doi:10.3969/j.issn.1001-4837.2026.02.002

试验研究

皮尔格冷轧工艺参数对S32750双相不锈钢管材成型的影响

李曰兵[1],翟可风[1],孙文强[2],朱屹成[2],闾川阳[1]
(1.浙江工业大学 机械工程学院 化工机械设计研究所,杭州 310023;
2.浙江久立特材科技股份有限公司,浙江湖州 313028)

摘　要:针对小口径薄壁双相不锈钢管在冷轧成型过程中易出现的尺寸偏差、椭圆度及壁厚不均等问题,采用有限元模拟方法,研究皮尔格冷轧工艺参数(轧制速度、回转角度和送进量)对S32750双相不锈钢管成型尺寸的影响。结果表明,当轧制速度为70次/min时,管材的椭圆度与壁厚不均度明显优于其他3种速度;在4种回转角度中,除60°外,其余角度均导致管材产生明显的椭圆变形,成型质量较差;而60°回转角度下,试样中局部高变形区重复出现,可能引发壁厚不均;随着送进量的增加,管材成型尺寸与目标尺寸的偏差及其椭圆度逐渐增大,成型质量随之下降。因此,推荐将70次/min轧制速度、60°回转角度及2 mm送进量作为优选工艺参数组合。通过影响权重分析发现,送进量对管材冷轧成型的椭圆度和外径偏差影响较大,而轧制速度则对壁厚不均度的影响更为显著。研究可为小口径薄壁双相不锈钢管的轧制生产提供理论指导。

关键词:双相不锈钢;皮尔格冷轧;有限元模拟;轧制参数;成型尺寸
中图分类号:TH142;TH162.1;TG335.12　　**文献标志码:**A

Effect of Pilger cold rolling process parameters on the forming of S32750 duplex stainless steel pipes

LI Yuebing[1],ZHAI Kefeng[1],SUN Wenqiang[2],ZHU Yicheng[2],LÜ Chuanyang[1]
(1.Institute of Process Equipment and Control Engineering,College of Mechanical Engineering,Zhejiang University of Technology,Hangzhou 310023,China;2.Zhejiang Jiuli Hi-Tech Metals Co.,Ltd.,Huzhou 313028,China)

Abstract: To address issues such as dimensional deviations,ovality,and uneven wall thickness that are prone to occur during the cold rolling forming of small-diameter thin-walled duplex stainless steel pipes,a finite element simulation method was employed to study the influence of Pilger cold rolling process parameters (rolling speed,rotation angle,and feed amount) on the forming dimensions of S32750 duplex stainless steel pipes.The results show that when the rolling speed is 70 cycles/min,the ovality and wall thickness unevenness of the pipe are significantly better than those at the other three speeds;among the four rotation angles,except for 60°,the other angles cause significant oval deformation in the pipe,resulting in poorer forming quality;however,at a 60° rotation angle,localized high deformation zones repeatedly appear in the sample,which may lead to uneven wall thickness;as the feed amount increases,the deviation of the pipe's forming dimensions from the target dimensions and its ovality gradually increase,and the forming quality decreases accordingly.Therefore,it is recommended that the combination of 70 cycles/min rolling speed,60° rotation angle,and 2 mm feed amount be adopted as the optimal process parameters.Through influence weight analysis,it was found that the feed amount has a greater impact on the ovality and outer diameter deviation of the pipe during cold rolling forming,while the rolling speed has a more significant influence on the wall thickness unevenness.The study provides theoretical guidance for the rolling production of small-diameter thin-walled duplex stainless steel pipes.

Key words:duplex stainless steel;Pilger cold rolling;finite element simulation;rolling parameters;forming dimensions

收稿日期:2025-09-22　**修回日期:**2025-11-26
基金项目:国家自然科学基金项目(52375161,52105162)

0 引言

双相不锈钢管材广泛应用于海水淡化设施的高压管道、海上石油平台的管道系统等海洋工程领域，是流体输送与储运的关键部件[1]。其成型质量对高端装备的经济性、安全性和可靠性具有重要影响。在实际工程中，管材成型过程引发的尺寸与形状偏差、表面缺陷等问题，易导致压力管道承压不均、装配精度与密封性下降，甚至成为腐蚀与疲劳的起源，进而引起管道泄漏或断裂失效，严重威胁压力管道的结构完整性与服役安全[2]。皮尔格冷轧成型工艺采用局部加载的周期往复轧制方式，对管材施加以压应力为主的变形载荷。该工艺具有变形量大、成型精度高的优点，并能显著改善表面质量，有效减少表面划痕、凹陷等缺陷的产生倾向[3-4]。

针对不锈钢管材冷轧成型工艺的质量调控，国内外学者已开展了一系列有限元模拟与试验研究。POCIECHA等[5]提出一种新型皮尔格冷轧工艺，其机架固定，由液压驱动滑块带动管坯往复运动。与传统工艺相比，新工艺中轧辊仅作回转运动而无须平移，从而允许使用更大直径的轧辊，实现更大口径管材的轧制。MUSAZADEH等[6]研究了不同摩擦条件对321不锈钢管材内外表面应力-应变状态的影响，并通过子程序计算了损伤演化。ABE等[7]研究了冷轧工艺参数对316L及锆-4合金管材尺寸精度的影响，结果表明，椭圆度随送进量（进料速率）增加而增大，而回转角度对椭圆度的影响与管材的不对称变形有关。秦勤等[8]对316L不锈钢皮尔格冷轧过程进行了模拟，系统分析了送进量、管坯回转角度及辊缝间隙对轧制力的影响。陈旭鹏等[9]基于Arrhenius方程与Zener-Hollomon参数建立了07MnNiMoDR钢的本构方程，并通过模拟研究了差温轧制中表面与壁厚1/2处的温度差以及轧制速度对轧制力的影响规律。楚志兵等[10]通过304不锈钢管完整冷轧过程的仿真，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。LI等[11]通过试验发现，径向应变与周向应变的比值对管坯内壁微褶皱的形成具有重要影响。闫菲菲[12]对比了舍瓦金与米尔两种轧辊孔型设计对S32750不锈钢管的轧制效果，结果表明米尔孔型可根据材料特性调整开口形式，便于工艺选择。RAGGER等[13]研究了S32750双相不锈钢在冷轧过程中织构的演变，以及不同轴向位置变形对显微组织的影响，并分析了不同壁厚成型条件对最终性能的作用。刘江林等[14]模拟了冷轧工艺参数对TA18钛合金管材金属流动及成型载荷的影响，发现轧制速度与摩擦系数的增大会导致径向拉应变和环向压应变减小，成型载荷随之增加。MURAOKA等[15]提出一种新的周期轧管数值分析方法，通过两个模型分步计算累积塑性应变与预应变，获得载荷稳定的轧制次数，从而提高了轧制载荷的分析精度并缩短了计算时间。

在实际制造过程中，轧制工艺参数的选择不仅影响管材的生产效率，更直接决定其成型质量。目前生产多依赖经验设定工艺参数，容易导致成品管精度不足等缺陷。现有关于S32750双相不锈钢的皮尔格冷轧研究主要集中于孔型设计，而工艺参数对成型质量的影响尚未得到充分探讨，国内外相关研究仍较为有限。为此，本文以S32750双相不锈钢为研究对象，通过有限元模拟，系统探究轧制速度、送进量和回转角度等关键工艺参数对其冷轧成型的影响规律，以期为高性能、难加工双相不锈钢管材的轧制生产提供理论依据与工艺参考。

1 冷轧有限元模型与过程分析

1.1 有限元模型

采用ABAQUS有限元软件建立双相不锈钢皮尔格冷轧模型。如图1所示，模型由上轧辊、下轧辊、芯棒及管坯组成。

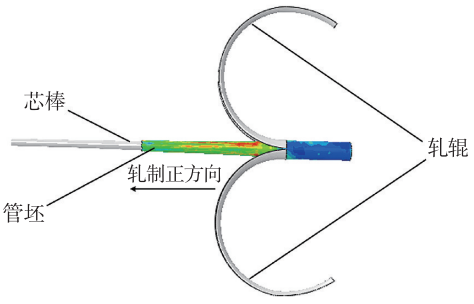


图1 轧制模型示意

Fig.1 Schematic diagram of rolling model

实际轧制过程中，轧辊和芯棒的强度与硬度远高于双相不锈钢管坯，其变形主要为弹性变形且量值极小。因此，在模拟中将轧辊和芯棒设置为刚体，管坯设置为变形体[16-17]。为提高计算效率，模型仅保留轧辊的工作段（包括变形段与均整段），未考虑空转段。轧辊、芯棒与管坯之间的接

触摩擦采用库伦摩擦模型，摩擦系数设定为0.1[18]。主要轧制工艺参数如表1所示。

表1 轧制技术参数

Tab.1 Rolling technical parameters mm

参数	数值
管坯外径	25
管坯厚度	2
成品外径	12
成品厚度	1
轧辊直径	207.5
工作段长度	360

文中以固溶态S32750超级双相不锈钢管为对象，来料规格为∅25 mm×2 mm，经一道次冷轧成形至成品规格∅12 mm×1 mm。为准确描述轧制过程中应力-应变的瞬态响应，材料模型采用基于von Mises屈服准则的Prandtl-Reuss流动方程，其塑性变形行为依据对∅25 mm×2 mm来料管进行的室温拉伸试验结果进行定义。拉伸试验测得的主要力学性能参数如表2所示，由此转换得到的真实应力-应变曲线如图2所示。

