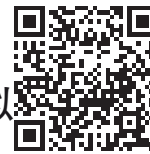


· 形变与相变 ·

## 新型耐热合金 SP2215 无缝管二辊斜轧穿孔的数值模拟



梁 凯<sup>1</sup>, 姚志浩<sup>1</sup>, 谢锡善<sup>1</sup>, 王洪瑛<sup>1</sup>, 程 健<sup>2</sup>, 代卫星<sup>3</sup>, 董建新<sup>1</sup>

(1 北京科技大学材料科学与工程学院, 北京 100083; 2 江苏武进不锈股份有限公司, 常州 213111;

3 湖州永兴特种不锈钢有限公司, 湖州 313099)

**摘 要:**奥氏体耐热合金在斜轧穿孔过程中工艺参数的选择不当,可能导致毛管出现晶粒粗大、混晶等现象,甚至在加工过程中发生断裂,进而影响到后续的加工变形及产品的最终性能。基于先前的热变形试验,建立 SP2215 合金的材料模型,并利用有限元软件 Simufact Forming 16.0 对合金的斜轧穿孔过程进行模拟,分析了穿孔过程中管坯金属流动、应变场、应力场、应变速率场、温度场及穿孔机穿孔作用力的动态变化,模拟结果与实际变形规律相符。进而探讨了顶伸量、轧辊转速、管坯初始温度等工艺参数对合金热穿孔行为与微观组织的影响,最终获得合金的最佳斜轧穿孔工艺为:顶伸量 50 mm、轧辊间距 95.84 mm、导板间距 116.06 mm、轧辊转速 50 r/min、管坯初始温度 1 100~1 150 °C。

**关键词:**SP2215 合金; 斜轧穿孔; Simufact Forming; 有限元模拟

**DOI:**10.20057/j.1003-8620.2024-00272 **中图分类号:**TG132.3

## Numerical Simulation of Two-roller Rotary Rolling Piercing of a New Heat-resistant Alloy SP2215 Seamless Pipe

Liang Kai<sup>1</sup>, Yao Zhihao<sup>1</sup>, Xie Xishan<sup>1</sup>, Wang Hongying<sup>1</sup>, Cheng Jian<sup>2</sup>, Dai Weixing<sup>3</sup>, Dong Jianxin<sup>1</sup>

(1 School of Materials Science and Engineering of University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083,

China; 2 Jiangsu Wujin Stainless Steel Pipe Group Co., Ltd., Changzhou 213111, China;

3 Yongxing Special Materials Technology Co., Ltd., Huzhou 313099, China)

**Abstract:** In the process of rotary rolling and piercing for austenitic heat-resistant alloy, the improper selection of process parameters may result in phenomena such as coarse grain and mixed crystal in the pipe billet, or even fracture during processing, thereby impacting subsequent deformation and final product performance. Based on the previous thermal deformation tests, this study established a material model for SP2215 alloy and utilized finite element software Simufact Forming 16.0 to simulate the rotary rolling and piercing of the alloy. The study analyzed dynamic changes in metal flow, strain field, stress field, strain rate field, temperature field, and rolling force during the skew rolling process. The simulation results are consistent with the actual deformation patterns. Furthermore, this study explored how process parameters such as head forward amount, roll speed, and initial temperature of billet affect both skew rolling performance and microstructure of the alloy. Ultimately an optimal rotary rolling and piercing process for the alloy is determined: head forward amount of 50 mm; roller spacing of 95.84 mm; guide plate spacing of 116.06 mm; roller speed at 50 r/min; and initial temperature range for tube billet at 1 100 °C-1 150 °C.

**Key Words:** SP2215 Heat Resistant Alloy; Rotary Rolling and Piercing; Simufact Forming; Finite Element Simulation

奥氏体耐热合金是一种具有优异的高温强度和耐腐蚀性的金属材料,广泛应用于制造火力发电锅炉、核反应堆、航空航天、石油化工等工业部门中在高温下工作的零部件,其无缝钢管常采用斜轧穿孔工艺制备<sup>[1-3]</sup>。然而由于该工艺的热变形程度较大且奥氏体耐热合金的塑性加工温度范围较窄,其塑性变形能力通常低于碳钢,工艺参数的选择不当容易导致合金出现晶粒粗大、混晶等现象,甚至产

生折叠、裂纹、穿伤和分层等缺陷,对钢管后续加工变形及最终质量产生重要影响<sup>[4-6]</sup>。

斜轧穿孔过程中合金的变形极为复杂,在实际生产过程中,穿孔参数的选择往往依靠人们的经验判断或依赖于反复试验以确定合适的工艺参数,耗时耗力且成本高昂。随着计算机技术的发展,有限元模拟仿真技术为解决这一问题提供了一种有效的途径。通过计算机模拟,可以在不实际生产的情

**基金项目:**国家自然科学基金项目(No. 52271087, No. 52471110)

**作者简介:**梁 凯(1998—),男,硕士; **E-mail:**liangkai593@163.com; **收稿日期:**2024-12-03

**通信作者:**姚志浩(1982—),男,博士,教授; **E-mail:**zhihaoyao@ustb.edu.cn

况下预测合金在斜轧穿孔过程中的变形行为及可能产生的缺陷。在优化工艺参数的同时,减少试错次数,提高生产效率,降低成本,并最终提高产品质量。Derazkola 等<sup>[7]</sup>采用有限元模拟的方法,系统研究了二辊斜轧穿孔过程中轧辊-管坯和顶头-管坯的摩擦系数对穿孔速度、管坯应变速率以及温度场的影响,研究表明轧辊-管坯摩擦系数的增加会导致管坯应变速率的增加,加快穿孔速度,顶头摩擦系数的影响效果与之恰恰相反,但值得注意的是,较高的管坯摩擦系数会加重管坯的表面扭曲。此外,在对 Super 13Cr 不锈钢二辊斜轧穿孔工艺的研究中,Derazkola 等<sup>[5]</sup>发现穿孔过程中应变速率沿管坯横截面分布的不均匀是影响毛管厚度均匀性的主要原因。Zhang 等<sup>[8]</sup>采用有限元模拟与实验相结合的方法,研究了不同穿孔参数对 Inconel 718 合金组织的影响,研究表明,斜轧穿孔中的剪切应变是晶粒细化的主要原因,压下率和轧制速度分别对合金的动态再结晶和组织均匀性有重要的影响。罗伟<sup>[9]</sup>通过设计一系列正交模拟实验,全面分析了顶伸量、碾轧角、送进角、导板间距等工艺参数对穿孔机力能参数、毛管尺寸精度的影响,从而得到了最佳的参数组合。然而,目前仍缺乏对 SP2215 合金斜轧穿孔行为的相关研究。基于先前研究内容建立 SP2215 合金模型,利用 Simufact 有限元模拟软件系统研究了穿孔过程中管坯金属流动、应变场、应力场、应变速率场、温度场及穿孔机穿孔作用力的动态变化,进而分析了顶头前伸量、轧辊转速、管坯初始温度等工艺参数对管坯物理场、穿孔机力能参数、毛管尺寸精度和显微组织的影响规律,为合金斜轧穿孔工艺参数的选择提供参考。

## 1 斜轧穿孔有限元模型的建立

### 1.1 几何模型的建立

在钢管制造业中,二辊锥型斜轧穿孔技术因其卓越的穿孔能力和优异的产品精度成为了行业的主流选择。这种穿孔机的设计是为了实现在穿孔过程中轧辊转速与管坯金属流动速度的同步,同时通过将轧辊设计为锥形可有效减小穿孔过程中的剪切应力,从而显著提高成品质量。

所涉及的斜轧穿孔过程模拟,在保证计算精度的前提下,为提高计算效率,穿孔机模型仅保留了轧辊、顶头、导板和推板等关键部件,以简化结构。鉴于实际生产中对于轧辊、顶头和导板等穿孔机部件用材的硬度要求较高,以及这些部件在穿孔过程中会通过

喷水进行冷却,因此,其塑性变形可以忽略,故在模型中将其视作刚性体,而管坯则定义为塑性体。

穿孔机模型由几何绘图软件 UG 绘制,进而导入有限元模拟软件中,模型如图 1 所示。

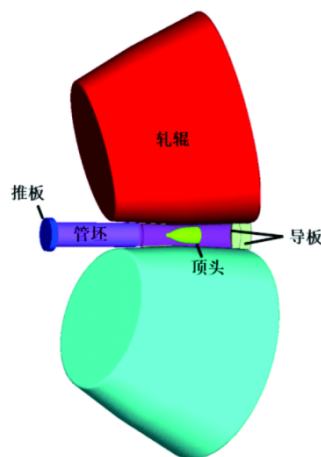


图 1 二辊斜轧穿孔机几何模型

Fig. 1 Geometric model of two-roller rotary rolling and piercing machine

### 1.2 有限元模型的建立

在进行有限元模拟前,需对模型进行前处理,设置如下参数:

(1) 材料的定义:于 Simufact 中自建材料 SP2215 合金数据库。泊松比 0.30,密度  $7\,920\text{ kg/m}^3$ ,损耗系数为 0.9。基于本课题组先前的 Gleeble 热压缩试验<sup>[10]</sup>,获得合金在不同温度下的应力应变关系曲线,微观组织模型采用 Yada 模型,其表达式如式 (1)~(3)。

$$D_{DRX} = 40\ \mu\text{m}(\bar{\varepsilon} < \varepsilon_c) \quad (1)$$

$$D_{DRX} = 24\,655.51 \times \dot{\varepsilon}^{-0.1004} \times \exp\left(\frac{-0.167\,3Q}{RT}\right) \quad (\bar{\varepsilon} \geq \varepsilon_c) \quad (2)$$

$$\varepsilon_c = 0.002\,762 \times \exp\left(\frac{6\,044.92}{T}\right) \quad (3)$$

式中,  $D_{DRX}$  表示合金的动态再结晶晶粒尺寸,  $\mu\text{m}$ ;  $\dot{\varepsilon}$  为热变形应变速率,  $\text{s}^{-1}$ ;  $\bar{\varepsilon}$  为热变形平均应变;  $Q$  为热变形激活能,  $\text{J/mol}$ ;  $\varepsilon_c$  为合金发生动态再结晶的临界应变;  $T$  为热变形温度,  $\text{K}$ ;  $R$  为理想气体常数, 值为  $8.314\ \text{J/(mol}\cdot\text{K)}$ 。

考虑到计算机的硬件环境,结合刚塑性有限元模型,对穿孔过程进行了以下假定:

