

锻造

扩孔变形模式对筒形件成形的影响规律

王金亮¹, 温慧华¹, 何文武^{1,2}, 陈慧琴^{1,2}

(1. 太原科技大学 材料科学与工程学院, 山西 太原 030024; 2. 山西省大型铸锻件工程技术研究中心, 山西 太原 030024)

摘要: 采用数值模拟方法分析了筒形件自由锻马杠扩孔成形过程和热辗扩成形过程, 对比分析了两种变形模式对筒形件变形规律的影响。研究表明: 相同壁厚锻比的条件下, 局部加载间歇变形模式的马杠扩孔成形的筒形件横剖面上等效应变沿周向周期性分布, 其大小沿径向从内到外逐渐降低; 而局部加载连续变形模式的热辗扩成形的筒形件横剖面上等效应变沿周向均匀分布, 其大小在外径处最高, 内径处次之, 壁厚中心最低。对比发现: 两种变形模式中壁厚中心的等效应变值相当, 且热辗扩成形的筒形件壁厚中心的等效应变略大。结合热辗扩成形试验结果发现: 在相同壁厚锻比的条件下, 热辗扩成形工艺可以替代马杠扩孔成形工艺来成形筒形件, 在保证环坯充分锻透的前提下, 获得变形均匀的筒形件。

关键词: 筒形件; 马杠扩孔成形; 热辗扩成形; 壁厚锻比; 变形模式

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2022.03.001

中图分类号: TG335

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2022) 03-0001-08

Influence laws of reaming deformation modes on forming of cylindrical parts

Wang Jinliang¹, Wen Huihua¹, He Wenwu^{1,2}, Chen Huiqin^{1,2}

(1. School of Materials Science and Engineering, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, China;

2. Shanxi Heavy Casting and Forging Engineering Technology Research Centre, Taiyuan 030024, China)

Abstract: The ring forging process and the hot ring rolling process in the free forging of a cylindrical part were simulated by the numerical simulation method, and the influences of the two deformation modes on the forming laws of the cylindrical part were analyzed. The research results show that under the condition of the same wall thickness forging ratio, the equivalent strain in the cross section of the cylindrical part formed by ring forging with the local loading intermittent deformation mode is periodically distributed along the circumferential direction, and its value gradually decreases from inner to outer along the radial direction. However, the equivalent strain in the cross section of the cylindrical part formed by hot ring rolling with the local loading continuous deformation mode is uniformly distributed along the circumferential direction, and its value is the highest at the outer diameter, second at the inner diameter, and the lowest at the center of wall thickness. By comparison, it is found that the equivalent strain values at the center of wall thickness are comparable in the two deformation modes, and the equivalent strain at the center of wall thickness formed by hot ring rolling is slightly larger. Combined with the experimental results of hot ring rolling, the results show that the hot ring rolling process can replace the ring forging process under the condition of the same wall thickness forging ratio to form cylindrical parts, and the cylindrical parts with uniform deformation can be obtained under the premise that the ring blanks are fully forged.

Key words: cylindrical parts; ring forging; hot ring rolling; wall thickness forging ratio; deformation modes

筒形锻件一般是高径比大的环形锻件, 常用于核电高压容器、石化加氢反应器、水电火电发电装置等重要设备, 其质量直接影响能源领域重大技术

装备的运行可靠性。大型筒形锻件因其直径和壁厚尺寸较大, 且在高温、高压等复杂环境中长期工作, 因此, 对其产品组织和性能的要求较高。为达到宏观尺寸、微观组织和力学性能等质量要求, 对大型筒形件的成形工艺进行设计与优化, 对提高大型筒形锻件的成形制造技术水平具有重要的意义^[1]。

马杠扩孔是自由锻扩孔工序, 用于成形大型厚壁的筒形件。大型筒形件的传统成形方法为自由锻成形, 钢锭锻粗冲孔制坯后, 主要采用芯轴拔长和马杠扩孔工序成形^[2-3]。2013年, 中国二重集团采

收稿日期: 2021-10-09; 修订日期: 2022-01-08

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (51575372)