表2 材料主要参数

Tab.2 Main material parameters

参数	数值
密度/(kg·dm^{-3})	7.8
泊松比	0.3
弹性模量/GPa	200
硬化指数	0.245
屈服强度/MPa	559.857
抗拉强度/MPa	999.482
0.5%总延伸强度/MPa	565.522
1.0%规定塑性延伸强度/MPa	625.034
断后伸长率/%	47.14

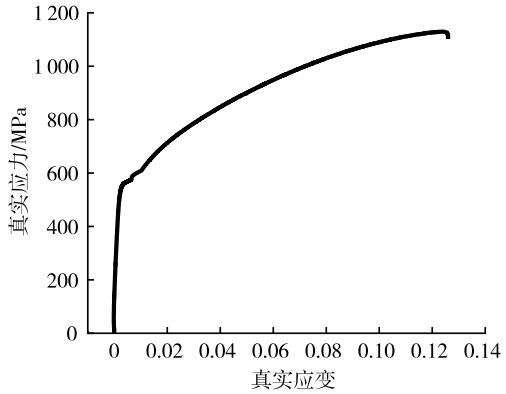


图2 S32750双相不锈钢应力-应变曲线

Fig.2 Stress-strain curve of S32750 duplex stainless steel

模型中各部件运动设置如下：管坯的运动主要包括轴向送进与周向回转，轴向送进通过在管坯端部施加轴向速度实现，周向回转则通过在其端部施加旋转位移控制；芯棒在轧制过程中仅随管坯作周向回转，因此仅设置与管坯相同的周向回转角度；轧辊的运动包含沿管坯轴向的平动与绕自身轴线的转动，其平动与转动速度依据设定的轧制速度确定。文中重点研究轧制速度、管坯回转角度和管坯送进量这3个轧制参数对双相不锈钢冷轧成形的影响规律。其中，轧制速度定义为轧辊每分钟完成的往复轧制周期数；管坯回转角度指每完成一个正向或反向轧制行程后管坯绕轴线转过的角度；管坯送进量则为每完成一个正向或反向轧制行程后管坯沿轧制方向移动的距离。有限元模拟中参数的具体取值见表3。

表3 有限元模拟所用的轧制参数

Tab.3 Rolling parameters used in finite element simulation

编号	轧辊轧制速度/(次·min^{-1})	管坯回转角度/(°)	管坯送进量/mm
1	60	60	2
2	70	60	2
3	80	60	2
4	90	60	2
5	60	50	2
6	60	70	2
7	60	80	2
8	60	60	3
9	60	60	4
10	60	60	5

1.2 轧制过程分析

在有限元分析中，通常认为若人工应变能(artificial strain energy，ALLAE)与总内能(total strain energy，ALLIE)的比值小于5%，则模型具有较好的数值稳定性[19]。文中提取了模型中的人工应变能与总内能数据，如图3所示。结果显示，轧制进入稳定阶段后，二者比值始终小于5%，表明所建立的模型稳定可靠。

文中设计了4种管坯网格划分策略，均采用六面体扫掠网格，整体网格分布均匀，单元类型为C3D8R。每种策略在壁厚方向划分3~4层网格，径向划分36份，轴向(长度方向)网格节点数在190~233之间。网格的纵横比均小于3，最小面角小于10°，最大面角小于160°，且几何偏差因子小

于0.2，表明网格几何质量合格。4种策略对应的网格数量分别为20 520，28 000，33 552和36 000。

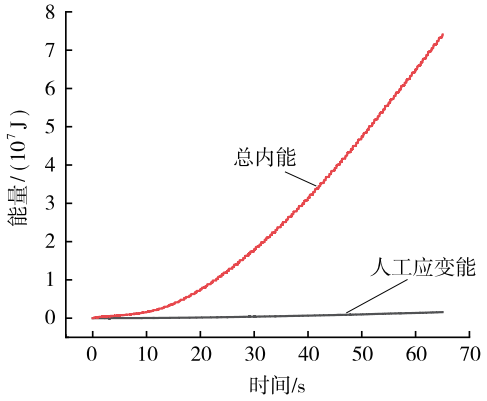


图3 人工应变能与总内能变化曲线

Fig.3 Variation curves of artificial strain energy and total strain energy

以单周期轧制力峰值为对比指标，对不同网格数量的模型进行了网格敏感性分析（见图4）。网格数为20 520的模型，其轧制力峰值与其他3组加密网格模型的峰值差异均小于0.65%，表明计算结果与网格数量无关。因此，在兼顾计算效率与精度的前提下，文中选用网格数为20 520的模型开展后续模拟计算。

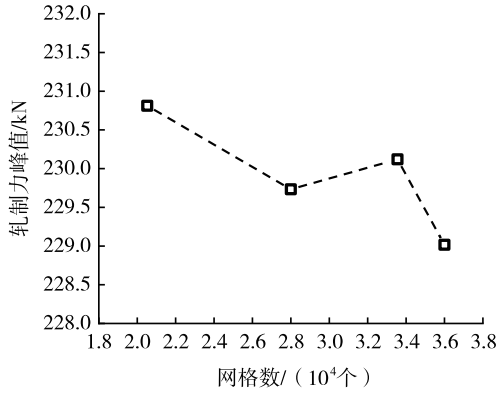


图4 不同网格数量模型的轧制力峰值

Fig.4 Peak rolling force of models with different mesh quantities

模拟采用双回转-双送进轧制模式。一个完整的轧制周期包含4个阶段：管坯送进-回转、正行程轧制、管坯送进-回转、反行程轧制。各阶段的示意图及对应的轧制力变化曲线如图5所示。

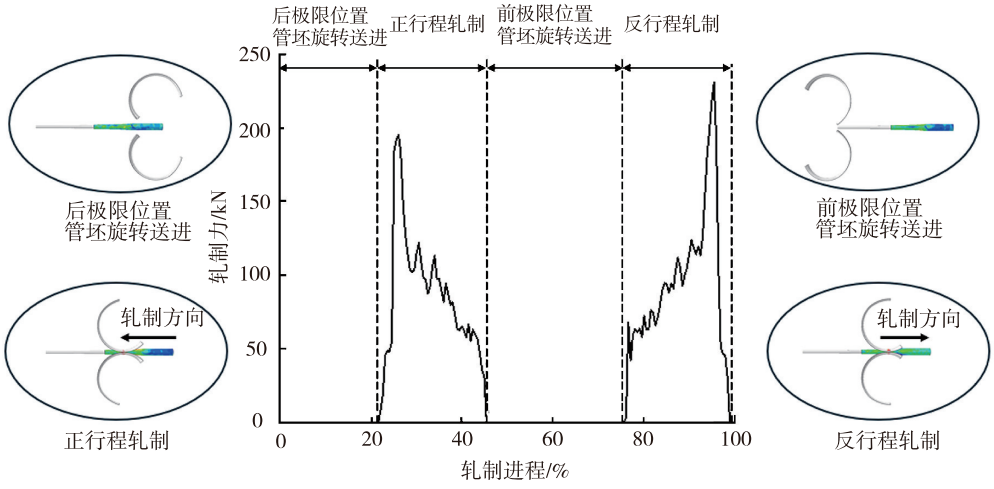


图5 稳定轧制周期内的轧辊、轧制力与轧制阶段

Fig.5 Rolling mill, rolling force and rolling stages within a stable rolling cycle

具体描述如下：

（1）轧辊运动至反向轧制的极限位置并暂停，此时管坯完成设定的送进与回转；该阶段轧辊与管坯未接触，无轧制力产生；

（2）轧辊与管坯接触，并沿正向轧制方向运动，直至到达前极限位置后停止，该过程称为正行程轧制；

（3）轧辊脱离管坯表面，管坯再次进行与第一阶段相同距离的送进和相同角度的回转；

（4）轧辊下压并与管坯接触，随后沿反向轧制方向运动至后极限位置，该过程称为反行程轧制。

正行程轧制力的峰值出现在该行程起始阶段，如图6所示。此时管坯已完成送进与回转，未变形的区域开始参与轧制并发生显著塑性变形，因此形成轧制力峰值。反行程中，由于管坯经再次送进回转，未变形区域在轧制末期才参与变形，故其轧制力峰值出现在该行程的结尾阶段。反行程轧制期间，轧辊推动管坯沿轧制反向运动。由于正行程轧制后管坯内表面已与芯棒贴合，反行程时轧辊不仅需克服金属变形抗力，还需额外克

