

# 基于各向异性冷轧纯钛薄带的屈服行为研究

李伟<sup>1</sup>, 于辉<sup>1</sup>, 李松松<sup>1</sup>, 杨柳<sup>1</sup>, 罗许<sup>2</sup>

(1. 燕山大学 机械工程学院, 河北 秦皇岛 066004)

(2. 攀钢集团攀枝花钢铁研究院有限公司, 四川 攀枝花 617000)

**摘要:** 传统冷轧薄带理论中常将轧件假设为理想的各向同性材料, 往往以 RD-TD 面内屈服应力进行轧制计算, 而未考虑薄带存在各向异性的问题。为此基于单轴拉伸试验和晶体粘塑性自洽模型(VPSC)开展了纯钛薄带的屈服行为研究, 利用等塑性功和屈服准则构建了以 RD 拉伸屈服应力为参考的屈服轨迹, 并通过冷轧过程模拟探究了各向屈服应力的差异对轧制变形区特征的影响规律。结果表明: 基面双峰织构纯钛薄带的屈服应力依次为 ND 最大、TD 次之、RD 最小, 而屈服应力各向异性导致传统薄带轧制理论的计算结果与实际结果之间存在很大误差。为方便应用以 RD 拉伸屈服应力为参考, 基于 Hill48 各向异性屈服准则对传统冷轧薄带理论中的 Fleck 轧制模型进行修正, 并通过轧制试验验证了修正结果的必要性和可靠性。

**关键词:** 纯钛薄带; 各向异性; 屈服应力; 屈服准则; 变形区特征

**中图分类号:** TG146.23; TG33

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1002-185X(2023)09-3213-08

高质量金属薄带材作为板带领域中的高端产品, 在电子、医疗、生物等微制造领域得到了广泛应用, 产品需求也大大促进了薄带材轧制理论不断发展<sup>[1-2]</sup>。冷轧作为板带类产品生产链的最终成型工艺, 对于厚度和延伸率等尺寸精度的要求严格<sup>[3]</sup>。目前的带材轧制理论中均将轧件假设为理想的各向同性材料, 然而对于镁、钛等密排六方结构材料<sup>[4-6]</sup>以及铝、铜等易形成织构的面心立方结构材料<sup>[7-8]</sup>, 轧制织构的存在会导致材料产生显著的力学各向异性, 而不合理的屈服应力取值会影响薄带材轧制模型的计算精度以及轧制工艺的制定<sup>[9]</sup>。因此, 基于薄带材料的各向异性行为开展屈服应力差异对变形区接触特征的影响规律的研究, 具有一定的理论意义和实际应用价值。

关于薄带轧制变形区接触理论的研究可划分为刚塑性假设、全弹性假设和弹塑性假设 3 类。Karman 等<sup>[10]</sup>忽略了轧件宽展和轧辊弹性变形, 并将薄带材轧制假设为平面应变问题。Hitchcock 等<sup>[11]</sup>假设轧辊弹性压扁后为直径增大的圆弧, 并提出了 Hitchcock 接触弧长公式。Orowan 等<sup>[12]</sup>通过试验研究表明薄带材冷轧过程中接触弧中心存在接近平坦的“零压下”区域。Stone<sup>[13]</sup>则将薄板冷轧看作 2 个平行平板之间的墩粗, 采用 Hitchcock 接触弧长公式计算弹性压扁后的轧辊轮廓和最小可轧厚度, 在薄带材轧制生产工艺制定中

得到广泛应用。然而实际上薄带材轧制变形区接触弧长远远大于带材厚度, 轧辊非圆弧形轮廓导致 Stone 理论所计算的轧制负载和可轧厚度大幅度偏离实际<sup>[14]</sup>。针对上述问题, Bentall 和 Johnson 等<sup>[15-16]</sup>提出整个变形区接触界面上的摩擦条件并不完全一致, 认为变形区中心存在不产生相对滑移和塑性压下的粘着区, 轧件变形集中于入口和出口处。Felck 等<sup>[17-18]</sup>在 Johnson 的基础上修正了赫兹接触模型, 并根据轧件变形特点和摩擦条件将接触变形区划分为入口弹性区、入口塑性区、中性区、出口塑性区和出口弹性区 5 个区域。Xiao 和 Liu 等<sup>[19-20]</sup>等通过仿真和试验验证了 Fleck 轧制模型的正确性。综上所述, 薄带轧制过程中变形区接触理论的计算精度越来越高, 然而上述研究中均没有考虑薄带屈服应力的各向异性问题。

针对薄带的各向异性行为及其对轧制过程的影响, 本研究首先基于单轴拉伸试验和晶体粘塑性自洽理论(VPSC)研究了织构纯钛薄带的力学各向异性, 选择合适的屈服准则对其各向异性进行表征, 并以此为基础开展了各向屈服应力差异对薄带轧制变形区接触轮廓和接触压力的影响规律研究。结合所选各向异性屈服准则对原有薄带轧制模型进行了修正, 修正后的模型可以较好地预测纯钛薄带的轧制变形规律。该研究结果可为薄带轧制提供更准确的理论预测和

收稿日期: 2022-09-16

基金项目: 河北省自然科学基金(E2021203237); 中央引导地方科技发展资金(216Z1002G)