作者简介: 王金亮 (1987-), 男, 博士研究生

E-mail: wang_jinliang55@163.com

通信作者: 陈慧琴 (1968-), 女, 博士, 教授

E-mail: chenhuiqin@tyust.edu.cn

用特殊的制造方法,成功生产出外径为 $\Phi 7$ m 的压力容器筒体锻件;2015 年中信重工机械股份有限公司用 338 t 钢锭在 185 MN 油压机上成功生产出外径为 $\Phi 6.72$ m、高度为 3.95 m、单重为 202 t 的超大型加氢筒体锻件。这两个筒体锻件均采用传统的水压机上马杠扩孔方式成形,生产过程中锻件形状和壁厚等尺寸不易控制,加工余量大,且筒形件的最大直径和最大高度均受生产所用压机的立柱间距和最大净高等设备结构所限制^[4]。而且,马杠扩孔成形属于局部加载非连续的间歇变形模式,成形过程冗长复杂,操作繁琐,筒形件的成形圆度和壁厚均匀性的控制难度大;马杠扩孔成形的热力参数沿筒形件周向呈周期性非均匀分布,不利于环筒形件的形状尺寸和内部组织一致性的控制^[5-6]。

热辗扩成形是一种环筒形件轧制工艺,主要用于制造轴承环、轮箍、高压容器、缸体和衬套等较大直径的环形件。而大型辗扩设备的发展为大型厚壁筒形件的热辗扩成形提供了基础^[7-8]。2013 年,中国一重采用自主研发的 3700 mm 筒体轧机成功锻造了外径为 $\Phi 9.1$ m、壁厚为 360 mm、高度为 2.7 m 的筒体类锻件,开创了“以轧代锻”的厚壁筒轧制技术。与马杠扩孔传统工艺相比,筒体轧制方法的生产效率提高了 50% 以上,节能 40% 以上,综合成本降低 30% 以上,节材 20% 以上^[4]。

大型筒体轧制的基本工艺流程为:坯料下料→锻粗→冲孔→马杠扩孔→筒体轧制。筒体的热轧制或热辗扩成形过程属于局部加载连续变形模式^[9],全自动成形过程易于控制、成形速度快^[10-11],变形参数沿周向连续均匀分布,筒形件的形状尺寸和内部组织的一致性好^[12];太原科技大学采用有限元软件 Simufact 建立大型筒形件的轧制工艺模型,通过数值模拟分析轧制工艺参数对筒形锻件轧制过程中变形、温度以及轧制力能和筒形件直径的影响规律。研究表明,筒体轧制技术可以作为筒体精密加工工序来代替马杠扩孔成形,最后火次成形,从而提高零件的精度以及综合力学性能^[13]。燕山大学对绕大型筒体成形采用双辊驱动轧制技术,重点开展了筒节轧机设备参数分析、轧制工艺参数优化等方向的研究,对筒形锻件轧制工艺规程的制定具有促进作用^[14]。北京机电研究所有限公司采用 Deform-2D 软件对大型筒体的轧制成形过程进行了数值模拟分析,并结合实际轧制生产工艺,研究了轧制温度、进给速度、变形量和角速度等工艺参数对成形的影响规律并预测了锻件微观晶粒的分布^[15]。但

是,热辗扩筒体成形属于小变形累积成形,局部一次加载的变形量较小,对于大型厚壁筒形件来说,辗扩前期沿壁厚的锻透性较差;而且,辗扩变形速度较快,变形道次的间隔时间非常短,变形硬化的累积效果强,变形期间环筒形件的内部组织通常得不到软化。因此,对比分析自由锻马杠扩孔和热辗扩成形大型厚壁筒形件的变形规律和工艺特点,探讨热辗扩成形工艺替代马杠扩孔成形工艺来成形筒形件的可行性,对于采用和推广热辗扩成形工艺成形大型厚壁筒形件具有重要的理论意义和实用价值。

本文以 Mn18Cr18N 奥氏体不锈钢环坯的扩孔成形过程为研究对象,分析对比相同壁厚锻比条件下,自由锻马杠扩孔成形和热辗扩成形过程中变形模式对筒形件变形规律和热力参数分布的影响,以期采用热辗扩成形工艺成形大型厚壁筒形件提供参考和工艺设计的理论依据。

1 Mn18Cr18N 钢筒形件扩孔成形过程分析模型与参数

Mn18Cr18N 奥氏体不锈钢电渣重熔钢锭经模内锻粗冲孔、芯轴预扩孔后,尺寸为 $\Phi 260$ mm \times $\Phi 160$ mm \times 240 mm;采用数值模拟方法分别对预扩孔件的自由锻马杠扩孔成形的工艺和热辗扩成形工艺进行分析,环坯初始温度为 1200 $^{\circ}\text{C}$ 、环境温度为 20 $^{\circ}\text{C}$ 、辊系和压板预热至 350 $^{\circ}\text{C}$ 、材料热传导系数为 $36 \text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$ 、自由表面与环境对流换热系数为 $0.295 \text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$ 、摩擦因数为 0.7。并对采用热辗扩成形工艺成形的筒形件进行试验研究和组织性能检测。

