

# 斜轧穿孔法制备 Ti80 合金无缝管工艺分析

周大地, 曾卫东, 徐建伟

(西北工业大学 凝固技术国家重点实验室, 陕西 西安 710072)

**摘要:** 运用有限元技术模拟了两辊斜轧穿孔法制备 Ti80 合金无缝管坯的三维热力耦合过程。仿真结果能动态显示坯料从咬入到稳定穿孔再到穿出 3 个阶段复杂的塑性成形过程, 并能辅助分析中心孔隙的形成机理以及坯料在穿孔阶段各物理场量的分布。结果表明: 坯料刚接触顶头时, 中心金属存在明显塑性变形, 结合轧制中心线上不同方向的正应力状态为 (+, -, +), 判断中心孔隙的形成成为拉应力作用下的塑性开裂。在穿孔过程中, 坯料的应变分布沿轴向呈  $U1+W+2U2$  形态, 沿径向为片层状, 最终穿制毛管等效应变可达 5~11; 坯料的外表面与导盘接触区应变速率为  $0.71\sim 3.6\text{ s}^{-1}$ , 而与轧辊接触区高达  $4.6\sim 26\text{ s}^{-1}$ , 大的应变速率有助于毛管的塑性成形过程; 顶头前坯料的温度最高, 与穿孔工具接触的区域温度略有降低, 但绝大部分变形区温度都处于单相区。模拟所得全流程顶头轴向力与轧制力的变化呈现典型的 3 阶段分布, 其中稳定穿孔阶段力能参数的均值接近试验所得, 从而验证了模型的准确性。基于有限元模拟的工艺条件, 在实验轧机上一火次顺利穿制出 Ti80 合金无缝管坯, 其显微组织展现为单一的魏氏组织形态, 且由于变形剧烈, 从外表面到中间层再到内表面均为等轴细小的  $\beta$  动态再结晶晶粒; 力学性能测试表明该组织状态下的毛管的强度和塑性均满足指标要求。

**关键词:** Ti80 合金; 狄舍尔穿孔机; 三维热力耦合有限元模型; 实验验证; 力学性能

**中图分类号:** TG146.23

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1002-185X(2020)03-1045-06

在钛管生产中, 尽管随着焊接工艺的改进, 焊管有取代无缝管的趋势, 但在石油天然气勘探开发、航空液压燃油管路系统、管腔内支架等领域, 为确保安全, 钛合金无缝管仍具有不可替代性<sup>[1-3]</sup>。斜轧穿孔是制备无缝管坯的一种重要方法, 也是无缝管生产流程中的第一道工序, 其穿制的毛管质量将直接影响后续的轧制工序, 进而对产品性能产生重大影响。

斜轧穿孔机尽管自曼氏兄弟 1886 年发明以来在工业应用上已经有了上百年历史, 但由于穿孔过程中金属流动的复杂性, 长久以来一直缺乏对新合金、新产品有效的预测模型。穿孔工艺参数设置不合理, 一方面可能在顶头前预先形成孔隙, 经由顶头碾轧作用后在内表面形成折叠、开裂等缺陷<sup>[4, 5]</sup>; 另一方面可能产生由于顶头轴向力过大而造成的扎卡、偏心等废料<sup>[6, 7]</sup>。穿孔工艺的制定与调整严重依赖于经验的累积, 试错成本高、研制周期长, 无疑会降低企业的竞争能力。

近些年来, 随着高性能计算机和有限元技术的飞速发展, 有限元模拟已经越来越广泛的应用到复杂金属成型过程的再现以及优化当中。针对斜轧穿孔法制备无缝管坯这一热成型过程, 在 20 世纪末期已经出现了三维有限元仿真, 然而这些简化模型或多或少存在一些瑕疵,