- (a) 忽略模具的塑性变形,均设为刚性体。
- (b) 管坯体积不可压缩,变形采用刚塑性材料

模型。

(c)在保证计算真实性的条件下,为提高计算速度,管坯长度选择为 400 mm。

(2)摩擦定义:模型选择剪切摩擦模型,管坯与轧辊、导板的摩擦系数分别为 1.7、0.1,顶头与管坯的摩擦系数为 0.3。

(3)温度定义:轧辊、导板、顶头均设置为恒温刚体,温度为 150 °C,与环境的热传导系数为 20 W/(m<sup>2</sup>·K),与轧辊的热传导系数为 5 000 W/(m<sup>2</sup>·K)。推板温度设置为 50 °C,与环境的热传导系数为 20 W/(m<sup>2</sup>·K),与轧辊的热传导系数为 1 000 W/(m<sup>2</sup>·K)。

(4)模具驱动定义:在实际工业生产中,为使管坯更好地实现一次咬入,常使用推钢机将管坯推入穿孔机中。为此,通过使用弹簧控制的推块模拟实际生产中的推钢机,推块初始力设置为 12 kN,刚度设置为 10 000 N/m,当管坯与轧辊接触后,推板停止运动。

(5)网格的划分:选用 Ringmesh 法将管坯网格划分为 7 mm 的六面体网格,共计 21 375 个网格。

## 2 斜轧穿孔过程模拟结果分析

### 2.1 轧件运动规律分析

如图 2 所示,随着轧件的咬入,金属流动速度逐渐增大,在轧制稳定阶段,轧件出口段金属流动速度稳定在 1 700 ~ 1 800 mm/s,且越靠近出口端速度越大,但总体波动范围不大。剖面图显示,轧件的金属流动速度由轧件内部向外逐渐增大,且顶头鼻部金属流动速度最小,随着管坯的变形,金属流动速度逐渐增大,当管坯处于归圆段时,流动速度达到峰值。值得注意的是,出口端较高的金属流动速度,易导致端口轧制过程的不稳定,使该处轧件尺寸出现较大偏差,与实际生产过程相符<sup>[11-14]</sup>。

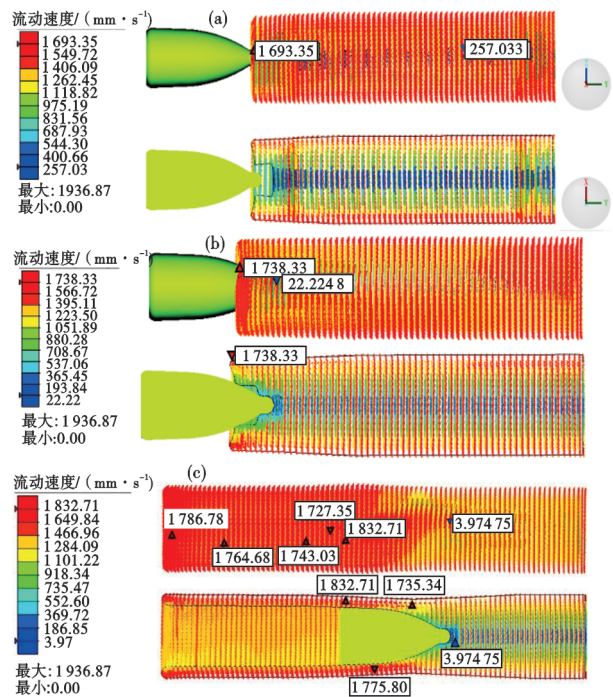


图 2 金属流动规律:(a) 0.45 s, (b) 0.60 s, (c) 1.83 s  
Fig. 2 The flow law of metal : (a) 0.45 s, (b) 0.60 s, (c) 1.83 s

### 2.2 轧件应变场分析

如图 3 所示,随着穿孔过程的进行,轧件的等效塑性应变逐渐增大,并在稳定轧制段达到峰值,在终轧段等效塑性应变峰值有所降低。在稳定轧制阶段,由于轧件外表面与轧辊直接接触,其等效塑性应变明显高于内表面;然而在二次咬入阶段,顶头初次与轧件接触,等效塑性应变迅速增加,通过侧视图也可看出,此时,顶头处等效塑性应变分布非常不均匀,对轧件尺寸稳定性有较大影响。总体而言,在咬入段轧件塑性应变较小,其主要变形发

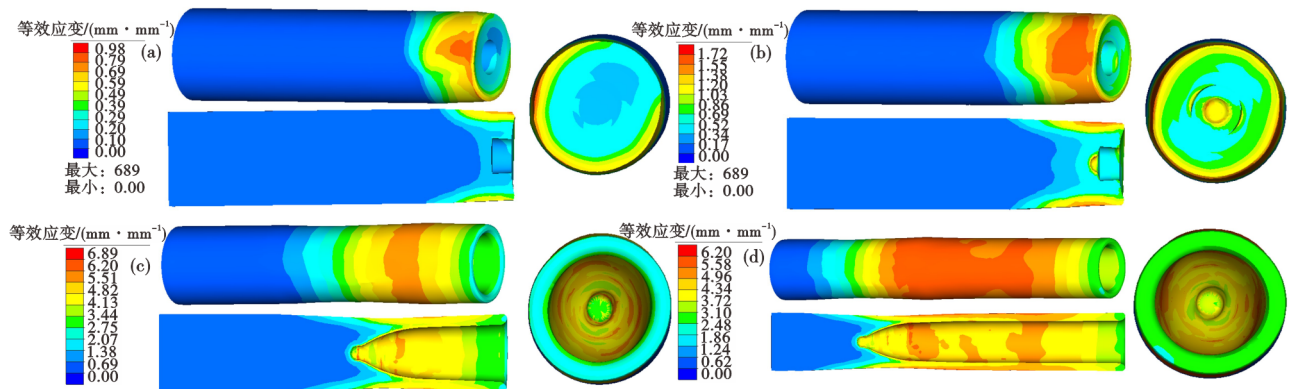


图 3 二辊斜轧穿孔过程中等效塑性应变分布:(a) 0.35 s, (b) 0.55 s, (c) 1.24 s, (d) 2.08 s  
Fig. 3 The equivalent plastic strain distribution in two-roller rotary rolling and piercing process : (a) 0.35 s, (b) 0.55 s, (c) 1.24 s, (d) 2.08 s

生于穿孔段,在归圆段后,等效塑性应变有所降低并趋于稳定。

### 2.4 轧件应力场分析

从图4中可以看出,轧件在与轧辊接触区域的等效应力最高,在穿孔过程中逐渐增大并在稳定轧制阶段基本保持恒定(230~235 MPa)。在轴向,顶头鼻部前端等效应力较大,高于与鼻部接触处等效应力值,结合穿孔过程中的平均正应力分布(图5)可知,在斜轧穿孔过程中,由于轧辊和顶头的作用,会使轧件内部产生较大的正应力,其中顶头鼻部前端一定距离处正应力最大。轧件内部较大的正应力,也使得合金容易产生内部撕裂,易于穿孔,即旋转横锻效应<sup>[15]</sup>。

### 2.5 轧件应变速率场分析

二辊斜轧穿孔过程中,管坯等效应变速率分布如图6所示。由图6可以看出,轧件在一次咬入至二次咬入初始阶段,其等效应变速率迅速增加,并

在二次咬入后基本保持稳定。其中,与轧辊接触的外表面等效应变速率最大,可达 $50\text{ s}^{-1}$ 以上,从外表面至内表面,等效应变速率逐渐减小,说明SP2215合金在斜轧穿孔过程中,其应变是由表及里的。由于存在送进角与碾轧角,为准确显示轧辊位置处,选取 $Z = 60\% \sim 71\%$ 等不同位置处截取轧件纵截面进行观察,可明显看出由表及里的应变过程。

### 2.6 轧件温度场分析

从图7中可以看出,斜轧穿孔过程中,管坯的温度有所升高。管坯温度的升高主要与管坯与其他工件的摩擦生热及管坯材料塑性变形产生的热量有关。由于管坯需要通过推板推入轧机以完成一次咬入,当推板运动距离较长时,管坯与轧辊碰撞力较大,因此,会产生较大的温升。当管坯完全咬入后,轧件温度基本趋于稳定,在稳定轧制段,由于管坯内部亦存在较大的变形,且内表面相较于外表面更难于散热,因此,管坯内表面的温度最高,且随

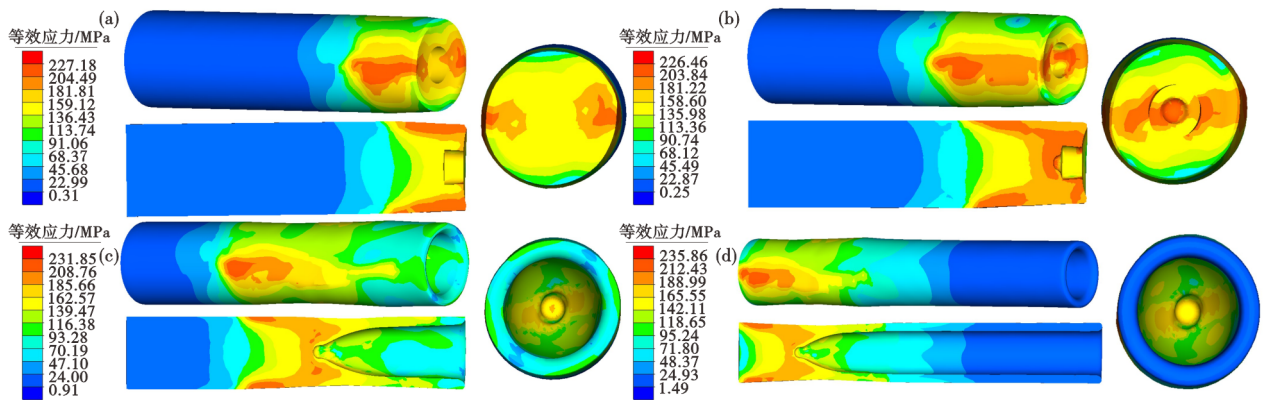


图4 二辊斜轧穿孔过程中等效应力分布:(a) 0.35 s, (b)0.55 s, (c) 1.24 s, (d) 2.08 s

Fig. 4 The equivalent stress distribution in two-roller rotary rolling and piercing process : (a) 0.35 s, (b)0.55 s, (c) 1.24 s, (d) 2.08 s