1.1 预扩孔件的马杠扩孔成形工艺分析模型与参数

对预扩孔件进行两道次自由锻马杠扩孔成形的工艺分析。数值模拟的模型如图 1 所示,芯轴直径为 $\Phi 150$ mm、壁厚锻比为 1.54,两道次压下变形。影响筒形件马杠扩孔成形过程的主要工艺参数为每砧压下量、转动角度等,每砧压下量影响筒形件整体的变形均匀性,每砧压下量处于 10%~30% 较为合理^[16],两砧之间的转动角度影响筒形件的变形区域及扩孔效率^[17]。本文中考虑筒形件的坯料尺寸和芯轴尺寸,每砧压下量约为 20%,第 1 道次和第 2 道次中每两砧间的转动角度分别为 20 $^{\circ}$ 和 15 $^{\circ}$,变形后小压下量修整滚圆。

1.2 预扩孔件的热辗扩成形工艺分析模型与参数

预扩孔件的热辗扩成形的数值模拟模型如图 2a

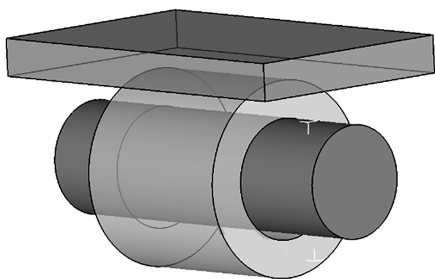
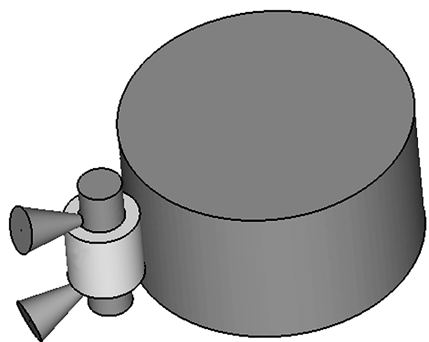


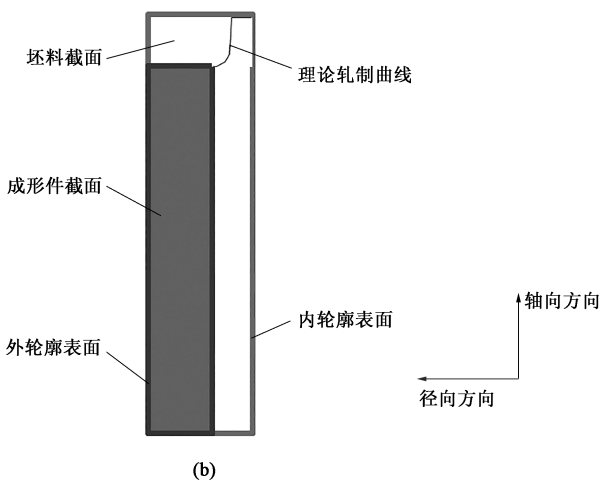
图1 预扩孔件的马杠扩孔成形数值模拟模型

Fig. 1 Numerical simulation model of ring forging for pre-reaming part

所示,驱动辊的半径为500 mm、芯辊的半径为75 mm、驱动辊转速为 $2.6 \text{ r} \cdot \text{s}^{-1}$ 、芯辊进给速度为 $0.5 \sim 1.5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 、轴向锥辊锥角为 30° 、轴向进给速度为0.1和 $3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 、壁厚锻比为1.54(内径辗扩比为2.22)。



(a)



(b)

图2 预扩孔件的径、轴向热辗扩成形

(a) 数值模拟模型 (b) 热辗扩轧制曲线

Fig. 2 Hot ring rolling of pre-reaming part in radial and axial directions

(a) Numerical simulation model (b) Curve of hot ring rolling

筒形件热辗扩变形过程中,径向和轴向变形量分别为17.5和40 mm,热辗扩过程经历3个阶段:第1阶段为热辗扩初始阶段,此阶段的径向进给速度为 $1.5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$,轴向无进给,热辗扩时间为6 s;第2阶段为径轴向热辗扩阶段,此阶段的径向进给速度较小,为 $0.2 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$,轴向进给速度为 $3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$,热辗扩时间为9 s;第3阶段为热辗扩结束阶段,此阶段的径向和轴向进给速度分别为1.5和 $0.5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$,热辗扩时间为4 s;最后进行修整。