如只考虑穿孔开始阶段<sup>[8]</sup>或稳定穿孔阶段<sup>[9]</sup>。但是, 坯料从咬入到稳定穿孔再到穿出整个过程中金属流动情况不同, 迫切需要一种更为完整、直观的三维热力耦合有限元模型, 来对斜轧穿孔过程中物理场量的分布及力能参数的变化进行深入分析。在 21 世纪初, Pater<sup>[10]</sup>、陆璐<sup>[11]</sup>、刘江林<sup>[12]</sup>等人分别对 100Cr6 钢、C45 钢以及 TA2 钛合金在两辊斜轧穿孔过程中的全流程三维热力耦合进行了研究, 详细展示了坯料的外形变化, 分析了稳定穿孔阶段温度场、应变场、应变速率场的分布, 并通过比较力能参数模拟值与实验值的差异验证了所建模型的准确性。但是, 他们没有对顶头刚接触坯料时中心金属的应力应变状态进行研究, 因而缺乏对中心孔隙形成机理的探讨, 所以穿孔过程仍显得不够完整。

本研究以新型海洋用钛合金 Ti-6Al-3Nb-2Zr-1Mo (Ti80) 为原材料<sup>[13, 14]</sup>, 利用商业有限元软件 DEFORM-3D 完成斜轧穿孔过程三维热力耦合有限元模型的建立与仿真。重点分析了二次咬入时中心金属的变形与断裂机理, 稳定穿孔阶段各物理场量的分布, 以及全流程力能参数的变化。最后, 通过实验轧机完成 Ti80 合金无缝管坯的制备, 并对穿制毛管的显微组织进行了观察, 对其力学性能进行了测试。

收稿日期: 2019-03-18

基金项目: 国家重点研发计划 (2016YFB0301203)

作者简介: 周大地, 男, 1991 年生, 博士, 西北工业大学, 陕西 西安 710072, 电话: 029-88460516, E-mail: zdd142576@163.com

### 1 斜轧穿孔的三维热力耦合有限元模型

根据倾斜轧辊的数量可以将穿孔机分为两辊式和三辊式,带狄舍尔导盘的两辊斜轧穿孔机由于其简单、可靠,近些年来得到了广泛使用。根据某型号两辊斜轧穿孔机的实际尺寸,用造型软件 Pro/E 创建三维模型后导入到 DEFORM-3D 中,所建立的几何模型如图 1 所示。其中,轧辊为桶形,入口锥角 3.5°,出口锥角 3°,穿孔时 2 个轧辊沿相同的方向以 30 r/min 的速度旋转;导盘直径 483 mm,导盘距 91.3 mm (椭圆度为 1.05),穿孔时 2 个导盘沿相反方向旋转。建模时,在模型中假设一推板来代替实际生产中的推钢机,使其速度略小于轧辊线速度,待坯料充满变形区后速度降为 0。基于前期研究工作<sup>[15]</sup>,坯料初始温度设置为 1050 °C,顶伸量设置为 30 mm,前角设置为 10°。

三维热力耦合有限元模型所需的其他参数如表 1 所示。所穿棒料为新型钛合金 Ti80,由于 DEFORM 材料库中不存在该牌号钛合金的数据,故而先在 Gleeble-3500 上进行了大范围的恒温恒应变速率热模拟压缩试验,以获得 Ti80 合金高温流动应力应变曲线<sup>[16]</sup>。有限元模拟前将实心 Ti80 棒坯采用四面体单元划分网格,由于穿孔造成的大变形会导致网格严重畸变,因此采用绝对网格尺寸和网格重划分功能来改善网格质量,提高计算精度。

### 2 模拟结果与讨论

借助有限元仿真技术,能够对无缝管坯制备过程中坯料形状的变化进行实时动态显示,如图 2 所示。为了可视性,移去了穿孔机一侧的导盘。在增量步为 160 步时坯料接触轧辊,开始一次咬入(图 2a),由于入口锥角的存在,沿穿孔方向前进的坯料在径向逐渐被压缩。轧辊轴线由于与轧制线存在一定夹角,受轧辊摩擦力作用,坯料此后一方面沿轴向做直线运动一方面沿周向做旋转运动,呈螺旋运动状态<sup>[5,17]</sup>。在增量步 210 步时,坯料接触顶头(图 2b),孔腔开始形

