

不同送进量对皮尔格轧制成形的影响及验证

楚志兵^{1,2)}, 魏 栋¹⁾, 杨彦龙¹⁾, 黄庆学^{1,2)}✉, 胡正寰^{2,3)}

1) 太原科技大学重型机械教育部工程研究中心, 太原 030024

2) 太原科技大学山西省冶金设备设计理论与技术重点实验室, 太原 030024

3) 北京科技大学机械工程学院, 北京 100083

✉ 通信作者, E-mail: LGDXHQX@163.com

摘 要 皮尔格冷轧无缝钢管过程中为了获得性能较好的成品需要选择合理的送进量数值,本文以冷轧 304 不锈钢为研究对象,借助有限元模拟软件对不同送进量下的皮尔格冷轧过程进行了完整的仿真,对比分析了送进量对金属流动速度、轧制力、等效应力、残余应力及管材回弹的影响规律. 结果表明轧制过程中孔型背脊和与轧辊接触的孔型侧壁处管材金属流动速度随送进量增加而增加,轧制力、等效应力及残余应力均随送进量的增加而增大,并且送进量的增大还会显著增加管材的回弹量. 借助试验轧机对不同送进量下皮尔格冷轧管进行轧制试验,对试验得到的管材进行尺寸和残余应力测量,测量结果与有限元仿真结果基本一致,为皮尔格轧制过程不同送进量的选择提供依据.

关键词 皮尔格冷轧; 送进量; 孔型背脊; 等效应力; 残余应力

分类号 TG335.7

Influence and verification of different feed ranges on cold pilgering

CHU Zhi-bing^{1,2)}, WEI Dong¹⁾, YANG Yan-long¹⁾, HUANG Qing-xue^{1,2)}✉, HU Zheng-huan^{2,3)}

1) Heavy Machinery Engineering Research Center of Ministry of Education, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, China

2) Shanxi Provincial Key Laboratory of Metallurgical Device Design Theory and Technology, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, China

3) School of Mechanical Engineering, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China

✉ Corresponding author, E-mail: LGDXHQX@163.com

ABSTRACT To achieve better performance in finished cold-pilger rolled stainless steel tubes, it is critical to select an appropriate feed range. In this study, cold-rolling 304 stainless steel tube was used as the research object to simulate the entire cold-pilgering process at different feed ranges. Using finite element software, it was comparatively analyzed that the feed range effects on the metal flow rate, rolling force, equivalent stress, residual stress, and piping spring-back. The results indicate that the metal flow rate increases with an increased feed range in the groove bottom and the contact of the groove flank with the roll. In addition, the rolling force, equivalent stress and residual stress increase with increases in the feed range, increments of which will increase the spring-back of the piping. Rolling tests at different feed ranges were performed with the help of experimental rolling mill and it is found that test results are roughly identical to the simulation results. experimental test results regarding the dimensions and residual stress of the piping provide evidence for optimizing the selection of the feed range in pilger rolling.

KEY WORDS cold pilgering; feed range; groove bottom; equivalent stress; residual stress

收稿日期: 2016-06-27

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51105264); 山西省青年科技基金资助项目(2015021111); 专利推广实施资助专项资助项目(20161006); 山西省研究生教育创新项目资助项目(2016SY055); 研究生科技创新资助项目(20145004); 太原科技大学博士科研启动项目资助项目(20122017)

皮尔格冷轧作为一种无缝管材加工方法,其具有管材的内外径和壁厚在由确定尺寸且轴对称的芯棒和往复运动的带有沟槽的轧辊作用下逐渐减小的特点,皮尔格冷轧被广泛用于制造难以变形的金属管材^[1-4].

Lodej 等利用三维有限元模拟分析方法简化模型,通过变形量叠加的形式计算出冷轧过程中应力应变的变化特点^[5]. Abe 和 Furugen 分析了皮尔格轧制的变形行为并得到了保证成品管表面质量所需的合适轧制条件^[6]. 但上述研究只是揭示了皮尔格冷轧中管材成形的特点和规律,并没有对轧制过程中工艺参数进行进一步研究. Abe 等利用雷诺方程提出一种新的润滑计算方法,并给出冷轧过程中不同送进量、轧制速度、轧辊孔型等工艺参数时所需润滑状态的计算方法^[7],但其只针对不同工艺参数下的润滑状态计算方法进行了研究. 刘江林等借助有限元模拟软件研究了冷轧工艺参数对 TA18 钛合金管材金属流动及成形载荷的影响规律^[8],但其管材变形区是预制的,并没有模拟完整的轧制过程.

实际生产中,在大多数情况下工艺参数设计是根据轧制材质不同采用生产经验形式选取,这会导致在某些情况下工艺选择不合理,因此在冷轧生产过程中会产生横向压痕、纵向毛刺以及产品精度较低等缺陷,所以工艺参数选择至关重要. 皮尔格轧制过程中管材的周期送进量 m 是关键的工艺参数,对成品管的尺寸

精度和产品性能都有重要影响,针对于目前的技术屏障,其选择也是依靠经验获得. 本文以 304 不锈钢为研究对象,通过有限元模拟及实验研究分析,得出了不同周期送进量对皮尔格冷轧成形的影响规律,对皮尔格冷轧钢管的工艺控制有重要意义.

