可跳转相关功能页面。

(2) 芯轴扩孔计算模块

本模块基于上文得出的基于材料流动最小阻力

从图 6 和表 2 的对比中可以发现,计算得到的坯料内外径变化结果与模拟结果接近,其中外径尺寸相差约 36 mm,内径尺寸相差约 10 mm,长度方向相差约 25 mm,这表明计算结果与模拟结果较吻合。需要注意的是,由于有限元模拟采用的为粗锻,在模拟过程中,坯料每锻一砧即旋转 22°,最终坯料出现明显的棱痕。因此,在精锻扩孔后,坯料的内外径可能会与图 6a 所示内外径尺寸存在差异。尽管如此,当前计算方法的精度已经足以用于坯料变形情况的预测。利用此方法计算得到合适的坯料尺寸及工艺参数后,再进行有限元模拟,可以显著减少模拟所需的计算时长。

2.6 超大型直壁筒件扩孔工艺自动设计软件开发

采用 PyQt5、QtDesigner,在 Python 语言环境下,开发了大型直壁筒件扩孔工艺设计软件,利用 openpyxl 和 numpy 库实现了芯轴扩孔工艺的参数计算以及快速生成 STL 模型文件。大型直壁筒件扩孔工艺设计软件的整个流程如图 7 所示。通过对筒件、芯轴、上砧的特征信息的输入,实现参数化建模,并且通过输入筒件及芯轴的特征信息,可以计算不同压下量对圆筒坯料最终成形的影响。

定律的材料流动计算公式(式(7)),通过在 Excel 表进行增量步迭代计算,用户可以直接在 Excel 表左上角输入圆筒坯料的特征参数。随着输入参数的更新,整个表格会根据坯料的内外径、芯轴外径和压下量等参数进行更新。

因为整个计算过程的核心是基于 Excel 文件,因此,在 Python 语言环境下,采用 openpyxl 库实现对 Excel 文件的编辑。图 9 展示了芯轴扩孔计算的

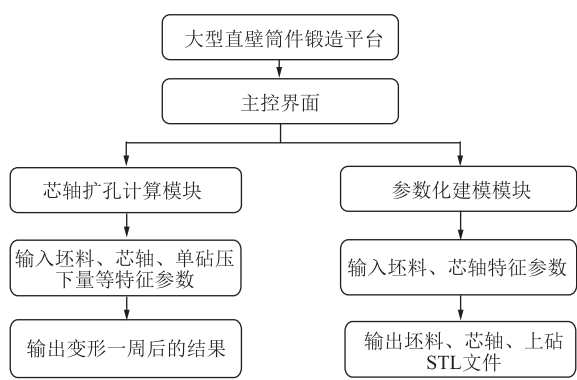


图 7 大型直壁筒件芯轴扩孔设计软件流程图

Fig. 7 Flow chart of mandrel reaming design software for large straight-wall cylinder

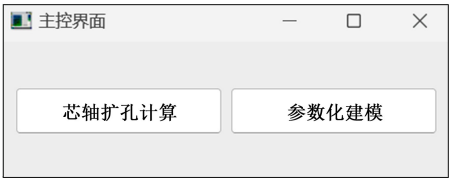


图 8 主控界面示意图

Fig. 8 Schematic diagram of main control interface

界面，在左侧用户可以输入芯轴扩孔工艺的特征参数，主要包括坯料内径、外径、长度以及芯轴外径和单次下压量等参数。点击计算按钮后，程序会将特征参数输入至特定单元格内。待表格刷新后程序将从特定单元格中读取计算结果，并将其输出至图 9 中右侧的单元格中。这一过程实现了芯轴扩孔工