服管坯与芯棒之间的整体摩擦阻力，因此反行程的轧制力峰值高于正行程。

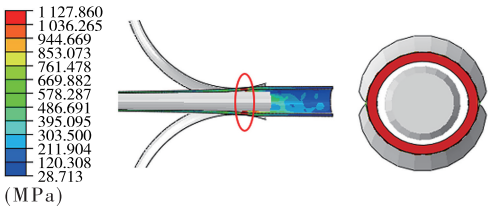


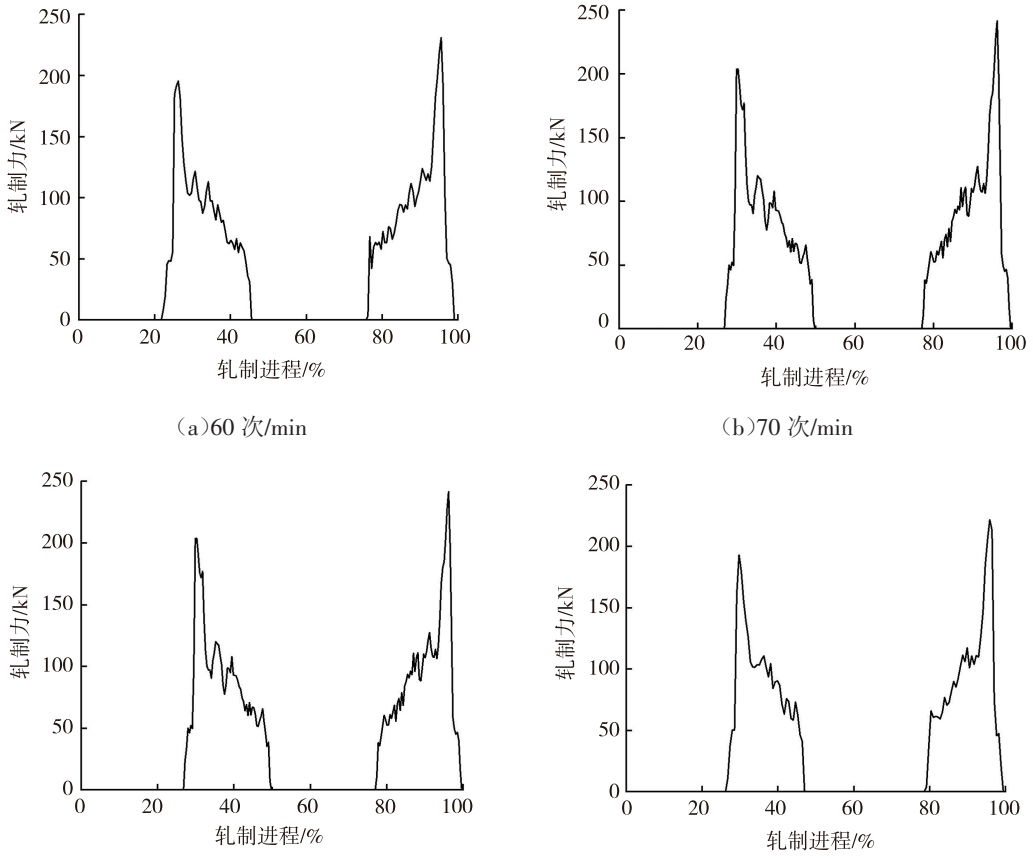
图6 轧制力峰值出现位置

Fig.6 Location of peak rolling force occurrence

2 结果与讨论

2.1 轧制速度

轧制速度定义为轧辊每分钟完成的轧制周期数，直接影响管材的生产效率。在固定管坯回转角度(60°)与送进量(2 mm)的条件下，文中对比了轧制速度分别为60，70，80，90 次/min的模拟结果。图7示出各速度下进入稳定状态后一个完整轧制周期内的轧制力变化曲线。不同速度下的曲线变化趋势基本一致，表明轧制速度不影响周期内轧制力的总体变化模式。图8示出4种速度对应的正、反行程轧制力峰值。反行程峰值在60~70 次/min区间急剧上升，随后在70~80 次/min区间快速下降，80~90 次/min区间变化趋于平缓；正行程峰值在60~70 次/min区间亦显著增大，在70~80 次/min区间变化不大，而在80~90 次/min区间则明显下降。



(a)60 次/min (b)70 次/min

(c)80 次/min (d)90 次/min

图7 不同轧制速度下一个周期内轧制力变化曲线

Fig.7 Variation curves of rolling force over one cycle under different rolling speeds

选取典型管材截面，计算不同轧制速度下的外径与内径椭圆度及壁厚不均度[20]。椭圆度与壁厚不均度分别按式(1)(2)进行计算，结果如图9所示。在4组轧制速度中，70 次/min对应的内外径椭圆度均为最小，而其正、反行程轧制力峰值均为最高。

$$\gamma=\frac{2(D_{\max}-D_{\min})}{D_{\max}+D_{\min}}\times 100\% \tag{1}$$

式中，γ为椭圆度，%；$D_{\max}$为管材截面外径的最大值，mm；$D_{\min}$为管材截面外径的最小值，mm。

$$\mu=\frac{S_{\max}-S_{\min}}{S}\times 100\% \tag{2}$$

式中，μ为壁厚不均匀度，%；S_{max}为管材截面壁厚的最大值，mm；S_{min}为管材截面壁厚的最小值，mm；S为成品管壁厚的标准值，mm。

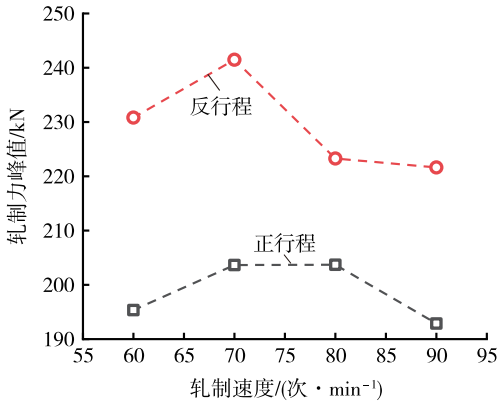


图8 轧制速度对轧制力峰值影响

Fig.8 Effect of rolling speed on peak rolling force

为分析外径尺寸分布，沿管坯外圆周每隔30°选取测点，提取外径数据。为减少偶然性误差，取连续5个轧制周期的外径值，若其波动范围在0.05 mm以内则认为数据已稳定，并以此计算平均值作为该点的外径尺寸。不同轧制速度下的外径尺寸分布曲线如图10所示。相比其他速度，70次/min下管材外径尺寸波动幅度最小，分布最为均匀。

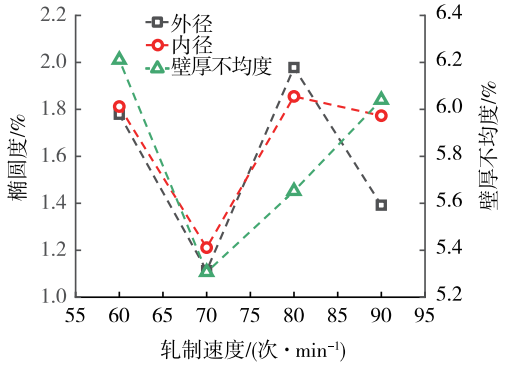


图9 轧制速度对管材内外径椭圆度和壁厚不均度影响

Fig.9 Effect of rolling speed on the ovality and wall thickness unevenness of pipe inner and outer diameters

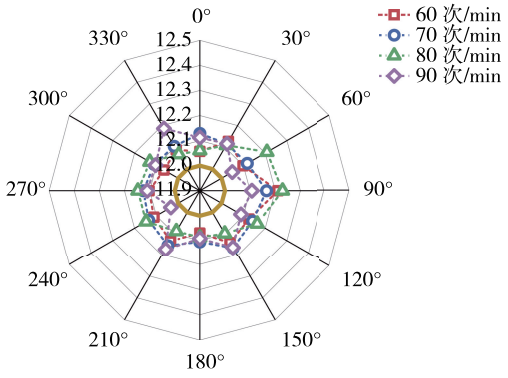
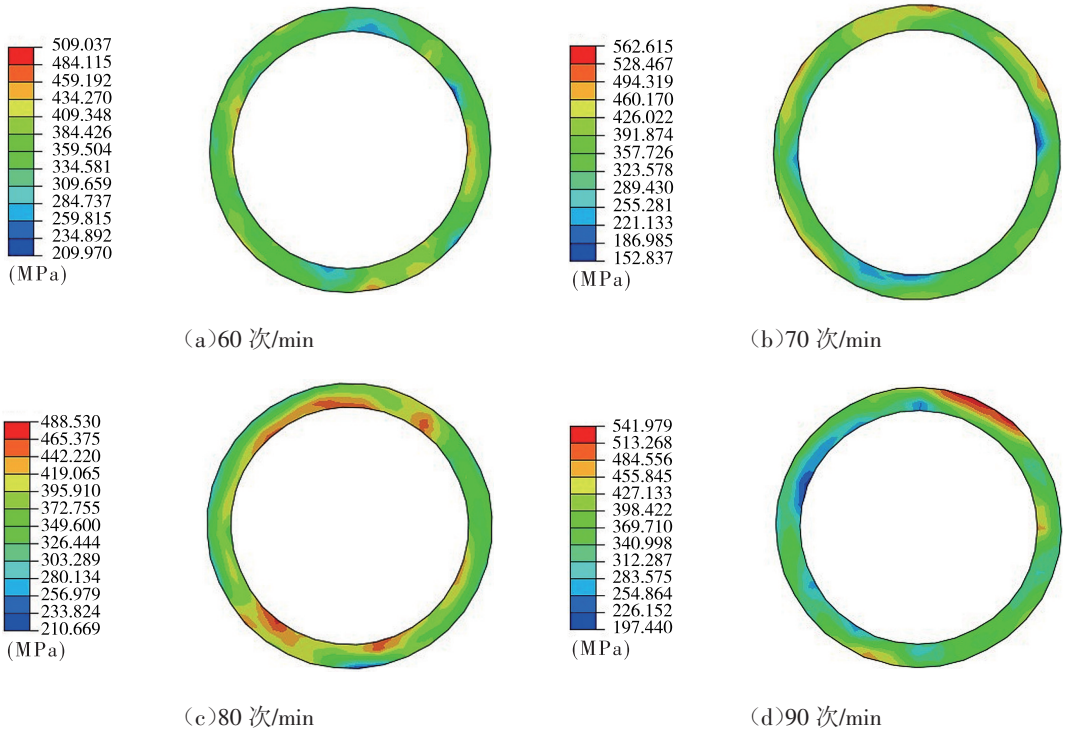