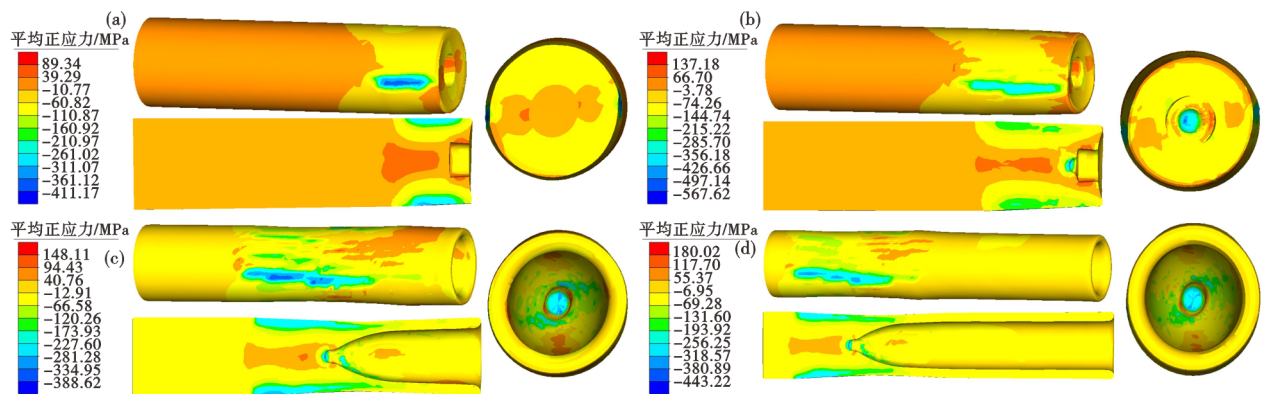


图5 二辊斜轧穿孔过程中平均正应力分布:(a) 0.35 s, (b)0.55 s (c), 1.24 s, (d) 2.08 s

Fig. 5 The average normal stress distribution in two-roller rotary rolling and piercing process : (a) 0.35 s, (b)0.55 s, (c) 1.24 s, (d) 2.08 s

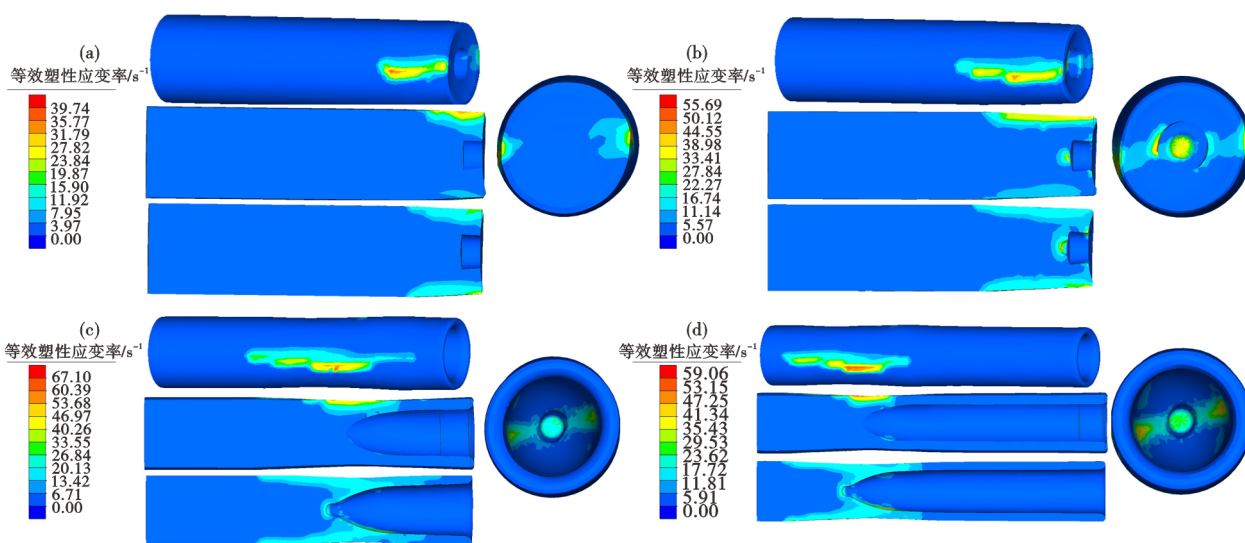


图 6 二辊斜轧穿孔过程中等效塑性应变率分布:(a) 0.35 s, (b)0.55 s, (c) 1.24 s, (d) 2.08 s

Fig. 6 The equivalent plastic strain rate distribution in two-roller rotary rolling and piercing process : (a) 0.35 s, (b)0.55 s, (c) 1.24 s, (d) 2.08 s

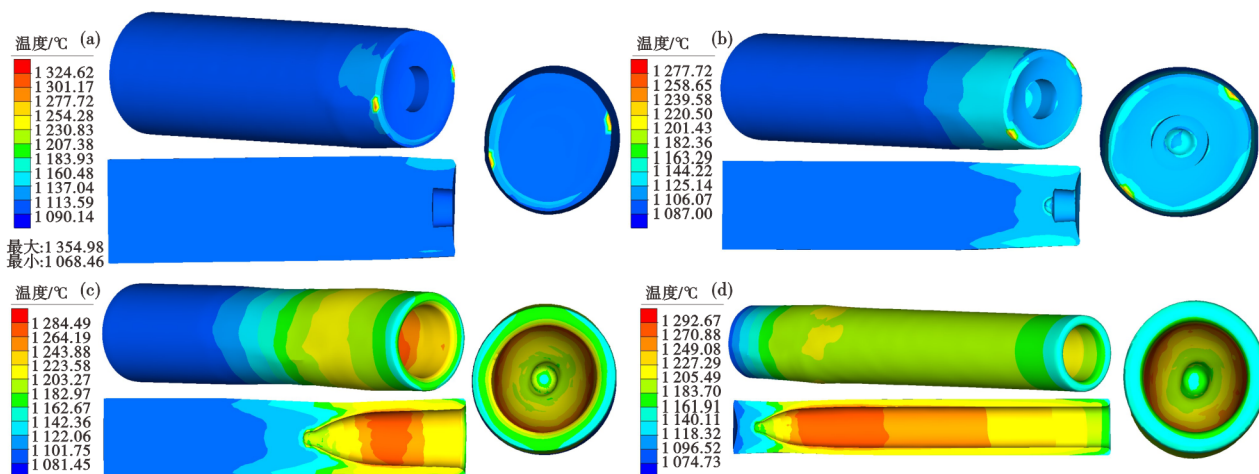


图 7 二辊斜轧穿孔过程中管坯温度分布:(a) 0.35 s, (b)0.55 s, (c) 1.24 s, (d) 2.08 s

Fig. 7 The temperature distribution of tube billet in two-roller rotary rolling and piercing process : (a) 0.35 s, (b)0.55 s, (c) 1.24 s, (d) 2.08 s

着穿孔过程的进行而逐渐上升。在管坯通过归圆区的过程中,随着合金逐渐成型,其受到的变形开始减小。由于变形能量与材料的塑性变形紧密相关,因此,随着合金变形程度的降低,由摩擦产生的热量也随之减少,管坯的温度开始逐步下降并趋于稳定。

### 2.7 穿孔作用力分析

图 8 为二辊斜轧穿孔过程中轧制力  $P$ 、顶头轴向力  $Q$  及导板力  $P_L$  的变化情况。可以看出,在管坯咬入段轧制力不断增大,顶头轴向力与导板力则是在管坯分别与顶头和导板接触后迅速增大,在稳定轧制段,穿孔作用力均基本保持稳定,并于终轧段逐渐

减小。其中,值得注意的是,由于轧制咬入段的不稳定性,管坯的摆动导致下导板力存在一个小高峰。

## 3 不同工艺参数对斜轧穿孔过程的影响

### 3.1 顶头前伸量对斜轧穿孔过程的影响

大量研究表明<sup>[9,16]</sup>,顶头前伸量、导板间距与轧辊间距对轧件尺寸有着重要的影响。邓孙成、潘峰等<sup>[17-19]</sup>通过研究给出了毛管参数与轧制参数之间的定量关系。为保证毛管参数不变,需同时调节顶头前伸量、导板间距与轧辊间距等轧制参数。以顶伸量作为主要研究变量,通过改变顶伸量,相应地

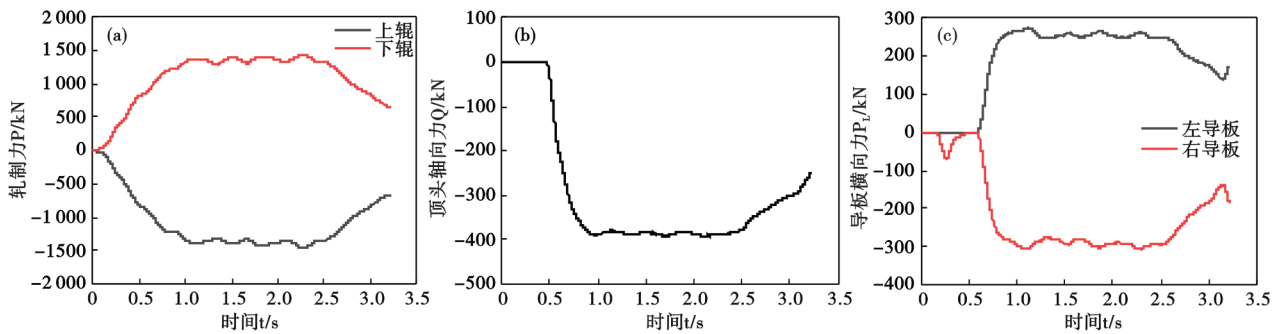


图8 耐热合金SP2215轧制过程中穿孔机作用力变化曲线:(a)轧制力,(b)顶头轴向力,(c)导板横向力

Fig. 8 Change curve of puncher force during rolling of heat resistant alloy SP2215 : (a) rolling force, (b) axial force of the head, (c) transverse force of guide plate

调整导板间距与轧辊间距,可使得毛管尺寸参数的理论计算值保持不变,以研究不同顶伸量对轧制过程的影响。具体参数见表1。管坯初始温度设置为1100℃,送进角为10°并保持不变。

表1 不同顶伸量下斜轧工艺参数

Table 1 The process parameters of two-roller rotary rolling and piercing under different head forward amount

工艺	顶伸量/mm	轧辊间距/mm	导板间距/mm
水平1	20.00	95.334	105.96
水平2	30.00	96.032	106.64
水平3	40.00	96.730	107.34
水平4	50.00	97.440	108.06
水平5	60.00	98.128	108.74
水平6	70.00	98.826	109.44
水平7	80.00	99.524	110.14