1 皮尔格冷轧送进量特征分析

图 1 为皮尔格冷轧示意图,轧制过程中,当工作机架移到后极限位置 I 时,将管料向前送进一个距离,同时将管材回转一定角度. 工作机架向前移动后,刚送进的管料以及原来处在在工作机架两极限位置之间尚未加工完毕的管材,在开有直径不断变化的孔型的 2 个轧辊以及横截面直径不断减小的芯棒之间发生塑性变形^[9-10]. 当工作机架移动到前极限位置 II 时,管料送进一个距离且与芯棒一起回转一定的角度. 工作机架反向移动后,管材受轧辊的继续轧制. 轧成部分的管材在下次管料送进时离开轧机,其极限位置 I 和极限位置 II 的送进量数值总和称之为周期送进量. 皮尔格轧制就是不断的重复上述过程直到管材成形. 送进机构将管材沿轧制方向移动一段距离 m ,如图 1 中所示,此时管材脱离了芯棒表面并产生了一定的间隙,图中 $m + \Delta m$ 区域为先前管材送进部分在经过多个周期轧制后所处区域,管材沿轧制方向延伸量为 Δm . 送进量 m 的不同会导致管材与芯棒间隙 δ 的不同,进而影响管材的尺寸精度以及成形过程中的力能参数等.

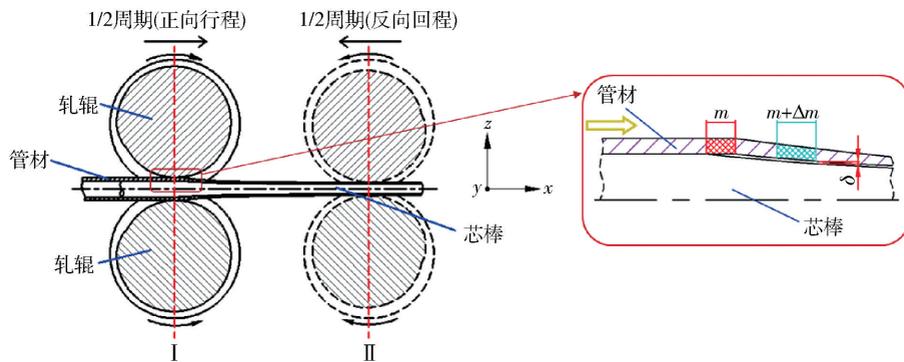


图 1 皮尔格冷轧示意图

Fig.1 Schematic of the cold pilgering process

图 2 为送进机构示意图,在管坯卡盘 J 上,螺母与送进丝杆 C 相配合组成螺旋副. 管坯 L 在送进卡盘 J 推动作用下实现送进,运动由轴 H 输入,一方面经过齿轮 1~4 驱动送进凸轮 B 与曲轴同步转动,凸轮 B 每旋转一周送进丝杆就随着凸轮绕可调支点 A 来回摆动一次,从而使横向架 M 连同齿轮 12、13、轴 I、联轴器 K 和送进丝杆等做与送进量相适应的沿轴向的前进和后退运动. 另一方面,经齿轮 5~13、无级变速器 D、电磁离合器 E,驱动送进丝杆做与送进量相适应的连续的等速旋转运动. 送进丝杆这两个复合运动的结果使

管坯送进卡盘 J 推着管坯向前送进一个距离,即送进量. 当卡盘 J 向前运动到某一位置时,电动机 F 将其快速退回到起始位置,送进量可以在一定范围内无级调节.

2 有限元模型建立与分析

2.1 有限元模型建立

本文以 LG-60 皮尔格冷轧管机为原型,分别对送进量为 8、10 和 12 mm 下的皮尔格冷轧过程进行了完整的有限元模拟. 该模拟计算方法采用修正的拉格朗

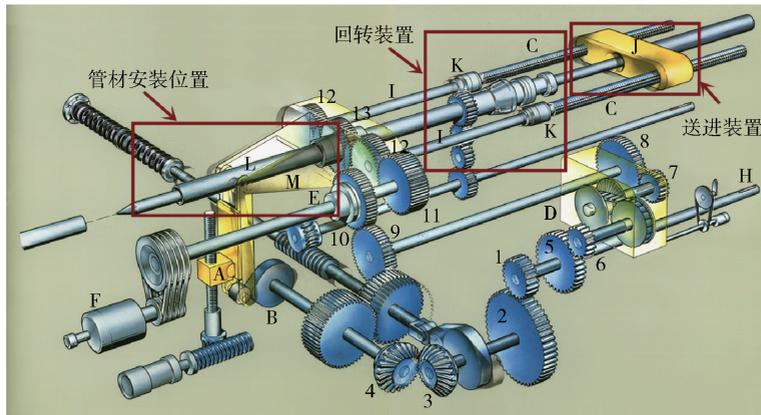


图2 送进机构示意图

Fig.2 Schematic of the feeding device

日法,材料模型遵循 randtl-Reuss 流动方程和 Von Mises屈服准则^[11-13].

图3为皮尔格冷轧有限元模型,模型由上、下轧辊、管材、芯棒和推块组成.考虑到实际生产中的轧辊、芯棒、推块同304不锈钢相比强度大、硬度高,在轧制过程中仅产生极小的弹性变形,所以将轧辊、芯棒、推块设定为刚体,而将管材设定为弹塑性体,接触的摩擦类型全部定义为库伦摩擦,轧辊和芯棒与管材的摩擦系数为0.1^[14].初始管材尺寸为 $\phi 67\text{ mm} \times 6\text{ mm}$,成品管尺寸为 $\phi 38\text{ mm} \times 3\text{ mm}$,送进量分别选8、10和12 mm,其他工艺参数如表1所示.