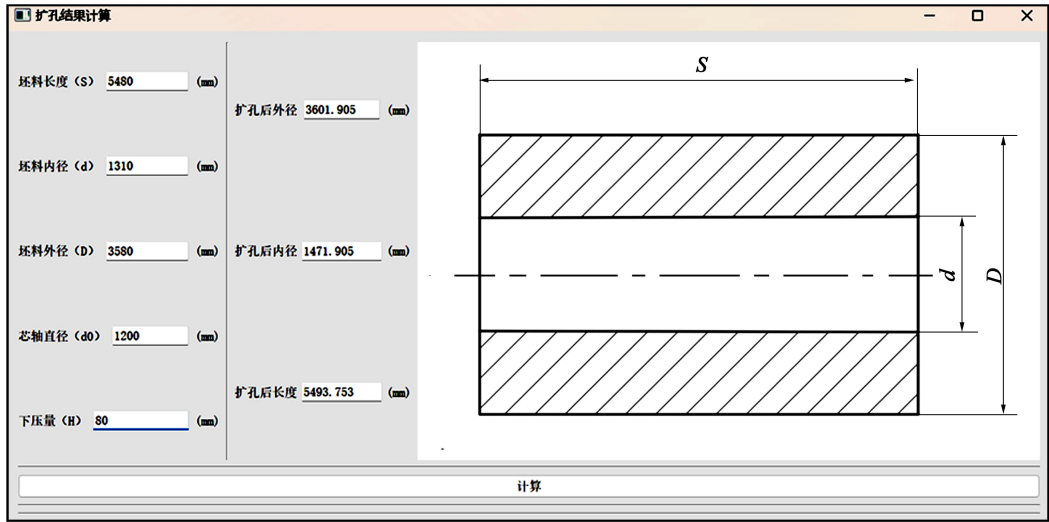


图 9 芯轴扩孔计算界面

Fig. 9 Calculation interface for mandrel reaming

艺的正向设计，为芯轴扩孔工艺的初步设计提供了有效的方法。

(3) 参数化建模模块

图 10 展示了参数化建模界面。该界面分为 3 个部分：坯料、芯轴和上砧的快速建模。用户可以将特征参数输入后，快速生成对应的 STL 文件。STL 文件是一种广泛用于计算机辅助设计的文件格式，主要用于储存三维模型的信息，尤其是几何形状。这种格式几乎被所有仿真软件所支持，可以直接导入使用。

在 Python 环境中，通过 numpy 和 STL 库可以实现对 STL 文件的直接生成。对于坯料和芯轴建模，由于它们分别是圆环与圆柱，所以，在基础特征参数中增加了“分辨率”这一项。这是因为生成 STL



图 10 参数化建模界面

Fig. 10 Interface for parametric modeling

文件时，需要首先在空间中生成对应的空间点，然后由点构成面。圆形结构在此类方法中需要定义圆周上点的数量，因此采用了分辨率进行表征。分辨率越高，在圆周上形成的网格就越密集，分辨率越低，产生的网格就相对较少。图 11 展示了利用参数

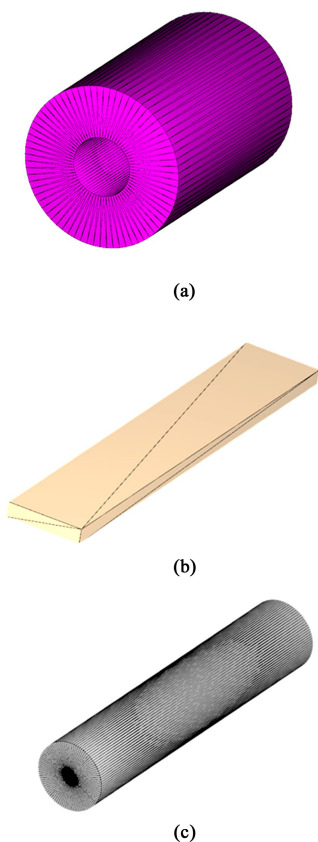


图 11 参数化建模模型结果

(a) 坯料模型 (b) 上砧模型 (c) 芯轴模型

Fig. 11 Model results of parametric modeling

(a) Billet model (b) Upper anvil model (c) Mandrel model

化建模模块生成的各模型。将这些模型导入模拟软件后, 可以进行进一步的网格重划分, 以适应模拟需求。

3 超大型厚壁筒体收口锻造工艺原理

收口原理是通过模具的下压运动将大型圆筒坯料压进尺寸较小的模具中, 是一种从“大”到“小”的成形方案。这种方案由于需要较大的载荷, 以及坯料在受压过程中可能存在失稳等风险, 在超大型锻件中较少采用。然而, 针对上接管锻件此类具有极端结构的锻件, 收口工艺却能得到更接近目标锻件的形状。因此, 本节主要探究超大型带内法兰的厚壁阶梯筒体的收口工艺, 主要解决以下关键问题: (1) 合理设计收口坯料的尺寸形状; (2) 探索合适的收口工艺。

3.1 有限元计算材料模型

FORGE 软件中, 通常采用的本构模型为 Hansel-Spittle 本构模型, 它是一种热-粘塑性本构模型,

可以较好地描述高温状态下材料的力学性能。通过软件拟合得到的 SA508-3 钢的 Hansel-Spittle 本构模型为:

$$\sigma = 60.7452e^{-0.0034T} \dot{\varepsilon}^{0.2781} \varepsilon^{0.0764} e^{\frac{0.0003}{\varepsilon}} (1 + \varepsilon)^{-0.003T} \times e^{1.3657T} \dot{\varepsilon}^{7.3304T} T^{0.7230} \quad (9)$$