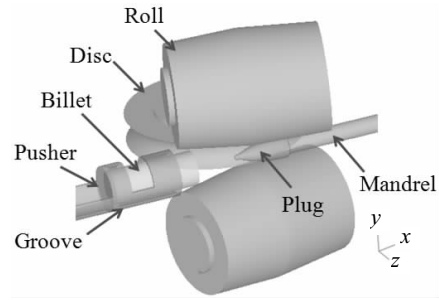


图 1 两辊斜轧穿孔机的几何模型

Fig.1 Three-dimensional geometrical modeling of Diescher's mill

表 1 穿孔模型参数

Table1 Simulation parameters of piercing process			
Parameter	Roll	Disk	Plug
Temperature/°C	100	100	300
Heat transfer coefficient (with billet)/ N·(s·mm <sup>2</sup> ·°C) <sup>-1</sup>	12	10	5
Friction factor (with billet)	0.9	0.6	0.3

成。而后坯料与导盘接触,借助导盘的相向运动增加了其穿过顶头的动力,从而顺利实现二次咬入。在增量步 420 步时,坯料充满整个变形区(图 2c),进入稳定穿孔阶段。在增量步 660 步时,坯料尾端金属开始离开变形区,随后进入第 2 个不稳定穿孔阶段(图 2d)。由于管坯在各个方向上的变形速率不同,导致了坯料尾端在前进过程中不停的甩动<sup>[18]</sup>,这与实际生产时需要受料槽略微固定坯料的现象相一致。

#### 2.1 中心孔腔

二辊斜轧穿孔时中心金属的变形和断裂机理,是斜轧理论的一个基本问题。若采用中途扎卡法来保存完整变形区,进而通过组织分析或硬度测试来辨别应变分布<sup>[19]</sup>,则会导致试验成本高、研究周期长;但如果借助可以精确显示任意穿孔阶段中坯料内部场变量分布的有限元模拟,则可节约大量时间。

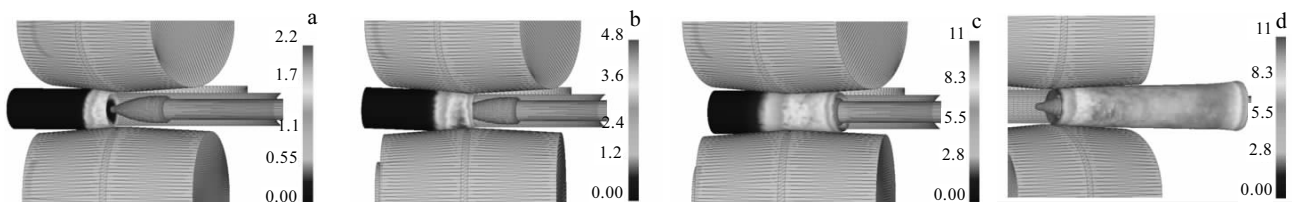


图 2 斜轧穿孔过程中坯料的外形变化与应变分布

Fig.2 Shape and strain distribution of the billet in rotary piercing process: (a) primary biting stage; (b) second biting stage; (c) stable piercing stage; (d) unstable piercing stage

图 3a 为坯料刚接触顶头时纵截面上的应变分布。可以发现, 沿直径方向变形强度分布不均, 呈 U 型分布。不同于使用固定导板的曼氏穿孔机, 狄舍尔穿孔机采用了主动旋转导盘, 这样使坯料与导盘接触后, 尽管管坯旋转阻力增大, 转速减慢, 但其前进速度在导盘拉力作用下反而增大, 这时管坯表面到中心的变形便逐渐减弱, 呈现出 U 型分布形态。有文献报道称将导盘后移或增大导盘间距后, 应变会仍将呈现为 W 型<sup>[20]</sup>。在本研究中, 虽然是与轧辊接触的坯料外表面应变最大, 但心部仍存在明显的塑性变形, 等效应变值可达 0.15。鉴于孔隙形成前中心金属已发生塑性变形, 故其开裂属于韧性开裂。

坯料轧制中心线上各应力分量的分布情况, 对于认识和分析内撕裂形成机理同样有重要意义。沿轧制方向 ( $x$ )、轧辊方向 ( $y$ ) 和导盘方向 ( $z$ ) 的正应力在轧件中心线上的分布图 3b 所示, 其中左端点为坯料接触顶头前的位置, 右端点处于变形区内 (如图 3a 中虚线所示)。从图中可以发现, 沿轧制方向 ( $x$ ) 和导盘方向 ( $z$ ) 的应力分量均为拉应力, 而在轧辊方向 ( $y$ ) 的应力分量为压应力<sup>[21]</sup>。随着管坯旋转, 轧辊作用方向的压应力和导盘方向的拉应力交替变化, 使顶头前材料处于裂而未断的疏松状态, 若顶头及时参与塑性变形就可穿制出空心的毛管。