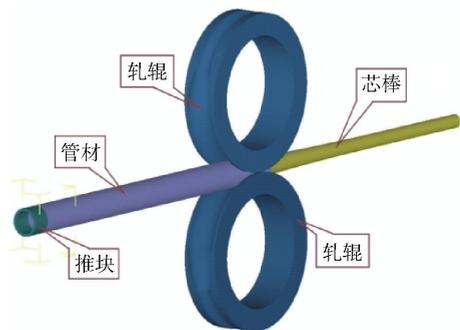


图3 皮尔格冷轧有限元模型

Fig.3 Finite element model of the cold pilgering process

表1 轧制工艺参数

Table 1 Rolling parameters

行程类别	回转角度/ (°)	机架行程次数/ min ⁻¹	齿轮节圆直径/ mm	辊径/ mm	机架行程/ mm	前回转段长度/ mm	后回转段长度/ mm
正行程	31	60	336	376	951.64	60	90
反行程	26						

2.2 有限元模拟结果分析对比

一个道次的轧制正行程可以分为减径、壁厚压下以及精整三个过程.沿轧制方向分别截取距轧制起始位置分别为135、408和736.5 mm的三个截面,这三个截面分别处于管材减径段、壁厚压下段以及精整段.在轧制过程中,管材与轧辊并非完全接触,主要分为孔型开口区,与轧辊不接触的孔型侧壁区,与轧辊接触的孔型侧壁区以及孔型脊部区域.图4为测量点选取示意图,分别选取截面不同管材与轧辊不同接触区域内的12个点,其中点1和点7位于孔型开口区,点2、6、8和12位于与轧辊不接触的孔型侧壁区,点3、5、9和11位于与轧辊接触的孔型侧壁区,点4和点10位于孔型脊部区域,其中点1至点6和点7至点12的位置是关于原点对称的.通过有限元软件后处理模块对轧制过程中的轧制力以及上述各点的应力、金属流动速度、残余应力和外径值等进行测量分析.

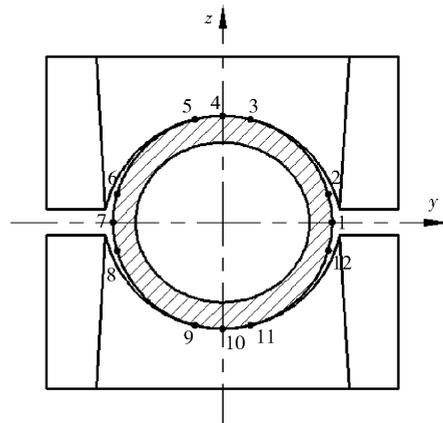


图4 测量点选取

Fig.4 Selection of measuring points

2.2.1 不同周期送进量对应力的影响

图5所示为轧制过程中不同送进量下孔型不同位置处的等效力分布曲线.图5(a)、5(b)、5(c)

分别为减径段、壁厚压下段以及精整段不同送进量下的等效应力分布曲线,横坐标对应不同点的圆周角度,以图 4 中点 1 为起始点 0° 逆时针递增. 对比不同位置的等效应力变化曲线可以看出在轧制过程中等效应力最大值出现在壁厚压下段,而精整段的等效应力值最小. 从图 5 不同变形阶段的等效应力分布曲线中可以看出在不同的变形阶段,随着送进量的变化,孔型开口处及管材与轧辊不接触的孔型侧

壁区域的等效应力值变化较大,而孔型脊部和与轧辊接触的孔型侧壁区的等效应力相差不大. 综合不同变形阶段的等效应力分布曲线可以得出,无论在孔型哪个区域,其等效应力都随着送进量的变化而变化并且送进量越大等效应力也越大,这是因为当送进量增大时使得变形段管材横截面尺寸增大,由于轧辊轧槽和芯棒尺寸是确定的,从而导致了变形量的增大以至于管材等效应力随之增大.