作者简介: 李伟, 男, 1994 年生, 博士生, 燕山大学机械工程学院, 河北 秦皇岛 066004, E-mail: liweiaedu@163.com

轧制工艺指导。

# 1 纯钛薄带屈服行为的各向异性

## 1.1 基于 VPSC 的屈服应力各向异性

图 1 为厚度 0.1 mm 纯钛薄带的初始晶体取向，由图 1 可知轧制纯钛薄带呈典型的基面双峰结构，且单一方向轧制减薄时该织构类型并不会随轧件厚度的减小而产生明显变化<sup>[21-24]</sup>。图 2 为织构纯钛薄带在 RD-TD 面内的单轴拉伸应力-应变曲线，其中实线为试验值，虚线为 VPSC 理论值。由图 2 可知织构的存在导致纯钛薄带存在显著的面内力学各向异性，试验测得拉伸应变 5% 时的 Lankford 系数分别约为  $r_{RD}=1.3$ ,  $r_{TD}=1.8$ 。织构所对应的特殊晶体取向会直接影响位错滑移和孪晶等塑性变形机制的可激活性，因此钛板带材产品中普遍存在不同程度的力学各向异性。

考虑到薄尺度下材料某些加载条件的力学性能很难通过常规试验手段获取，故引入了适用于六方结构材料的粘塑性晶体自洽模型(VPSC)来获得复杂应力状态下的屈服应力数据<sup>[25]</sup>。由图 2 中理论值与试验值误差较小，可知 VPSC 模型可以较好地描述纯钛薄带的各向异性及其分布规律。VPSC 模型中各塑性变形机制的 Voce 硬化参数如表 1 所示。

图 3 为基于 VPSC 计算所得的不同加载条件下的应力-应变曲线。由图 3 可知，织构纯钛薄带的屈服应力会因加载条件而产生显著差异，其中 ND 屈服应力最大、TD 次之、RD 最小，小应变 ( $\epsilon=0.1$ ) 范围内的

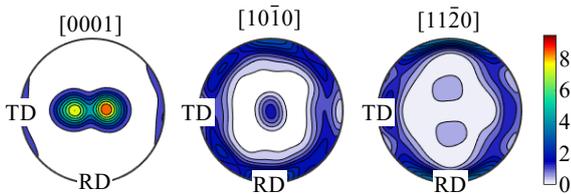


图 1 纯钛薄带的初始晶体取向

Fig.1 Initial crystal orientation of pure titanium thin strip

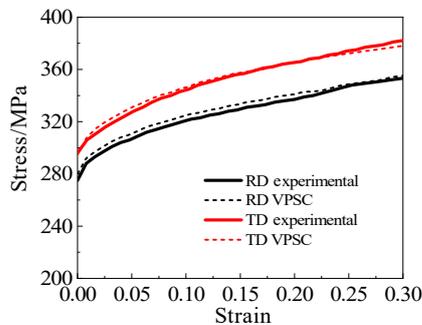


图 2 RD-TD 面内拉伸应力-应变曲线

Fig.2 RD-TD in-plane tensile stress-strain curves

表 1 VPSC 中各塑性变形机制的 Voce 硬化参数

Table 1 Voce hardening parameters of various plastic deformation mechanisms in VPSC

Deformation system	$\tau_0$	$\tau_1$	$\theta_0$	$\theta_1$
Prismatic $\langle a \rangle$ slip	80	10	100	20
Basal $\langle a \rangle$ slip	200	30	200	30
Pyramidal $\langle a \rangle$ slip	130	10	100	5
Pyramidal $\langle c+a \rangle$ slip	250	30	300	50
$\{10\bar{1}2\}$ extension twinning	220	10	2000	100
$\{11\bar{2}2\}$ extension twinning	240	10	2000	100

Hardening coefficient:  $h^{\text{slip-twinning}}=h^{\text{slip-slip}}=1$ ;  $h^{\text{twinning-twinning}}=10$

拉压不对称现象并不明显。为方便描述各加载条件下的屈服应力，将 RD 拉伸屈服应力简写为 RDTY，RD 压缩屈服应力简写为 RDCY，其它类似简写为 TDTY、TDCY 和 NDTY、NDCY。

图 4 为各向屈服应力与 RDTY 的比与塑性应变的关系。由图 4 可知 NDCY/RDTY 和 TDTY/RDTY 的比值在较小的应变范围内基本呈线性比例关系。以应变 0.1 为例，NDCY/RDTY 分布范围为 1.161~1.172，平均值为 1.165；TDTY/RDTY 分布范围为 1.053~1.074，平均值为 1.064。

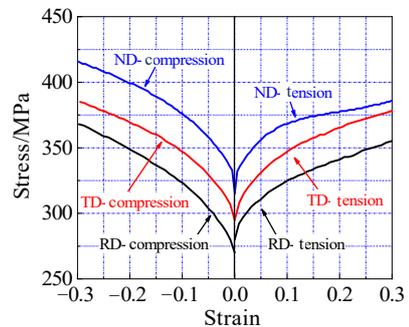


图 3 不同加载条件下的应力-应变曲线

Fig.3 Stress-strain curves under different loading conditions

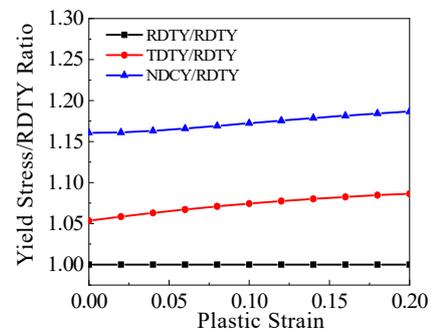


图 4 各向屈服应力/RDTY 的比与塑性应变的关系

Fig.4 Relationships between yield stress/RDTY ratio and plastic strain

### 1.2 各向异性屈服行为的表征

利用等塑性功原则处理拉伸试验和 VPSC 模型计算所得到的屈服应力数据, 以 RDTY 作为塑性功的参考, 通过式(1)可获得不同塑性应变  $\epsilon_0$  时的塑性功  $W_p$  和屈服应力  $\sigma_0$ 。