图10 不同轧制速度下管材外径分布曲线

Fig.10 Distribution curves of pipe outer diameter under different rolling speeds



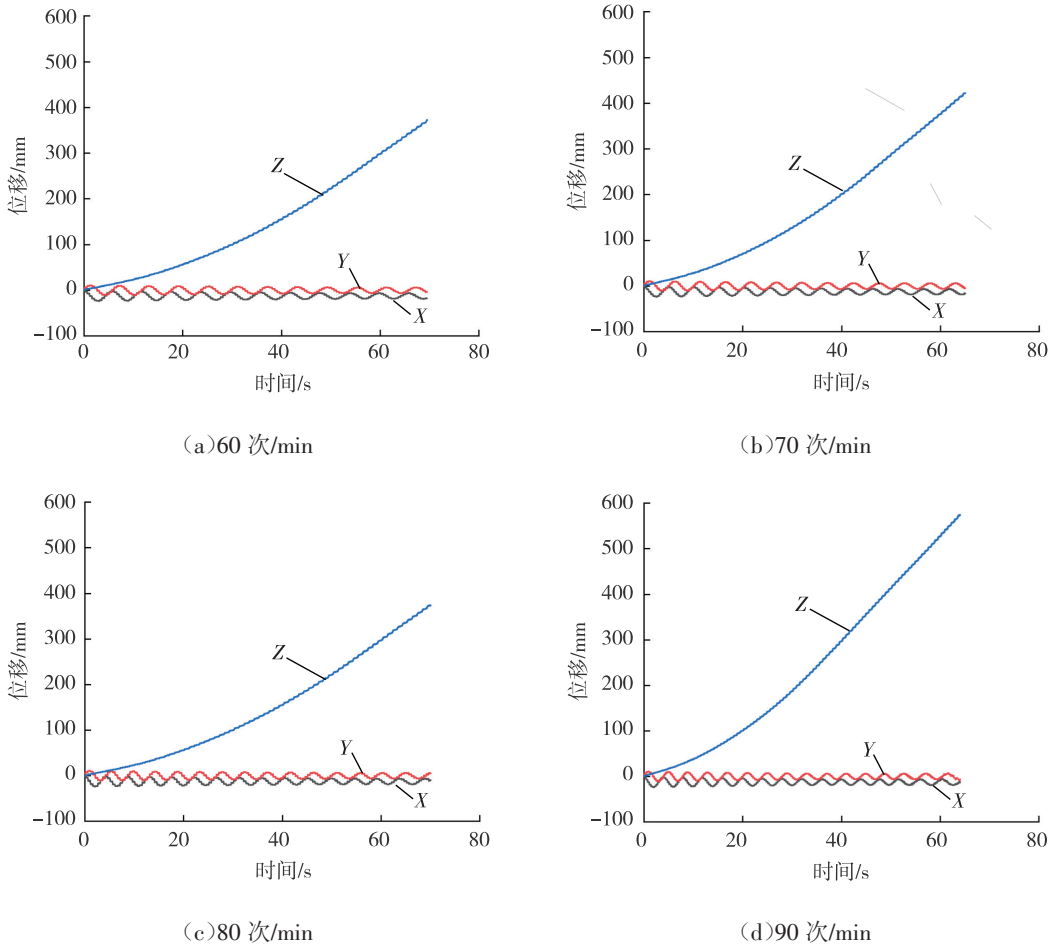
(a)60 次/min (b)70 次/min

(c)80 次/min (d)90 次/min

图11 不同轧制速度下精整段等效应力云图

Fig.11 Equivalent stress cloud diagram in the sizing zone at different rolling speeds

在设定的管坯回转角度(60°)、送进量(2 mm)及4种轧制速度条件下,管材成型尺寸精度整体较好:椭圆度均低于2%,壁厚不均度小于6%(见图9);外径尺寸主要分布在12.0~12.2 mm之间(见图10),最大偏差为1.67%。图11与图12分别示出精整段的等效应力分布与材料流动规律示意图。随着轧制速度提高,应力分布均匀性下降,且材料在轴向、径向与周向的流动速度均呈现加快趋势。



(a)60 次/min (b)70 次/min

(c)80 次/min (d)90 次/min

图12 不同轧制速度下材料流动规律

Fig.12 Material flow behavior at different rolling speeds

综合图11与图12可知,在文中所模拟的4种轧制速度中,70 次/min对应的成型效果最优(其内外径椭圆度与壁厚不均度均为4组中最小)。其余3种速度下成型效果欠佳,原因分析如下:轧制速度主要通过改变变形区的接触时间与摩擦剪切作用,影响管坯周向变形的均匀性。60 次/min时应力水平较低,可能导致变形不充分;速度偏慢使每个轧制周期作用时间延长,金属周向流动不足,易保留轧槽间断性工作留下的痕迹,从而形成内六方、内四方等多边形缺陷,导致成型精度下降。80 次/min与90 次/min则出现明显的局部高应力,引起过度局部变形,材料流动加快;速度偏快缩短了管坯在变形区的停留时间,且轧制力偏小,致使部分区域未能充分轧制,因此成型精度较低。相比之下,70 次/min时应力分布较为均匀,轧制力峰值较高,有利于管坯内外表面稳定贴合模具并获得较充分的塑性变形,从而降低椭圆度与壁厚不均度。

2.2 管坯回转角度

管坯回转角度定义为每次正行程或反行程轧制结束后、下一次轧制开始前管坯所转过的角度,该参数直接影响管材最终的成型尺寸精度。本文模拟了50°,60°,70°和80°四种回转角度。图13示出在轧制速度60 次/min、送进量2 mm的条件下,不同回转角度对应稳定阶段的一个完整轧制周期内的轧制力变化曲线。与轧制速度的影响规律类似,不同回转角度下的轧制力变化趋势基本一致,仅峰值存在差异。

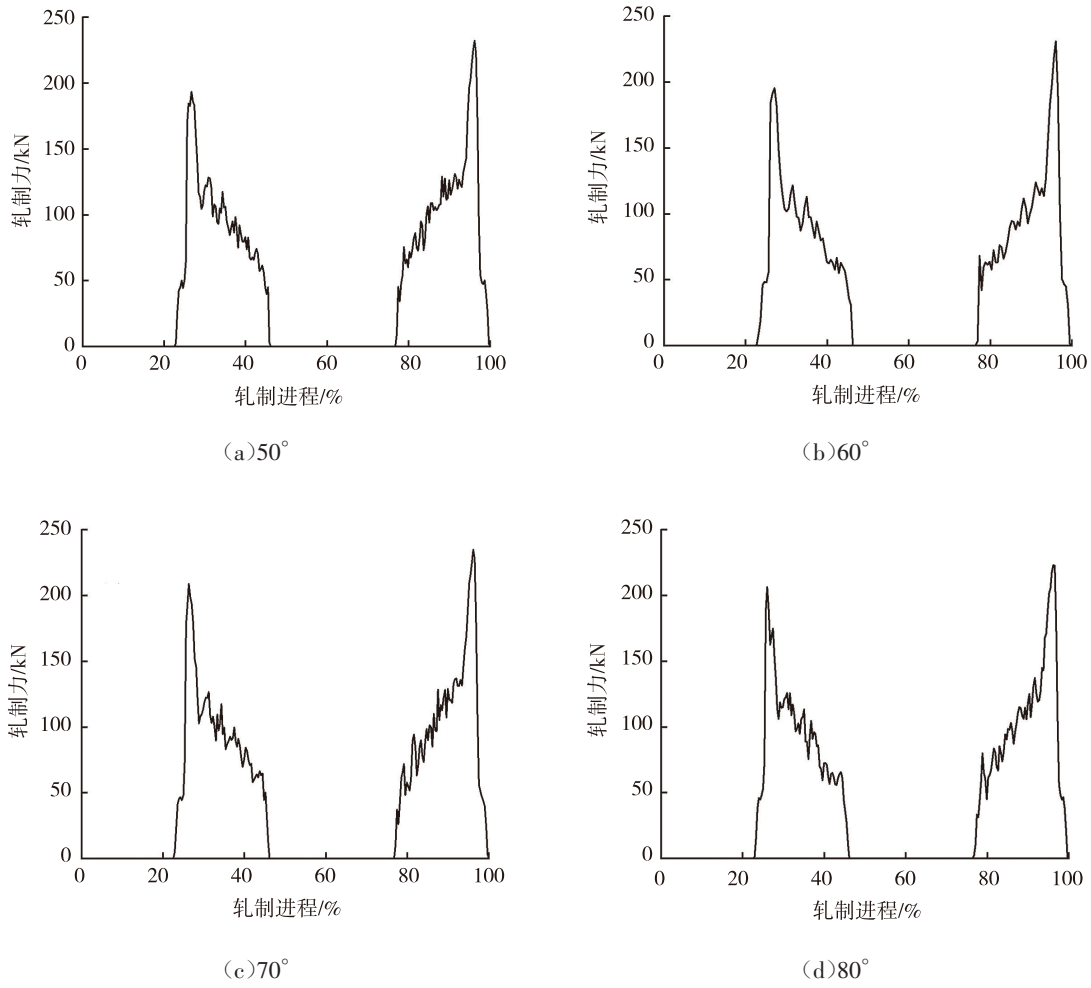


图13 不同回转角度下一个周期内轧制力变化曲线

Fig.13 Variation curves of rolling force over one cycle under different rotation angles