式中: σ 为应力; ε 为应变; $\dot{\varepsilon}$ 为应变速率; T 为温度。

3.2 初始坯料形状对收口工艺的影响

考虑到锻造过程的特殊要求, 设计了 4 种不同的坯料形状, 旨在通过两道次收口模具将初始形状收口至内径 $\Phi 3120$ mm。选择此尺寸是因为它接近上端厚壁筒顶的中性面, 有利于在下压过程中有效利用两侧鼓出的材料。图 12 所示的 4 种坯料形状包括: 坯料的厚壁区和薄壁区采用台阶形式过渡 (图 12a); 将台阶的形式修改为锥面过渡 (图 12b); 在图 12a 方案的基础上, 在上侧薄壁区增加了 2° 的倾角 (图 12c); 在图 12b 方案的基础上, 在上侧薄壁区增加了 2° 的倾角 (图 12d)。

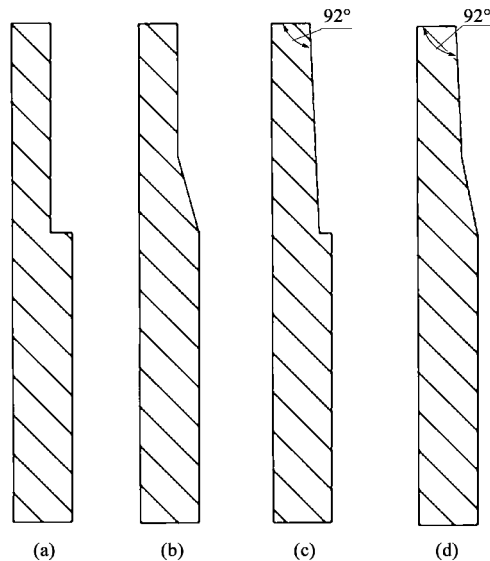


图 12 坯料形状示意图

(a) 方案 1 (b) 方案 2 (c) 方案 3 (d) 方案 4

Fig. 12 Schematic diagrams of billet shapes

(a) Scheme 1 (b) Scheme 2 (c) Scheme 3 (d) Scheme 4

选择这 4 个方案进行模拟对比的原因为: (1) 对于超大型锻件而言, 收口工艺所需的载荷极大, 变形区壁厚的减薄可以有效降低所需的载荷; (2) 选择锥面过渡的主要原因是避免坯料成形失稳, 因为在收口过程中沿着圆筒轴向的分力会作用于下端筒身, 锥面过渡增加了变形区与刚性区的连接壁厚,

提高了交接区的刚度,因此,可通过观察将台阶过渡更改为锥面过渡是否对载荷有明显的影响来决定坯料厚薄区域的过渡形式;(3)方案3和方案4是在方案1和方案2的基础上增加了变形区外侧 2° 的倾斜角度,这是为了观察上端坯料对于鼓形产生的折叠是否存在改善。

图13展示了4种不同坯料形状对应的等效应变模拟结果,其中(i)、(ii)、(iii)分别代表了第1~3道次的模拟结果。当采用图12a坯料形状时,载荷最低。这是因为在收口过程中,图12a变形区

壁厚最薄,受到刚性区的影响最小。当将台阶更改为锥面过渡后,刚性端的约束作用增大,这使得在变形初期载荷曲线基本一致,而随着压下量的增加,载荷差异明显,最终在最大载荷上存在一定差异。图13a和图13b的方案1和2的第3道次结果对比显示,将厚壁与薄壁的台阶过渡更改为锥面过渡时,在下压过程中材料的稳定性更好,失稳的情况有所改善。尽管受到刚性端作用的增强,载荷有所上升,但增幅有限,仅增加了3.9%。图13c和图13d方案也显示了类似的规律。