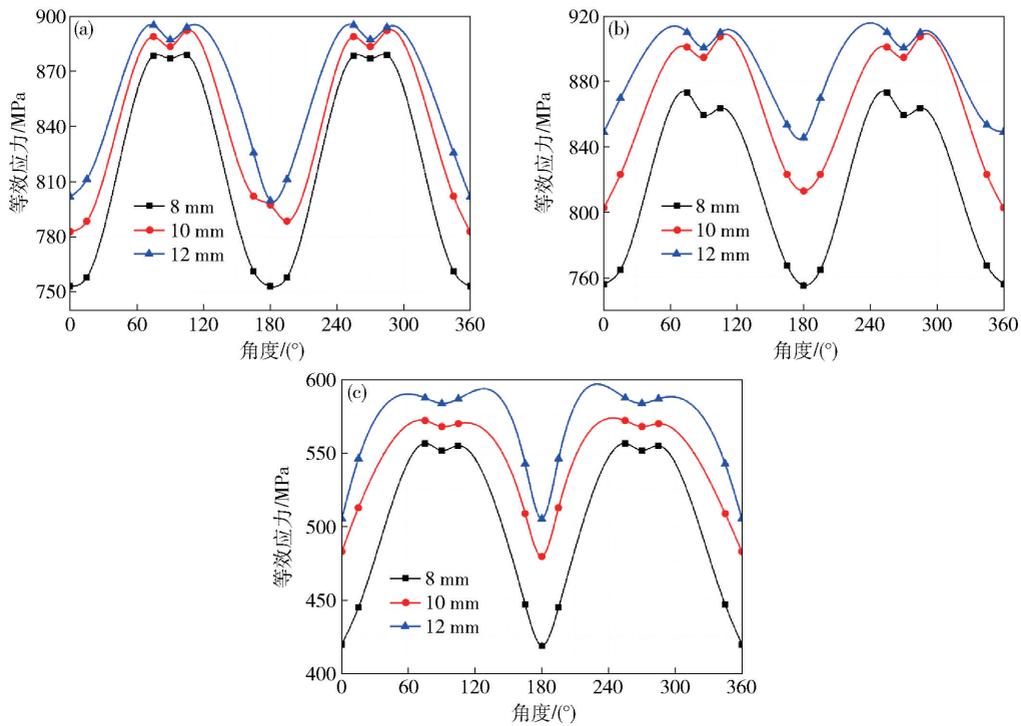


图 5 不同送进量下不同变形阶段等效应力分布曲线. (a) 减径段; (b) 壁厚压下段; (c) 精整段

Fig. 5 Curves of effective stress with different feed ranges in different deformation stages: (a) reducing segment; (b) wall thickness reduction segment; (c) finishing segment

从图中还可以得出,轧制过程中不同送进量下不同变形阶段管材不同位置的等效应力均不超过 304 不锈钢的极限应力值,且在不同送进量下各位置等效应力值在 304 不锈钢的屈服应力 352 MPa 以上,说明 8、10 和 12 mm 送进量均有利于管材的塑性变形.

2.2.2 不同周期送进量对金属流动速度的影响

图 6 为轧制过程中不同变形阶段管材截面不同位置的金属流动速度分布曲线. 图 6(a)、6(b)、6(c) 分别对应减径段、壁厚压下段以及精整段不同送进量下的金属流动速度分布曲线. 从图 6 中可以看出,不同变形阶段中,在管材截面孔型开口处和与轧辊不接触的孔型侧壁处金属流动速度随送进量的变化没有明显的变化,流动速度大小基本相同. 相反,在孔型脊部以及

与轧辊接触的孔型侧壁处管材金属流动速度随着送进量的增大而显著增加. 送进量增加使变形区内管材变形量增大,从而导致了金属流动速度的增加,但是增大送进量后增加了管材圆周各点之间金属流动速度大

2.2.3 不同周期送进量对轧制力的影响

图 7 为轧制正行程不同送进量下轧制力变化曲线,从图 7 中可以看出,在轧制正行程中轧制力迅速增加随后逐渐减小,且轧制力随着送进量数值的不同而发生

2.2.4 不同周期送进量对残余应力的影响

图 8 为轧制过程中不同变形阶段管材截面不同位置的残余应力分布曲线. 图 8(a)、8(b)、8(c) 分别对

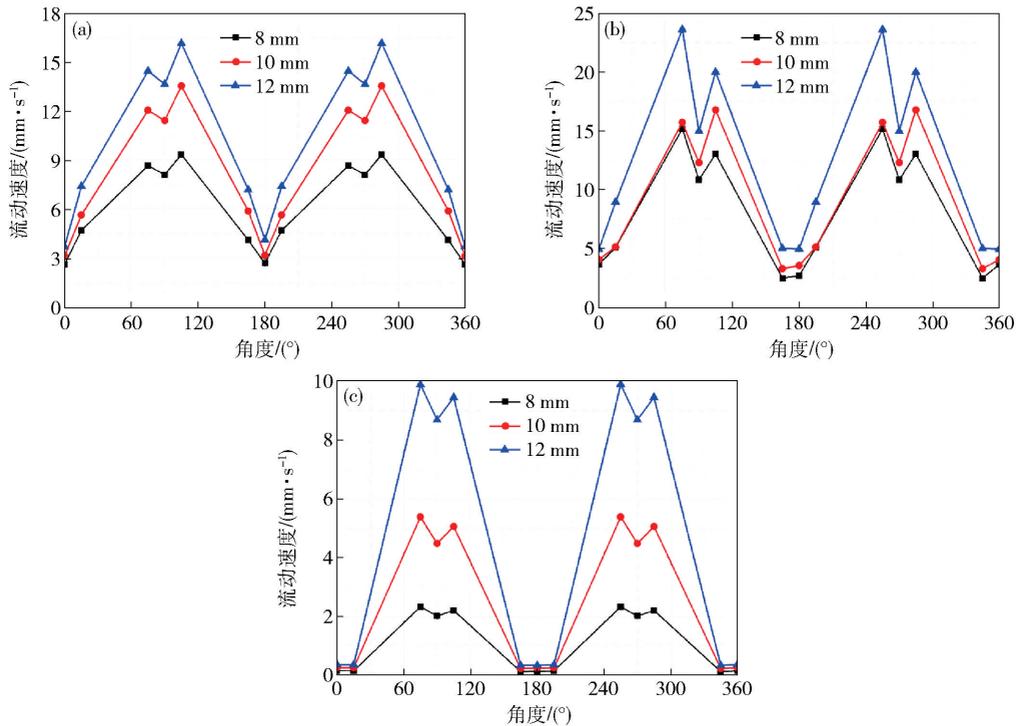


图6 不同送进量下不同变形阶段金属流动速度分布曲线。(a) 减径段; (b) 壁厚压下段; (c) 精整段

Fig. 6 Metal flow velocity curves with different feed ranges in different deformation stages: (a) reducing segment; (b) wall thickness reduction segment; (c) finishing segment