对于圆形坯料二辊斜轧穿孔时内撕裂的产生, 通常认为与金属的应力应变状态有关。压应力状态有利于抑制内撕裂, 提高可穿性; 而拉应力有助于在顶头前形成疏松区。本研究的数值模拟结果不仅验证了综合应力理论对管坯中心应力状态的判断 (+、-、+), 还给出了各正应力分量之间的大小关系及分布情况, 进而加深了对两辊斜轧穿孔过程的理解。

### 2.2 稳定穿孔阶段

有限元模拟可以精确显示任意穿孔阶段中坯料内部的应变分布, 如图 4 所示稳定穿孔阶段管坯沿轴向各变形区及典型横截面上的外形尺寸和应变分布。从图中可以看出, 应变沿轴向分布为典型的 U1+W+2U2 形态, 沿径向分布为层片状。总体而言, 最大应变出现在坯料外表面, 这是由于随着穿孔过程变形量的增大, 摩擦生热和塑性变形功转换的热量增加, 再加上钛合金导热系数比一般合金要小, 就造成了管坯外层区域温度升高 (如图 6 所示), 金属流动性变好, 因此在变形区后半段应变沿径向从外表面到内表面逐渐递减。从图 4 还可以看出坯料横截面形状在穿孔锥段、碾轧锥段以及归圆段的变化, 受穿孔工具的影响, 经历了由圆到椭圆再到圆环的变化过程。

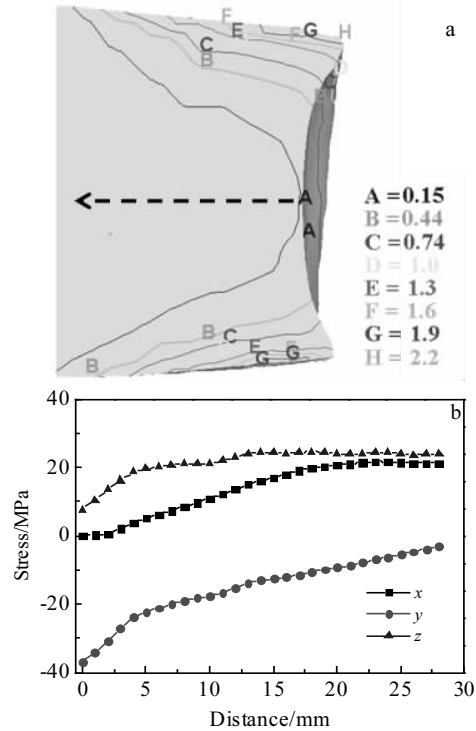


图 3 纵截面上等效应变分布及中心线上的应力分布  
Fig.3 Distribution of equivalent strain in the longitudinal section (a) and stress along the centerline of the billet (b)

应变速率对金属塑性变形时的韧性有很大的影响, 它将同时影响变形体内部的硬化行为与软化效应<sup>[16]</sup>。图 5 为稳定穿孔过程中应变速率在坯料外表面的分布。从图中可以发现最大应变速率出现在坯料与轧辊接触区, 数值为  $4.6\sim 26\text{ s}^{-1}$ 。导盘与坯料接触区的应变速率相比较管坯其它区域也不可忽视, 数值在  $0.71\sim 3.6\text{ s}^{-1}$ 。由此可以推断导向装置在穿孔过程中不仅起到封闭型腔、限制坯料横向运动的作用, 而且有助于坯料的成形过程。

