

## P92 钢管反挤压制坯和热挤压成形工艺数值模拟及试制

刘海江<sup>1</sup>, 王莹莹<sup>1</sup>, 孙述利<sup>2</sup>, 刘鹏飞<sup>1</sup>, 王 星<sup>1</sup>, 王 乐<sup>1</sup>

(1. 内蒙古北方重工业集团有限公司, 内蒙古自治区 包头 014030; 2. 太原科技大学 材料科学与工程学院, 山西 太原 030024)

**摘要:** 基于 Gleeble-3500 热模拟实验平台, 测试了 P92 钢在不同变形温度、不同应变速率下的真应力-真应变曲线, 获得动态再结晶模型和晶粒长大模型。采用 Deform 软件, 对 P92 钢管的反挤压制坯和正挤压成形过程进行了数值模拟。结果表明, 穿孔制坯过程中等效应变最大值分布在冲头圆周与坯料接触处, 坯料与穿孔针下端面接触表面形成较低温度区域。正挤压过程中随着导流角从 20° 逐渐增加至 50°, 坯料内部的最大等效应变逐渐降低, 由坯料内部移动到坯料表面与模具接触区域, 使坯料内部剪应力逐渐消除。对于在 1100、1200 和 1300 ℃ 这 3 种典型热挤压温度下挤压成形的 P92 钢管, 热挤压温度越高, 晶粒尺寸细化越明显。

**关键词:** P92 钢管; 反挤压; 正挤压; 热挤压温度; 晶粒尺寸

**DOI:** 10.13330/j.issn.1000-3940.2025.03.031

**中图分类号:** TG316      **文献标志码:** A      **文章编号:** 1000-3940 (2025) 03-0248-07

## Numerical simulation and trial production of backward extrusion billet making and hot extrusion forming process for P92 steel pipe

Liu Haijiang<sup>1</sup>, Wang Yingying<sup>1</sup>, Sun Shuli<sup>2</sup>, Liu Pengfei<sup>1</sup>, Wang Xing<sup>1</sup>, Wang Le<sup>1</sup>

(1. Inner Mongolia North Heavy Industries Group Corp. Ltd., Baotou 014030, China;

2. College of Materials Science and Engineering, Taiyuan University of Science and Technology, Taiyuan 030024, China)

**Abstract:** Based on the Gleeble-3500 thermal simulation experimental platform, the true stress-true strain curves of P92 steel were tested under different deformation temperatures and strain rates, and the dynamic recrystallization and grain growth models were obtained. Numerical simulations were conducted on the backward extrusion billet making and forward extrusion forming process of P92 steel pipes using the Deform software. Results indicate that the maximum value of equivalent strain during the piercing process for billet making is distributed at the contact area between punch circumference and billet, a lower temperature zone is formed on the contact surface between billet and lower end of piercing plug. With the diversion angle gradually increasing from 20° to 50° during the forward extrusion process, the maximum equivalent strain inside the billet is gradually decreased and moved from the inside of billet to the contact area between billet surface and die, and the shear stress inside the billet is gradually eliminated. For P92 steel pipes extruded at the three typical hot extrusion temperatures of 1100, 1200 and 1300 ℃, the higher the hot extrusion temperature, the more obvious the grain size refinement.

**Key words:** P92 steel pipe; backward extrusion; forward extrusion; hot extrusion temperature; grain size

P92 钢是在 P91 钢的基础上, 添加钨减少钼并加入微量合金元素硼改良而来的铁素体热强钢, 由于钨的固溶强化和拉弗斯相强化, 使得 P92 钢的长期蠕变强度得到改善, 延缓合金碳化物的聚集长大, 稳定马氏体结构, 使用温度可达 620 ℃<sup>[1-2]</sup>。P92 钢的铬当量较高, 加热温度、锻压或热处理控制不

合适, 将会出现高温  $\delta$  铁素体, 恶化其蠕变性能。目前, 大部分研究主要集中于焊接热影响区裂纹、相变过程和蠕变寿命等方面<sup>[3-5]</sup>。

P92 钢管常用加工方法有热轧法、中空法和热挤压法<sup>[6-7]</sup>, 由于高温流变应力较大, 高温流变应力随着温度的升高而降低, 因此, 提高挤压温度, 可减小挤压力。另外, 应力对变形速率很敏感, 对大挤压比、复杂截面钢管的吨位要求高, 降低挤压速度可降低挤压力。P92 无缝钢管采用自由锻方法所需的成形力较小、设备简单、适应性强等, 但 P92 钢的热塑性差, 拔长过程中表面易开裂<sup>[8]</sup>。P92