$$W_p = \int \sigma d\epsilon_p \tag{1}$$

式中,  $\sigma$  为屈服应力,  $\epsilon_p$  为塑性应变。然后在相同塑性功  $W_p$  下确定 RDCY( $\sigma_{180}$ ), TDTY( $\sigma_{90}$ )和 TDCY( $\sigma_{270}$ )。由于 ND 拉压可等效于 RD-TD 面内的双轴变形, 故 ND 拉伸屈服应力分量可表示为( $\sigma_{45}, \sigma_{45}$ )和 ND 压缩屈服应力分量( $\sigma_{225}, \sigma_{225}$ )。进一步便可获得不同等效塑性应变下的屈服应力点( $\sigma_0, 0$ ), ( $\sigma_{45}, \sigma_{45}$ ), ( $0, \sigma_{90}$ ), ( $\sigma_{180}, 0$ ), ( $\sigma_{225}, \sigma_{225}$ ), ( $0, \sigma_{270}$ )。

为了预测织构纯钛薄带的屈服行为, 以 RDTY 为参考绘制了不同屈服准则下的空间屈服轨迹。图 5 为 Tresca 和 Mises 各向同性屈服准则下的屈服轨迹。由图 5 可知, Mises 屈服准则所预测的 TD 和 ND 的屈服应力均不同程度小于实际值, 显然各向同性屈服准则无法预测织构纯钛薄带的屈服和硬化行为。

为此引入了考虑材料各向异性的 Hill48 正交各向异性屈服准则, 如式(2)所示:

$$F(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + G(\sigma_3 - \sigma_1)^2 + H(\sigma_1 - \sigma_2)^2 = \bar{\sigma}^2 \tag{2}$$

式中,  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  分别为第 1、第 2 和第 3 主应力,  $\bar{\sigma}$  为等效应力,  $F, G$  和  $H$  均为与材料屈服性能相关的

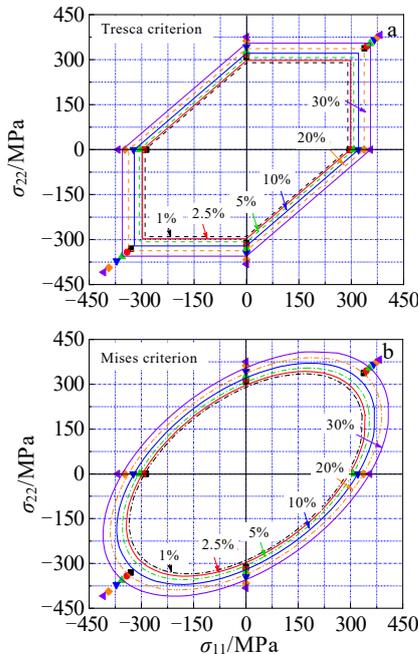


图 5 Tresca 和 Mises 各向同性屈服准则的屈服轨迹

Fig.5 Yield trajectories of Tresca (a) and Mises (b) isotropic yield criterions

各向异性系数, 可由 Lankford 系数  $r$  值确定。

$$G = \frac{1}{1 + r_{RD}} \quad H = \frac{r_{RD}}{1 + r_{RD}} \quad F = \frac{r_{RD}}{(1 + r_{RD})r_{TD}} \tag{3}$$

式中,  $r_{RD}$  和  $r_{TD}$  可由 RD 和 TD 单轴拉伸试验确定。根据 1.1 节中的 Lankford 系数可以计算得到各向异性系数  $F=0.314, G=0.435, H=0.565$ 。同样以 RDTY 为参考, 绘制出的 Hill48 屈服准则的空间屈服轨迹如图 6 所示。由图 6 可知, 虽然无法准确预测 ND 应变硬化行为的拉压不对称现象, 但小应变范围内 Hill48 屈服准则基本可以较好地预测织构纯钛薄带屈服行为的各向异性, 且 NDCY 的预测精度较高。

传统冷轧薄带理论中往往将轧件材料假设为理想的各向同性材料, 薄带材屈服应力常采用 RD-TD 面内拉伸屈服应力表示<sup>[26]</sup>。通过上述研究表明织构纯钛薄带 RD-TD 板面内的拉伸屈服应力 RDTY 和 TDTY 均不同程度的小于 NDCY, 显然以 RD-TD 面内屈服应力进行薄带轧制计算会导致变形区接触特征不同程度偏离实际值。为进一步研究屈服应力各向异性对薄带轧制变形区接触轮廓和接触压力等特征的影响规律, 选取 RDTY、TDTY 和 NDCY 3 种屈服应力进行轧制过程计算。