由于在咬入段及终轧段轧制过程不稳定,因此,选取稳定轧制段各个物理参数最值进行比较。各项顶伸量稳定轧制阶段的管坯应变场如图9所示。随着顶伸量的增加,稳定轧制段等效塑性应变逐渐降低,

这主要是由于顶伸量增大后,顶头前轧辊与轧件接触长度变短,导致塑性应变减小。当顶伸量为80mm时,顶头前轧辊与轧件接触长度过短,因此,拽入轧件的轴向摩擦力较小,轧件难以咬入,发生前卡。

图10为各项顶伸量稳定轧制阶段的管坯等效塑性应变分布。随着顶伸量的变化,峰值等效应变速率变化较小。由横截面可知,轧制过程中顶头处也存在较高的等效塑性应变率。随着顶伸量的减小,应变最大值区域面积逐渐增大,当顶伸量小于60mm后,轧件塑性变形区连通,变形抗力下降。

稳定轧制阶段管坯最高温度与顶伸量的关系曲线如图11所示。当顶伸量小于50mm时,随着顶伸量的增大,管坯的温度逐渐降低;当顶伸量大于50mm时,随着顶伸量的增大,管坯的温度有所升高。结合等效塑性应变随顶伸量的变化可知,当顶伸量小于50mm时,合金塑性变形产生的热量是导致管坯温度升高的主要原因;当顶伸量大于50mm时,合金穿孔时间较长,轧件与工件摩擦产生的热量较多,因此,温度有所升高。

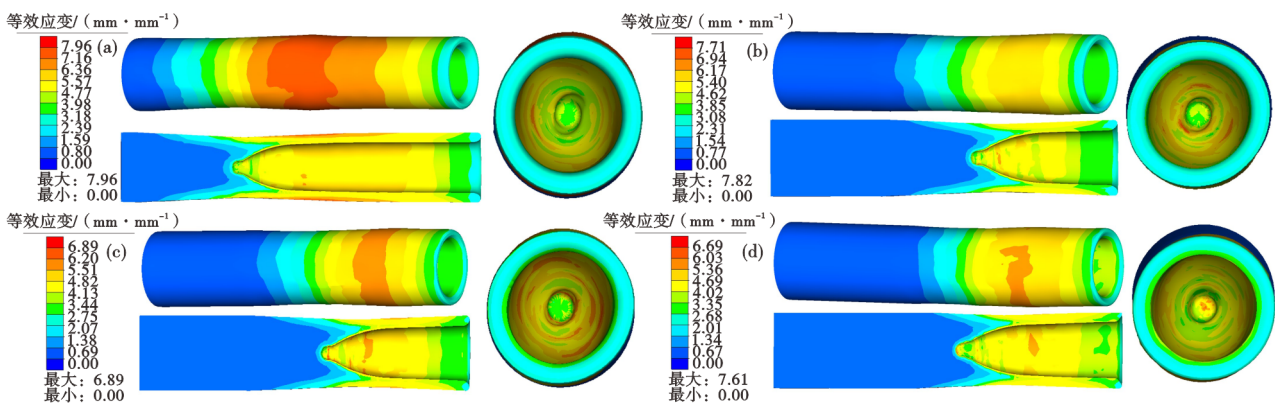


图9 不同顶伸量的管坯应变场:(a) 20 mm,(b) 40 mm,(c) 50 mm,(d) 70 mm

Fig. 9 The strain field of tube billet with different head forward amount : (a) 20 mm, (b) 40 mm, (c) 50 mm, (d) 70 mm

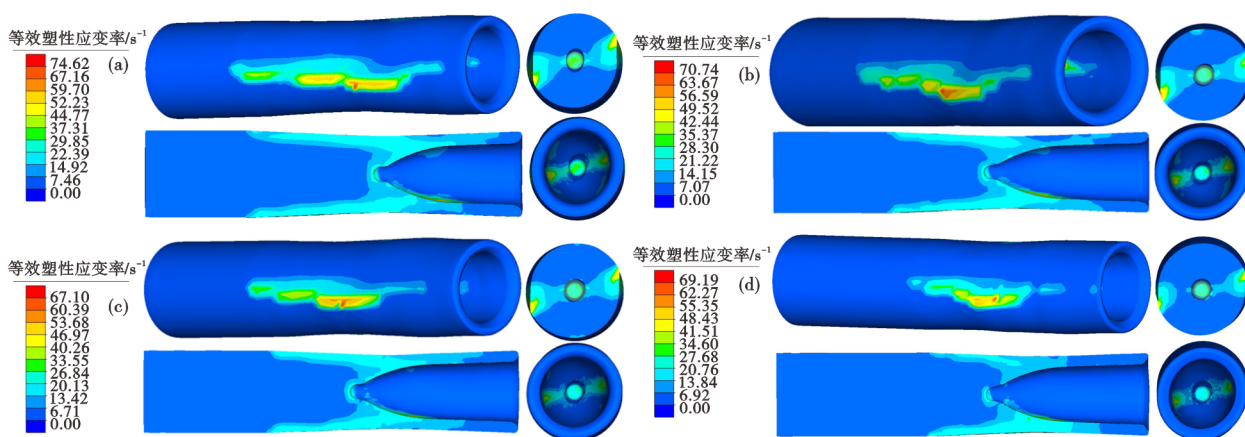


图 10 不同顶伸量的等效塑性应变率场: (a) 20 mm, (b) 40 mm, (c) 50 mm, (d) 70 mm

Fig. 10 The equivalent plastic strain rate field of tube billet with different head forward amount : (a) 20 mm , (b) 40 mm , (c) 50 mm , (d) 70 mm

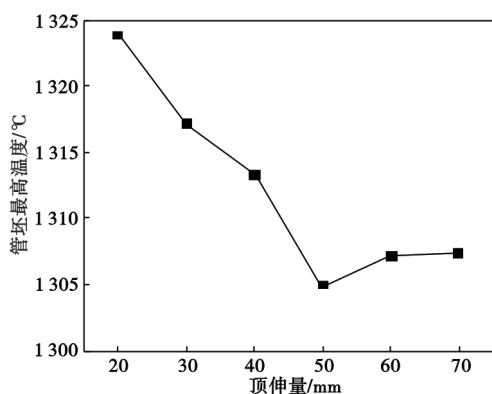


图 11 顶头前伸量与管坯最高温度的关系曲线

Fig. 11 The relationship between head forward amount and maximum temperature of tube billet

不同顶伸量下穿孔作用力的变化如图 12 所示。可以看出,随着顶伸量的增加,轧制力逐渐减小,顶头轴向力逐渐增大,导板力逐渐减小。这是由于当顶伸量较小时,轧制过程中轧件振动较大,故而此时轧制力较大<sup>[16]</sup>。随着顶伸量的增加,轧件受到顶

头阻力的时间提前,穿孔速度减慢(如图 13 所示),轧件螺距减小,则每半转压缩减小,同时轧件在顶前和轧辊接触面积减小,所以轧制力减小。顶头轴向力随顶伸量的增加逐渐增大,说明轧件二次咬入的阻力逐渐增大,即轧件更难咬入,这就导致了穿孔速度的减慢,也是顶伸量为 80 mm 时,轧件发生前卡的主要原因之一。

图 14 为毛管尺寸随顶伸量的变化情况。由图 14 可知,通过理论计算设计轧制工艺参数的方法,可有效控制毛管不圆度。然而尽管毛管尺寸的理论计算值相同,其实际模拟结果变化情况仍与顶伸量相关。随着顶伸量的增大,毛管壁厚与外径逐渐降低,管坯延伸系数增加,但与要求值(14、110 mm)均存在偏差,为此需进一步调整轧辊间距与导板间距以对毛管尺寸精度进行优化。综合顶头前伸量对物理性能、力能参数及毛管尺寸的影响,选取顶伸量  $e = 50$  mm 进行下一步研究。

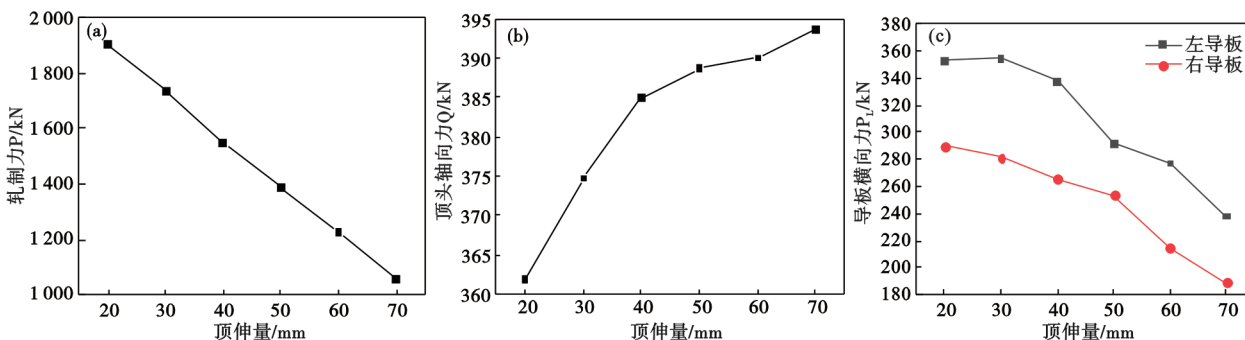


图 12 轧制过程中穿孔机作用力与顶伸量的关系曲线: (a) 轧制力, (b) 顶头轴向力, (c) 导板横向力

Fig. 12 The relationship between the piercing force and head forward amount in the rolling process : (a) rolling force , (b) axial force of the head , (c) transverse force of guide plate

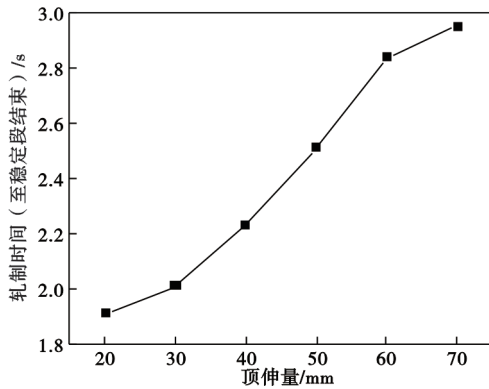


图 13 轧制时间与顶伸量的关系曲线

Fig. 13 The relationship between rolling time and head forward amount

### 3.2 斜轧穿孔有限元模型的优化

研究表明<sup>[18]</sup>,毛管外径的大小主要用导板间距进行控制,毛管壁厚主要是用轧辊间距和顶头的前伸量来控制。因此,通过调整导板间距与轧辊间距可进一步优化毛管尺寸精度。具体参数变化见表2。通过模拟计算,测得其毛管壁厚、外径与内径如图15所示。综合而言,选取与标准偏差较小的水平7