收稿日期: 2025-01-03; 修订日期: 2025-03-12

作者简介: 刘海江 (1979-), 男, 硕士, 正高级工程师

E-mail: 13848522181@163.com

通信作者: 王莹莹 (1982-), 女, 硕士, 高级工程师

E-mail: yy1257@qq.com

钢管采用反挤压制坯和正挤压成形工艺, 变形呈轴对称分布, 可控性好, 钢管形状尺寸精度高, 变形过程中坯料受三向压应力作用, 使挤压管坯的材料利用率和塑性提高且组织性能优异。目前, 数值模拟仿真技术是研究材料热成形工艺的一种有效方法, P92 钢数值模拟主要集中在焊接工艺方面, 热挤压变形数值模拟仿真方面的研究鲜有报道<sup>[9-11]</sup>。本文测试 P92 钢的真应力-真应变曲线, 构建动态再结晶和晶粒长大模型、设置边界条件, 对 P92 钢管挤压工艺过程进行模拟仿真分析; 获得反挤压制坯料外径与挤压力, 导流角与等效应变以及挤压温度、挤压比与晶粒尺寸的关系, 从而改善钢管热挤压成形工艺。

## 1 P92 钢高温变形模型

在 Gleeble-3500 热模拟机上进行等温压缩, 等温压缩温度范围为 900~1300 ℃、间隔为 50 ℃, 应变速率分别为 0.005、0.05 和 0.5 s<sup>-1</sup>。检测得到的真应力-真应变曲线如图 1 所示。采用图 1 所示的 P92 钢的真应力-真应变曲线作为本构关系, 式 (1)~式 (6) 为 P92 钢的动态再结晶数学模型, 其中, 式 (1) 和式 (2) 描述的是高温下发生动态再结晶的临界条件, 式 (3) 和式 (4) 描述的是发生动态再结晶后的体积分数, 式 (5) 和式 (6) 描述的是动态再结晶晶粒尺寸。

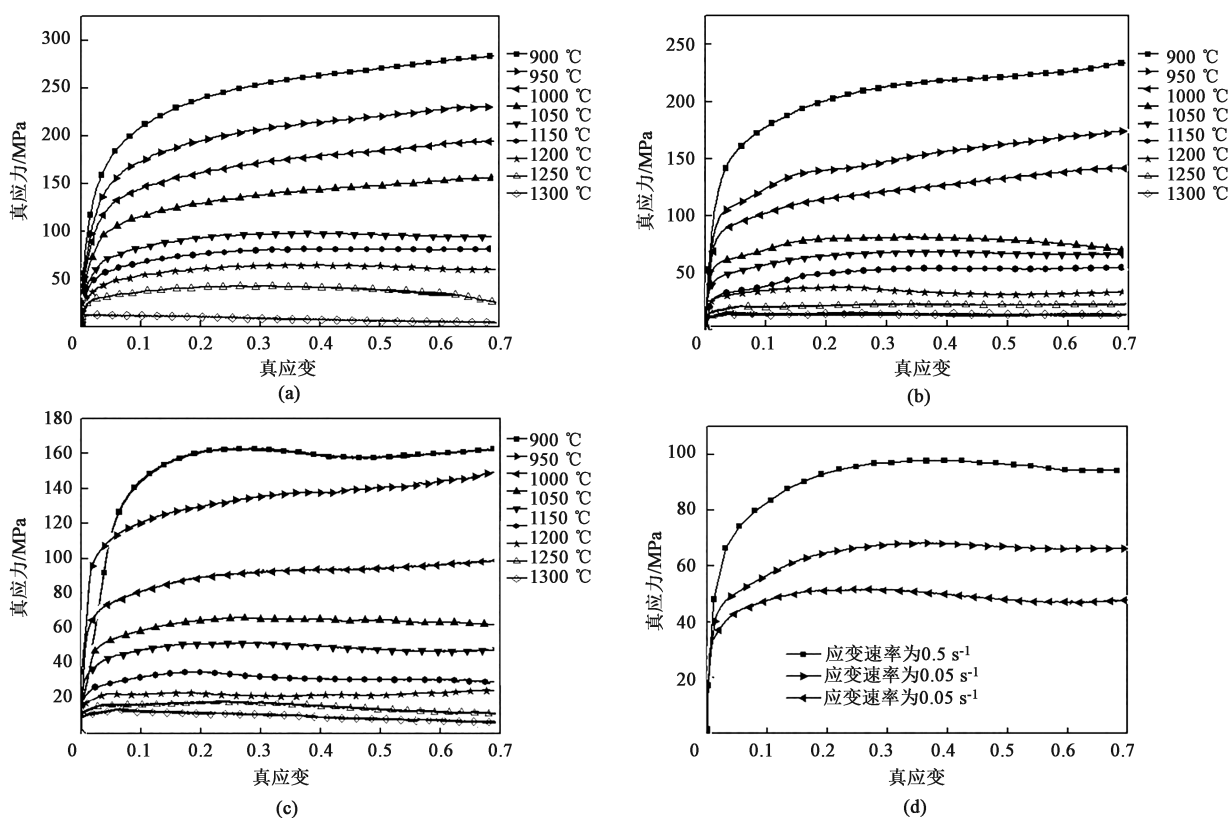


图 1 P92 钢的真应力-真应变曲线

(a) 应变速率为 0.5 s<sup>-1</sup> (b) 应变速率为 0.05 s<sup>-1</sup> (c) 应变速率为 0.005 s<sup>-1</sup> (d) 等温压缩温度为 1100 ℃