图14示出回转角度对轧制力峰值的影响。正行程轧制力峰值在50°与60°之间差异不大，从60°增至70°时显著上升，而从70°增至80°时则有所下降。反行程轧制力峰值在50°，60°和70°三种角度下相差较小，在80°时出现降低。从图15可以看出，内径椭圆度随回转角度的变化表现为：50°到60°略有下降，60°到70°小幅上升，70°到80°急剧增大；外径椭圆度从50°到60°基本不变，60°到70°有所下降，70°到80°同样急剧上升；壁厚不均度则由50°到60°显著增加，60°到70°明显下降，70°到80°再次上升。总体来看，在50°~70°的回转角度范围内，管材内外径椭圆度均保持较低水平；但当角度增至80°时，内外径椭圆度均显著增大。其中，70°回转角度对应的壁厚不均度最小。图16示出不同回转角度下管材外径的分布曲线，除60°外，其他角度下的外径分布均呈现明显的椭圆形特征。

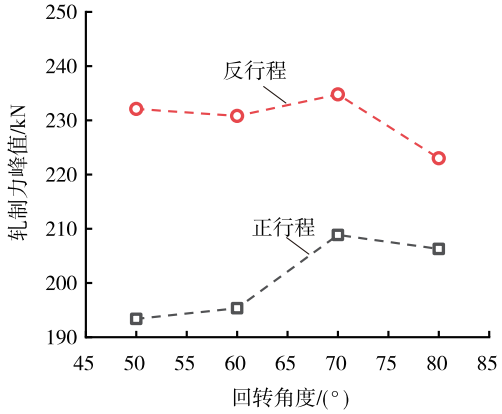


图14 回转角度对轧制力峰值影响

Fig.14 Effect of rotation angle on peak rolling force

图17示出精整段管坯截面的等效应力分布，其中60°回转角度下的应力分布较为均匀。材料流动规律示意图如图18所示。随着回转角度的增加，材料轴向流动速度未发生明显改变，但其径向与周向流动速度均有所加快。

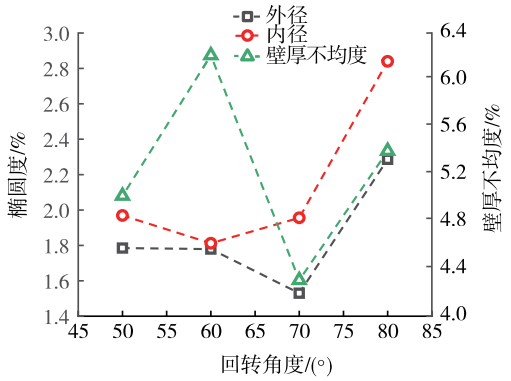


图15 回转角度对管材内外径椭圆度和壁厚不均度的影响

Fig.15 Effect of rotation angle on the ovality and wall thickness unevenness of pipe inner and outer diameters

在回转角度为60°时，应力分布均匀，轧制力峰值处于较优区间，同时保证了周向变形的均匀性，因此该角度下管材外径椭圆度最小，内径椭圆度虽略高于最低值，但差距不大。管坯回转的根本目的是实现周向变形的均匀性，合适的回转角度有助于促进金属沿周向的均匀流动与变形。随着回转角度的增大，下一个轧制周期中新增的未变形区域增多，因此正行程轧制力峰值相应上升。理论上，60°的回转角度具有良好的轧制回转对称性，有利于获得更圆整的外形，且外径更接近目标尺寸。

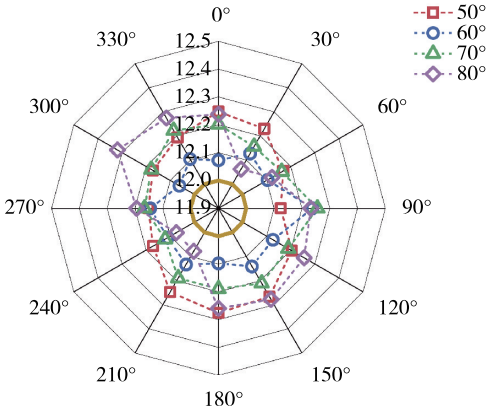


图16 不同回转角度下管材外径分布曲线

Fig.16 Distribution curves of pipe outer diameter under different rotation angles

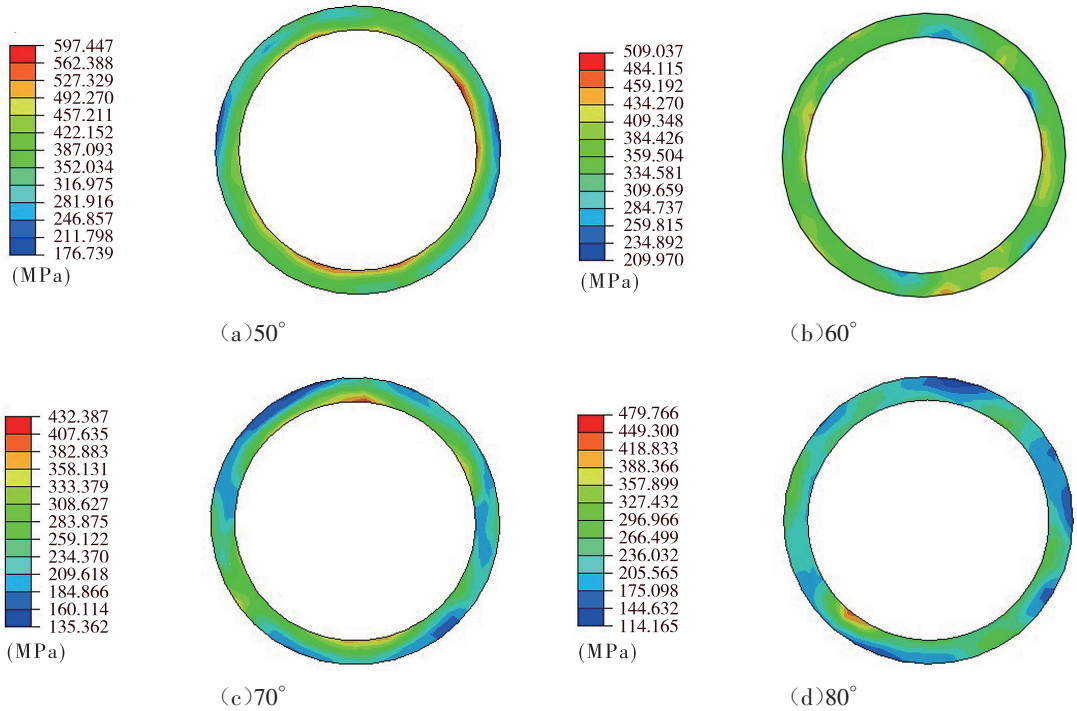


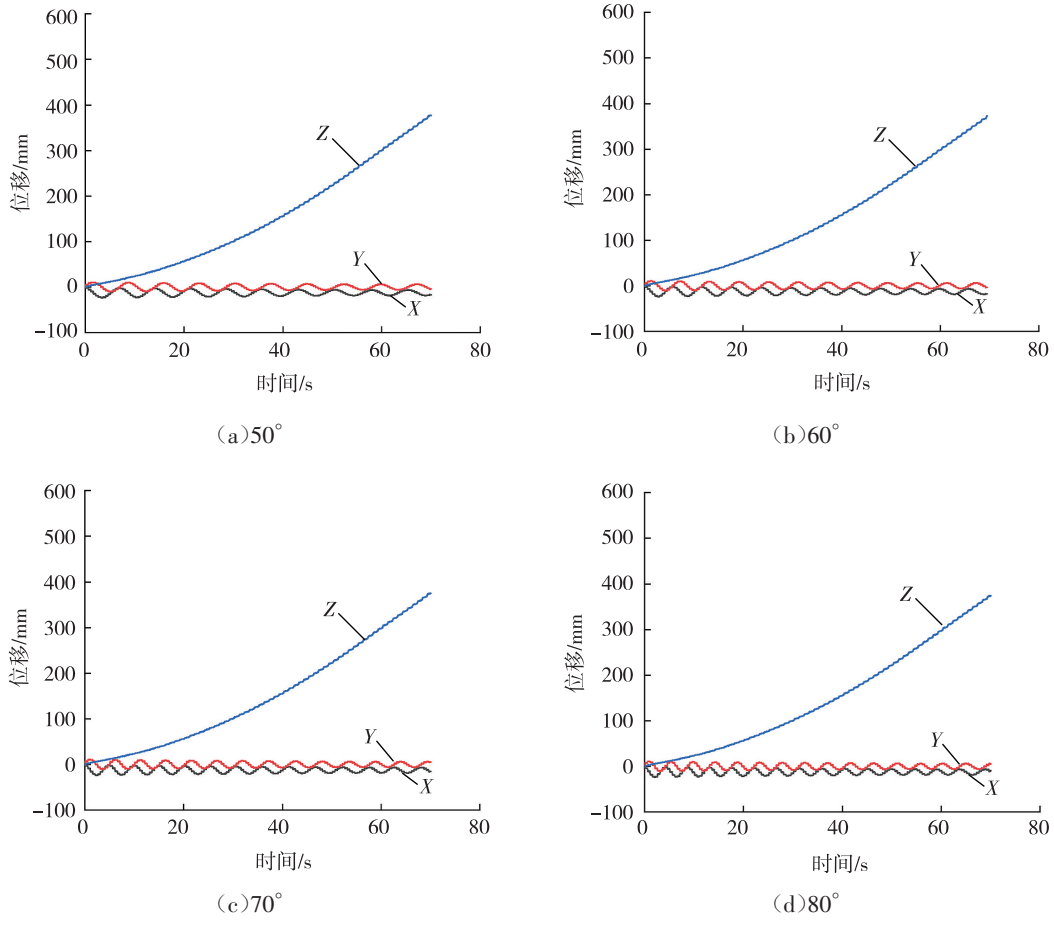
图17 不同回转角度下精整段等效应力云图

Fig.17 Equivalent stress contour plots of the finishing section under different rotation angles