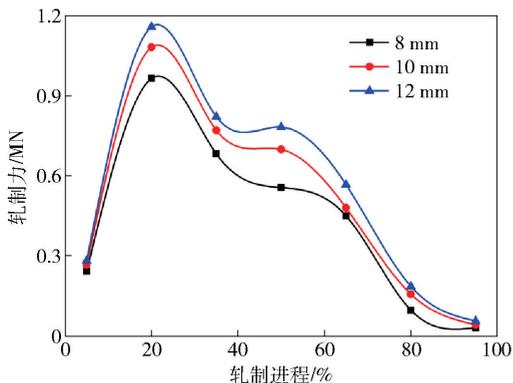


图7 不同送进量下轧制力变化曲线

Fig. 7 Rolling force change curves with different feed ranges

应减径段、壁厚压下段以及精整段不同送进量下的残余应力分布曲线。综合轧制过程中孔型不同位置残余应力数值可以看出,在轧制过程中管材表面残余应力呈先增大后较小的趋势,当管材处于减径段和壁厚压下段时,随着送进量增加,孔型脊部和孔型侧壁与轧辊接触的区域管材外表面残余应力增加较为明显,但是在孔型开口处及孔型侧壁与轧辊不接触的区域残余应力增幅不大,当进入精整段以后,管材圆周的残余应力分布较为均匀,管材圆周不同位置残余应力值相差不大。对比分析不同送进量下不同变形阶段的残余应力分布曲线可以看出,在整个轧制进程中管材表面残余应力随着送进量的增大而增大,送进量为 10 mm 下的

残余应力与送进量为 8 mm 下的残余应力相差约为 20 MPa,然而当送进量增加为 12 mm 时,残余应力有明显的增加,增加约为 40 MPa 左右,这也说明了过大的送进量对于成品管性能有着不利的影响。

2.2.5 不同周期送进量对尺寸精度的影响

图 9 为不同变形段中三种送进量下的截面半径分布曲线,图 10 为不同变形段中三种送进量下的截面壁厚分布曲线,图 9 和图 10 中的点 1~12 与图 4 中的测量点一一对应。通过不同变形阶段的截面半径和壁厚分布曲线可以看出,在轧制前期钢管在轧辊的作用下被压扁,其横截面形状呈椭圆形,进入精整段后钢管横截面接近圆形。通过对比不同变形阶段管材截面半径分布曲线可以看出在轧制过程中,管材外径和壁厚随着送进量的变化而变化,送进量越大管材外径和壁厚越大,并且随着送进量的增加管材的椭圆度也随之增加。由于皮尔格冷轧过程中由轧辊、轧槽及芯棒组成的孔型曲线是固定不变的,也就是在不同变形阶段各个位置的孔型直径是固定的,这也说明了当送进量增大时管材回弹量随之增大。基于上述结果可以看出过大的送进量会严重影响成品管材的尺寸精度。从图 9(c)中看出当送进量为 10 mm 时管材回弹量与送进量为 8 mm 时的回弹量相差不大,均可以满足管材的精度要求,而当送进量增加为 12 mm 时,回弹量增幅明显且超出了实际生产的精度要求,且变化较大。

综上所述,管材等效应力过小不利于金属的塑性

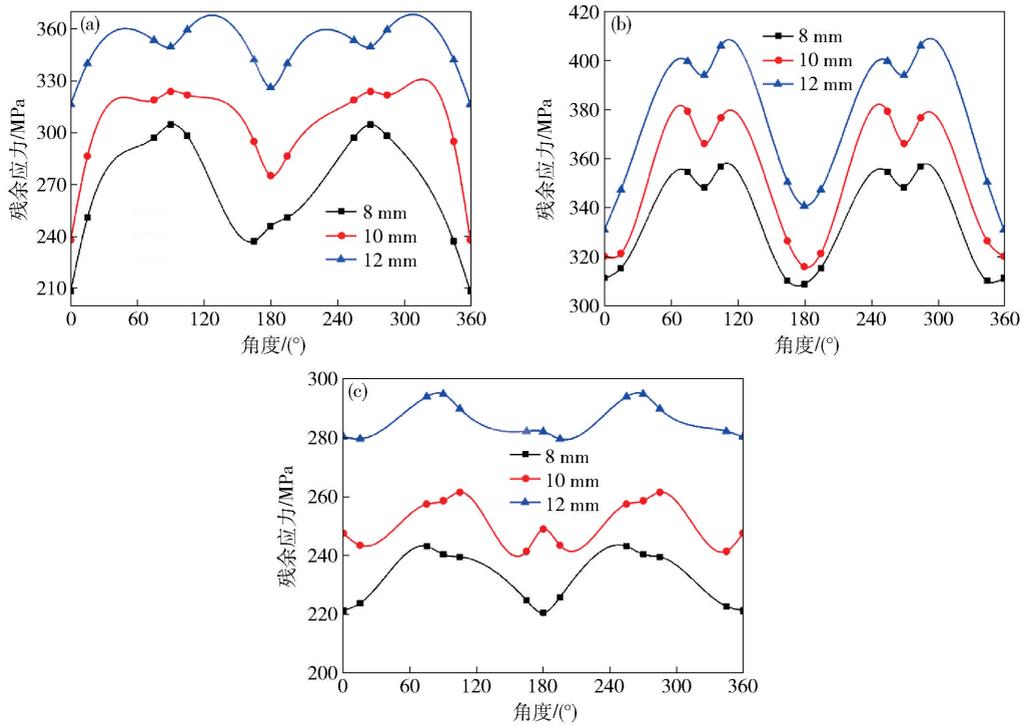


图 8 不同送进量下不同变形阶段残余应力分布曲线. (a) 减径段; (b) 壁厚压下段; (c) 精整段

Fig. 8 Residual stress curves with different feed ranges in different deformation stages: (a) reducing segment; (b) wall thickness reduction segment; (c) finishing segment