Fig. 1 True stress-true strain curves of P92 steel

(a) Strain rate of 0.5 s<sup>-1</sup> (b) Strain rate of 0.05 s<sup>-1</sup> (c) Strain rate of 0.005 s<sup>-1</sup> (d) Isothermal compression temperature of 1100 ℃

$$\varepsilon_s = 2.6 \times 10^{-2} d_0^{0.18} Z^{0.31} \quad (1)$$

$$\varepsilon_p = 3 \times 10^{-2} d_0^{0.16} Z^{0.027} \quad (2)$$

$$\varepsilon_{0.5} = 0.042 d_0^{0.14} \dot{\varepsilon}^{0.047} \exp(480000/RT) \quad (3)$$

$$X_{\text{drx}} = 1 - \exp\{-1.02[(\varepsilon - \varepsilon_c)/\varepsilon_{0.5}]^{1.52}\} \quad (4)$$

$$d_{\text{drx}} = 2164 Z^{-0.08} \quad (5)$$

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp(565000/RT) \quad (6)$$

式中:  $d_0$  为原始晶粒尺寸;  $Z$  为 Zener-Hollomon 参数;  $\varepsilon$  为应变;  $\varepsilon_c$  为临界应变;  $\varepsilon_s$  为稳态应变;  $\varepsilon_p$  为峰值应变;  $X_{\text{drx}}$  为动态再结晶晶粒的体积分数;  $\varepsilon_{0.5}$  为发生 50% 动态再结晶时的真实应变;  $d_{\text{drx}}$  为动态再结晶晶粒尺寸;  $T$  为温度;  $\dot{\varepsilon}$  为应变速率;  $R$  为普适气体常数。

式 (7) 为晶粒长大模型:

$$D_t^5 - D_0^5 = 1.01 \times 10^{18} \exp(-358500/RT) \cdot t \quad (7)$$

式中:  $D_t$  为  $t$  时刻的平均晶粒直径;  $D_0$  为初始平均晶粒直径;  $t$  为时间。

## 2 反挤压制坯和正挤压成形模拟

### 2.1 穿孔制坯

对 P92 钢管反挤压制坯和正挤压成形工艺进行有限元模拟, 采用 13.5 t 因泰克钢锭为原料, 制备外径为  $\Phi 605$  mm、内径为  $\Phi 335$  mm、长度  $\geq 7100$  mm 的 P92 大口径厚壁无缝钢管。穿孔制坯前钢锭初始温度为 1280  $^{\circ}\text{C}$ , 模具预热温度为 300  $^{\circ}\text{C}$ , 接触散热系数为 0.5, 接触表面摩擦因数为 0.05,

镢粗筒向上运动速度设定为  $50 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ 。由图 2 看出, P92 钢锭的反挤压制坯空心坯料过程分 3 个阶段: 第 1 阶段为钢锭镢粗, 使坯料充满模具型腔, 在 1.5 万吨镢粗压力中充分保压, 此过程钢锭经三向压应力作用, 不仅防止了后续穿孔制坯过程中坯料冲孔偏心和冲孔后端面不平整, 而且钢锭在镢粗过程首次将钢锭的铸造态的组织向塑性态转变、实现材料“改性”; 第 2 阶段是采用穿孔针对镢粗后的坯料穿孔制坯, 此过程为反挤压穿制通孔, 金属主要沿向上的方向流动, 载荷基本保持不变; 第 3 阶段为冲切杯底料, 穿孔针下端距离坯料下端约 100 mm 时, 打开滑块, 随着镢粗筒向上运行, 在穿孔针室温作用下完成杯底料切除, 即完成通孔坯料制备。

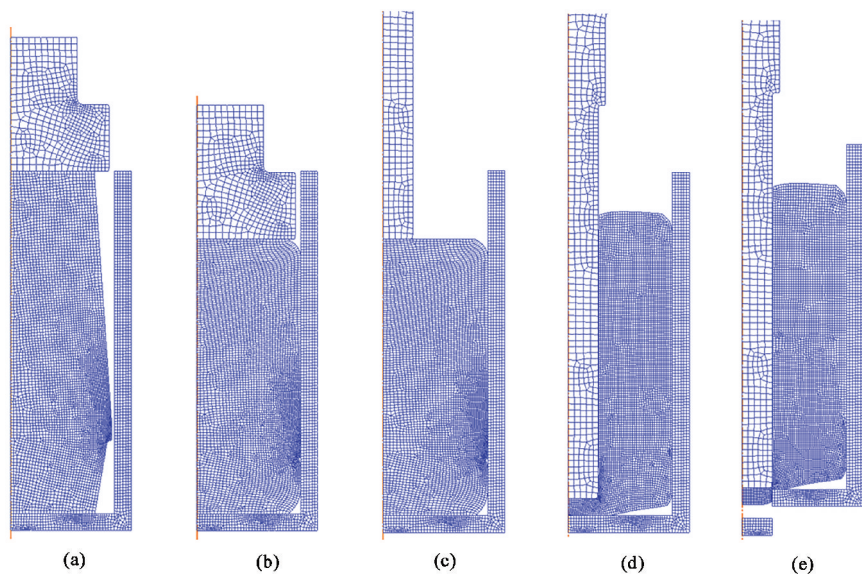


图 2 穿孔制空心坯料成形模拟结果

(a) 钢锭定位 (b) 镢粗钢锭 (c) 穿孔定位 (d) 穿孔制坯 (e) 切除余料

Fig. 2 Forming simulation results of hollow billet by piercing

(a) Ingot positioning (b) Upsetting ingot (c) Piercing positioning (d) Piercing for billet making (e) Removal of surplus material