## 2 纯钛薄带有限元轧制模拟

### 2.1 薄带轧制有限元模型

由于薄带材宽度远大于厚度的几何特性, 因此利用 Abaqus 有限元软件建立了弹塑性平面应变有限元模型来模拟薄带材轧制过程, 如图 7 所示。由于轧制模型关于中间水平面对称, 故只选择了上工作辊和薄带材上半部分作为计算对象, 带材和轧辊分别设置为二维弹塑性和弹性体。半带材厚度方向划分四层网格单元, 网格单元类型为 CPE4R 四结点双线性平面应变四边形单元。对轧辊表面网格单元进行局部细化分, 使其与薄带材网格单元尺寸比例保持在 1~1.5。轧辊直径为 210 mm, 轧辊转速为 0.08 r/s, 前后张应力设置为 0 MPa, 轧辊与轧件接触界面采用库伦摩擦,

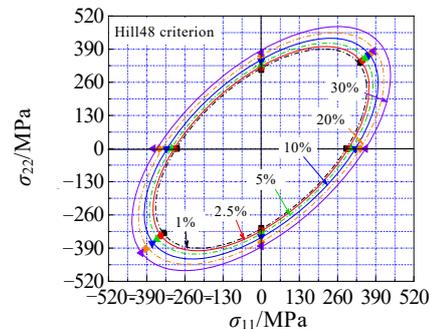


图 6 Hill48 正交各向异性屈服准则的屈服轨迹

Fig.6 Yield trajectory of Hill 48 orthotropic yield criterion

摩擦系数固定为 0.1。表 2 为轧辊和薄带材的物理性能参数。

### 2.2 薄带轧制变形区特征

图 8 为薄带轧制典型的变形区接触轮廓和接触压力分布示意图，采用 Fleck 轧制模型进行变形区区域划分，将变形区划分为入口弹性区 I、入口塑性区 II、中性区 III、出口塑性区 IV 和出口弹性区 V，其中  $X_A$ 、 $X_B$ 、 $X_C$  和  $X_D$  为区域划分临界点。图 8 中  $P_B(x)$  表示轧件塑性变形所需的单位压力， $P_C(x)$  为中性区接触压力。当接触压力达到材料初始屈服极限( $X_A$  点)时，轧件进入入口塑性区。塑性区内轧件不断累积塑性压下，所受接触压力沿  $P_B(x)$  不断增大，直至( $X_B$  点)时轧辊不再足以承受轧件变形所需压力而发生弹性压扁。中性区内轧件厚度基本不变，轧辊和轧件均保持弹性变形。当使轧辊弹性压扁所需的应力大于轧件变形所需压力( $X_C$  点)时，轧件继续产生塑性压下并进入出口塑性区。当接触压力小于轧件后继屈服应力( $X_D$  点)时，轧件进入出口弹性区。由上可知屈服应力是薄带轧制过程中弹塑性转变判别和变形区各区域划分的理论依据。

### 2.3 屈服应力对变形区特征的影响

图 9 为相同预设压下率时屈服应力与变形区接触特征的对应关系，预设压下率相同意味着轧辊所能提供的轧制力一致。对比接触轮廓可发现，NDCY 属性轧件的实际压下厚度要远小于 RDTY 和 TDTY；虽然各向屈服应力下变形区宽度基本相同，但明显 NDCY 时入口塑性区更窄，而中性区出现的更早且宽度占比

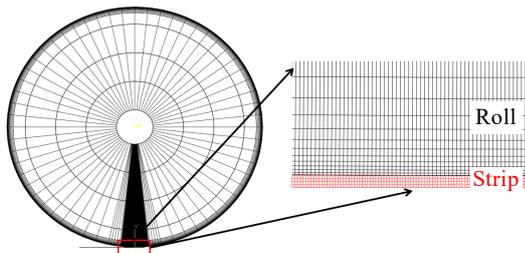


图 7 轧制模型及局部网格细化分

Fig.7 Rolling model and local mesh refinement

表 2 轧辊和纯钛薄带物理性能参数

Table 2 Physical property parameters of rolls and thin strips of pure titanium

Model parameter	Roll	Thin strip
Young's modulus/MPa	236 000	120 000
Poisson's ratio	0.3	0.3
Density/g·cm <sup>-3</sup>	7.85	4.5
Strip thickness/mm	-	0.1
Yield stress/MPa	-	See Fig.3

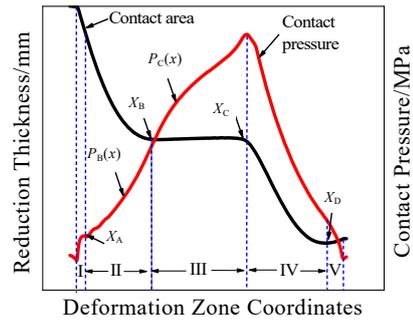


图 8 Fleck 薄带材轧制模型示意图

Fig.8 Schematic diagram of Fleck thin strip rolling model

更大。由接触压力曲线可发现屈服应力的升高会导致整个变形区右移，入口塑性区起始点( $X_A$ )的接触压力增大，而中性区内的接触压力减小，归因于较高的初始屈服极限和应变硬化行为。屈服应力的升高会加剧轧辊产生弹性压扁，进而增加薄带轧制减薄的难度。

相同实际压下率时屈服应力与变形区接触特征的对应关系如图 10 所示。由图 10 可知屈服应力越大所需的预设压下率越高，且变形区宽度和中性区宽度也越大。例如图 10b 实际压下率 9% 时 RDTY 属性轧件需要的预设压下率约为 60%，TDTY 需要 70%，而 NDCY 却需要 85%。由接触压力曲线可发现 NDCY 属性轧件接触压力要远大于 RDTY 和 TDTY。显然屈服应力的各向异性对薄带轧制变形区接触特征的计算精度影响很大，而传统各向同性理论中以 RDTY 或 TDTY 作为材料属性的方法并不适用于织构纯钛薄带的轧制过程。