除了应力、应变、应变速率分布外, 温度分布也是斜轧穿孔过程研究的重点。温度不同会导致显微组织存在差异, 进而影响毛管质量。图 6 是稳定穿孔阶段坯料纵切面的温度分布图。虽然穿孔需要一定的时间, 但通过模拟结果发现变形仍然停留在热轧状态。热量来源主要来自两方面: 一是管坯与轧辊相对滑动产生的摩擦热; 二是穿孔时塑性变形功绝大部分会以热能的形式散发, 这些都在一定程度上补偿了坯料因接触热传导、热辐射、热对流等所失去的热量。从图中可以发现, 位于顶头前的坯料温度最高 (温升达  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ), 这要归因于钛合金导热系数小使产生的热量难以扩散; 而与轧辊及顶头接触的内外表面温度略有降低, 这主要

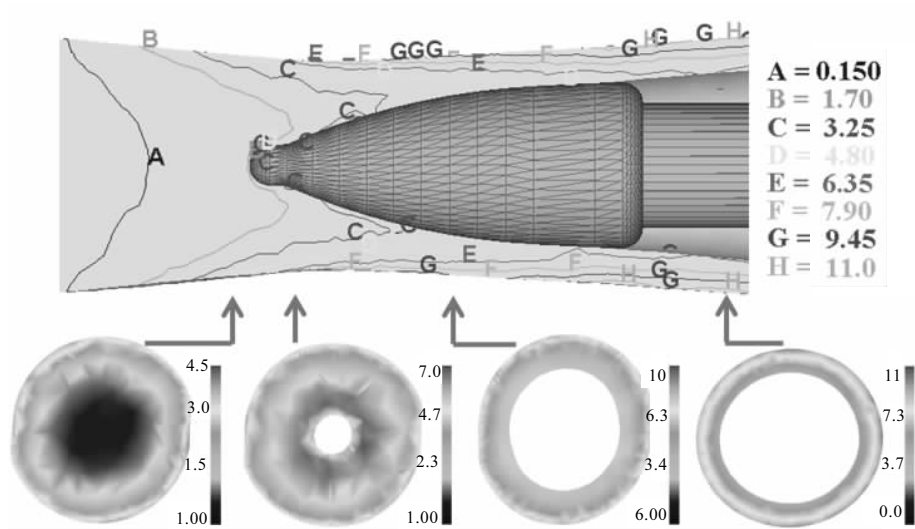


图 4 稳定穿孔阶段的应变分布

Fig.4 Strain distribution in the billet for stable piercing process

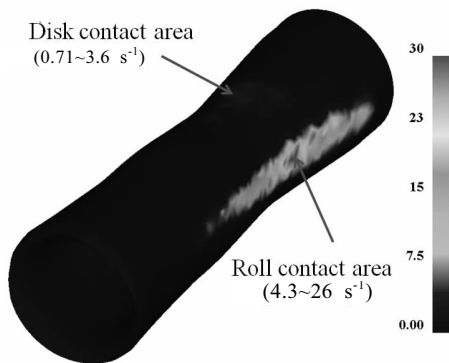


图 5 稳定穿孔阶段坯料外表面的应变速率分布

Fig.5 Strain rate distribution in the billet for stable piercing process

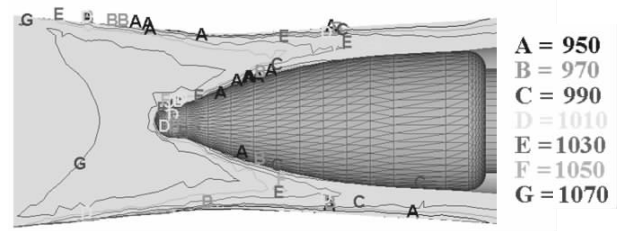


图 6 稳定穿孔阶段的温度分布

Fig.6 Temperature distribution in the billet for stable piercing process

是因为坯料接触冷穿孔工具以及与环境之间的热交换会散失一部分热量的缘故。此外，从图 6 中还可以发现整个变形区内的坯料温度基本上仍处于  $\beta$  单相区，这也与后文观察到的显微组织为魏氏组织相一致。

### 2.3 力能参数

轧机力学性能直接影响无缝管坯的产品质量和品种规格。因此，对 Ti80 合金斜轧穿孔过程中顶头轴向力与轧辊轧制力的分析也至关重要。图 7a 为不同穿孔阶段有限元模拟所得到的力能参数。从图中可以看出，穿孔过程可明显分为 3 个阶段：I 是第 1 个不稳定穿孔阶段，出现在坯料与轧辊接触直到坯料充满整个变形区的过程中，包括了一次咬入（如图 2a 所示）和二次咬入（如图 2b 所示）；II 为稳定穿孔阶段（如图 2c 所示）；III 为第 2 个不稳定穿孔阶段，从坯料尾端离