1.3 热辗扩成形试验

采用Mn18Cr18N奥氏体不锈钢预扩孔环坯进行热辗扩成形试验。按照1.2节中给出的热辗扩工艺参数和轧制曲线在辗环机上进行试验,并对热辗扩

热辗扩轧制曲线描述了轧制中环筒形件截面的演变过程,决定了径向与轴向变形量的瞬时分配关系,进而决定了变形过程的历史和轧辊路径,因而,对最终热辗扩环筒形件的几何精度和微观组织状态等具有重要的影响作用。Keeton C R^[18]提出了一种双向轧制曲线,分析了其对轧制力及环筒形件直径增长速度的影响规律,但具有一定的局限性。刘东等^[19]通过试验研究了GH4169合金环筒形件矩形截面的3种典型轧制曲线对环筒形件温度、直径增长速度和双向轧制力的影响。郭良刚等^[20]通过对“上凸形”、“直线形”和“下凹形”3类轧制曲线进行理论和数值模拟分析,揭示了上述3类轧制曲线对环筒形件圆度及组织均匀性的影响规律,提出并设计了一种“S”形轧制曲线。本文中筒形件的热辗扩轧制曲线采用近“S”形曲线,如图2b所示。

后的筒形锻件和固溶处理($1050 \text{ }^\circ\text{C} \times 2 \text{ h}$,水冷)件取样,进行金相、拉伸和冲击性能检测,取样位置在成形筒形件壁厚中径处。试样的长度方向沿横截面切线方向,在同一横截面位置处沿轴向方向分别取1#、2#、3#共3个试样,室温拉伸试样的加工技术要求参照国家标准GB/T 228.1—2010^[21],冲击试样加工技术要求参照国家标准GB/T 229—2020^[22]。每个检测项取3个试样检测的平均值作为最终检测值。

2 预扩孔筒形件的成形过程分析

2.1 马杠扩孔成形过程的模拟结果与分析

预扩孔筒形件经过两道次的马杠扩孔成形后,

轴向和径向截面上的等效应变分布如图 3 所示。图 3a 为第 1 道次成形后的等效应变图, 由图 3a 可见: 经局部加载非连续间歇变形模式的马杠扩孔变形后, 筒形件纵剖面上沿轴向的等效应变分布较均匀, 沿径向内、外侧的等效应变值略高于壁厚中部, 壁厚中心大部分区域的等效应变值约为 0.34; 筒形件横剖面上的等效应变的分布沿周向呈周期性非均匀分布, 尤其是靠近外径侧 1/3 区域的等效应变沿周向非连续周期性分布的特点更加明显, 这与马杠扩孔每次转动的角度有关。由于筒形件的内侧与芯轴的接触面积较大, 因此, 靠近内径侧 1/3 区域的等效

应变沿周向分布的连续性增强。经第 2 道次扩孔成形后 (图 3b), 筒形件纵剖面上的等效应变分布更加均匀, 壁厚大部分区域的等效应变值达到约 0.65; 筒形件横剖面上的等效应变的分布沿周向仍然呈周期性非均匀分布, 但是, 相比于第 1 道次, 周期性分布的连续性增强。这是因为: 尽管第 2 道次每次加载的转动角度与第 1 道次相近, 但由于第 2 道次的布砧与第 1 道次的布砧是交替分布的, 所以, 尽管第 2 道次扩孔成形后筒形件沿周向的等效应变分布仍然呈非连续周期性分布, 但是周期的频次减小, 等效应变在 1 个周期中分布的跨度增大, 连续性增强。