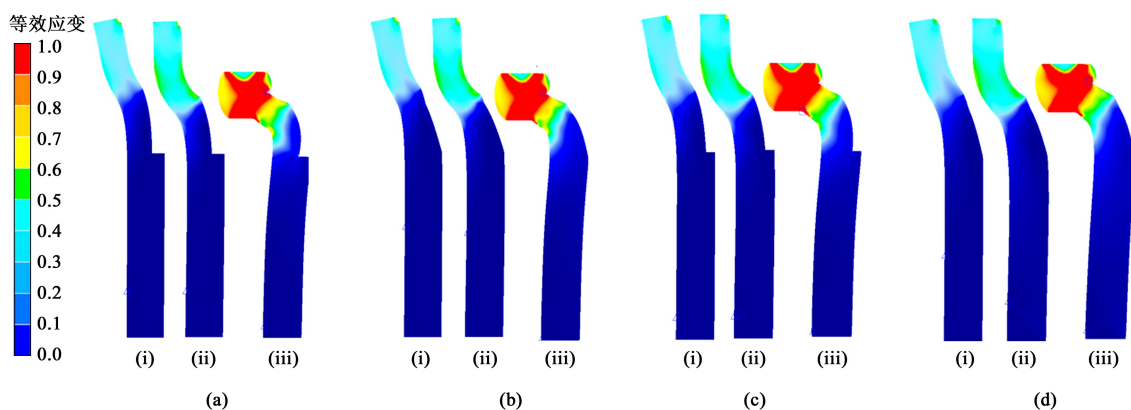


图13 坯料等效应变模拟结果

(a) 方案1 (b) 方案2 (c) 方案3 (d) 方案4

Fig. 13 Simulation results of equivalent strain for billet

(a) Scheme 1 (b) Scheme 2 (c) Scheme 3 (d) Scheme 4

通过比较图13a、图13b和图13c、图13d的结果可以发现,当坯料上端外侧增加一定的斜度后,折叠情况并无明显改善。但通过图13对比可以看出,将变形区由直壁改为锥面后,材料的折叠位置向外偏移,这就使得折叠发生的位置在锻件的轮廓以外,可顺利实现锻件上端成形。

图14显示了4种坯料形状收口成形后的包络情况,可以看到,当采用台阶过渡时,会在I处产生无法包络的情况,后续采用芯轴扩孔拔长工艺有可能实现I处的包络,但考虑采用锥面过渡时载荷在许用范围内,因此,选择锥面过渡更为合适。

3.3 坯料形状与模具结构设计

通过对坯料形状以及收口模具尺寸对收口工艺影响的研究,得到了最优的设计方案,结合前文的模拟结果可以发现,当上砧的内径为 $\Phi 3120$ mm时,第1道次收口的载荷基本在150000 kN左右,充分利用了压机的性能,第2道次收口载荷在160000 kN,满足许用载荷。

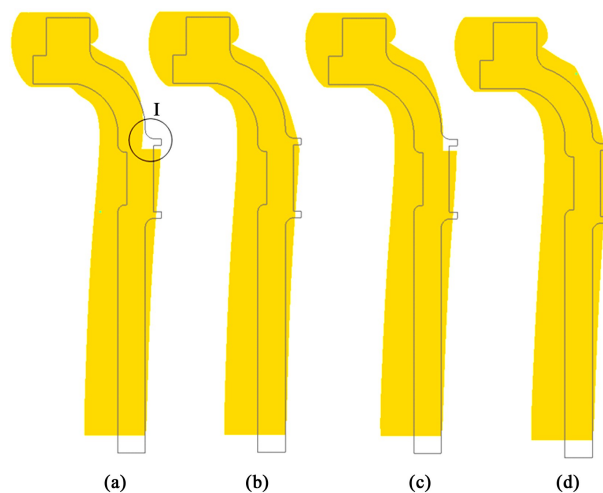


图14 锻件包络情况

(a) 方案1 (b) 方案2 (c) 方案3 (d) 方案4

Fig. 14 Envelope of forgings

(a) Scheme 1 (b) Scheme 2 (c) Scheme 3 (d) Scheme 4

最终得到的坯料形状与上砧结构如图15所示。初始坯料的总高为5800 mm,其内径与外径分别为

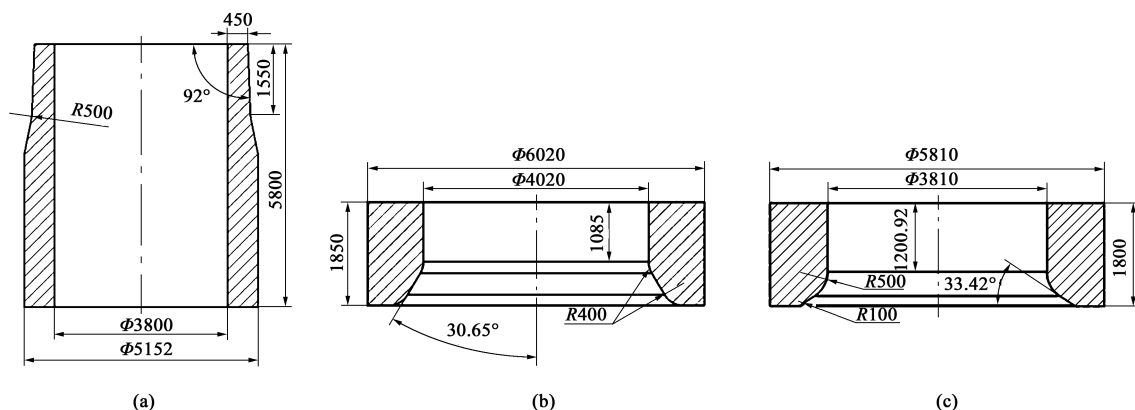


图 15 初始坯料及收口模具形状及尺寸图

(a) 坯料 (b) 第 1 道次收口上模 (c) 第 2 道次收口上模

Fig. 15 Shape and dimension drawings of original billet and closing die

(a) Billet (b) Closing upper die for the first pass (c) Closing upper die for the second pass