## 3 基于各向异性的接触压力修正

### 3.1 屈服应力与接触压力的对应关系

由图 10a 可发现各向屈服应力下入口和出口塑性区内的接触压力曲线基本均保持平行分布，通过对比相同实际压下率时的接触压力可发现， $P_A$ 、 $P_B$  和  $P_C$  三交点基本在同一直线上，说明此时的接触压力之间满足一定的比例关系。为此定间隔提取了不同实际压下率时入口塑性区和出口塑性区内各屈服应力下的接触压力值，并以 RDTY 属性轧件的接触压力为参考计算了 NDCY/RDTY 和 TDTY/RDTY 的接触压力比例关系，如图 11 所示。由图 11a 和图 11c 可知各向屈服应力下，除过渡区外的稳定变形阶段的接触压力基本呈平行分布；由图 11b 和图 11d 可发现，NDCY 时接触压力与 RDTY 时接触压力的比值主要分布于 1.16~1.18，而 TDTY 时接触压力与 RDTY 时接触压力的比值主要分布于 1.05~1.08。不难发现，各向屈服应力下接触压力曲线之间的比例关系与所对应屈服应力之间的比例关系基本一致。

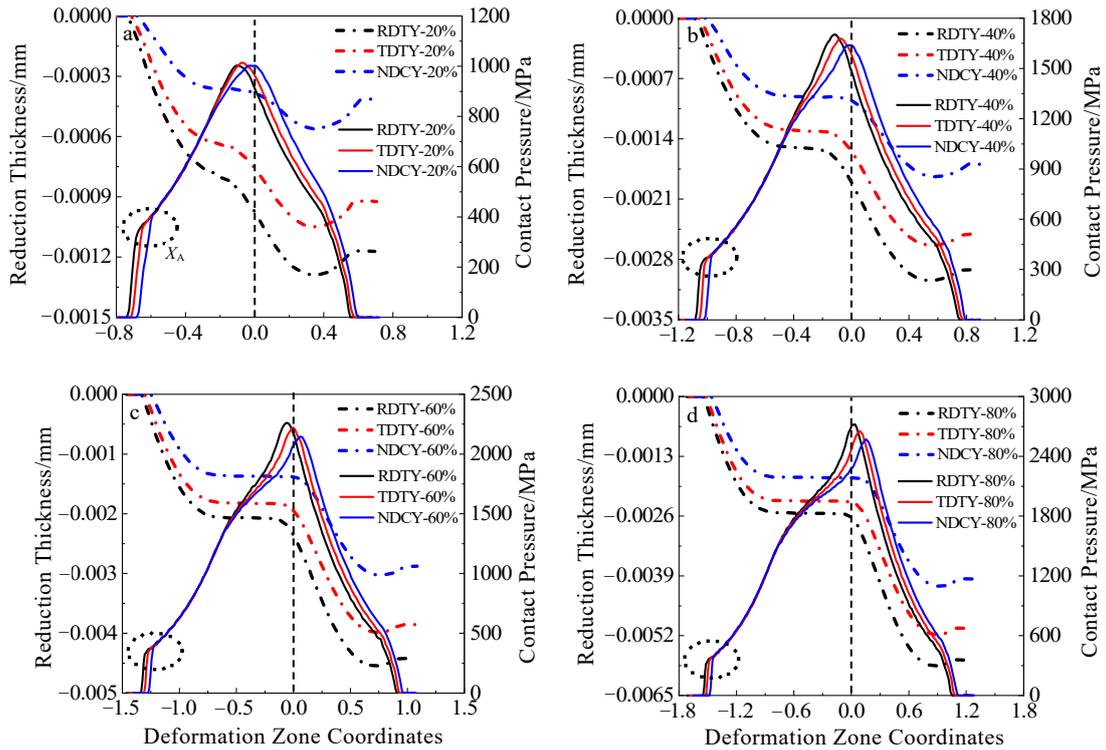


图 9 预设压下率相同时屈服应力与变形区接触特征的关系

Fig.9 Relationships between yield stress and deformation zone characteristics at the same preset reduction rate: (a) 20%, (b) 40%, (c) 60%, and (d) 80%

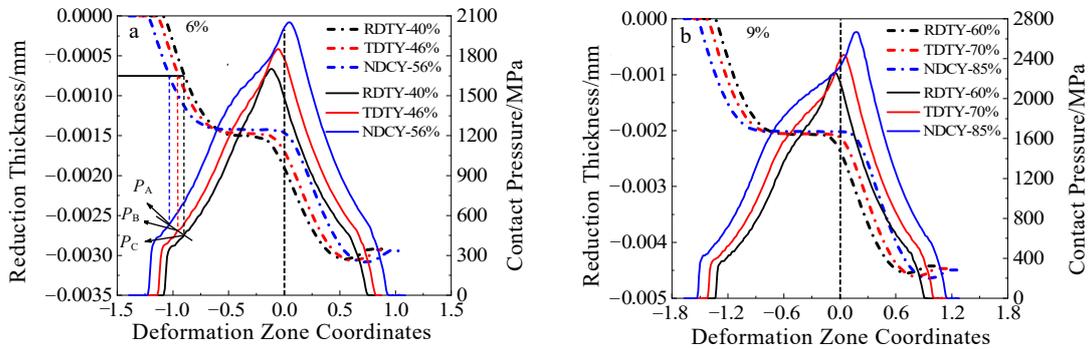


图 10 实际压下率相同时屈服应力与变形区接触特征的关系

Fig.10 Relationships between yield stress and deformation zone characteristics at the same actual reduction rate: (a) 6% and (b) 9%