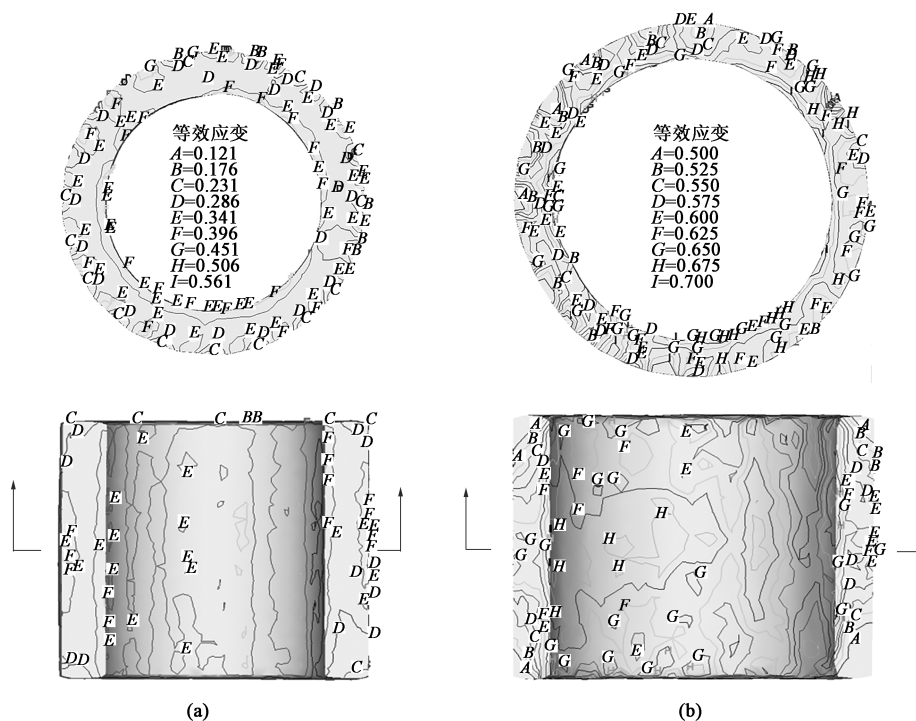


图 3 两道次马杠扩孔后筒形件内部等效应变分布图

(a) 第 1 道次 (b) 第 2 道次

Fig. 3 Equivalent strain distribution diagrams inside cylindrical part after double-pass ring forging

(a) The first pass (b) The second pass

图 4 为筒形件典型位置 (图 4a 所示的取点位置 $P_1 \sim P_5$) 在马杠扩孔成形过程中的等效应变随时间的变化曲线。可以看出: 在两道次扩孔过程中, 5 个典型位置处的等效应变随时间的变化规律基本一致。位于中径处轴向的 3 个典型位置 P_1 、 P_2 、 P_3 处的等效应变在两道次扩孔过程中的分布规律一致, 但靠近端面 P_3 处的等效应变值要低于 P_1 、 P_5 处; 径向壁厚方向上, 位于外径 P_4 处的等效应变值最低, 位于内径 P_5 处的等效应变值最高, 可见等效应变值沿径向从内到外逐渐降低。

2.2 热辗扩成形过程的模拟结果与分析

图 5 为预扩孔筒坯热辗扩成形过程中壁厚截面上的等效应变分布。热辗扩开始阶段, 芯辊的进给速度为 $1.5 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, 热辗扩 1 圈后筒坯壁厚截面上的等效应变分布如图 5a 所示。可以看出: 热辗扩 1 圈后, 整个周向壁厚截面上的等效应变并没有穿透壁厚。筒坯咬入阶段的等效应变值为 0.0625, 大约在靠近外壁的 1/5 处, 周向约占截面 1 圈 1/6 范围的区域。咬入阶段过后, 进入稳定热辗扩阶段, 壁厚截面上的等效应变逐渐向内壁扩展; 热辗扩 1 圈结束后, 壁厚截面上的等效应变扩展到内壁, 且

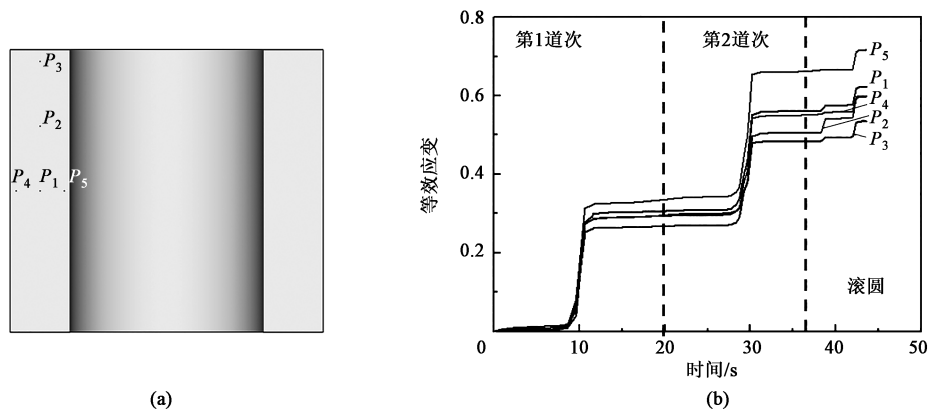


图 4 马杠扩孔成形筒形件典型位置的等效应变随时间的变化曲线
(a) 典型位置示意图 (b) 典型位置等效应变随时间的变化曲线
Fig. 4 Changing curves of equivalent strains at typical positions of cylindrical part formed by ring forging with time
(a) Schematic diagram of typical positions (b) Changing curves of equivalent strains at typical positions with time