作为模型参数。

表 2 优化斜轧工艺参数,  
Table 2 The optimized process parameters of skew rolling

工艺参数	轧辊间距/mm	导板间距/mm
水平 1	97.44	108.06
水平 2	96.44	108.06
水平 3	96.44	110.06
水平 4	95.84	110.06
水平 5	95.84	112.06
水平 6	95.84	114.06
水平 7	95.84	116.06
水平 8	95.84	118.06

### 3.2 轧辊转速对斜轧穿孔过程的影响

轧辊转速是影响毛管最终质量的关键因素之一,它直接影响着斜轧穿孔过程中管坯金属的流动性,从而保证穿孔的准确性和可靠性<sup>[8-9]</sup>。研究表明<sup>[20]</sup>,在三辊斜轧中,当轧辊转速过低时,毛管尾部容易产生尾三角。除此之外,较低的轧辊转速还会影响企业生产效率,造成能源的浪费,但若轧辊转速过高,穿孔过程中易出现打滑、偏心等失稳现象,

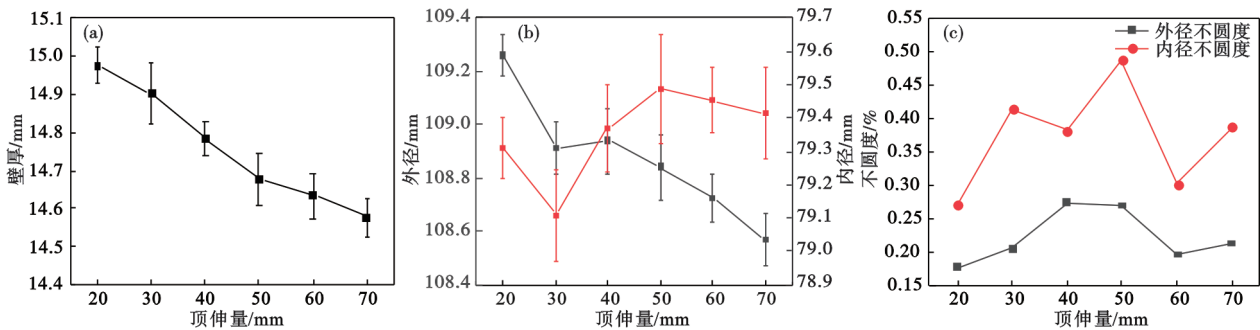


图 14 毛管尺寸参数与顶伸量的关系曲线:(a)壁厚,(b)内外径,(c)不圆度

Fig. 14 The relationship between raw tube size parameters and head forward amount : (a) wall thickness, (b) outside and inside diameters, (c) ellipticity

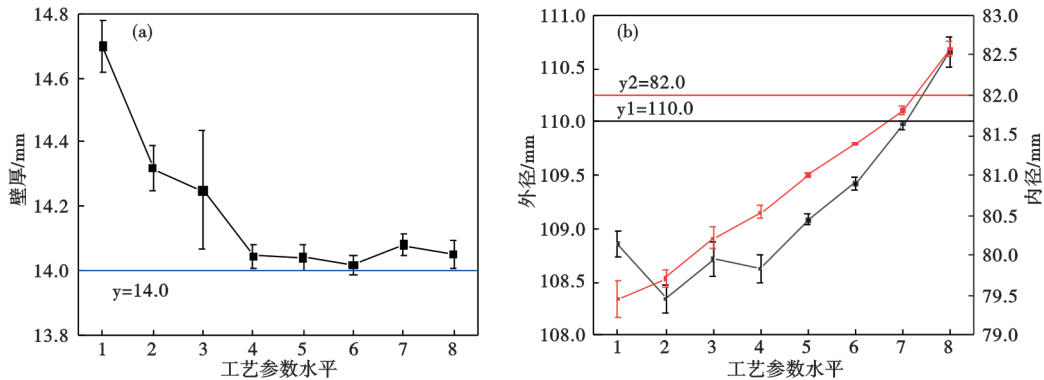


图 15 不同优化工艺参数的毛管尺寸参数:(a)壁厚,(b)内外径

Fig. 15 Raw tube size parameters of different optimized process parameters : (a) wall thickness, (b)outside and inside diameters

甚至发生拉钢事故,毛管质量得不到保障。因此,选择合适的轧辊转速至关重要。在保持其他因素不变的前提下,分别模拟了轧辊转速为 20、30、40、50、60、70、80 r/min 下的斜轧穿孔过程。

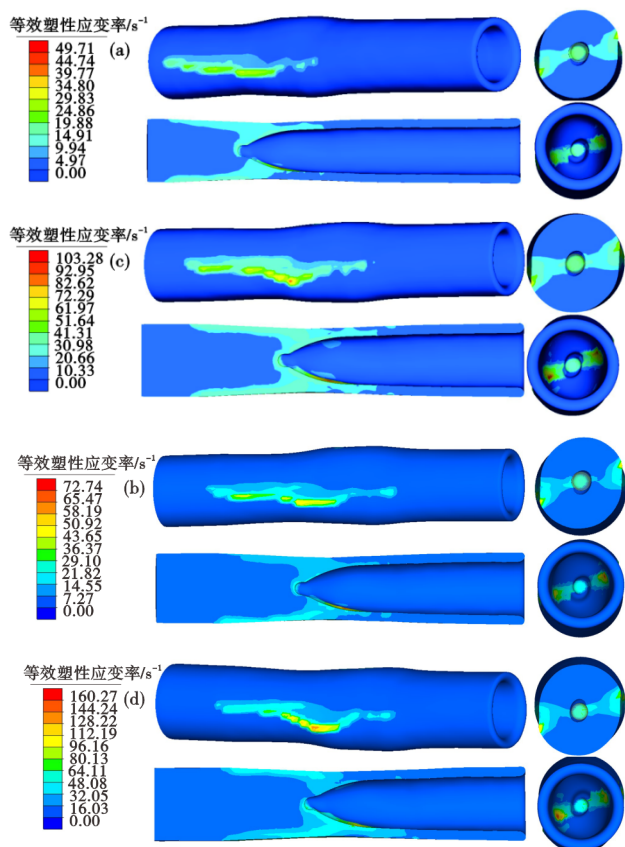


图 16 不同轧辊转速的管坯等效塑性应变率场:(a) 20 r/min, (b) 30 r/min, (c) 50 r/min, (d) 70 r/min

Fig. 16 The equivalent plastic strain rate field of tube billet with different roll speed : (a) 20 r/min, (b) 30 r/min, (c) 50 r/min, (d) 70 r/min

二辊斜轧过程中,管坯等效塑性应变率与轧辊转速的关系如图 16 和图 17 所示,随着轧辊转速的提高,管坯等效应变速率不断增大,且当轧辊转速大于 50 r/min 时,随着轧辊转速的增大,等效应变速率的增大速度明显增大。这主要是由于轧辊转速增大后,穿孔速度增加,从而导致管坯等效应变速率不断增大。值得注意的是,当轧辊转速过低 ( $\leq 30$  r/min) 或过快 ( $\geq 60$  r/min) 时,轧件塑性变形区未连通,材料变形区较小。

由图 18 可知,二辊斜轧过程中,轧辊转速对管坯温度有着直接的影响。这是由于较高的转速可以提高穿孔速度,导致管坯在相同的时间内受到更大的变形与摩擦,从而产生更多的塑性变形热与摩

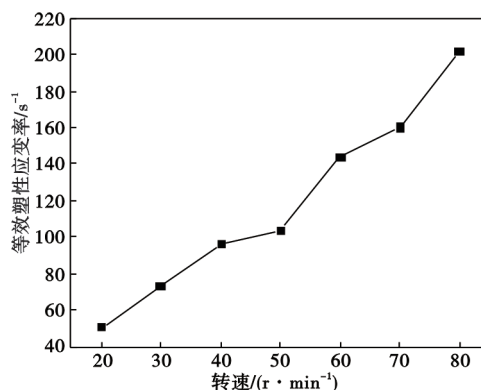


图 17 峰值管坯等效塑性应变率与轧辊转速的关系

Fig. 17 The relationship between maximum equivalent plastic strain rate and roller

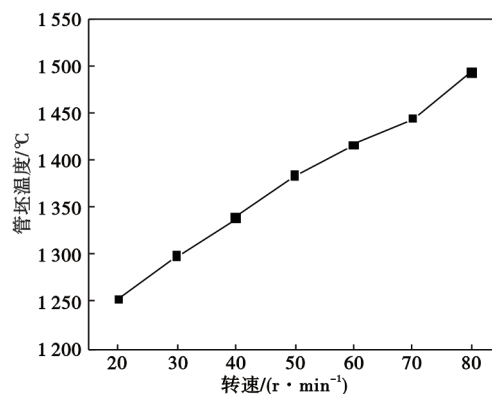


图 18 峰值管坯温度与轧辊转速的关系

Fig. 18 The relationship between maximum temperature and roll speed

擦热,导致管坯的温度升高。

穿孔作用力与轧辊转速的关系如图 19 所示。从图 19 中可以看出,随着轧辊转速的增大轧制力逐渐增大,顶头轴向力逐渐减小,导板横向力有所增加。由图 20 可知,随着轧辊转速的增大,管坯穿孔速度加快,特别是当轧辊转速较小时,穿孔速度的增加越明显。轧制速度的增加使得管坯在相同时间内的变形量更大,变形抗力也随之增大,因此,需要更大的轧制力以克服管坯变形抗力。此外金属变形速度的加快也使得金属流动惯性增加,这可能导致摩擦力的增加和压力分布的不均匀性,进而使得导板受力增加,从而加速导板的磨损过程,因此,轧辊转速不宜过快。而顶头轴向力逐渐减小的原因在于,在斜轧穿孔过程中,会于顶头前方一定区域内形成拉应力区,且随着轧辊转速的增大,拉应力不断增大,如图 21 所示。较大的拉应力有利于穿孔过程中孔隙的形成,因而顶头轴向力有所减小。