图 3 为穿孔制坯过程中冲减杯底料时坯料的等效应变和温度场分布, 等效应变最大值为 8.66, 分布在冲头圆周与坯料接触处。坯料与穿孔针下端接触表面形成较低温度区域, 最低温度约为 850  $^{\circ}\text{C}$ , 坯料的整体内孔温度约为 1290~1300  $^{\circ}\text{C}$ , 坯料外侧表面温度约为 1000  $^{\circ}\text{C}$ 。

### 2.2 正挤压成形

P92 无缝管挤压为正挤压成形过程, 分为 4 个阶段。从图 4 可看出, 第 1 阶段为坯料挤入导流口阶段, 挤压芯棒受运动梁作用, 若出现偏心则会在无缝钢管的上端面将出现“马蹄”形, 坯料进入导

流口会明显不均匀, 使芯棒偏心, 导致挤压后管坯也出现偏心, 此过程即挤压载荷最大阶段, 挤压力达到峰值应力; 第 2 阶段为平稳挤压阶段, 载荷基本保持不变, 坯料在挤压筒内顺序流动, 依次流出挤压模和芯棒形成的环形间隙; 第 3 阶段为挤压紊流阶段, 此阶段挤压力略微上升, 挤压紊流阶段随着挤压垫到达工艺行程的最上端而结束, 主要受挤压模 (套)、挤压垫的结构限制, 在第 3 阶段结束时, 形成挤压的压余; 第 4 阶段为冲剪掉压余料阶段。

以下针对 P92 大口径厚壁无缝钢管挤压制造中导流角和热挤压温度等对挤压流动性的影响进行数

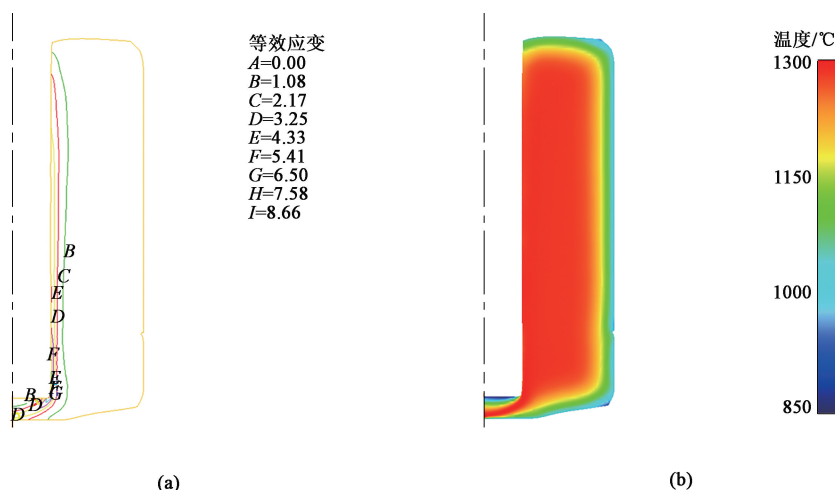


图3 穿孔制坯过程坯料等效应变 (a) 和温度场 (b) 分布

Fig. 3 Equivalent strain (a) and temperature field (b) distributions of billet in piercing process for billet malcing

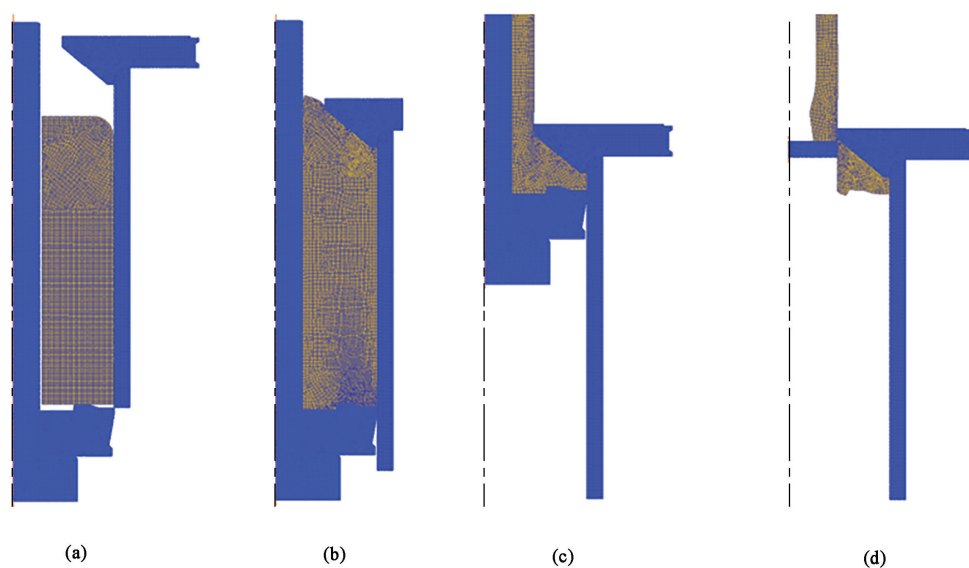


图4 正挤压成形模拟结果

(a) 挤压定位 (b) 挤入导流口 (c) 挤压完成 (d) 剪切压余

Fig. 4 Simulation results of forward extrusion forming

(a) Extrusion positioning (b) Extrusion into diversion port (c) Completion of extrusion (d) Removal of surplus material