$\Phi 3800$ 和 $\Phi 5152$ mm。第 1 次收口的上模内径为 $\Phi 4020$ mm、高度为 1850 mm。第 2 次收口的上模内径为 $\Phi 3810$ mm、高度为 1800 mm。这个设计尺寸下的坯料与收口模具在成形过程中可以较充分地利用压机的性能使坯料达到目标收口位置,且不会产生坯料冒头的情况。

3.4 收口工艺的实验验证

由于大型锻件的验证实验很难采用 1:1 的条件去验证,因此,对于上接管锻件的工艺验证拟定采用 1:20 的缩比实验,由于锻件需要在 1200 °C 下锻造,而缩比后的坯料壁厚较薄、储热较少,其在室温条件下温度下降很快,通过简单的热力学仿真可以发现,缩小 20 倍后的锻件在室温环境下 60 s 的时间就会从 1200 °C 降低至 700 °C,这种情况已经超出了锻造温度区间,无法验证工艺的可行性。考虑到铅在室温条件下的材料流动规律与钢在锻造范围下的流动规律类似,故采用纯铅进行室温实验验证,以较好地模仿锻件在高温下的变形情况。采用铅进行实验,整个实验过程载荷不会超过 500 kN,因此,实验采用的设备为 100 t 液压机。

图 16 为模具的几何尺寸及三维造型。由于实验过程需要更换上模,因此,在模具结构上将收口模具安装在上连接块上 2,实验中通过拆装上连接块 2 来更换模具,不对上模座 1 进行拆装,保证多次收口模具的中心基本不发生变化。模具下端增加了 5 个垫块 10,通过将下模座垫高以保证收口工艺时下止点的高度大于压机的最小闭合高度。

图 17 为收口工艺模拟结果的尺寸变化,可以看出,第 1 次收口基本可将坯料上端的内外径收至目

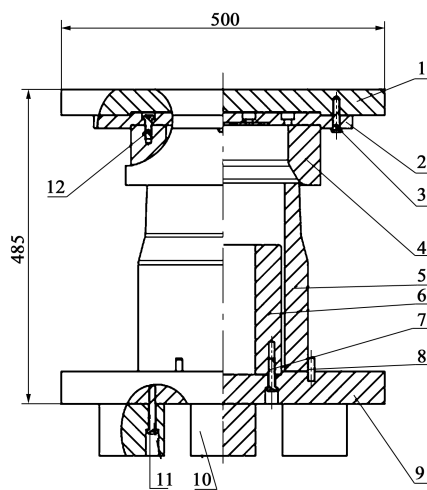


图 16 模具结构示意图

1. 上模座 2. 上连接块 3、7、8-M10×45 螺栓 4. 收口上模 1
5. 坯料 6. 下模 8. 3- $\Phi 10$ 销钉 9. 下模座 10. 垫块
11. M10×70 螺栓 12. M10×30 螺栓

Fig. 16 Schematic diagram of die

标尺寸,第 2 次收口后坯料上表面也较平得较好。整个过程中第 1 次收口后坯料高度略微增加,第 2 次收口后坯料高度基本不变。

基于上述模拟结果,进行了室温模拟验证实验,其结果如图 18 所示。图 18b 为第 1 次收口结束实验结果,可以看到,第 1 次收口结束后坯料内外径有一个较大的变化。从图 18c 可以看到,在第 2 次收口结束后基本就实现了和模拟结果近似的效果,整个坯料上端由原来的直壁圆筒收口至小尺寸的直壁桶口。