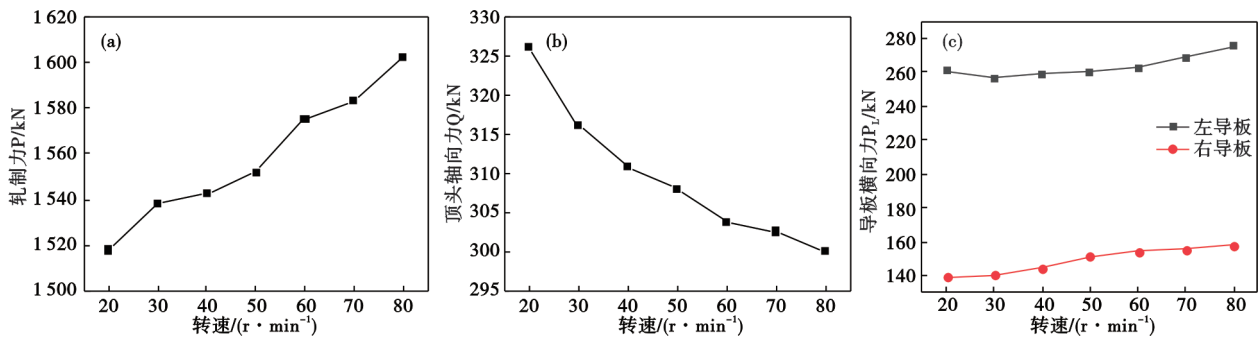


图 19 轧制过程中穿孔机作用力与轧辊转速的关系曲线:(a)轧制力,(b)顶头轴向力,(c)导板横向力

Fig. 19 The relation curve between perforation force of piercing machine and roll speed during rolling : (a) rolling force, (b) axial force of the head, (c) transverse force of guide plate

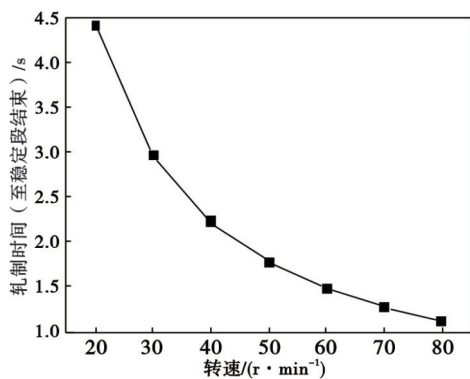


图 20 轧制时间与轧辊转速的关系

Fig. 20 The relationship between rolling time and roller speed

图 22 为轧辊转速与毛管壁厚和内外径的关系曲线。总体而言,随着轧辊转速,毛管壁厚与内外径均有增大的趋势,与先前的研究结果类似<sup>[21]</sup>,说明轧辊转速对毛管尺寸有一定的影响。当轧辊转速为 30~70 r/min 时其毛管参数与要求值均较为接近,特别是当轧辊转速为 50 r/min 时其尺寸偏差较其他条件下更为适中。

在合金的热变形过程中,工艺参数的选择不当容易造成合金出现混晶问题,显著降低管材的强度和韧性,晶粒大小不一会导致应力的分布不均,使得管材在受力时容易产生裂纹,甚至发生断裂;此外,混晶现象还会严重影响管件的加工性能,使其在后续的轧制过程中更易出现开裂和起皮等缺陷,从而减低成品率。Wang 等<sup>[22]</sup>研究表明,晶粒组织不符合技术要求是造成核电用奥氏体耐热钢管道锻件报废的最主要原因。Shen 等<sup>[23]</sup>研究表明,混晶问题是高强低合金钢轧制后产生表面裂纹的主要原因,通过控制装料温度至低温两相区,可有效改善合金组织,减少表面裂纹的发生率。通过模拟研究合金热穿孔工艺参数,为工业生产提供最佳工艺参数参考,从而优化生产过程,提高产品质量和成品率。

图 23 所示为不同轧辊转速下毛管晶粒尺寸的变化情况。由图 23 可知,不同条件下毛管晶粒尺寸的变化规律基本相同。在未发生斜轧穿孔变形前,管坯主要为粗大且不均匀的热轧态组织,其微观组

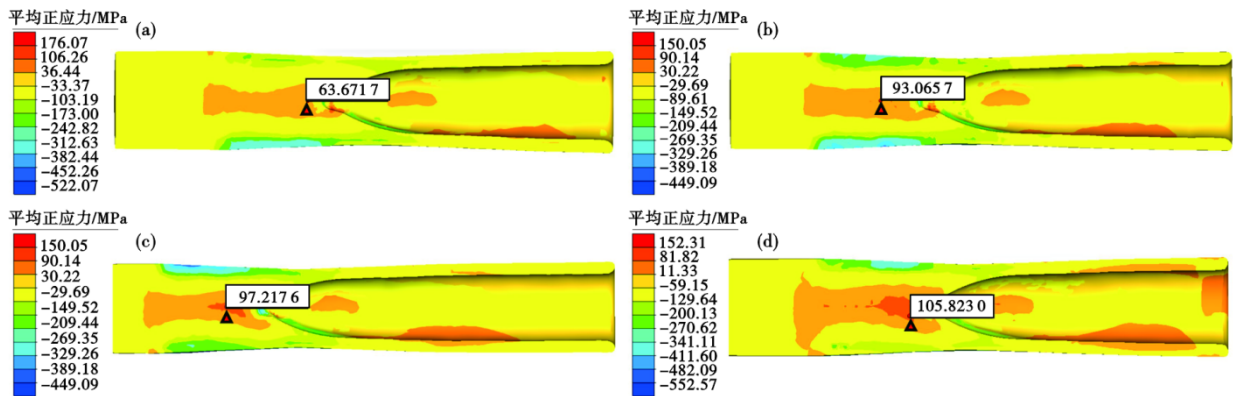


图 21 不同轧辊转速的管坯平均正应力场:(a) 20 r/min,(b) 40 r/min,(c) 60 r/min,(d) 80 r/min

Fig. 21 The mean normal stress field of tube billet with different roller speed : (a) 20 r/min, (b) 40 r/min, (c) 60 r/min, (d) 80 r/min

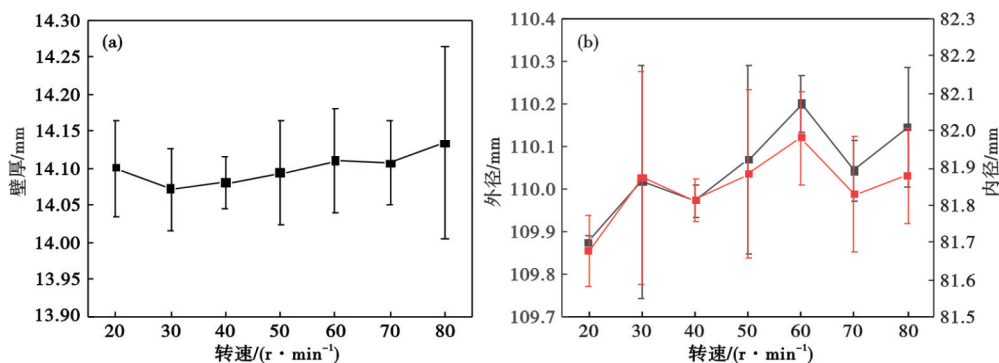


图 22 毛管尺寸参数与轧辊转速的关系曲线:(a)壁厚,(b)内外径

Fig. 22 The relationship between raw tube size parameters and roller speed : (a) wall thickness, (b) outside and inside diameters

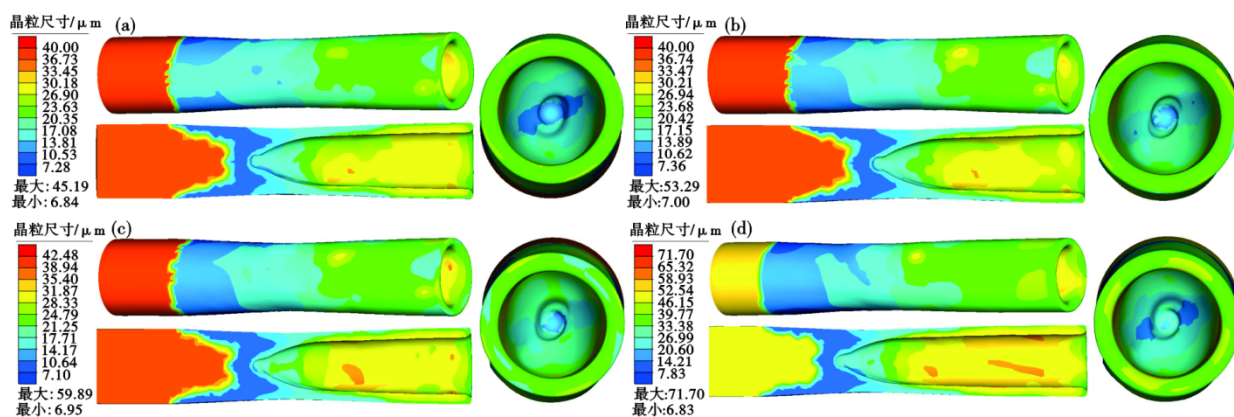


图 23 不同轧辊转速对毛管晶粒尺寸的影响:(a) 40 r/min, (b) 50 r/min, (c) 60 r/min, (d) 70 r/min

Fig. 23 The effect of different rolling speed on the grain size of raw tube : (a) 40 r/min, (b) 50 r/min, (c) 60 r/min, (d) 70 r/min

织如图 24 所示。当轧辊咬入管坯后,在高温和大变形的共同作用下管坯发生动态再结晶,晶粒发生细化。在变形区,毛管组织一般为部分动态再结晶的混合晶粒组织,晶粒尺寸分布呈“W”型,其分布与应变分布基本一致,说明毛管的晶粒尺寸变化受应变的主要影响。研究表明,周期性变化的剪切应变是促使晶粒发生细化的最主要原因<sup>[8,24]</sup>。经均整、归圆后,毛管逐渐发生完全动态再结晶,晶粒尺寸有所长大,且由于毛管内表面温度较外表面更高,晶粒更容易长大<sup>[25]</sup>。

轧辊转速对毛管晶粒尺寸的影响主要与变形过程中产生的塑性变形热与摩擦热有关。随着轧辊转速的升高,单位时间内管坯所经历的塑性变形增大,导致塑性变形热和摩擦热的显著增加。因此,在高转速下,管坯温度更高,更容易发生动态再结晶,且生产效率也更高;但值得注意的是,在高温下再结晶晶粒也更容易长大,当转速由 60 r/min 增加至 70 r/min 时,最大动态再结晶晶粒尺寸由 59.89 μm 突增至 71.70 μm,同时发现当轧辊转速