其余3个回转角度下应力分布均不均匀，易导致局部变形过度，使外径呈现明显的长短轴(即椭圆形)。值得注意的是，50°与70°下的平均外径较大，在一定程度上降低了椭圆度的计算值；而80°回转角度因有大量未变形区域参与轧制，加剧了变形不对称性，导致椭圆度显著增大。

壁厚不均度的变化规律与椭圆度并不完全一致。在文中的回转角度范围内，70°时壁厚不均度最低，而60°时最高。壁厚不均度取决于截面上最大与最小壁厚的差值，对局部减薄极值更为敏感，其形成与管坯–芯棒间的接触压力分布、摩擦条件以及径向金属流动的差异密切相关。60°是

360°的因数，在连续轧制道次中，周向同一局部区域更容易反复成为高减薄区，从而放大壁厚极差；而70°与360°的最小公倍数较大，使得周向变形区在后续周期中能更充分地错开分布，有利于减小壁厚不均度。



（a）50°　（b）60°　（c）70°　（d）80°

图18　不同回转角度下材料流动规律

Fig.18　Material flow patterns under different rotation angles

2.3　管坯送进量

管坯送进量定义为每次正行程或反行程轧制前管坯沿轴向推进的距离，该参数不仅关系到管材的生产效率，也显著影响其成型质量。图19示出不同送进量下，一个周期内轧制力变化曲线。可以看出，在轧制速度60 次/min、回转角度60°的条件下，不同送进量对应的轧制力随行程变化的整体趋势较为一致，其主要影响体现在轧制力峰值上。从图20可以看出，随着送进量增加，正行程与反行程的轧制力峰值均呈上升趋势。送进量增大会使单道次受压金属体积增加，导致变形更为剧烈，从而引起轧制力明显上升。虽然增大送进量有助于提高生产效率，但过大的轧制力会降低管材的成型精度，并加剧轧辊磨损。

图21所示不同送进量下管材内外径椭圆度，随着送进量的增加，在送进量2~4 mm间外径椭圆度和内径椭圆度随之增加，即管材的尺寸精度越来越差，但5 mm的送进量又让椭圆度减小。但根据图22不同送进量下管材外径分布曲线图可看出，外径随着送进量增大而增大，送进量越大，管材外径与目标外径差距越大。

从图23的应力分布可知，送进量增大会导致应力均匀性下降、管坯变形不充分，且每一周期中未变形区域增多。尽管所需轧制力随之上升，但外径的实际减径量仍不足，致使成型外径偏差及椭圆度增大（2~4 mm阶段）。送进量为5 mm时，椭圆度数值虽略有降低，但应力分布仅较4 mm时稍趋均匀，外径分布曲线的波动幅度虽减小，整体仍显著偏离目标尺寸。该条件下管坯截面的最大与最小直径均明显偏大，由于两者差值增幅小于平均直径的增幅，按式（1）计算的椭圆度相对值反而减小，这并不代表尺寸精度的真实提升。

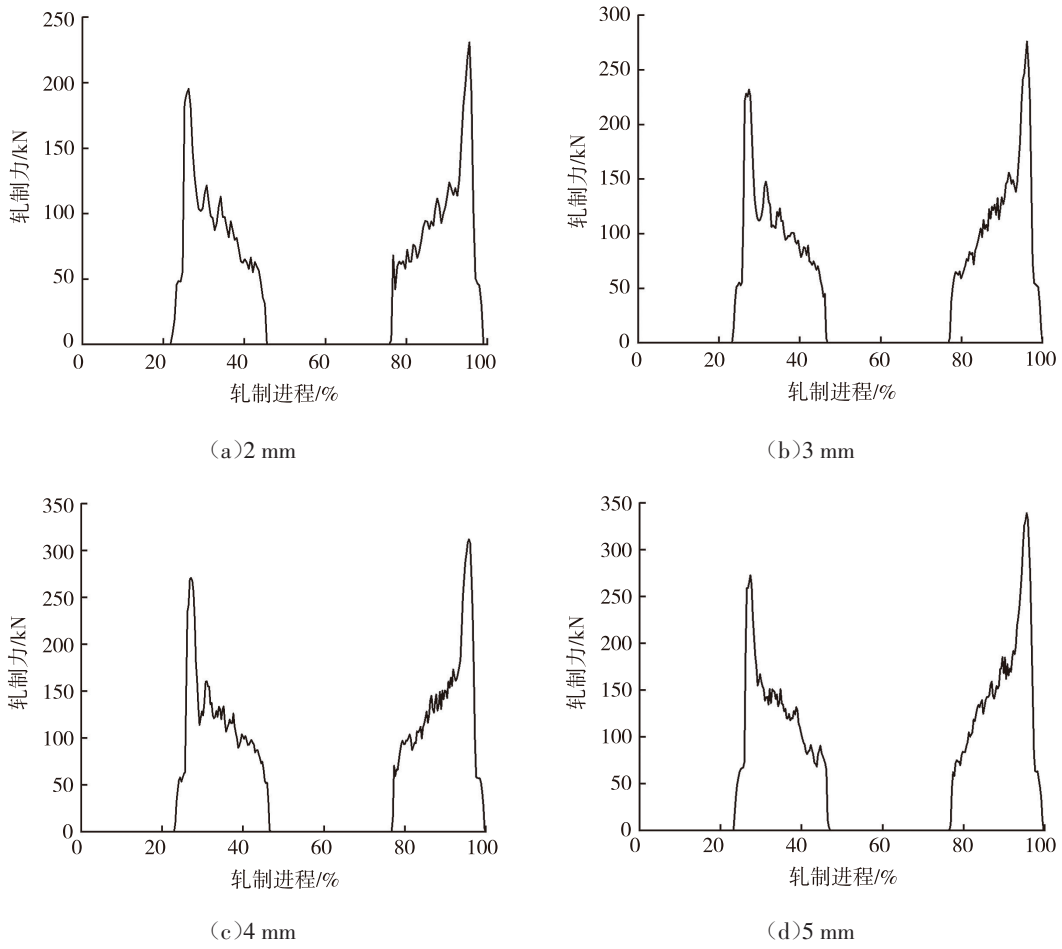


图19 不同送进量下一个周期内轧制力变化曲线

Fig.19 Variation curves of rolling force over one cycle under different feed amounts

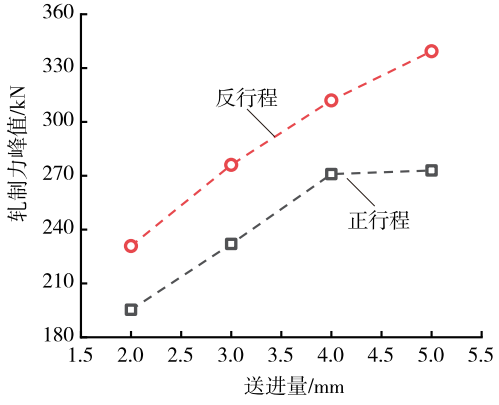


图20 送进量对轧制力峰值影响

Fig.20 Effect of feed amount on peak rolling force

送进量增大意味着单次送入变形区的未变形金属长度增加，要求更大的减径与减壁量。受孔型几何等因素限制，过大的送进量容易造成局部压下集中、周向金属流动减缓，部分区域处于欠变形状态，从而导致外径减小量不足、平均外径偏大。因此，5 mm送进量下椭圆度的降低主要源于截面整体膨胀引起的相对值变化，并不能说明椭圆精度实际得到改善。

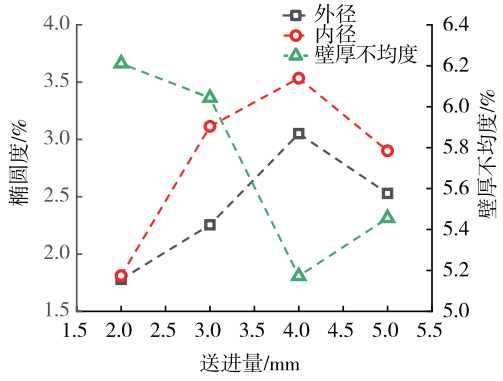


图21 送进量对管材内外径椭圆度和壁厚不均度的影响

Fig.21 Effect of feed amount on the ovality and wall thickness unevenness of pipe inner and outer diameters

图21示出，壁厚不均度在送进量为2~4 mm范围内逐渐下降，并在4 mm时达到最低值，随后在5 mm时略有回升。如前所述，送进量增大会使变形区内未变形金属长度增加，导致减径与减

壁难以充分完成，材料更多地向轴向流动，而径向与周向流动速度显著降低（见图24）。这种情况下管坯整体径向变形较小，壁厚分布趋于均匀，从而在数值上呈现出壁厚不均度较低的“表象”。但需要强调的是，送进量较大时轧制出的管坯具有明显的椭圆形状，与目标直径偏差显著，存在实质上的成型质量缺陷。

送进量与生产率密切相关。在理想连续轧制条件下，若轧制速度、回转方式等其他参数保持不变，生产率理论上随送进量线性增长。然而，实际生产中还受设备启停、调整耗时、缺陷修磨及废品率等因素制约，且过大的送进量易引发成型缺陷，反而降低有效产出。因此，基于本研究结果，建议在实际生产中仍应以保证冷轧成型质量为首要目标，优先选用较低的送进量，而非片面追求生产率。