表 3 为纯铅模拟结果与实验结果的尺寸差异对比。可以发现,由于收口工艺是采用模具进行加工的工艺,其变化尺寸受到模具的内径约束,因此,

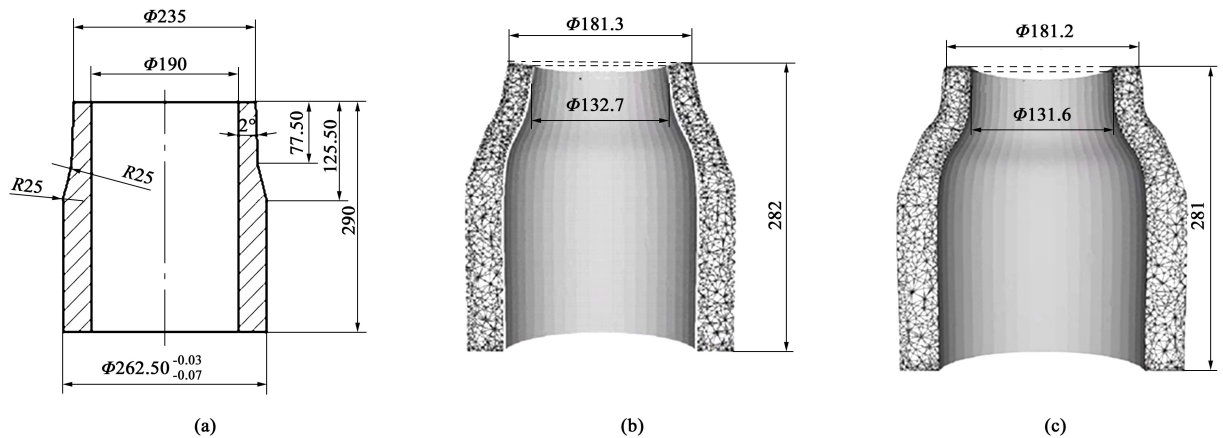


图 17 铅料尺寸变化
(a) 实验前 (b) 第 1 次收口后 (c) 第 2 次收口后

Fig. 17 Lead material size change
(a) Before experiment (b) The first closing (c) The second closing

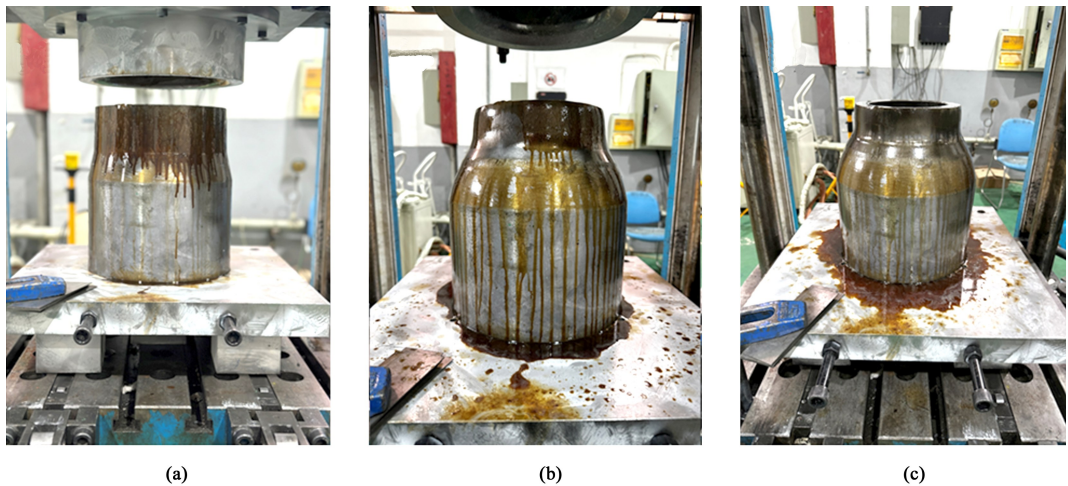


图 18 铅料实验结果
(a) 实验前 (b) 第 1 次收口后 (c) 第 2 次收口后

Fig. 18 Lead material experiment results
(a) Before experiment (b) The first closing (c) The second closing

表 3 纯铅模拟结果与实验结果的尺寸差异 (mm)
Table 3 Size difference between lead simulation and experiment results (mm)

参数	外径	内径	高度
模型尺寸	Φ235	Φ190	290
坯料尺寸	Φ235.7	Φ189.8	290
第 1 道次模拟结果	Φ181.30	Φ132.70	283
第 1 道次实验结果	Φ181.95	Φ133.06	288
第 2 道次模拟结果	Φ181.20	Φ131.90	282
第 2 道次实验结果	Φ183.44	Φ135.36	287

实验尺寸与模拟结果基本无太大差异。整个实验结果与模拟结果最大的尺寸差异体现在高度尺寸上，

实验结果的高度要高于模拟结果 5 mm，误差在 2% 上下。这可能是因为实验结果的坯料内径更大，材料向高度方向的转移量要略大于模拟结果。

图 19 给出了纯铅实验载荷和模拟载荷的对比，可以看到，第 1 次收口后的实验和模拟结果基本一致，实验过程中最大载荷基本为 240 kN，第 2 次收口的实验载荷约为 200 kN，模拟得到的载荷略大于实验载荷，因此，采用 FORGE 软件建立的有限元模型可以较真实地反应实际情况，对实际成形工艺具有一定参考价值。