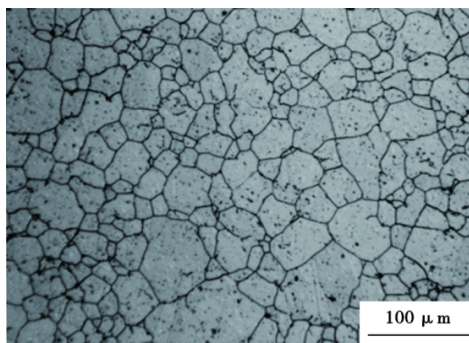


图 24 SP2215 合金热轧态组织

Fig. 24 The microstructure of SP2215 alloy after hot rolling

升高后,毛管内外表面晶粒尺寸差异变大,晶粒均匀性有所降低,选取归圆段后五处不同位置测量毛管内外表面平均晶粒尺寸差并求取平均值,其变化趋势如图 25 所示。

由此可见,轧辊转速对毛管晶粒尺寸和均匀性均有显著影响。当轧辊转速不高于 60 r/min 时,动态再结晶晶粒尺寸较为细小且均匀,为平衡毛管晶粒质量与生产效率,可适当提高轧辊转速至

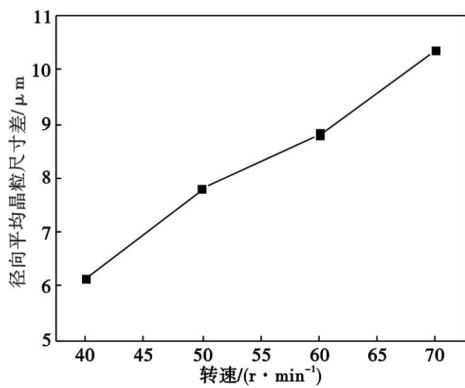


图 25 轧辊转速对毛管径向平均晶粒尺寸差的影响

Fig. 25 The effect of rolling speed on the average difference in grain size within raw tube diameter

50 ~ 60 r/min。

### 3.3 管坯初始温度对斜轧穿孔过程的影响

斜轧穿孔的顺利进行与管坯初始温度密切相关。当管坯初始温度较高时,合金的流变应力较低,塑性变形能力更好,但过高的温度也会使毛管质量降低,还会造成极大的浪费;但若管坯初始温度过低,则会出现穿孔难的情况。因此,通过将轧辊转速设为 50 r/min,送进角设为 10°,分别模拟了管坯初始温度为 900、950、1 000、1 050、1 100、1 150、1 200 °C 时合金的斜轧穿孔过程。

图 26 与图 27 分别为不同管坯初始温度的条件下,轧制稳定段管坯等效塑性应变率云图及峰值等效应变速率变化曲线。结果表明,当管坯初始温度高于 1 050 °C 后,管坯的峰值等效应变速率显著降低,而当温度低于 1 050 °C 或高于 1 100 °C 时,峰值等效应变速率的变化不大。结合等效应变速率云图可知,当温度高于 1 050 °C 时,轧件塑性变形区发生联通,材料变形区变大。这主要是由于管坯初始温度的升高,在热穿孔过程中管坯发生流变软化,流变应力降低,变形抗力降低,这也预示当温度高于 1 050 °C 后,材料的变形行为发生转变。

图 28 为管坯初始温度与穿孔机作用力的关系曲线。可以看出,随着管坯初始温度的升高,轧制力和顶头轴向力逐渐降低,且初始温度越高时(高于 1 150 °C 时)轧制力和顶头轴向力下降速度越快。由于在高温下合金的流变应力较低,具有更好的塑性变形能力,因此,高温下穿孔所需轧制力和顶头轴向力更小,对导板压力也更小,穿孔越容易。除此之外,由于随着温度的升高,合金的热膨

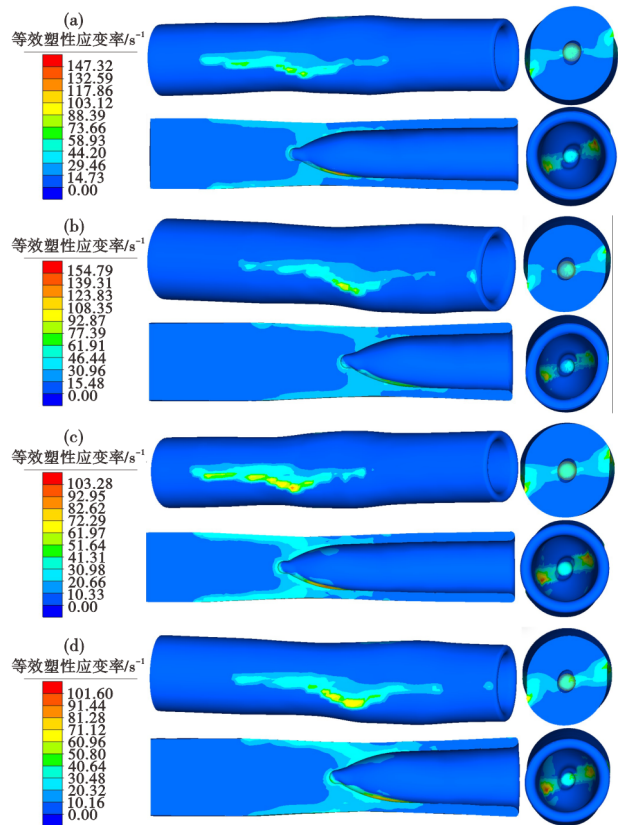


图 26 不同管坯初始温度的管坯等效塑性应变率场:(a) 900 °C, (b) 1 050 °C, (c) 1 100 °C, (d) 1 200 °C

Fig. 26 The equivalent plastic strain rate field of tube billet with different initial temperature : (a) 900 °C, (b) 1 050 °C, (c) 1 100 °C, (d) 1 200 °C

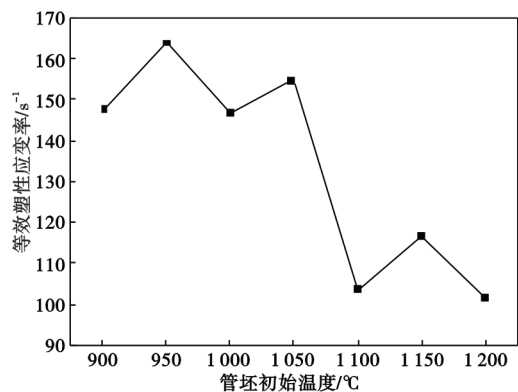


图 27 峰值管坯等效塑性应变率与管坯初始温度的关系

Fig. 27 The relationship between maximum equivalent plastic strain rate and initial temperature of tube billet

胀系数逐渐增大,从而导致毛管的直径与壁厚增大,轧制区域面积增加;同时,管坯温度的升高还会增强管坯的流动性,从而减小管坯在变形区内的变形量和变形应力,进而使得穿孔机作用力有所降低。

由图 29 可以看出,当管坯初始温度为

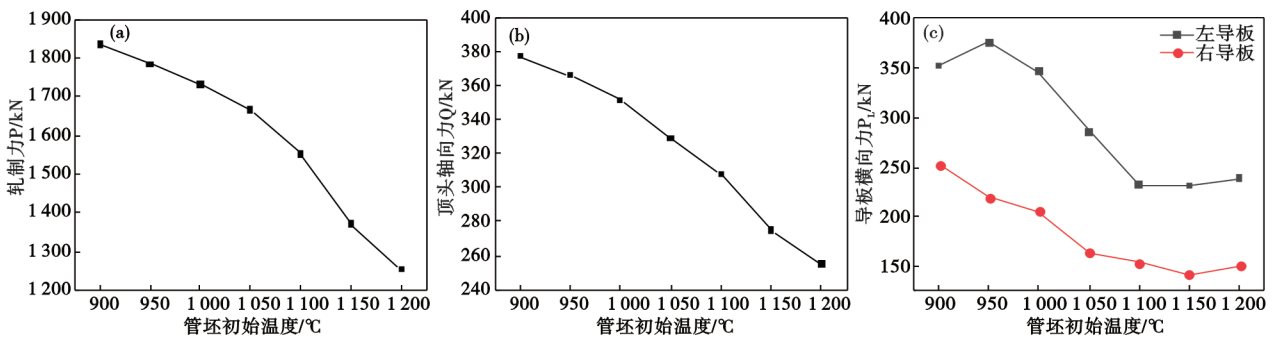


图 28 穿孔机作用力与轧辊转速的关系曲线:(a)轧制力,(b)顶头轴向力,(c)导板横向力

Fig. 28 The relationship curve of punch force of piercing machine and roller speed : (a) rolling force, (b) axial force of the head, (c) transverse force of guide plate

1 100 ~ 1 150 °C时,毛管的壁厚偏差及内外径偏差均较小,随着管坯初始温度升高,管坯尺寸偏差逐渐增大,而当温度过低时,轧件的变形抗力较高,塑性变形能力较差,因此,壁厚及毛管外径均较大。

原子的移动和扩散能力增强,毛管的最大动态再结晶晶粒尺寸有所增加,但其径向晶粒尺寸差异变化并不大,如图 31 所示。

图 30 所示为不同管坯初始温度下毛管晶粒尺寸分布图。总体而言,随着管坯初始温度的提高,

结合毛管精度分析,当管坯初始温度为 1 100 ~ 1 150 °C时,穿孔后毛管精度处于一个平衡阶段,联系前文中穿孔过程中的塑性应变速率及力

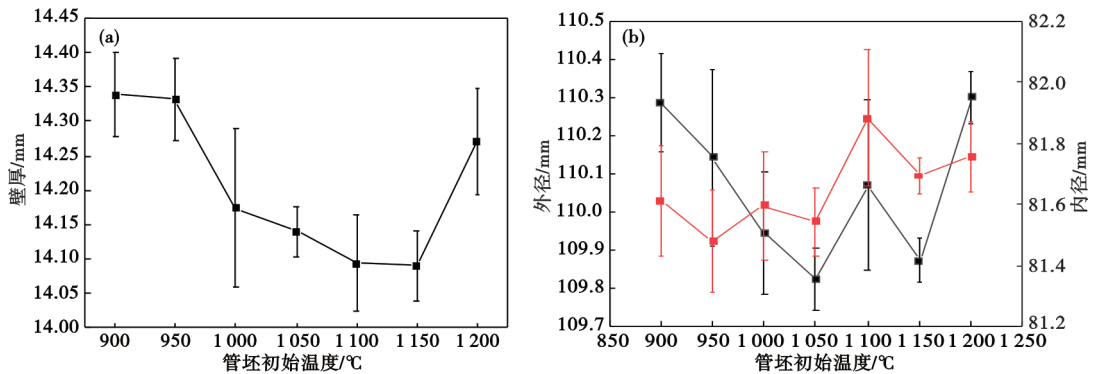


图 29 毛管尺寸参数与管坯初始温度的关系曲线:(a)壁厚,(b)内外径

Fig. 29 The relationship of raw tube size parameters and initial temperature of tube billet : (a) wall thickness, (b) outside and inside diameters