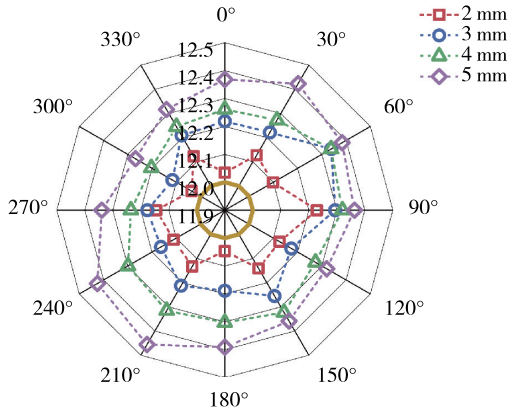
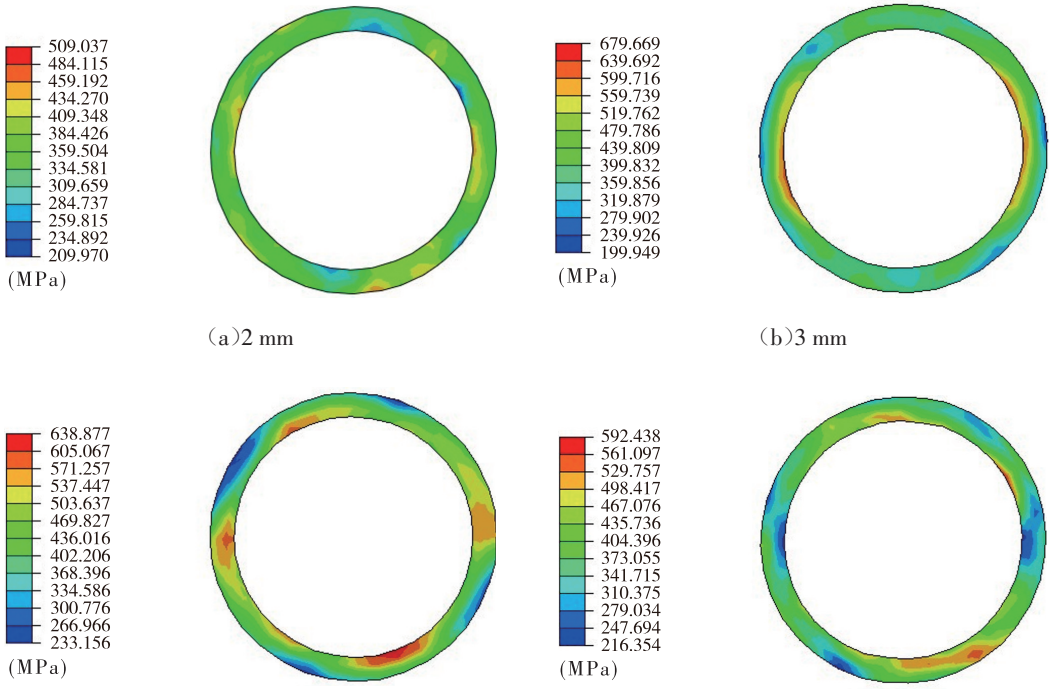


图22 不同送进量下管材外径分布曲线

Fig.22 Distribution curves of pipe outer diameter under different feed amounts



（a）2 mm （b）3 mm

（c）4 mm （d）5 mm

图23 不同送进量下精整段等效应力图

Fig.23 Equivalent stress diagrams of the finishing section under different feed amounts

2.4 冷轧工艺对成型效果的影响权重分析

文中采用标准化回归系数法，计算轧制速度、回转角度和送进量对外径椭圆度、壁厚不均度及外径偏差的影响权重，计算方法简述如下[21]。

自变量和因变量的标准化值为：

$$z_{x_j}=\frac{x_j-\bar{x}_j}{s_{x_j}} \tag{3}$$

式中：z_{x_j}为第j个自变量的标准化值；x_j为第j个自变量的观测值；$\bar{x}_j$为第j个自变量的均值；s_{x_j}为第j个自变量的标准差。

$$z_y=\frac{y-\bar{y}}{s_y} \tag{4}$$

式中：z_y为因变量y的标准化值；y为因变量的观测值；$\bar{y}$为因变量y的均值；s_y为因变量y的标准差。

标准化回归系数的计算方法如下：

$$z_y=\beta_1 z_{x_1}+\beta_2 z_{x_2}+\cdots+\beta_p z_{x_p}+\varepsilon \tag{5}$$

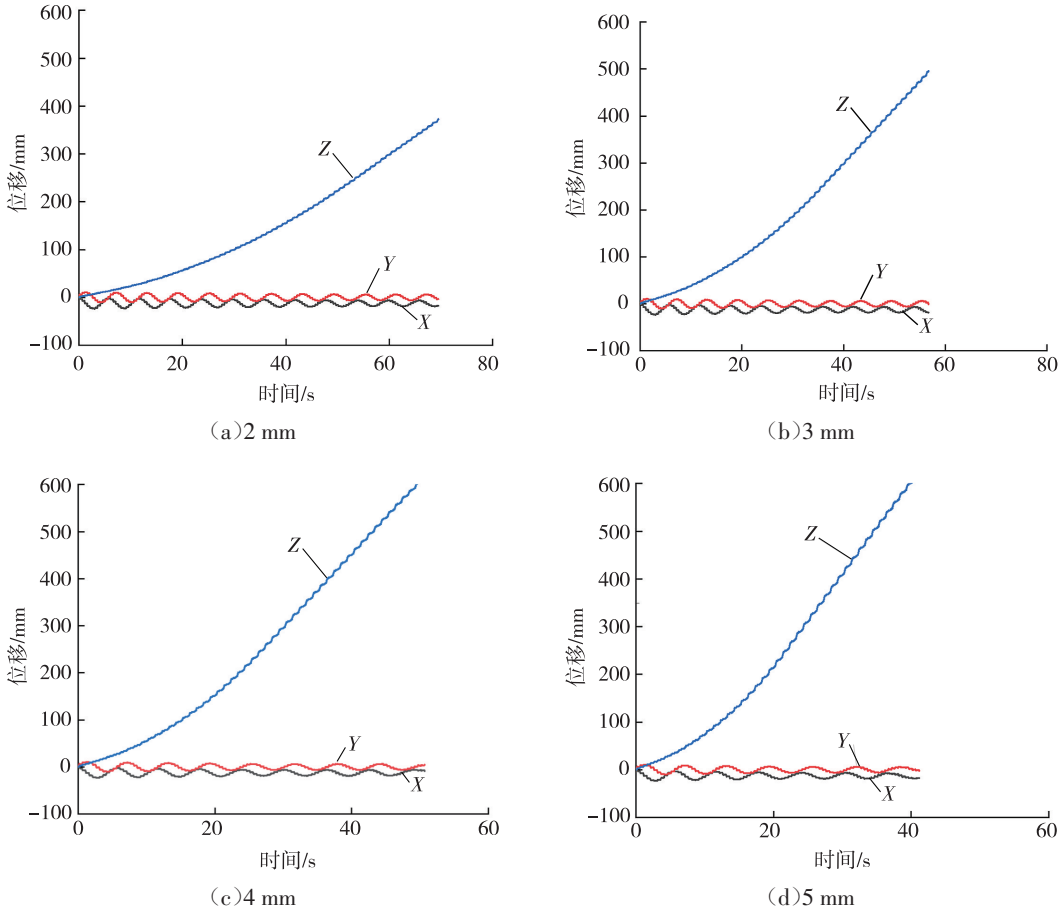
式中：β_p为第p个自变量的标准化回归系数；ε误差项。

权重计算公式为：

$$\omega_j=\frac{|\beta_j|}{\sum_{k=1}^{p}|\beta_k|} \tag{6}$$

式中：ω_j为第j个自变量的权重；p为自变量的个数。

冷轧工艺的模拟结果如表4所示。对于外径椭圆度和外径偏差这两个成型质量指标，送进量是最主要的影响参数，其影响权重均超过65%。相比之下，壁厚不均度则主要受轧制速度的影响。



（a）2 mm （b）3 mm

（c）4 mm （d）5 mm

图24 不同送进量下材料流动规律

Fig.24 Material flow patterns under different feed amounts

表4 冷轧工艺对成型效果影响权重

Tab.4 Influence weight of cold rolling process on forming effectiveness

冷轧工艺	轧制速度	回转角度	送进量
外径椭圆度	18.0%	16.2%	65.8%
壁厚不均度	61.1%	21.4%	17.5%
外径偏差	24.5%	7.4%	68.1%

在文中研究的3种冷轧工艺参数之外，还可通过调控微观组织，进一步提升双相不锈钢在大变形下的成型性能。若双相不锈钢中奥氏体与铁素体的两相比例偏离平衡状态，由于两相硬度及变形能力不同，易导致应变分布不均，并在相界处引发应力集中与微裂纹[21-22]。轧制过程中，铁素体形成的强α-纤维织构（<110>//RD）及奥氏体形成的强铜型织构，可能加剧材料的各向异性，致使不同方向上的屈服强度与塑性应变比（r值）差异增大，从而引起不均匀拉伸、局部减薄乃至开裂[23-24]。同时，大变形冷轧还可能在奥氏体中诱发形变诱导马氏体，并显著提高铁素体中的位错密度；位错在相界处塞积，易成为微裂纹的优先形核位置，大幅降低材料的韧性与塑性[25]，严重损害其成型性能。

3 结论

（1）以S32750双相不锈钢为研究对象，通过数值模拟研究了轧制速度、管坯回转角度和送进量三个皮尔格冷轧工艺参数对小口径薄壁管材成

型尺寸的影响。结果表明，在文中设定的参数范围内，送进量是影响外径椭圆度和外径偏差最主要的因素，而轧制速度对壁厚不均度的影响最为显著。

（2）在60~90 次/min轧制速度参数范围内，各组合下所得管材的外径均保持较好的圆整度，且接近目标尺寸。相比其他速度，70 次/min的轧制速度下管材外径尺寸波动更小，壁厚不均度更低。