### 3.2 基于各向异性的Fleck模型修正

上述研究表明屈服应力是各区域弹塑性转变临界点的判别依据, 而薄带屈服应力的各向异性会导致整个轧制变形区的接触特征出现显著差异。为此, 对传统冷轧薄带理论中的Fleck轧制模型进行了修正。

塑性压下的实现需要依托于屈服准则进行一点应力状态的弹塑性判别:

$$2k \leq p_x - q_x \tag{4}$$

式中,  $k$ 为剪切屈服应力,  $p_x$ 为法向压应力,  $q_x$ 为界面

切应力或者摩擦力  $q_x = \pm f p_x$ 。当接触界面的等效应力状态大于材料屈服应力时轧件才会产生塑性压下。塑性区内法向压力需满足轧件塑性变形所需的单位压力  $P_B(x)$ , 其表达式如式(5)所示:

$$P_B(x) = (2k - \sigma_p) \exp\left[\frac{2f}{b_0}(x - X_A)\right] \tag{5}$$

式中,  $x$ 表示轧制方向坐标,  $X_A$ 为入口塑性区的起始点坐标(以入口塑性区为例),  $\sigma_p$ 为平均张应力,  $b_0$ 为轧件初始厚度。平面应变下, 当不考虑张应力或者张应力为零时, 则式(5)可简化为式(6):

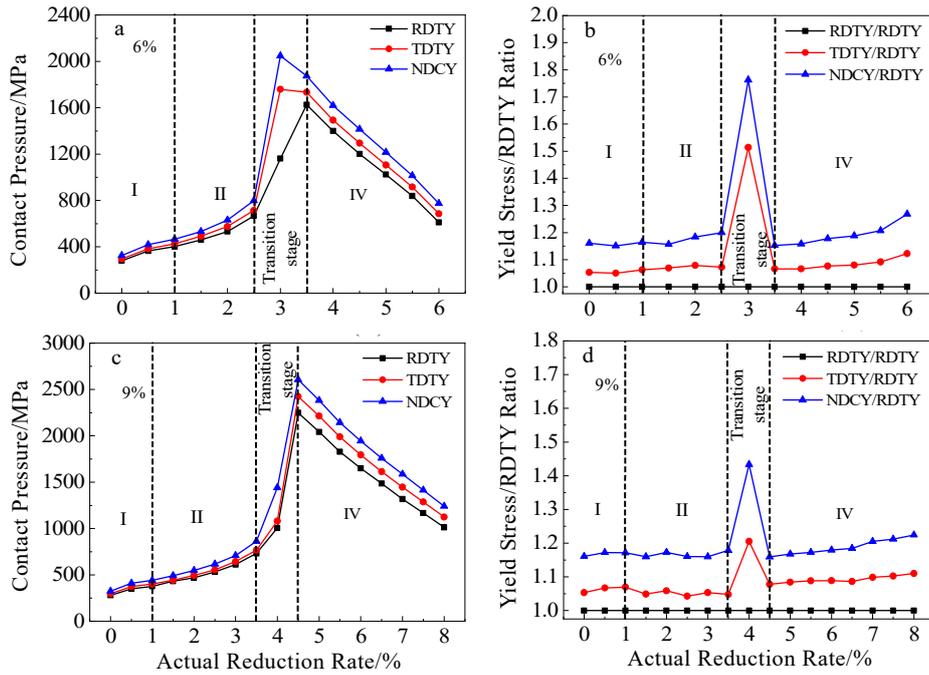


图 11 不同屈服应力下接触压力及各向屈服应力/RDTY 的比与实际压下率的关系

Fig.11 Relationships between contact pressure and yield stress/RDTY ratio vs actual reduction rate under different yield stresses at the actual reduction rate of 6% (a-b) and 9% (c-d)

$$P_b(x) = 1.155\sigma_s \exp\left[\frac{2f}{b_0}(x - X_\Lambda)\right] \quad (6)$$

式中,  $\sigma_s$  为材料屈服应力。由式(6)可知轧件变形所需单位压力与屈服应力之间近似呈比例关系。这与前两节中所得塑性区内接触压力之间比例关系与所对应屈服应力之间比例关系一致的结论相同。因此, 可以利用各向屈服应力之间的比例关系来修正各向同性假设中的接触压力模型, 使其适用于预测织构纯钛薄带的轧制过程。

为方便常规试验获取并结合现有轧制模型进行应用, 以RDTY为参考建立了用各向异性系数表示不同单轴条件下屈服应力与RDTY的比例关系。设RDTY为  $\sigma_1$ , TDTY为  $\sigma_2$ , NDCY为  $\sigma_3$ , 分别将其代入式(2)可得:

$$(G + H)\sigma_1^2 = \bar{\sigma}^2 \quad (F + H)\sigma_2^2 = \bar{\sigma}^2 \quad (F + G)\sigma_3^2 = \bar{\sigma}^2 \quad (7)$$