值模拟分析, 具体如下。

### (1) 导流角

图 5a 为导流角为  $0^\circ$  时, 导流口附近的等效应分布存在一个死角区域, 此时金属在整个挤压过程中几乎不流动, 使坯料内部剪切分离。由于坯料内部的干摩擦, 增大摩擦力。坯料内部剪切力使坯料在剪切带出现撕裂, 导致挤压开始时萌生裂纹, 易在挤压出导流口的附近处发生开裂。另外, 随着挤压结束, 在死区附近的金属与模具间换热, 使金属的温度降低、变形能力变弱, 挤压载荷快速上升至  $5.11 \times 10^5$  kN。因此, 需设计合适的导流角来削

弱金属流动的死角, 使得原来的剪切摩擦变为坯料与模具间的滑动摩擦。图 5b ~ 图 5f 为导流角为  $10^\circ \sim 50^\circ$  下等效应分布, 随着导流角逐渐增大, 坯料内部的最大等效应逐渐降低, 由坯料内部移动至坯料表面与模具接触区域, 使坯料内部剪应力逐渐消除。结合表 2 稳定挤压阶段中的挤压力可知, 随着导流角从  $20^\circ$  增大至  $50^\circ$ , 最大挤压力从  $2.97 \times 10^5$  kN 逐渐减小至  $2.41 \times 10^5$ 、 $2.40 \times 10^5$  和  $2.35 \times 10^5$  kN。使挤压过程中摩擦性质发生改变, 由原来坯料内部的部分剪切摩擦向着工件与模具间的滑动摩擦程度大于因随后导流角增大而导致模具的工作