（3）回转角度为50°、70°和80°时，管材成型尺寸均不理想，出现了明显的椭圆形变形。相比之下，60°的回转角度因具有良好的周期性对称特征，有助于获得更低的椭圆度；然而，该角度下局部高减薄区域在连续道次中容易重复出现，可能导致壁厚不均度增大。

（4）在2~5 mm的送进量范围内，随着送进量增加，每一轧制周期中未变形区域增多，正、反行程的轧制力峰值相应上升，但管材的减径与减壁量仍显不足，导致其外径与目标直径的偏差以及椭圆度均显著增大。值得注意的是，壁厚不均度在此过程中反而呈现下降趋势。整体来看，随着送进量的增加，管坯成型效果逐渐变差。

（5）基于模拟结果，综合考虑成型质量指标，在文中参数范围内，推荐采用70 次/min轧制速度、60°回转角度、2 mm送进量作为最优工艺组合。

参考文献：

[1] 田野，邹斌，陈翠翠，等.弯曲载荷作用下含错边缺陷管道环焊缝应力计算[J].压力容器，2023，40(1)：61-67.
TIAN Y，ZOU B，CHEN C C，et al.Stress calculation of girth weld of pipeline with misalignment defect under bending load[J].Pressure Vessel Technology，2023，40(1)：61-67.

[2] 张俊杰，曹胜，王俊强，等.含划痕-凹陷组合缺陷管道屈曲失稳机理及极限承载能力研究[J].压力容器，2025，42(4)：56-63.
ZHANG J J，CAO S，WANG J Q，et al. Study on buckling instability mechanism and ultimate load-bearing capacity of pipelines with dent-gouge combined defects [J]. Pressure Vessel Technology，2025，42(4)：56-63.

[3] 王国栋.中国钢铁轧制技术的进步与发展趋势[J].钢铁，2014，49(7)：23-29.
WANG G D.Progress and developing trends of steel rolling technology in China[J].Iron & Steel，2014，49(7)：23-29.

[4] 李恒，魏栋，杨恒，等.高性能管材二辊皮尔格冷轧成形研究动态及存在问题[J].航空制造技术，2018，61(21)：16-24.
LI H，WEI D，YANG H，et al.Two-roller cold pilger rolling of high-performance tube：a critical review[J]. Aeronautical Manufacturing Technology，2018，61(21)：16-24.

[5] POCIECHA D，BORYCZKO B，OSIKA J，et al. Analysis of tube deformation process in a new pilger cold rolling process [J]. Archives of Civil and Mechanical Engineering，2014，14(3)：376-382.

[6] MUSAZADEH M H，VAFAEI R，SHARIFI E M，et al. Mechanical properties，microstructural evolution，and the effect of friction on the plastic flow of the AISI 321 austenitic stainless steel tube during cold pilgering：an experimental and simulation analysis [J]. Metallurgical and Materials Transactions B，2018，49：3030-3042.

[7] ABE H，IWAMOTO T，YAMAMOTO Y，et al. Dimensional accuracy of tubes in cold pilgering[J]. Journal of Materials Processing Technology，2016，231：277-287.

[8] 秦勤，罗斌，李长聪，等.皮尔格冷轧管机轧制过程工艺优化[J].中南大学学报(自然科学版)，2023，54(12)：4711-4719.
QIN Q，LUO B，LI C C，et al.Process optimization of pilger cold rolling [J]. Journal of Central South University(Science and Technology)，2023，54(12)：4711-4719.

[9] 陈旭鹏，张计谋，汪后明，等.差温轧制对07MnNiMoDR中厚板变形均匀性的影响[J].压力容器，2023，40(2)：80-86.
CHEN X P，ZHANG J M，WANG H M，et al.Effect of differential temperature rolling on the deformation uniformity of 07MnNiMoDR medium plate [J]. Pressure Vessel Technology，2023，40(2)：80-86.

[10] 楚志兵，魏栋，杨彦龙，等.不同送进量对皮尔格轧制成形的影响及验证[J].工程科学学报，2017，39(5)：747-755.
CHU Z B，WEI D，YANG Y L，et al. Influence and verification of different feed ranges on cold pilgering [J]. Chinese Journal of Engineering，2017，39(5)：747-755.

[11] LI R，JIN P F，WANG W J，et al. Inner surface morphology and roughness evolution of pilgering thick-walled tubes [J]. Materials，2023，16(24)：7618-7630.

[12] 闫菲菲.LG730冷轧管机孔型设计及其轧制过程仿

真[D].秦皇岛:燕山大学,2015.
YAN F F.Pass design of LG730 cold-rolling pilger mill and its finite element simulation in the rolling-process [D].Qinhuangdao:Yanshan University,2015.

[13] RAGGER K S, PRIMIG S, DANIEL R, et al. Cold pilgering of duplex steel tubes: The response of austenite and ferrite to excessive cold deformation up to high strains [J]. Materials Characterization, 2017, 128:257-268.

[14] 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[J].钛工业进展,2015,32(3):21-25.
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 [J].Titanium Industry Progress,2015,32(3):21-25.

[15] MURAOKA T, KUBOKI T, KAJIKAWA S, et al. Proposal of a numerical model using the finite element analysis of pilger rolling for improvement of computation precision and efficiency [J]. Procedia Engineering,2017,207:2364-2369.

[16] 李伟,帅美荣,楚志兵,等.皮尔格冷轧管机关键工艺参数周期送进量研究[J].塑性工程学报,2019,26(1):279-285.
LI W, SHUAI M R, CHU Z B, et al. Study on key technology parameter cycle feed range of pilger cold-rolling pipe mill [J]. Journal of Plasticity Engineering,2019,26(1):279-285.

[17] 李永林,王璐,孟鑫,等.两辊冷轧纯钛管材的工艺研究[J].热加工工艺,2019,48(17):42-45.
LI Y L,WANG L,MENG X,et al.Study on technology of cold rolling pure titanium tube with two rolls [J]. Hot Working Technology,2019,48(17):42-45.

[18] 何宗霖.基于DEFORM的皮尔格热轧复合钢管有限元模拟及分析[J].山西冶金,2018,41(4):1-3.
HE Z L. Finite element simulation and analysis of pilger hot rolled composite steel tube based on DEFORM[J].Shanxi Metallurgy,2018,41(4):1-3.

[19] ZHANG H Q, WANG X F, WEI B L, et al. Effect of tooling design on the cold pilgering behavior of zircaloy tube [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology,2017,92(5): 2169-2183.

[20] 杨帅.精密冷轧管机孔型设计及管材内表面质量分析[D].秦皇岛:燕山大学,2022.
YANG S. Pass design of precision cold-rolling pipe mill and analysis of internal surface quality of pipe [D].Qinhuangdao:Yanshan University,2022.

[21] 高燕,张建华,李月林,等.基于多元线性回归分析的热轧产品性能预测的应用[J].河北冶金,2013(6):34-36.
GAO Y, ZHANG J H, LI Y L, et al. Application of properties prediction for hot-rolling products based on multiple linear regression analysis [J]. Hebei Metallurgy,2013(6):34-36.

[22] 曾和友,李铁钉,雷波,等.油气管道球阀结构设计改进及性能试验研究[J].流体机械,2023,51(10):18-23.
ZENG H Y, LI T D, LEI B, et al. Structural design improvement and experimental study of oil and gas pipeline ball valve [J]. Fluid Machinery, 2023, 51(10):18-23.

[23] 高祥明,裴明德,李国平.冷轧硬化对超级双相不锈钢S32750析出相的影响[J].钢铁,2019,54(9):94-98.
GAO X M,PEI M D,LI G P.Influence of cold rolling on precipitation of S32750 super duplex stainless steel [J].Iron & Steel,2019,54(9):94-98.

[24] 郭渊,周俊.基于机器视觉的轴承缺陷检测研究进展[J].机电工程,2024,41(5):761-774.
GUO Y,ZHOU J.Research progress of bearing defect detection based on machine vision [J]. Journal of Mechanical & Electrical Engineering, 2024, 41(5): 761-774.

[25] 李昊卿,田玉晶,赵而团,等.S32750双相不锈钢相界与晶界特征对其力学性能和耐蚀性能的影响[J].材料工程,2020,48(2):133-139.
LI H Q, TIAN Y J, ZHAO E T, et al. Effect of phase boundary and grain boundary characteristics on mechanical properties and corrosion resistance of S32750 duplex stainless steel[J].Journal of Materials Engineering,2020,48(2):133-139.

作者简介:李曰兵(1987),男,教授,主要从事能源装备结构完整性与可靠性评价,通信地址:310023浙江省杭州市西湖区留和路288号浙江工业大学屏峰校区,E-mail:ybli@zjut.edu.cn。

通信作者:闾川阳(1991),男,副教授,主要从事能源装备结构完整性评价,通信地址:310023浙江省杭州市西湖区留和路288号浙江工业大学屏峰校区,E-mail:cylv@zjut.edu.cn。

本文引用格式:
李曰兵,翟可风,孙文强,等.皮尔格冷轧工艺参数对S32750双相不锈钢管材成型的影响[J].压力容器,2026,43(2):12-26.
LI Yuebing,ZHAI Kefeng,SUN Wenqiang,et al.Effect of Pilger cold rolling process parameters on the forming of S32750 duplex stainless steel pipes[J].Pressure Vessel Technology,2026,43(2):12-26.