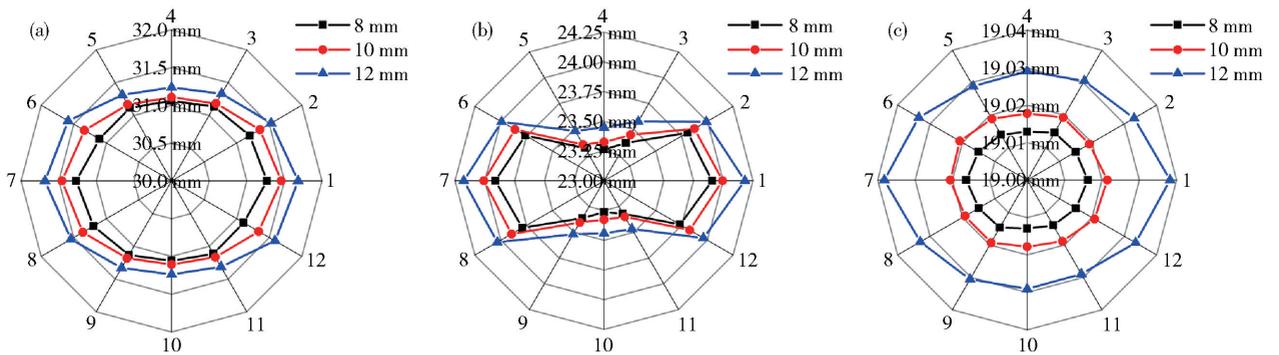


图 9 不同送进量下不同变形阶段半径分布曲线. (a) 减径段; (b) 壁厚压下段; (c) 精整段

Fig. 9 Radius value curves with different feed ranges in different deformation stages: (a) reducing segment; (b) wall thickness reduction segment; (c) finishing segment

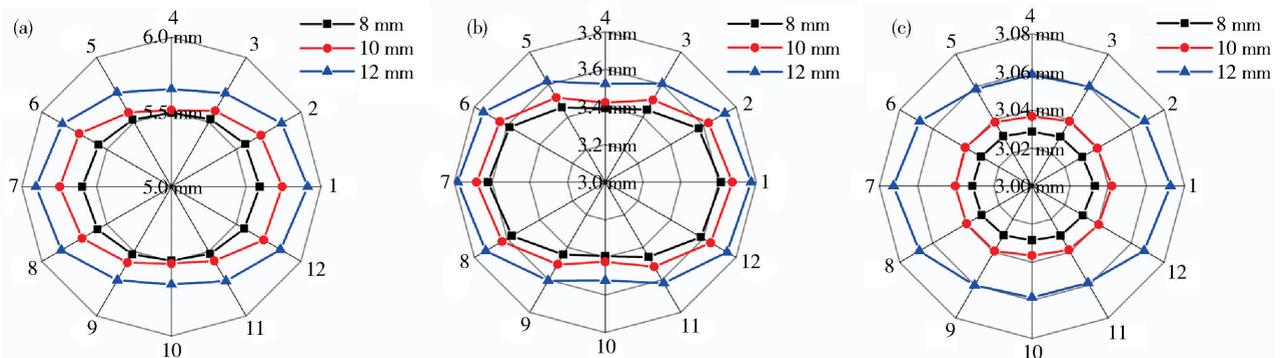


图 10 不同送进量下不同变形阶段壁厚分布曲线. (a) 减径段; (b) 壁厚压下段; (c) 精整段

Fig. 10 Wall thickness value curves with different feed ranges in different deformation stages: (a) reducing segment; (b) wall thickness reduction segment; (c) finishing segment

变形,轧制过程中等效应力随送进量的增加而增加且三种送进量下管材应力状态均可满足成形要求. 送进量增大引起轧制力的增大,降低了生产设备的寿命以至于增大了生产成本. 当送进量增大时,管材圆周金属流动速度增大且加大了金属流动速度的不均匀性,在一定程度上会对管材尺寸精度和性能造成不利的影 响. 回弹和残余应力的存在导致了成品尺寸和性能的下 降,而成品管回弹量和残余应力值随送进量增大而增大,这也说明增大送进量会严重影响成品管精度和性能. 模拟过程中,送进量为 8、10 和 12 mm 下所需轧制道次分别为 64、50 和 42,可以看出增大送进量可以提高轧制生产效率. 所以从保证管材质量和提高生产效率降低成本等多方面因素考虑,选用 10 mm 的送进量可以更好的满足工艺要求.