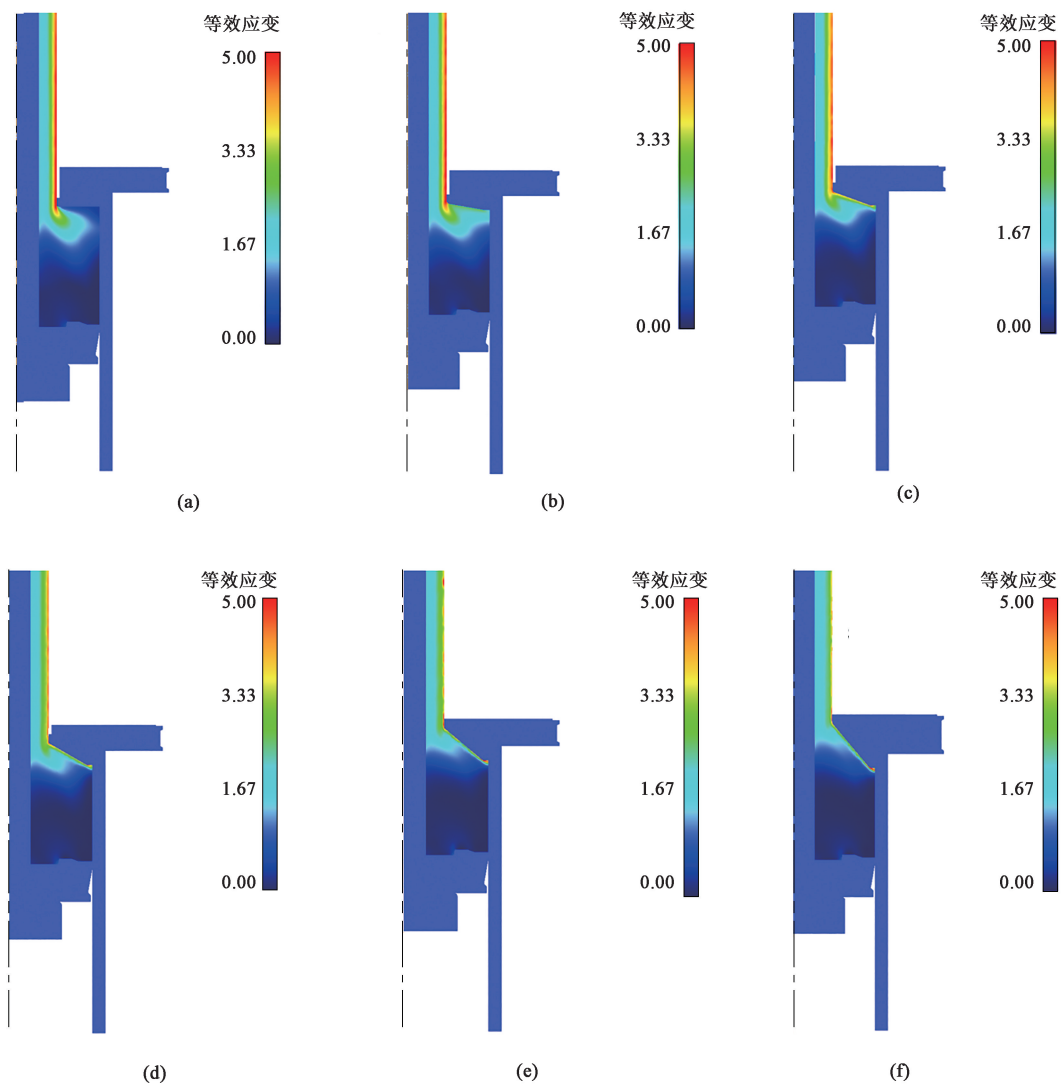


图 5 不同导流角下等效应变分布  
(a) 0° (b) 10° (c) 20° (d) 30° (e) 40° (f) 50°  
Fig. 5 Equivalent strain distributions under different diversion angles

表 2 不同导流角下的最大挤压力  
Table 2 Maximum extrusion forces under different diversion angles

导流角度/(°)	0	10	20	30	40	50
最大挤压力/( $\times 10^5$ kN)	5.11	3.99	2.97	2.41	2.40	2.35

面增大而增加的摩擦力的幅度。故合适的导流角应选在 30°~50°之间,导流角分别为 30°、40°和 50°时,最大挤压力基本一致,分布于  $2.35 \times 10^5 \sim 2.41 \times 10^5$  kN 之间。

(2) 挤压温度

钢管热挤压后组织和力学性能主要的影响因素有热挤压温度、挤压速度和挤压比等,由于实际生产中挤压速度变化较小,本文聚焦挤压温度对钢管成品组织特征的影响规律。由图 5e 可见,导流角为

40°时,金属流经挤压模口处的等效应变分布更均匀。在导流角为 40°的条件下进行挤压温度对挤压组织变化的影响规律模拟分析。图 6 为坯料在不同加热温度下挤压 P92 无缝钢管的晶粒尺寸分布模拟结果,由模拟结果可知,在 1100、1200 和 1300 ℃这 3 种典型热挤压温度下,热挤压温度越高,晶粒尺寸细化越明显。已报道的关于 P92 钢的热压缩实验研究表明,在应变速率  $0.005 \text{ s}^{-1}$  的条件下,变形温度为 950 ℃时获得的晶粒尺寸大小明显高于变形温度为 1300 ℃时实验的晶粒尺寸大小<sup>[12-13]</sup>。参考该研究结果可知,在本文研究模拟条件下,P92 钢材料由于在 1300 ℃发生几何动态再结晶行为,再结晶分数高,发生了充分的动静态再结晶,而在 1200 和 1100 ℃变形时主要发生不连续动态再结晶行为,

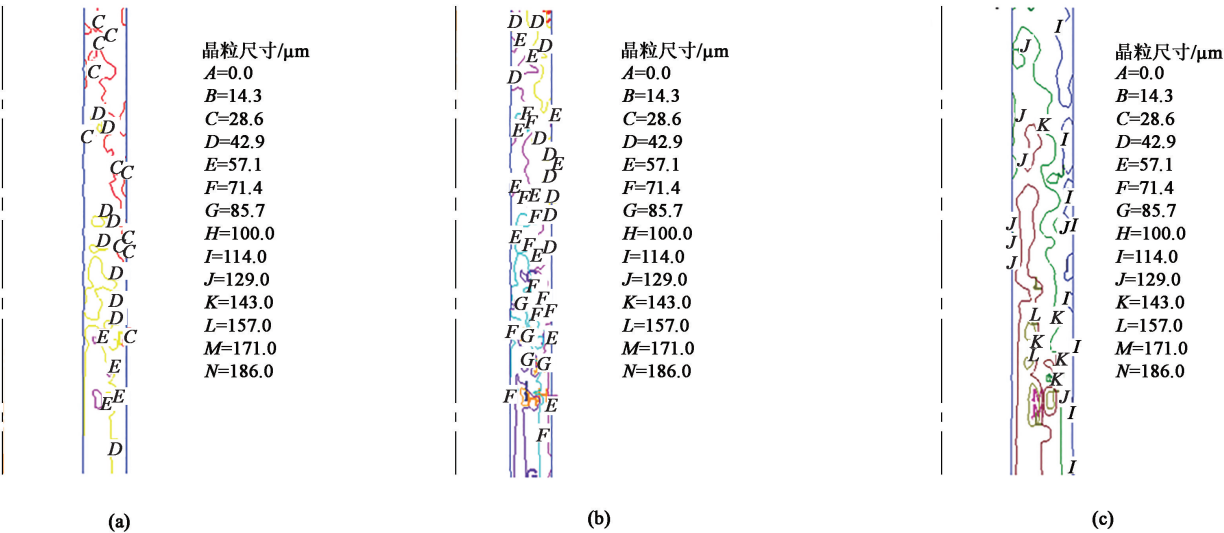


图 6 不同挤压温度下的晶粒尺寸  
(a) 1300 °C (b) 1200 °C (c) 1100 °C  
Fig. 6 Grain sizes under different extrusion temperatures