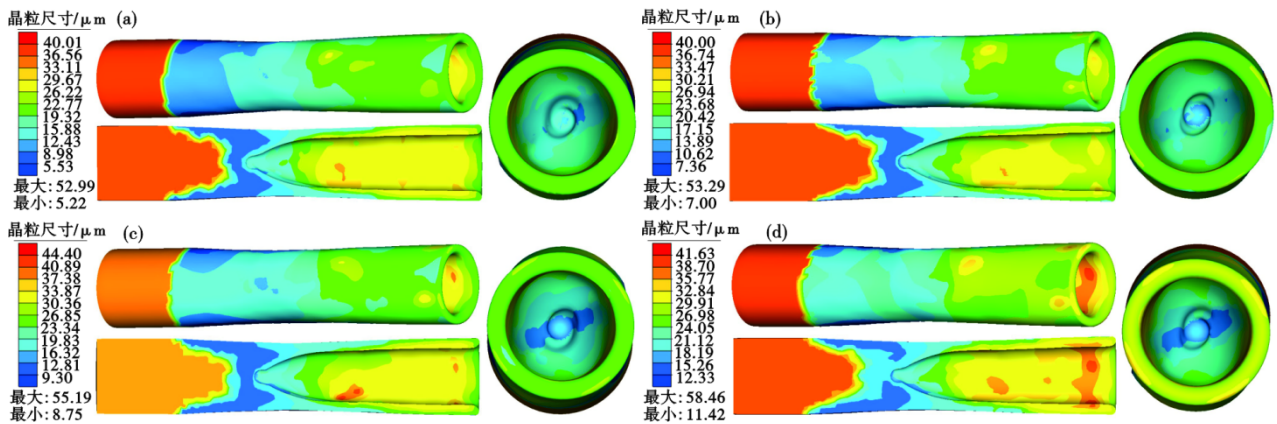


图 30 管坯初始温度对毛管晶粒尺寸的影响:(a) 1 050 °C,(b) 1 100 °C,(c) 1 150 °C,(d) 1 200 °C

Fig. 30 The impact of initial temperature of tube billet on the grain size of raw tube : (a) 1 050 °C, (b) 1 100 °C, (c) 1 150 °C, (d) 1 200 °C

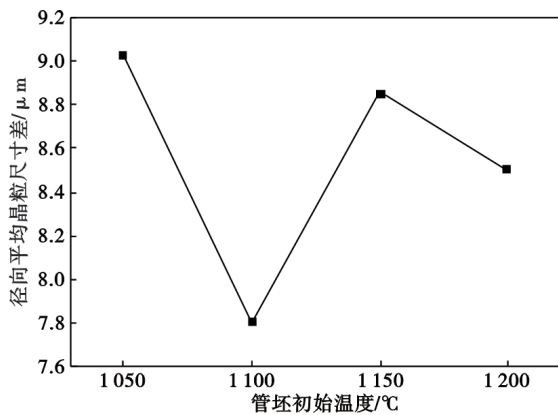


图 31 管坯初始温度对毛管径向平均晶粒尺寸差的影响  
Fig. 31 The impact of initial temperature of tube billet on the radial average grain size of raw tube

能参数分析,发现温度为 1 100 ~ 1 150 °C 时其毛管尺寸参数相对变化也比较小,轧件变形区域较大,因此,当管坯初始温度为 1 100 ~ 1 150 °C 时,适用于 SP2 215 耐热合金用于斜轧穿孔。

## 4 结论

系统研究了 SP2215 合金斜轧穿孔过程中管坯

物理场及穿孔机穿孔作用力的变化规律。通过控制变量法,分别研究了顶头前伸量、轧辊转速、管坯初始温度等工艺参数对合金热穿孔行为的影响,从而确定了最佳的工艺参数组合。具体结论如下:

1) 随着轧件的咬入,金属的流动速度逐渐增大,同时,轧件的等效塑性应变、等效应力、等效应变速率等物理参数以及轧制力、顶头轴向力等穿孔机力能参数均逐渐增大;在稳定轧制阶段,各项参数基本保持稳定。由于轧件外表面与轧辊直接接触,变形较大,因而其等效塑性应变、等效应力、等效应变速率等均较大,而管坯内部内表面更难于散热,因此,在轧制稳定阶段管坯内表面温度最高。

2) 基于顶头前伸量、轧辊间距和导板间距、轧辊转速、管坯初始温度等工艺参数对管坯热变形性能、毛管尺寸参数与晶粒尺寸和穿孔机力能参数的影响的模拟分析,表明当顶伸量为 50 mm、轧辊间距为 95.84 mm、导板间距为 116.06 mm、送进角为 10°、碾轧角为 15°、轧辊转速为 50 r/min、管坯初始温度为 1 100 ~ 1 150 °C 时 SP2215 合金的热穿孔效果最佳。

## 参考文献

- [1] Wang H T, Du H Y, Wei Y H, et al. Precipitation and properties at elevated temperature in austenitic heat-resistant steels—a review [J]. *Steel Research International*, 2021, 92 (2): 2000378.
- [2] Zhou Y H, Liu Y C, Zhou X S, et al. Precipitation and hot deformation behavior of austenitic heat-resistant steels: A review [J]. *Journal of Materials Science & Technology*, 2017, 33(12): 1448-1456.
- [3] 胡建华, 李靖, 拓雷锋, 等. 奥氏体合金钢斜轧穿孔数值模拟及试验验证 [J]. *中国冶金*, 2022, 32(5): 58-63.
- [4] Yamane K, Shimoda K, Kuroda K, et al. A new ductile fracture criterion for skew rolling and its application to evaluate the effect of number of rolls [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2021, 291: 116989.
- [5] Derazkola H A, Gil E G, Murillo-Marrodan A. Analysis of super Cr13 stainless-steel internal fracture growth effects during skew mill piercing process [J]. *Results in Engineering*, 2024, 21: 101682.
- [6] Ye C Q, Shu X D, Lin F, et al. Effect of process parameters on forming quality of hollow axle blank with rotary piercing [J]. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2022, 1270(1): 012062.
- [7] Derazkola H A, Garcia E, Murillo-Marrodán A. Effects of skew rolling piercing process friction coefficient on tube twisting, strain rate and forming velocity [J]. *Journal of Materials Research and Technology*, 2023, 25: 7254-7272.
- [8] Zhang Z, Liu D, Yang Y H, et al. Microstructure evolution of nickel-based superalloy with periodic thermal parameters during rotary tube piercing process [J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019, 104(9): 3991-4006.
- [9] 罗伟. 锥形穿孔过程工艺优化及数值分析 [D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2011.
- [10] 梁凯. 新型奥氏体耐热合金 SP2215 热变形工艺优化及组织性能研究 [D]. 北京: 北京科技大学, 2024.
- [11] Liu J L, Zhao L C, Li Z P, et al. Deformation and microstructure radial gradient evolution of AZ31 magnesium alloy bar during three-roll skew rolling [J]. *Journal of Alloys and Compounds*, 2024, 1006: 176331.
- [12] 孙东方. AZ31B 镁合金无缝钢管斜轧穿孔工艺研究 [D]. 太原: 太原科技大学, 2019.
- [13] 胡建华, 靳帅帅, 丁小凤, 等. 大规格薄壁镁合金无缝管二辊斜轧穿孔的数值模拟 [J]. *热加工工艺*, 2024, 53(1): 95-99+104.
- [14] Hu J H, Liang X Y, Ding X F, et al. Numerical simulation of microstructure evolution of AZ31 magnesium alloy tube during two-high rotary piercing [J]. *Rare Metal Materials and Engineering*, 2022, 51(9): 3244-3251.
- [15] Pater Z, Tomczak J, Bulzak T, et al. Prediction of ductile fracture in skew rolling processes [J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2021, 163: 103706.
- [16] Liu H, Li Q, Gui H L, et al. Technology optimization analysis of three-roll rotary piercing process for seamless steel pipe [J].

JOM, 2024, 76(7): 3465-3475.

[17] 邓孙成. 斜轧穿孔轧制状态分析与最佳参数选择[J]. 钢管, 2003, 32(4): 21-24.

[18] 潘 峰. 建立二辊斜轧穿孔机设计调整理论体系[J]. 钢管, 2020, 49(3): 12-16.

[19] Mikhalkin D V, Korsakov A A, Panasenko O A, et al. Parameters of the deformation zone and boundary conditions of the piercing process[J]. Metallurgist, 2021, 65(1): 137-146.

[20] 王付杰, 双远华, 胡建华, 等. 三辊斜轧穿孔工艺的数值模拟与实验分析[J]. 热加工工艺, 2014, 43(9): 95-98+105.

[21] 李 垚. Inconel600 镍基合金厚壁管斜轧穿孔过程分析及工艺参数优化[D]. 太原: 太原科技大学, 2023.

[22] Wang Q Y, Liu X G, Feng Y X, et al. Study on the grain evolution of austenitic steel for nuclear power during hot working based on large area EBSD mapping[J]. Journal of Materials Research and Technology, 2024, 30: 2551-2562.

[23] Shen W J, Cheng G G, Zhang C J, et al. Effect of charging temperature of continuous casting slab on the surface cracks of HSLA steel thick plate[J]. Engineering Failure Analysis, 2024, 165: 108737.

[24] Wang C P, Li F G, Li J H, et al. Microstructure evolution, hardening and thermal behavior of commercially pure copper subjected to torsion deformation [J]. Materials Science and Engineering: A, 2014, 598: 7-14.

[25] Wang J T, Shu X D, Zhang S, et al. Research on microstructure evolution of the three-roll skew rolling hollow axle[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2022, 118(3): 837-847.

# 版 权 声 明

根据《中华人民共和国著作权法》,作者向《特殊钢》编辑部投稿(或接受约稿),全体作者同意,上述提交本刊发表的作品一经本刊录用,作者即将作品整体以及附属于作品的图、表、摘要或其他可以从作品中提取部分的全部版权——包括但不限于复制权、发行权、信息网络传播权、翻译权、汇编权、改编权,在著作权保护期内转让给《特殊钢》编辑部。本刊所付一次性稿酬已包含上述各种稿酬,若编辑部再以任何形式在任何地点出版该论文,将不再支付作者稿酬。

作者应保证论文是作者独立创作的原创性作品,未曾发表;不涉及侵权和泄密问题;保证论文没有一稿多投;保证论文的署名权无争议,若发生问题,一切责任由作者承担,文责自负。

如有异议,请在投稿前说明,本刊即时处理。