3 理论验证

基于皮尔格冷轧截面变形特点及材料本构模型并结合塑性变形理论和材料卸载定律^[16],从保证轧后管材外径符合行业标准规定的最大回弹外径值的角度出发,可以得出送进量求解方程组如下:

$$\begin{cases} \frac{\sqrt{6}}{3} \sqrt{\left[\ln \frac{(D_\alpha - S_\alpha) S_\alpha}{(D'_c - S'_c) S'_c} \right]^2 + \left(\ln \frac{S'_c}{S_\alpha} \right)^2 + \left(\ln \frac{D'_c}{D_\alpha} \right)^2} = \varepsilon'_H, \\ \frac{\sqrt{6}}{3} \sqrt{\left[\ln \frac{(D_\alpha - S_\alpha) S_\alpha}{(D_c - S_c) S_c} \right]^2 + \left(\ln \frac{S_c}{S_\alpha} \right)^2 + \left(\ln \frac{D_c}{D_\alpha} \right)^2} = \varepsilon_H, \\ \varepsilon_H = \varepsilon_H(\varepsilon'_H), \\ D_\alpha = D_\alpha(m), \\ S_\alpha = S_\alpha(m). \end{cases} \quad (1)$$

式中, D_α 、 S_α 为孔型轮廓线变形区压下段与变形区精整段交汇处截面 α 经过轧制横移后管材外径和壁厚值, ε_H 为该截面处不发生回弹是的当量应变, ε'_H 为该截面处发生回弹是的当量应变, D_c 、 S_c 为成品管外径和壁厚值, D'_c 、 S'_c 为成品管回弹后外径和壁厚值. D_α 、 S_α 可由皮尔格孔型设计曲线方程求得:

$$\begin{cases} D_\alpha = D_F + (D_L - D_F - Z - L_i) \left(\frac{x}{L} \right)^{E_1} + Z \frac{x}{L}, \\ d_\alpha = d_f + (d_l - d_f - Z - L_i) \left(\frac{x}{L} \right)^{E_2} + Z \frac{x}{L}, \\ S_\alpha = \frac{D_\alpha - d_\alpha}{2}. \end{cases} \quad (2)$$

式中: D_F 为成品管孔型直径; d_f 为成品管芯棒直径; D_L 为管坯外径; d_l 为管坯内径; Z 为孔型工作段最小锥度; L_i 为管坯与芯棒间隙; L 为变形区压下段长度; x 为孔型轴向位置 (α 截面处为 0); E_1 为轧槽指数 (钢材取 2.8); E_2 为芯棒指数 (钢材取 2.8). 上式中 x 可由下方程求解:

$$x = \frac{F_0}{F_\alpha} m = 3.4857m. \quad (3)$$

式中, F_0 为管坯横截面面积, F_α 为变形区压下段与精整段交汇处横截面面积.

联立方程组(1)、(2)、(3)可以求得 LG60 轧机冷轧 304 不锈钢管时的送进量 m 为 9.92 mm,可以近似取为 10 mm. 在一定程度上验证了通过有限元模拟得到的最优送进量 10 mm 的准确性.

4 实验验证

实验采用某不锈钢管厂 LG60 轧机进行轧制,轧制试验现场如图 11 所示. 冷轧前管坯外径为 $\phi 67$ mm,壁厚为 6 mm,冷轧后钢管理论外径为 $\phi 38$ mm,壁厚为 3 mm,送进量选用 8、10、12 mm,其余工艺参数与有限元模拟所使用的工艺参数完全一致.



图 11 轧制试验现场

Fig. 11 Rolling experiment site

在来料长度为 8 m,轧制速度为 $1903.28 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 的条件下,三种送进量下由荒管到成品管所需的轧制时间如表 2 所示,从表 2 中可以看出增加送进量可以降低轧制时间从而提高生产效率以节约成本.

表 2 轧制所需时间

Table 2 Rolling times required

送进量/mm	轧制所需时间/min
8	16.0
10	13.2
12	10.5

轧制出的成品管如图 12 所示. 随机截取成品管 5 个不同截面进行外径测量,测量的结果如表 3 所示,测量结果表明成品管外径尺寸随着送进量的增加而增加且当送进量增大为 12 mm 时外径增加显著,而当送进量为 8 mm 和 10 mm 时的成品管回弹后最大外径均不超过 38.04 mm,可以满足精度要求. 并且实验测量的平均外径值与有限元模拟得到的平均外径值误差不超过 ± 0.01 mm,在合理范围之内,同时也说明了有限元模拟的准确性.

表 3 现场试验成品管抽检外径尺寸
Table 3 Finished pipe diameter sizes

送进量/mm	截面 1/mm	截面 2/mm	截面 3/mm	截面 4/mm	截面 5/mm	平均值/mm	有限元模拟/mm
8	38.02	38.03	38.01	38.01	38.02	38.018	38.024
10	38.05	38.04	38.03	38.04	38.03	38.038	38.039
12	38.08	38.06	38.08	38.07	38.09	38.076	38.068



图 12 轧后成品管
Fig. 12 Posting rolling tube

图 13 为加拿大 Proto-X 射线残余应力测试仪, 通过残余应力测试仪对不同送进量下轧制出的成品管外表面残余应力进行测量, 测量点选取与有限元选取方法一致, 得到的残余应力值如表 4 所示. 测量结果与有限元模拟结果基本一致, 且均表明管材残余应力会随着送进量的增大而增大.



图 13 残余应力测试仪
Fig. 13 Residual stress tester

表 4 残余应力检测数据对比
Table 4 Contrast in residual stress

送进量/mm	测量点 1/MPa	测量点 2/MPa	测量点 3/MPa	测量点 4/MPa	测量点 5/MPa	测量点 6/MPa	测量点 7/MPa
8	218.33	226.08	233.89	221.37	226.29	225.62	217.81
10	232.20	240.36	257.47	251.79	255.66	250.61	242.36
12	295.62	281.49	297.32	299.35	284.17	281.19	279.38

5 结论

以 304 不锈钢为研究对象, 对不同送进量下的轧制过程进行了完整的有限元模拟, 同时针对不同送进

量进行了轧制试验, 通过对有限元模拟及试验结果对比分析得出了不同送进量对皮尔格冷轧成形过程以及成品管性能的影响规律.