再结晶不充分。进一步对模拟结果分析可知，在挤压温度为 1300 °C 时，外表面晶粒尺寸约为 28.6  $\mu\text{m}$ ，内表面的晶粒尺寸约为 57.1  $\mu\text{m}$ ；挤压温度降至 1100 °C 时，外表面晶粒尺寸约为 114  $\mu\text{m}$ ，内表面的晶粒尺寸约为 57.1  $\mu\text{m}$ 。同时，热挤压温度为 1100 和 1200 °C 时，从外表面到内表面的截面区域，晶粒尺寸变化较明显，呈逐渐增大的趋势。而挤压温度为 1300 °C 时，沿横截面的晶粒尺寸变化减弱。结合热挤压工艺的特点，外表面变形量较大，相对应的晶粒较细小，内表面变形量较小，相对应的晶粒较粗。因此，P92 钢管的合理挤压温度在 1300 °C 附近，挤压外径为  $\Phi 605$  mm 的大口径厚壁无缝钢

管，晶粒尺寸达到 6.5 级，可获得较细小均匀的组织 and 良好的力学性能。

结合以上模拟结果，质量为 13.5 t 的钢锭经 1280 °C 的加热炉加热、保温后，在  $1.5 \times 10^4$  t 制坯机上采用  $\Phi 1245$  mm 镢粗筒、 $\Phi 355$  mm 穿孔针穿孔制得空心坯料；所得空心坯料经 1290 °C 加热炉加热、保温，在  $3.6 \times 10^4$  t 垂直挤压机上采用  $\Phi 1250$  mm 挤压筒、 $\Phi 335$  mm 芯棒、配置 40° 导流角模具完成 1 支 P92 大口径厚壁无缝钢管挤压试制，试制时的峰值挤压力为 292 bar ( $2.51 \times 10^5$  kN)，经调质处理、产品整体晶粒度为 8 级，性能优异。试制空心坯料及 P92 无缝钢管产品如图 7 所示。

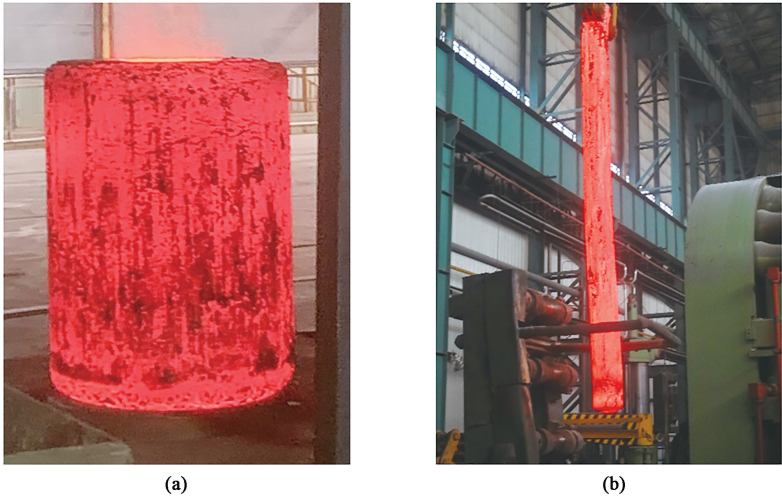


图 7 P92 钢空心坯料 (a) 和 P92 钢大口径厚壁无缝钢管 (b)  
Fig. 7 Hollow billet (a) and large-diameter thick-walled seamless steel pipe (b) for P92 steel

### 3 结论

(1) 通过 P92 钢有限元模型, 设置工艺参数和边界条件, 对钢管反挤压制坯和正挤压成形进行模拟, 特别在冲挤至连皮最薄时, 载荷达 250 MN。等效应变基本呈轴对称分布, 且内径变形量比外径大。

(2) 随着导流角从 20°、30°、40°增大至 50°, 最大挤压力从  $2.97 \times 10^5$  kN 逐渐减小至  $2.41 \times 10^5$ 、 $2.40 \times 10^5$  和  $2.35 \times 10^5$  kN。使挤压过程中摩擦性质发生改变, 由原来坯料内部的部分剪切摩擦向着工件与模具间的滑动摩擦程度大于因随后导流角增大而导致模具的工作面增大而增加的摩擦力的幅度。故合适的导流角应选在 30°~50°之间。