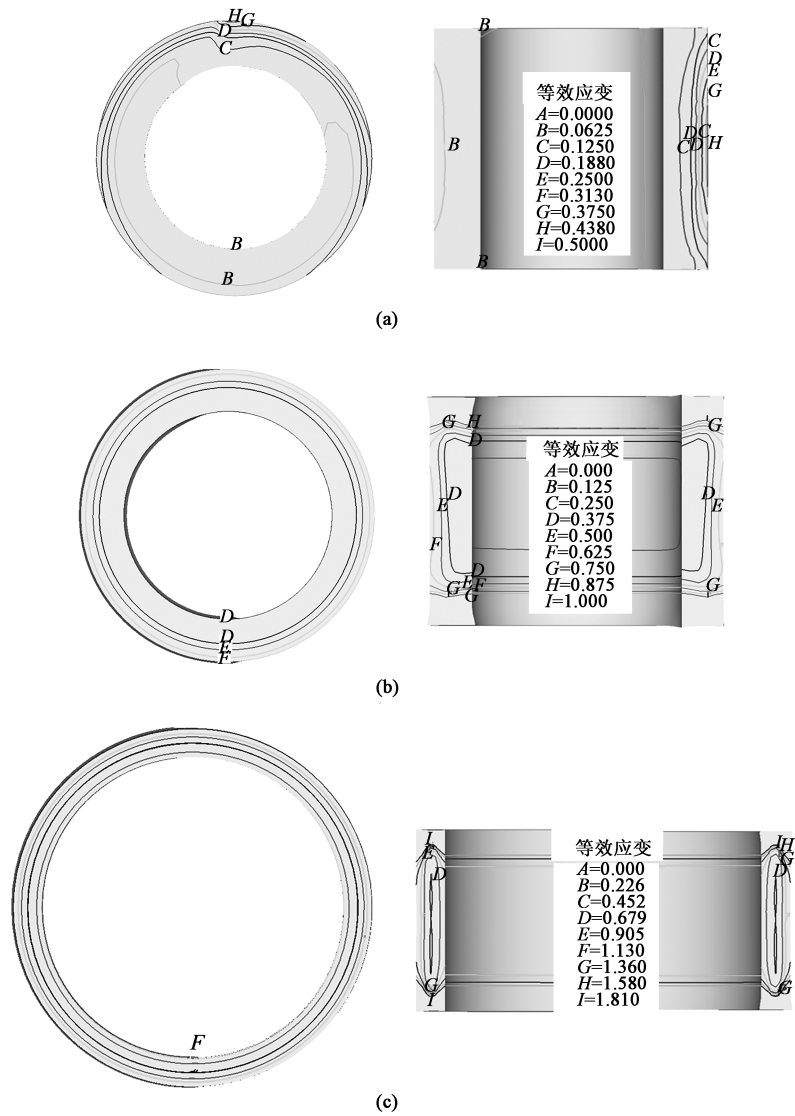
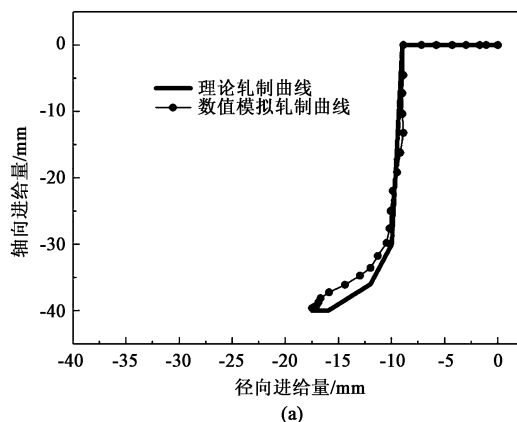


图 5 热环扩成形过程中的等效应变分布云图
(a) 热环扩第 1 圈 (b) 热环扩至和马杠扩孔第 1 圈相同壁厚锻比 (c) 热环扩结束后
Fig. 5 Distribution nephograms of equivalent strains during hot ring rolling process
(a) The first-cycle of hot ring rolling (b) Hot ring rolling to the same wall thickness forging ratio as the first circle of ring forging (c) End of hot ring rolling

等效应变值从内壁的 0.0625 逐渐增大至外壁的 0.375。热辗扩至图 5b 所示的状态,即热辗扩至壁厚与马杠扩孔 1 圈后相同的状态,壁厚截面上的等效应变扩展至整个壁厚,从内壁到外壁等效应变逐渐增大,应变值的范围为 0.250~0.625。壁厚中心处的等效应变值约为 0.375,比马杠扩孔 1 圈后壁厚中心的等效应变值 (0.34) 增加了约 0.035。相对于如图 3 所示的马杠扩孔后等效应变分布,热辗扩结束后 (图 5c) 的等效应变沿周向均匀分布,沿壁厚方向上的等效应变则在壁厚中心处最小,壁厚中心处的等效应变值为 0.679,内、外径两侧的等效应变值在 0.905~1.130 之间。