(1) 通过对有限元模拟结果进行对比分析可以得出, 随着送进量的增大, 皮尔格冷轧过程中的轧制力、管材等效应力值、残余应力值、回弹量会随之增加, 同时轧制周期得以缩减从而提高生产效率. 增大送进量还会导致轧制过程中管材圆周金属流动速度不均匀进而影响成品管尺寸精度及残余应力大小.

(2) 采用 LG60 冷轧机进行轧制试验, 得到三种不同送进量工艺参数下的成品管材, 通过对成品管进行尺寸和残余应力检测得知增大送进量会提高管材的生产效率, 但是成品管回弹量和残余应力随着送进量的增加而增加, 同时也验证了有限元模拟的准确性. 通过仿真、理论公式以及实验结果分析, 综合多方面因素得出 10 mm 送进量可以较好的满足管材的轧制工艺要求.

参 考 文 献

- [1] Zhang H Q, Wang X F, Wei B L, et al. Effect of tooling design on the cold pilgering behavior of zircaloy tube. *Int J Adv Manuf Technol*, 2017: 1
- [2] Pocięcha D, Boryczko B, Osika J, et al. Analysis of tube deformation process in a new pilger cold rolling process. *Arch Civ Mech Eng*, 2014, 14(3): 376
- [3] Abe H, Iwamoto T, Yamamoto Y, et al. Dimensional accuracy of tubes in cold pilgering. *J Mater Process Technol*, 2016, 231: 277
- [4] Gurao N P, Akhiani H, Szpunar J A. Pilgering of Zircaloy-4: experiments and simulations. *J Nucl Mat*, 2014, 453(1): 158
- [5] Lodej B, Niang K, Montmitonnet P, et al. Accelerated 3D FEM computation of the mechanical history of the metal deformation in cold pilgering of tubes. *J Mat Process Technol*, 2006, 177(1): 188
- [6] Abe H, Furugen M. Method of evaluating workability in cold pilgering. *J Mat Process Technol*, 2012, 212(8): 1687
- [7] Abe H, Nomura T, Kubota Y. Lubrication of tube in cold pilgering. *J Mat Process Technol*, 2014, 214(8): 1627
- [8] Liu J L, Zeng W D, Du Z L, et al. The influence rule of rolling process parameters on metal flow and forming load of TA18 alloy tube during cold rolling. *Titanium Ind Prog*, 2015, 32(3): 21 (刘江林, 曾卫东, 杜子龙, 等. 冷轧工艺参数对 TA18 钛合金管材金属流动及成形载荷的影响规律. 钛工业发展, 2015, 32(3): 21)

- [9] Huang L, Xu Z, Dai C, et al. Three-dimensional FE simulation of multi-strokes cold pilgering of TA18 titanium alloy tube: I theoretical analysis, modeling and validation. *Rare Met Mat Eng*, 2013, 42(3): 524
(黄亮, 徐哲, 代春, 等. TA18 钛合金管材多行程皮尔格冷轧过程三维有限元模拟: I 理论解析、模型建立与验证. 稀有金属材料与工程, 2013, 42(3): 524)
- [10] Davies R W, Khaleel M A, Kinsel W C, et al. Anisotropic yield locus evolution during cold pilgering of titanium alloy tubing. *J Eng Mat Technol*, 2002, 124: 125
- [11] He Y H, Liu Y L, Deng G C, et al. Numerical simulation of influence of process parameters on aluminum plate's temperature drop during hot rolling. *J Central S Univ Sci Technol*, 2007, 38(4): 728
(何玉辉, 刘义伦, 邓高潮, 等. 工艺参数对铝板带热轧过程总温降影响的数值模拟. 中南大学学报(自然科学版), 2007, 38(4): 728)
- [12] Yi Y P, Liu C, Huang S Q. Simulation of dynamic recrystallization for 7050 aluminium alloy on platform of DEFORM-3D using cellular automaton. *J Central S Univ Sci Technol*, 2010, 41(5): 1814
(易幼平, 刘超, 黄始全. 基于 DEFORM-3D 的 7050 铝合金动态再结晶元胞自动机模拟. 中南大学学报(自然科学版), 2010, 41(5): 1814)
- [13] Mulot S, Hacquin A, Montmitonnet P. A fully 3D finite element simulation of cold pilgering. *J Mat Process Technol*, 1996, 60(1): 505
- [14] Montmitonnet P, Logé R, Hamery M, et al. 3D elastic-plastic finite element simulation of cold pilgering of zircaloy tubes. *J Mat Process Technol*, 2002, 125: 814
- [15] Feng Z X, Zhang J Z, Yang J J, et al. Plastic deformation propagation characteristic of metals under cyclic loading. *Acta Metall Sinica*, 1995, 31(8): 351
(冯忠信, 张建中, 杨建军, 等. 金属材料在循环加载下塑性变形的传播特性. 金属学报, 1995, 31(8): 351)
- [16] Chu Z B, Lü Y Y, Huang Q X, et al. Establishment and verification of pilger mill cold rolled stainless steel tube springback prediction model. *J Sichuan Univ Eng Sci Ed*, 2015, 47(2): 165
(楚志兵, 吕阳阳, 黄庆学, 等. 皮尔格轧机冷轧不锈钢管回弹预测模型的建立与验证. 四川大学学报(工程科学版), 2015, 47(2): 165)