(3) 坯料经 1290 °C 加热、保温, 挤压的 P92 无缝钢管经调质热处理后, 产品整体的晶粒度为 8 级, 获得较好的力学性能。

#### 参考文献:

- [1] 张斌, 胡正飞. 9Cr 马氏体耐热钢发展及其蠕变寿命预测 [J]. 钢铁研究学报, 2010, 22 (1): 26-31.  
Zhang B, Hu Z F. Development and life assessment of 9Cr martensitic heat-resistant steel [J]. Journal of Iron and Steel Research, 2010, 22 (1): 26-31.
- [2] 林肇杰, 程世长, 钟倩霞, 等. 钢 91 无缝钢管的生产和应用 [J]. 特殊钢, 1996, 17 (6): 21-25.  
Lin Z J, Cheng S C, Zhong Q X, et al. Production and application of seamless tube and pipe of steel 91 [J]. Special Steel, 1996, 17 (6): 21-25.
- [3] 韩红光, 申俊杰, 解家兴. 高温时效对 P92 耐热钢持久性能的影响 [J]. 机械工程材料, 2019, 43 (6): 28-32.  
Han H G, Shen J J, Xie J X. Effects of high temperature aging on creep-rupture property of P92 heat-resistant steel [J]. Materials for Mechanical Engineering, 2019, 43 (6): 28-32.
- [4] 康辉. 第二相粒子对 P92 耐热钢的蠕变和断裂性能的影响 [D]. 天津: 天津理工大学, 2021.  
Kang H. Effect of Second Phase on Creep and Fracture Properties of P92 Heat-resistant Steel [D]. Tianjin: Tianjin University of Technology, 2021.
- [5] 尹建锋. 电厂用 T91/P91 钢焊接热影响区裂纹研究及焊接性能评定 [D]. 北京: 华北电力大学, 2005.  
Yin J F. T91/P91 Steel Research of Welding Heat-affected Zone Crack and Evaluation of Welding Property in Generating Station [D]. Beijing: North China Electric Power University, 2005.
- [6] 敬仕煜, 普照明, 何小明, 等. 采用连铸坯制造的 P92 钢管性能试验研究 [J]. 钢管, 2024, 53 (1): 83-86.  
Jing S Y, Pu Z M, He X M, et al. Experimental research on properties of CC billet-made P92 steel pipe [J]. Steel Pipe, 2024, 53 (1): 83-86.
- [7] 葛苏, 任杰. P92 高温高压钢管挤压成形组织研究 [J]. 锻压装备与制造技术, 2016, 51 (1): 111-114.  
Ge S, Ren J. Study on extrusion structure of P92 high temperature and high pressure steel pipe [J]. China Metalforming Equipment & Manufacturing Technology, 2016, 51 (1): 111-114.
- [8] 高巍, 刘江南, 王正品, 等. P92 钢塑性变形行为 [J]. 西安工业大学学报, 2008, 28 (4): 356-359.  
Gao W, Liu J N, Wang Z P, et al. P92 steel plastic deformation behavior [J]. Journal of Xi'an technological University, 2008, 28 (4): 356-359.
- [9] 张建林, 鲁立, 刘川, 等. A335P92 钢厚壁管局部感应加热温度场的数值模拟 [J]. 材料热处理学报, 2018, 39 (10): 106-111.  
Zhang J L, Lu L, Liu C, et al. Numerical simulation of local induction heating temperature field of A335P92 steel thick wall pipe [J]. Transactions of Materials and Heat Treatment, 2018, 39 (10): 106-111.
- [10] 许乐, 温建锋, 涂善东. P92 钢焊接接头蠕变损伤与裂纹扩展数值模拟 [J]. 焊接学报, 2019, 40 (8): 80-88.  
Xu L, Wen J F, Tu S D. Numerical simulation of creep damage and crack growth of welded joints of P92 steel [J]. Transactions of the China Welding Institution, 2019, 40 (8): 80-88.
- [11] Youngsuk K, Chundal P. A numerical and experimental study of deformation characteristics of the plane strain punch stretching test [J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 1997, 28A: 1653-1659.
- [12] 李应隆, 曾梦婷, 谭元标, 等. 应变率对细晶 Inconel 718 高温合金热变形组织演变的影响 [J]. 稀有金属, 2023, 47 (6): 807-814.  
Li Y L, Zeng M T, Tan Y B, et al. Microstructure evolution of Inconel 718 superalloy with fine-grains at different strain during hot deformation [J]. Chinese Journal of Rare Metals, 2023, 47 (6): 807-814.
- [13] 孙述利, 何文武, 张敏刚, 等. 9Cr-2W 耐热合金高温变形机制研究 [J]. 稀有金属, 2013, 37 (4): 557-563.  
Sun S L, He W W, Zhang M G, et al. Hot deformation mechanism of 92Cr-2W heat-resistant alloy [J]. Chinese Journal of Rare Metals, 2013, 37 (4): 557-563.

### 《锻压技术》郑重声明

为充分尊重作者权益, 坚决抵制学术不端行为, 积极倡导优良学风, 努力为学术创新营造良好氛围, 本刊郑重声明: 对一稿多投, 重复发表, 存在署名有争议, 引用他人著述未注明出处, 抄袭、剽窃、弄虚作假, 或以上情况的变相形式等学术不端行为的文章, 坚决拒绝刊登。一经发现, 立即撤稿, 并由本刊视情节轻重给予书面警告、拒绝刊登有其署名的稿件、通知其所在单位等处理。轻者给予 3~5 年不允许刊发其论文的处罚, 情节严重者, 将以适当方式予以公布, 该作者的论文永久不得刊用。

《锻压技术》编辑部