图 6a 为热辗扩成形过程中的数值模拟轧制曲线与理论轧制曲线,两曲线基本接近。在热辗环结束阶



段,数值模拟轧制曲线与理论轧制曲线有所差别,这是由于数值模拟时径向进给速度相对于理论较大所致。

图 6b 为筒形件的典型位置 (如图 4a 中的 P_1 点~ P_5 点) 在热辗扩成形过程中等效应变随时间的变化曲线。由图 6b 可见:除 P_3 点受到轴向辊约束加载而导致其等效应变值较大外,其余 4 个典型位置处的等效应变随时间的变化规律基本一致。位于中径处轴向的 P_1 、 P_2 处的等效应变在整个扩孔过程中的变化规律一致,等效应变值非常相近且最小; P_4 点位于外径处,其等效应变值最高; P_5 点位于内径处,其等效应变值略低,但高于中心 P_1 点处。所以,除两端外,筒形件内的等效应变值沿轴向的分布规律基本一致,沿径向外径处的等效应变值最高,内径处的等效应变值次之,壁厚中心处的等效应变值最低。

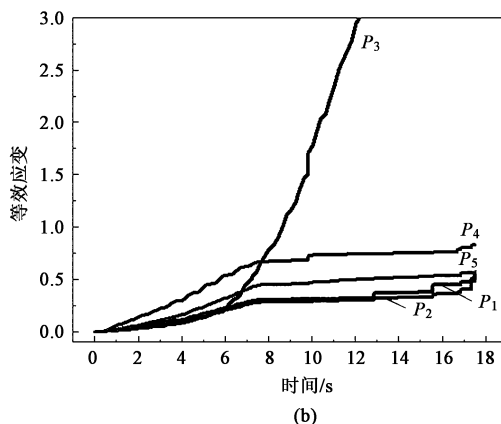


图 6 热辗扩成形过程中的轧制曲线 (a) 和典型位置等效应变随时间变化曲线 (b)

Fig. 6 Rolling curves during hot ring rolling process (a) and changing curves of equivalent strains at typical positions with time (b)

相对于马杠扩孔成形过程中壁厚方向上的等效应变的变化规律为沿径向从内径到外径逐渐降低 (图 4b), 热辗扩成形过程中等效应变沿壁厚的分布为沿径向外径处的等效应变值最高, 内径处的等效应变值次之, 壁厚中心处的等效应变值最低。所以, 本文中相同壁厚锻比条件下 (1.54), 马杠扩孔成形后壁厚中心区域的等效应变值达到 0.65, 热辗扩成形后壁厚中心区域的等效应变值达到 0.68, 增加 0.03。因此, 从变形效果看, 相同壁厚锻比的热辗扩成形可以代替自由锻马杠扩孔来成形大型厚壁环筒类件, 且在保证环坯充分锻透的前提下, 可获得变形分布均匀的环筒形件。

3 热辗扩成形试验结果分析

3.1 热辗扩试验件的金相组织

图 7a 为 Mn18Cr18N 奥氏体不锈钢筒形件热辗

扩后的金相组织, 可以看出: 热辗扩件的奥氏体晶粒沿着变形方向被拉长, 再结晶晶粒沿原奥氏体晶粒的晶界开始萌生, 但是再结晶程度较低。图 7b 为热辗扩后试样经固溶处理后的金相组织。可以看出: 固溶后的金相组织为均匀的奥氏体等轴晶粒并伴随有一定数量的孪晶出现, 平均晶粒尺寸为 54.5 μm , 属于晶粒度 5 级。

3.2 热辗扩试验件的力学性能

表 1 为热辗扩成形筒形件的拉伸和冲击性能。拉伸屈服强度和抗拉强度分别为 716 和 946.3 MPa、伸长率为 40.4%、冲击功为 180.55 J。

上述热辗扩成形筒形件的金相组织达到了 JB/T 7030—2014 的^[23] 要求, 较高的冲击功性能可达到 Mn18Cr18N 奥氏体不锈钢锻件毛坯的要求。热辗扩成形的 Mn18Cr18N 奥氏体不锈钢锻件毛坯具有较高的强度, 也为达到后续冷成形强化后护环产品力学性能的要求提供一定的保障。