开变形区开始直到穿制出整根毛管（如图 2d 所示）。2 个不稳定阶段对毛管质量有显著的影响，主要表现为会造成毛管直径头大尾小的尺寸差异；在稳定穿孔阶段，由于顶头轴向力，轧辊轧制力都基本保持恒定。因此，毛管的外径偏差与壁厚偏差都较小。在坯料拽入变形区过程中，根据几何条件，管坯是先与轧辊接触，然后才与顶头接触的，这也是 I 区顶头轴向力后增大的原因。

为验证所建 Ti80 合金斜轧穿孔三维热力耦合有限元模型的有效性，将计算得到的力能参数与实际穿孔时顶头轴向力、轧辊轧制力进行了比较，结果如图 7b 所示，其中所列数值均为稳定穿孔阶段的平均值。模拟结果与实验值误差较小，预示了本模型能够较真实的预测 Ti80 合金斜轧穿孔过程。

### 2.4 实验验证

基于有限元模拟的工艺参数，在两辊试验轧机上

进行了相同条件的斜轧穿孔实验, 结果顺利穿制出 Ti80 合金无缝管坯。对穿制的毛管进行显微组织观察和力学性能测试, 结果如图 8 和表 2 所示。

由于斜轧穿孔初始坯料的加热温度高于相变点, 且受实际穿孔过程中变形热的影响, 整个斜轧穿孔过程始终处于单相区, 空冷过后因而组织呈现魏氏组织形态。变形沿直径分布比较均匀, 从外表面到中间层再到内表面, 均为细小等轴状的  $\beta$  动态再结晶晶粒, 晶粒尺寸不超过 100  $\mu\text{m}$ 。

由于穿孔变形量较大,  $\beta$  晶粒尺寸并不大, 且晶内片状  $\alpha$  较细。因此, 这种组织不会破坏管坯的综合性能。沿管坯轴向取样进行室温力学性能测试, 强度和塑性指标如表 2 所示。可以看出, 采用斜轧穿孔工

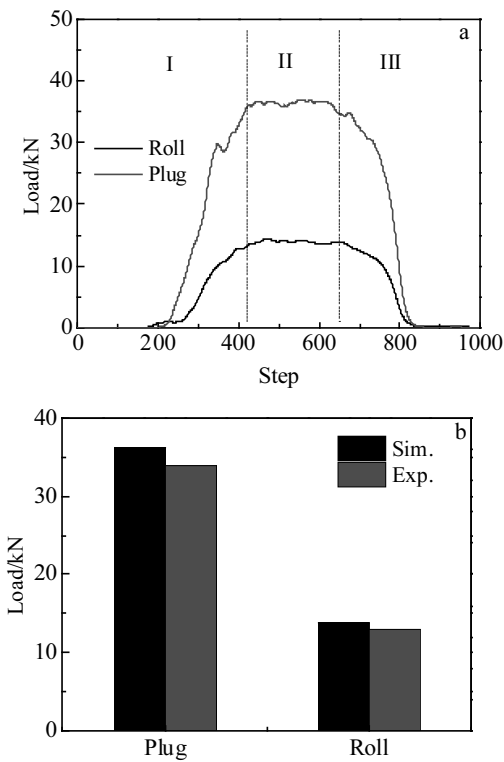


图 7 穿孔阶段力能参数的变化及稳定穿孔阶段计算值与实验值的比较

Fig.7 Variation of force parameters in the whole piercing process (a); comparison of simulated and experimental results (b)

表 2 穿孔管坯室温力学性能

Sample No.	State	$R_{p0.2}/\text{MPa}$	$R_m/\text{MPa}$	$A/\%$	$Z/\%$
1#	R	864	961	14.5	40
2#	R	853	950	13.5	34
Requirement		$\geq 760$	$\geq 850$	$\geq 10$	-