3.5 局部镦粗和局部整形工艺实验验证

为了验证局部镦粗和局部整形工艺的可行性，

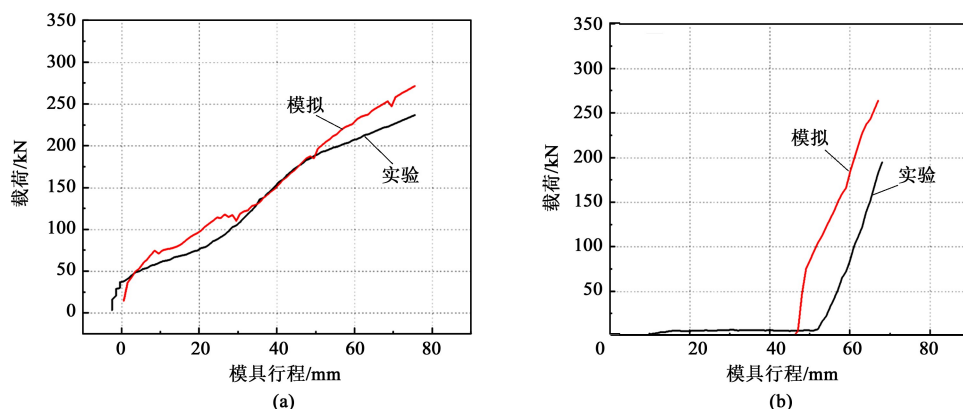


图 19 铅料实验和模拟载荷对比

(a) 第 1 道次收口 (b) 第 2 道次收口

Fig. 19 Comparison of load between lead material experiment and simulation

(a) The first closing (b) The second closing

对其进行模拟。图 20a 为采用铅料模拟的结果，图 20b 为采用 SA508-3 钢材料的模拟结果。可以看到，采用铅料进行模拟的变化结果与采用 SA508-3 钢材料的模拟结果有一定区别，铅料的端部为尖角，而 SA508-3 钢材料模拟下同位置为圆角。铅虽然可以作为室温下代替高温材料的验证材料，但材料流动行为特征还是有一些区别。这可能因为铅材料过软，和高温下的金属相比，高温金属在加工过程中，金

属表面温度会由于与模具接触及与环境的热交换导致降低，从而坯料外部相较于芯部更硬，而铅在室温下加工并不会产生此现象。因此，在上接管锻件模拟中体现为：铅作为坯料材料的模拟在局部镦粗工艺中，材料向内径流入较多，而采用 SA508-3 钢材料作为模拟材料的坯料，其受到外侧材料的束缚作用更多使材料向下流动以及鼓形更明显。由图 20c 中锻件的轮廓线可以看到，采用铅作为实验材料锻件包络较好。

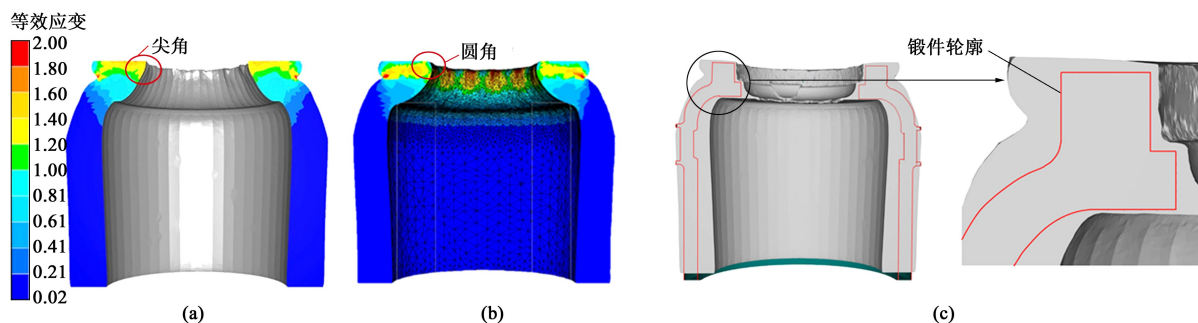


图 20 铅料与 SA508-3 钢模拟结果对比

(a) 铅料模拟结果 (b) SA508-3 钢模拟结果 (c) 锻件轮廓包络情况

Fig. 20 Comparison between lead material and SA508-3 steel simulation results

(a) Simulation result using lead material (b) Simulation result using SA508-3 steel (c) Envelope of forgings profile

图 21 给出了铅料实验的结果，局部镦粗后，坯料的整体与模拟结果接近，局部整形后的结果从外形上看到与模拟结果接近。

4 结语

本文对带内法兰的超大型厚壁筒体仿形锻造工艺进行了理论分析、数值模拟和缩比物理模拟研究，

从现有的成形工艺出发，探究了带内法兰的超大型厚壁筒体整体仿形锻造的可行性，提出了一种基于收口原理的成形方案。对此方案的芯轴扩孔制坯工艺开展了探究，得到了芯轴扩孔工艺中材料变形的解析计算模型，基于 PyQt5 开发了大型直壁筒体芯轴扩孔工艺设计软件，实现了芯轴扩孔工艺的快速设计及 STL 文件的一键生成，减少了搭建有限元模型过程中，在三维软件中的重复操作。采用有限元