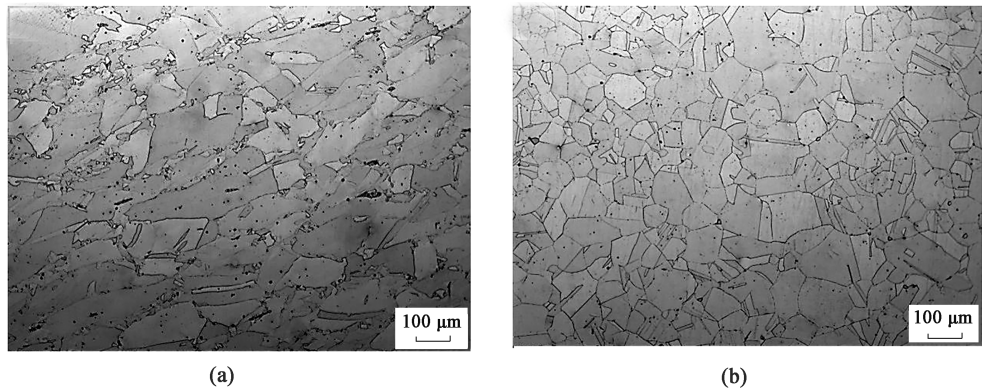


图 7 热扩筒形件金相组织
(a) 变形态 (b) 固溶态
Fig. 7 Metallographic structures of hot ring rolled cylindrical parts
(a) Deformed state (b) Solid solution state

表 1 热扩筒形件的常温力学性能
Table1 Mechanical properties of hot ring rolled cylindrical part at room temperature

试样号	屈服强度/ MPa	抗拉强度/ MPa	伸长率/ %	冲击功 A_{kv} / J
1	696.00	939.90	41.00	189.78
2	722.00	948.40	40.20	187.95
3	730.00	950.60	40.10	163.93
平均值	716.00	946.30	40.40	180.55

4 结论

(1) 自由锻马杠扩孔成形筒形件 1 道次变形后，壁厚的等效应变沿周向周期性分布，其大小沿径向从内到外逐渐降低；随着扩孔道次的增加，相邻两道次采用交替布砧的方式，可有效减小等效应变沿周向的周期性频次，周期性的分布趋于均匀。壁厚锻比为 1.54 时，壁厚中心区域的等效应变值达到 0.65。

(2) 热扩成形筒形件时，热扩初期壁厚的等效应变沿周向分布均匀一致，其大小在外径处最高，内径处次之，壁厚中心处最低，且等效应变值的对称中心靠近内径；随着热扩过程的进行，壁厚等效应变的对称中心向外径移动；热扩后期，壁厚等效应变的对称中心基本与壁厚中心重合。壁厚锻比为 1.54 时，壁厚中心区域的等效应变值达到 0.68。

(3) 相同壁厚锻比条件下，局部加载连续变形模式的热扩成形的筒形件壁厚中心的等效应变值略高于局部加载间歇变形模式的马杠扩孔成形的筒形件。因此，可以用相同壁厚锻比的热扩成形工艺替代马杠扩孔成形工艺，在保证坯充分锻透的

前提下，可获得变形均匀的环筒形件。

参考文献：

[1] 门正兴, 孙燕飞, 王海英, 等. 大型筒体锻造成形缺陷分析及预防 [J]. 大型铸锻件, 2011, (5): 15-16.
Men Z X, Sun Y F, Wang H Y, et al. Analysis and prevention of defects in heavy cylinder forgings [J]. Heavy Casting and Forging, 2011, (5): 7-9.

[2] 付赞秋. 300 MW 护环芯棒扩孔工艺优化的试验与模拟研究 [D]. 太原: 太原科技大学, 2010.
Fu Y Q. Experimental and Simulation Study on Mandrel Reaming Process Optimization of 300 MW Ring [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Science and Technology, 2010.

[3] 姚忠波. 合理选择马杠直径解决筒体锻件尺寸问题 [J]. 大型铸锻件, 2012, (1): 35-36.
Yao Z B. Solve the shell forging size problems by reasonable selecting core shaft diameter [J]. Heavy Casting and Forging, 2012, (1): 35-36.

[4] 门正兴, 孙螺, 马亚鑫, 等. 大型筒体锻件轧制技术研究进展 [J]. 大型铸锻件, 2016, (5): 7-9.
Men Z X, Sun L, Ma Y X, et al. Research and development of rolling technique for heavy cylinder forgings [J]. Heavy Casting and Forging, 2016, (5): 7-9.

[5] 程瑞敏. 大型环件成形过程的数值模拟 [D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2009.
Cheng R M. Numerical Simulation of Forming Process of Heavy Ring-forgings [D]. Qinhuangdao: Yanshan University, 2009.

[6] 曹立雄. 大型圆筒形锻件的精确建模与工艺优化研究 [D]. 长沙: 湖南大学, 2013.
Cao L X. Research on Precise Modeling and Process Optimization of Large Cylindrical Forgings [D]. Changsha: Hunan University, 2013.

[7] 江绍成, 李培兴. 径轴双向立式辗环机 [J]. 锻压装备与制造技术, 2014, 49 (5): 14-17.