Note: Sample 1# and 2# have the same structure

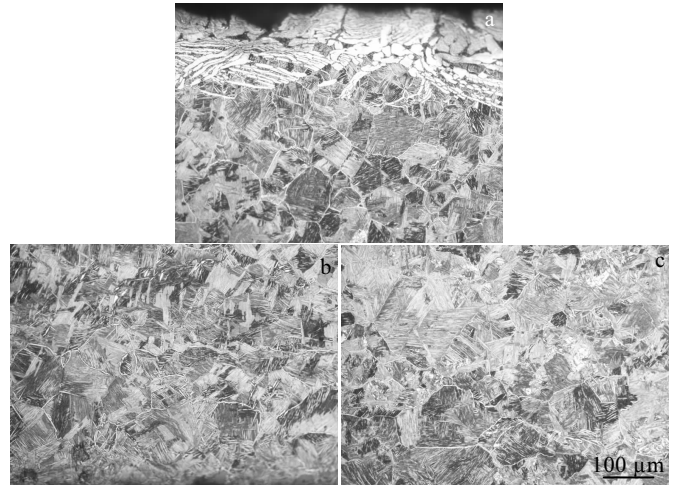


图 8 穿孔毛管的显微组织

Fig.8 Optical microstructures of the as-pierced Ti-tube: (a) external surface layer; (b) internal surface layer; (c) center layer

艺制备的 Ti80 合金无缝管坯, 其屈服强度、抗拉强度和延伸率均满足指标要求; 且良好的塑性可以满足后续的轧制需要。

### 3 结论

1) 二次咬入前, 顶头前的坯料心部存在明显塑性变形, 且存在交变拉压应力, 所以中心孔腔的形成成为拉应力作用下的塑性开裂。

2) 稳定穿孔阶段, 应变沿轴向为  $U_1+W+2U_2$  分布, 沿径向为层片状分布; 坯料外表面与轧辊和导盘的接触区应变率较大; 顶头前坯料温度最高, 与穿孔工具接触的区域温度略有降低, 但绝大部分变形区温度仍处于  $\beta$  单相区。

3) 全流程力能参数的变化揭示了穿孔过程中的 3 个典型阶段; 且稳定阶段力能参数模拟结果与实验值误差较小, 验证了有限元模型的有效性。

4) 基于有限元模拟结果, 在实验轧机上顺利穿制出 Ti80 合金无缝管坯; 显微组织展现为细小等轴状的  $\beta$  动态再结晶晶粒; 室温力学性能满足指标要求。

### 参考文献 References

[1] Schutz R W, Watkins H B. *Materials Science and Engineering A* [J], 1998, 243: 305  
 [2] Zhang Wangfeng(张旺峰), Wang Yuhui(王玉会), Li Yan(李艳) *et al. Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2012, 41(7): 1239  
 [3] Che Yongping(车永平), Tian Yuxing(田宇兴), Zhang Yafeng