其中,  $G+H=1$ ,  $F+H=0.879$ ,  $F+G=0.749$ , 则可通过式(7)建立各向屈服应力之间的比例关系为:

$$\sigma_1 : \sigma_2 : \sigma_3 \approx 1 : 1.066 : 1.156 \quad (8)$$

由图4可知, 式(8)通过各向异性系数表示的屈服应力之间的比例关系与实际比例基本一致, 则可通过各向异性系数对塑性区接触压力进行修正。

$$\text{TDTY: } P(x) = 1.155 \sqrt{\frac{1}{(F+H)}} \sigma_s \exp\left[\frac{2f}{b_0}(x - X_\Lambda)\right] \quad (9)$$

$$\text{NDCY: } P(x) = 1.155 \sqrt{\frac{1}{(F+G)}} \sigma_s \exp\left[\frac{2f}{b_0}(x - X_\Lambda)\right] \quad (10)$$

式(9)和式(10)即为以RDTY为参考所修正的考虑织构纯钛薄带屈服应力各向异性的塑性变形单位压力表达式, 此处  $\sigma_s$  为RDTY。上述拓展模型中考虑了轧件存在各向异性的现象, 且所需各向异性系数通过RD-TD面内的常规单轴拉伸试验即可实现标定。图12为利用式(6)、式(9)和式(10)所计算的9%实际压下率时入口塑性区接触压力的各向异性Fleck模型修正值(虚线)与模拟值(实线)(以RDTY属性轧件接触压力曲线为例进行区域划分说明)。由图12可知, 由各向异性系数修正的轧件塑性变形单位压力表达式的修正值与模拟值基本吻合, 验证了上述修正模型的可靠性。

### 3.3 轧制试验验证

为进一步说明织构纯钛薄带各向异性对轧制结果的影响程度, 采用试验室二辊轧机对宽60 mm×厚0.1 mm的纯钛薄带进行了轧制试验。为降低辊接触对轧制力测量精度的影响, 采用了直径210 mm, 台阶高度1 mm, 台阶宽度70 mm的阶梯轧辊。轧辊材料为GCr15, 表面淬硬, 弹性模量236 GPa。调整手轮实现轧制压力每30 kN的定间隔递增, 轧制压力变化通过高精度传感器反馈, 不施加前后张力。采用MDH-25M万分尺测量轧制前后薄带材厚度变化, 测量前使用乙醇对轧件表面进行清洁。

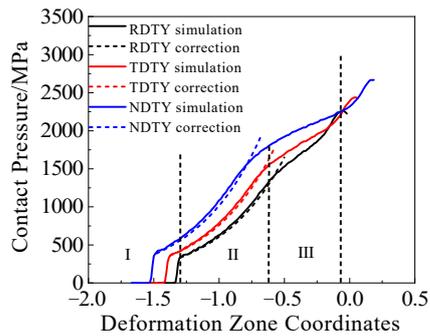


图12 入口塑性区接触压力的模拟值与修正值

Fig.12 Simulated values and corrected values of the contact pressure in the inlet plastic zone

由于实际轧制过程中很难测得变形区的接触轮廓和接触压力等特征,故采用不同单位宽度轧制力下的单道次压下率进行模拟结果与试验结果的对比。其中单位宽度轧制力的试验值通过轧制压力与带材宽度的比值求得,模拟值则可通过接触压力与接触弧长的积分求得。图13为不同单位宽度轧制压力下单道次实际压下率的模拟结果与试验结果。

由图13可知,无论是在相同实际压下率A或者相同单位宽度轧制力B下, RD-TD面内屈服应力作为纯钛薄带的屈服强度时均会导致轧制结果不同程度地偏离试验结果。以单道次实际压下率7.5%为例, RDTY的单位宽度轧制力与试验值相比偏小约40%, TDTY误差约为30%, NDCY误差约为9%。以单位宽度轧制力5 kN/mm为例时, RDTY的单道次压下率与试验值相比偏大约40%, TDTY误差约为24%, 而NDCY误差约为5%。虽然NDCY也存在误差,但显然NDCY作为材料屈服应力时计算结果更接近真实值。综上,织构纯钛薄带的屈服行为往往存在显著的各向异性,而不合理的屈服应力选取会严重影响变形区接触理论的计算

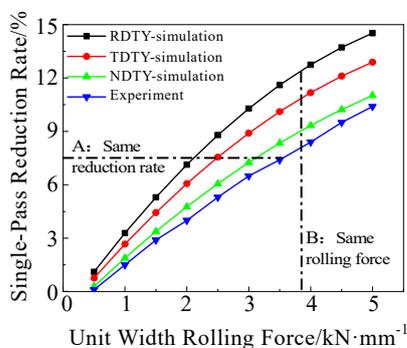


图13 模拟结果与试验结果对比

Fig.13 Comparison of simulation results with experimental results

精度,同时也进一步说明了上述模型修正的必要性和可行性。

## 4 结论

1) 织构纯钛薄带存在显著的力学各向异性,屈服应力表现为ND最大、TD次之、RD最小。相比Tresca和Mises各向同性屈服准则,Hill48正交各向异性屈服准则能够更准确地预测织构纯钛薄带的空间屈服行为。

2) 传统薄带材轧制理论中将轧件视为理想各向同性的假设,以RDTY或者TDTY作为带材屈服应力的方法并不适用于含有基面双峰织构的纯钛薄带。NDCY时的实际压下厚度和接触压力均与RD-TD面内拉伸屈服应力计算结果存在很大误差。

3) 实际压下率相同时塑性区内接触压力之间的比例关系与屈服应力之间的比例关系基本一致。基于Hill48正交各向异性屈服准则和Fleck轧制模型所修正的考虑薄带各向异性的轧件塑性变形单位压力公式,能够较好地预测织构纯钛薄带的接触压力。