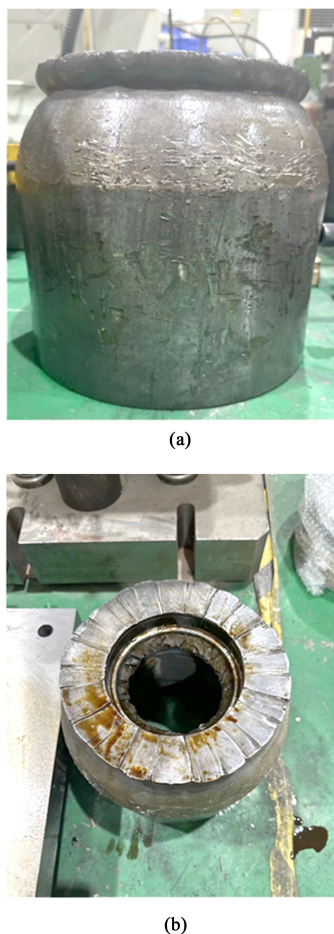


图 21 局部镦粗和局部整形铅料实验结果

(a) 局部镦粗 (b) 局部整形

Fig. 21 Lead material experiment results for local upsetting and local shaping

(a) Local upsetting (b) Local shaping

计算,探究了带有内法兰的超大型厚壁筒体成形过程中各模具结构形式及工艺参数对成形的影响。最终,以铅作为材料在室温下进行了锻造成形工艺验证,实验结果与模拟结果相印证。

参考文献:

- [1] 陈飞,朱华佳,李佳航,等.金属材料热锻过程组织演化建模方法的新进展[J].锻压技术,2021,46(9):16-21.
Chen F, Zhu H J, Li J H, et al. New progress on modeling methods of microstructure evolution in hot forging process of metallic materials [J]. Forging & Stamping Technology, 2021, 46 (9): 16-21.
- [2] 朱华佳.核电大锻件材料再结晶组织演变数值模拟方法[D].上海:上海交通大学,2020.
Zhu H J. Research on Numerical Simulation Method of Recrystallization Texture Evolution of Nuclear Power Large Forgings [D].

Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2020.

- [3] 张智峰,王晓芳,李向.核电容器用Mn-Ni-Mo钢大锻件的热处理[J].热处理,2024,39(1):1-9.
Zhang Z F, Wang X F, Li X. Heat treatment of heavy Mn-Ni-Mo steel forgings for nuclear-powered container [J]. Heat Treatment, 2024, 39 (1): 1-9.
- [4] Chen F, Zhu H J, Zhang H M, et al. Mesoscale modeling of dynamic recrystallization multilevel cellular automaton simulation framework [J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 2020, 51: 1286-1303.
- [5] 石如星,鲁博,陈明,等.直径7.8 m特大型管板整锻成形技术研究[J].大型铸锻件,2023(6):21-24.
Shi R X, Lu B, Chen M, et al. Research on integral forging technology of super-large tube-sheet [J]. Heavy Casting and Forging, 2023 (6): 21-24.
- [6] 郑永强,任秀凤,银伟,等.大型压力容器过渡段锻件仿形轧制制造工艺[J].大型铸锻件,2022(2):11-15.
Zheng Y Q, Ren X F, Yin W, et al. Forming rolling manufacturing process for transition section forgings of large pressure vessel [J]. Heavy Casting and Forging, 2022 (2): 11-15.
- [7] 刘晓书,王海荣.国产化10Cr9Mo1VNbN环件制造工艺[J].大型铸锻件,2022(3):23-25.
Liu X S, Wang H T. Manufacturing process of homemade 10Cr9Mo1VNbN ring forging [J]. Heavy Casting and Forging, 2022 (3): 23-25.
- [8] 郑安雄,徐素鹏,王学玺,等.32Cr3Mo1V辊套锻件锻造工艺优化[J].大型铸锻件,2021(1):15-17.
Zheng A X, Xu S P, Wang X X, et al. Forging process optimization of 32Cr3Mo1V roller sleeve forging [J]. Heavy Casting and Forging, 2021 (1): 15-17.
- [9] 陈迎亮,马庆贤.大型筒体锻造工艺参数特性模拟研究[J].塑性工程学报,2007,14(1):48-52.
Chen Y L, Ma Q X. FEA simulation on forging process parameters of heavy tube-forging [J]. Journal of Plasticity Engineering, 2007, 14 (1): 48-52.
- [10] Zhu H J, Chen F, Zhang H M, et al. Review on modeling and simulation of microstructure evolution during dynamic recrystallization using cellular automaton method [J]. Science China: Technology Sciences, 2020, 63 (3): 357-396.
- [11] Liu W, Jia Z, Wang F, et al. An improved online dimensional measurement method of large hot cylindrical forging [J]. Measurement, 2012, 45 (8): 2041-2051.
- [12] 马武江,任发才,王元华,等.模块化反应堆压力容器带管嘴筒体法兰接管段整体锻造成形方法[J].大型铸锻件,2022(5):42-46.
Ma W J, Ren F C, Wang Y H, et al. Integral forging method for nozzle connecting section on barrel flange of modular reactor pressure vessel [J]. Heavy Casting and Forging, 2022 (5): 42-46.