- (张亚峰) *et al. Rare Metal Materials and Engineering* (稀有金属材料与工程)[J], 2016, 45(4): 923
- [4] Erman E. *Journal of Applied Metalworking*[J], 1987, 4(4): 331
- [5] Berazategui D A, Cavaliere M A, Montelatici L *et al. International Journal for Numerical Methods in Engineering*[J], 2006, 65(7): 1113
- [6] Zhao Hengzhang(赵恒章), Yang Yingli(杨英丽), Guo Dizi(郭荻子) *et al. Rare Metals Letters*(稀有金属快报)[J], 2007, 26(12): 34
- [7] Zhao Hengzhang(赵恒章), Xin Zhengping(奚正平), Guo Dizi(郭荻子) *et al. Rare Metal Materials and Engineering* (稀有金属材料与工程)[J], 2015, 44(3): 671
- [8] Pietsch J, Thieven P. *MPT Metallurgical Plant and International Technology*[J], 2003, 26(2): 52
- [9] Kazutake K. *International Journal of Mechanical Sciences*[J], 2005, 47(12): 1838
- [10] Pater Z, Kazanecki J, Bartnicki J *et al. Journal of Materials Processing Technology*[J], 2006, 177(1-3): 167
- [11] Lu Lu(陆璐), Wang Zhaoxu(王照旭), Wang Fuzhong(王辅忠) *et al. Journal of Shanghai Jiao Tong University, Science*(上海交大学报, 自然科学版)[J], 2011, 16(3): 281
- [12] Liu Jianglin(刘江林), Zeng Weidong(曾卫东), Wu Huan(吴欢) *et al. Forging & Stamping Technology*(锻压技术)[J], 2012, 37(3): 59
- [13] Chen Jun(陈军), Zhao Yongqing(赵永庆), Chang Hui(常辉) *et al. Materials Review*(材料导报)[J], 2005, 19(6): 67
- [14] Zhou Dadi, Zeng Weidong, Xu Jianwei *et al. Materials Characterization*[J], 2019, 151: 103
- [15] Zhou Dadi(周大地), Zeng Weidong(曾卫东), Xu Jianwei(徐建伟). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2019, 48(8): 2531
- [16] Zhou Dadi, Zeng Weidong, Xu Jianwei *et al. Advanced Engineering Material*[J], 2019, 21(7): 1 801 232
- [17] Li S Z, Xu J, Yin Y D *et al. Acta Metallurgica Sinica*[J], 2007, 20(3): 225
- [18] Wang Fujie(王付杰), Shuang Yuanhua(双远华), Hu Jianhua(胡建华) *et al. Hot Working Technology*(热加工工艺)[J], 2014, 43(9): 95
- [19] Lu Yuqiu(卢于逵), Wang Xianjin(王先进). *Acta Metallurgica Sinica* (金属学报)[J], 1980, 16(4): 470
- [20] Li Shengzhi(李胜祗), Li Lianshi(李连诗), Sun Zhongjian(孙中建) *et al. Acta Metallurgica Sinica* (金属学报)[J], 1999, 35(12): 1274
- [21] Yin Yuande(尹元德), Huang Hao(黄浩), Li Shengzhi(李胜祗) *et al. Heavy Machinery* (重型机械)[J], 2017(2): 65

## Rotary Piercing Technique of Ti80 Titanium Alloy Seamless Tube

Zhou Dadi, Zeng Weidong, Xu Jianwei

(State Key Laboratory of Solidification Processing, Northwest Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

**Abstract:** This paper deals with the simulation of rotary piercing process of Ti80 alloy seamless tube via a 3D thermal-mechanical coupling finite element model (FEM). The model can visualize the complex continuous piercing process from biting to steady piercing and to final drilling. Concurrently, the simulated results help to understand the mechanism of central fracturing as well as the distribution of physical fields. Combining normal stress state of (+, -, +) along the rolling centerline with non-negligible plastic deformation at the centre of the billet, the cavity formation was determined to be caused by plastic cracking under tensile stress. During the piercing process, the strain distribution was  $U1+W+2U2$  along the axial direction and lamellar along the radial direction. The final equivalent strain of the hollow billet could reach 5~11. The strain rate in contact area between the blank surface and the discs was  $0.71\sim 3.6\text{ s}^{-1}$ , while that between the surface and the rolls was up to  $4.6\sim 26\text{ s}^{-1}$ . The relatively high strain rate was beneficial to the plastic deformation of raw material. The billet temperature in front of the plug was the highest, and the area in contact with the piercing tools decreased slightly. However, the vast majority of the billet in deformation zone was still in the single  $\beta$  phase field. Additionally, the loads on the plug and roll in the whole piercing process presented a typical three-stage distribution. The mean values in the stable phase were close to the experimental researches, which demonstrated the accuracy of the model. Based on the simulation of finite element method, the Ti80 alloy seamless tube has been successfully pierced through the experimental Diescher's mill. The microstructure of the tube was illustrated as a single Widmanstätten microstructure. Due to the severe deformation, the finer and equiaxed dynamic recrystallization  $\beta$  grains were formed from outer surface to the middle layer and to inner surface. The mechanical property test show that the strength and plasticity of the tube can meet the requirements of the project.

**Key words:** Ti80 alloy; Diescher mill; 3D thermal-mechanical coupling model; experimental verification; mechanical property

Corresponding author: Zeng Weidong, Ph. D., Professor, State Key Laboratory of Solidification Processing, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, P. R. China, Tel: 0086-29-88494298, E-mail: zengwd@nwpu.edu.cn