## 参考文献 References

- [1] Mishra M K, Dubey V, Mishra P M et al. *Journal of Engineering Research and Reports*[J], 2019, 4(1): 1
- [2] Fu M W, Wang J L, Korsunsky A M. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*[J], 2016, 109: 94
- [3] Sun J N, Huang H G, Du F S et al. *Journal of Iron and Steel Research International*[J], 2009, 16(4): 27
- [4] Niu L, Wang S, Chen C et al. *Materials Science and Engineering A*[J], 2017, 707: 435
- [5] Wang L, Hua Z, Huang G et al. *Journal of Materials Research*[J], 2016, 31(21): 3372
- [6] Alharbi H F, Monis L, Ehab E D et al. *Advances in Materials Science and Engineering*[J], 2018, 2018 : 2 867 281
- [7] Pirgazi H, Akbarzadeh A, Petrov R et al. *Materials Science and Engineering A*[J], 2008, 497: 132
- [8] Loorentz, Ko Y G. *Journal of Alloys and Compounds*[J], 2012, 536: 122
- [9] Zhou Guanyu(周冠禹), He Anrui(何安瑞), Liu Chao(刘超) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2020, 49(7): 2333
- [10] Karman T V. *Zeitschrift fur Angewandte Mathematik and Mechanik*[J], 1925, 5: 130
- [11] Hitchcock J H. *Special Research Committee on Heavy-Duty anti-Friction Bearings*[R]. New York: American Society of Mechanical Engineers, 1935
- [12] Orowan E. *Proceedings Institute of Mechanical*

- Engineering*[J], 1943, 150(1): 140
- [13] Stone M D. *Iron and Steel Engineer*[J], 1956, 33(12): 55
- [14] Tateno J, Hiruta T, Katsura S *et al. ISIJ*[J], 2011, 51(3): 89
- [15] Bentall R H, Johnson K L. *International Journal of Mechanical Science*[J], 1968, 10(8): 637
- [16] Johnson K L, Bentall R H. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*[J], 1969, 17(4): 253
- [17] Fleck N A, Johnson K L. *International Journal of Mechanical Sciences*[J], 1987, 29(7): 507
- [18] Fleck N A, Johnson K L, Mear M E *et al. Journal of Engineering Manufacture*[J], 1992, 206: 119
- [19] Xiao H, Ren Z K, Liu X. *International Journal of Mechanical Sciences*[J], 2017, 133: 788
- [20] Liu X, Xiao H. *Journal of Materials Processing Technology*[J], 2020, 278: 116537
- [21] Kim W, Yoo S, Lee J. *Scripta Materialia*[J], 2010, 62(7): 451
- [22] Kima W J, Yoo S J, Jeong H T *et al. Scripta Materialia*[J], 2011, 64(1): 49
- [23] Wang L F, Zhang H. *Journal of Materials Research*[J], 2016, 31: 3372
- [24] Wu Weiran(吴蔚然), Zhou Zheng(周正), Sun Huanzheng(孙焕政) *et al. Rare Metal Materials and Engineering* (稀有金属材料与工程)[J], 2021, 50(6): 1971
- [25] Zhou Chen(周晨), Lin Jinbao(林金保), He Wenhui(何文慧) *et al. Rare Metal Materials and Engineering* (稀有金属材料与工程)[J], 2022, 51(7): 2429
- [26] Lee S H, Lee K H, Ko D C *et al. Advance in Mechanical Engineering*[J], 2015, 6: 312 382

## Yield Behavior of Cold-Rolled Pure Titanium Thin Strip Based on Anisotropy

Li Wei<sup>1</sup>, Yu Hui<sup>1</sup>, Li Songsong<sup>1</sup>, Yang Liu<sup>1</sup>, Luo Xu<sup>2</sup>

(1. College of Mechanical Engineering, Yanshan University, Qinhuangdao 066004, China)

(2. Panzhihua Steel Group Panzhihua Iron and Steel Research Institute Co., Ltd, Panzhihua 617000, China)

**Abstract:** The rolled piece is assumed to be an ideal isotropic material in the traditional cold-rolled strip theory, and the yield stress in the RD-TD plane is often used for rolling calculation, while the anisotropy of the strip is rarely considered. For this reason, the yield behavior of pure titanium strips was studied based on uniaxial tensile test and crystal viscoplastic self-consistent model (VPSC), and the yield trajectory with RD tensile yield stress as reference was constructed by equal plastic work and yield criterion. The influence of the yield stress difference in each direction on the characteristics of rolling deformation zone was investigated by the cold rolling process simulation. The results show that the yield stress of the basal bimodal textured pure titanium strip is the largest in ND, the second in TD, and the smallest in RD, and the anisotropy of the yield stress leads to a large error between the traditional theoretical results and the actual ones. For the convenience of application, the Fleck rolling model in the traditional cold-rolled strip theory was modified based on the Hill48 anisotropic yield stress with the RD tensile yield stress as a reference, and the necessity and reliability of the correction results were verified by rolling experiments.

**Key words:** pure titanium thin strip; anisotropy; yield stress; yield criterion; deformation zone characteristics

---

Corresponding author: Yu Hui, Ph. D., Professor, College of Mechanical Engineering, Yanshan University, Qinhuangdao 066004, P. R. China, Tel: 0086-335-8057031, E-mail: yuhui@ysu.edu.cn