

基于热连轧精轧生产的纯钛 TA1 变形抗力模型研究

李 军^{1,2}, 于 辉³, 程兴德², 彭 琳², 史庆南¹, 任万波²

(1. 昆明理工大学, 云南 昆明 650093)

(2. 攀钢集团研究院有限公司 钒钛资源综合利用国家重点实验室, 四川 攀枝花 617000)

(3. 燕山大学 国家冷轧板带装备及工艺工程技术研究中心, 河北 秦皇岛 066004)

摘 要: 为了研究某厂热连轧纯钛卷精轧段的变形抗力问题, 根据工业生产的实际轧制工艺, 确定该精轧段的轧件形变行为条件为: 变形温度范围为 700~800 °C, 应变速率为 5~25 s⁻¹, 最大变形量为 0.8, 对纯钛进行热压缩试验。结果表明: 纯钛的流变应力随变形温度升高而降低, 随应变速率升高而升高, 变形机制受到温度和应变速率的影响较大, 温度为 700 °C、应变速率为 1 s⁻¹时主要以动态回复为主, 随着温度和应变速率的增加, 动态再结晶程度不断增加, 当温度为 800 °C、应变速率为 20 s⁻¹时, 再结晶比较充分, 组织均匀性良好。根据热模拟实验得到的真应力-应变数据, 同时考虑化学成分的影响, 基于 Johnson-Cook 模型建立了能够综合反映诸多因素的变形抗力模型, 由变形抗力模型得到的轧制力计算值与实际值的比较验证了模型可靠性, 为热连轧纯钛卷精轧生产的工艺控制提供了有效依据。

关键词: 纯钛卷; 精轧; J-C 模型; 变形抗力; 微观组织

中图分类号: TG337.6

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2016)02-0393-06

纯钛因具有密度小、比强度高、韧性好、耐腐蚀性强、耐高温等优异性能, 已成为航空航天、海洋工程、化工及核工业的新型结构材料^[1-3]。钛带卷主要用于大型民航客机、军用飞机、航天飞行器、核潜艇、核电站等高新技术领域, 板卷幅宽超过 1000 mm^[4,5]。目前, 钛卷大多通过热轧成形, 经常会出现板形不良、尺寸超差和性能偏差等问题严重影响钛板的产品质量^[6], 为了得到高质量的轧后产品, 对热连轧过程中精轧段进行严格的轧制工艺控制十分重要, 而变形抗力又是合理确定精轧段工艺规程的关键工艺参量。

金属的变形抗力不仅与材料变形温度、变形速度和变形程度有关, 还受到材料化学成分及组织状态的影响。由于纯钛相变($\beta \rightarrow \alpha$)温度为 882.5 °C, 当变形温度低于 850 °C时容易发生裂纹^[7], 而且其塑性变形温度范围较窄, 变形抗力对变形温度和变形速率非常敏感, 导致纯钛板卷的热轧成形难度较大^[8,9]。目前, 国内外学者对纯钛的高温热变形行为进行了许多研究, 大多围绕高温形变行为、组织演变和各项强度等方面开展实验室研究^[10-13], 但针对纯钛生产过程工艺控制的变形抗力模型研究尚未见文献报道。

因此, 本研究针对热连轧生产纯钛卷的精轧过程, 通过开展纯钛高温形变物理模拟试验, 得到真应

力-真应变曲线, 探讨变形温度、变形速度和应变程度对流变应力的影响, 同时考虑纯钛坯料化学成分的差异, 基于 Johnson-Cook 模型建立了热连轧纯钛卷精轧段的变形抗力模型, 通过轧制力比较验证所建立的变形抗力模型精度, 探讨所建立的变形抗力模型是否能够满足工业生产的实际要求及用于现场工艺控制与调整。

1 物理模拟及分析

1.1 实验方案

试验材料取自工业现场的 TA1 纯钛板坯, 部分坯料的化学成分见表 1, 在工业钛卷精轧生产过程中, 为了保证产品质量和性能, 一般精轧段的初轧温度不超过 800 °C, 终轧温度控制在 700 °C左右, 轧件的应变速率一般为 5~25 s⁻¹, 最大道次压下量小于 0.6, 由此来确定热模拟初始条件。

热压缩试样加工为 $\Phi 10 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$ 的圆柱体, 在 Gleeble-3800 热模拟机上进行物理模拟, 试样在真空环境下加热到热变形温度, 保温 10 min 后进行热压缩, 变形温度分别为 700, 725, 750, 775, 800 °C; 变形速率分别为 1, 5, 10, 20 s⁻¹; 变形量 80%, 记录应力-应变曲线数据。

收稿日期: 2015-05-06

作者简介: 李 军, 男, 1969 年生, 教授级高工, 攀钢集团研究院有限公司钒钛资源综合利用国家重点实验室, 四川 攀枝花 617000, 电话: 0812-3380679, E-mail: lijunpzh@163.com

表 1 部分纯钛板坯化学成分

Table 1 Chemical component of pure titanium billets (ω/%)					
No.	Fe	O	N	C	Ti
1	0.044	0.033	0.006	0.017	Bal.
2	0.032	0.049	0.005	0.001	Bal.
3	0.032	0.043	0.007	0.009	Bal.
4	0.020	0.053	0.004	0.007	Bal.
5	0.038	0.046	0.001	0.012	Bal.
6	0.040	0.060	0.002	0.010	Bal.
7	0.046	0.076	0.008	0.013	Bal.
8	0.035	0.072	0.012	0.009	Bal.
9	0.030	0.074	0.011	0.015	Bal.
10	0.040	0.079	0.013	0.010	Bal.
11	0.033	0.037	0.003	0.009	Bal.
12	0.035	0.053	0.013	0.008	Bal.
13	0.032	0.069	0.007	0.007	Bal.
14	0.029	0.048	0.021	0.009	Bal.

1.2 真应力-应变曲线分析

图 1 给出了化学成分为表 1 中的序号 1、不同变形温度和不同应变速率对纯钛的流变应力的影响。在相同的应变速率下，纯钛的流变应力随着温度升高而降低，当温度从 700 °C 上升到 800 °C 时，流变应力最大降低了 70 MPa。当温度不变时，随着应变速率的增加，材料的流变应力增加，应变速率从 1 s⁻¹ 增加到 20 s⁻¹ 时，流变应力增加了 50 MPa。

根据图 1 中曲线的形状可以看出，在变形初期，随着变形量的增加，纯钛的流变应力迅速上升，达到某一值后，增加相对要缓慢，随着变形量进一步增加，流变应力曲线变得平缓，最终动态软化和加工硬化达到平衡状态。同时可以看出，当应变速率为 1 s⁻¹ 时，流变应力曲线无明显的峰值出现，当应变速率分别为 5, 10, 20 s⁻¹ 时，流变应力曲线都出现了应力峰值。根据动态回复与动态再结晶曲线类型的特征，纯钛 TA1 在 700~800 °C 变形时，当应变速率为 1 s⁻¹ 时的变形机制以动态回复为主，当应变速率为 5, 10, 20 s⁻¹ 时以动态再结晶为主。

图 2 给出了热连轧精轧前的纯钛 TA1 原始组织，图 3 给出了不同温度和应变速率下的变形组织。

由图 2 可知纯钛在精轧前的原始组织为等轴晶，由图 3 可知纯钛 TA1 在不同温度和不同应变速率下的显微组织具有以下特征：

(1) 在同一应变速率下，随着温度升高，动态再结晶晶粒数量不断增加，组织均匀性越好。温度为 700 °C 时，组织中有少量动态再结晶晶粒，当温度为 800 °C 时，再结晶晶粒更多。

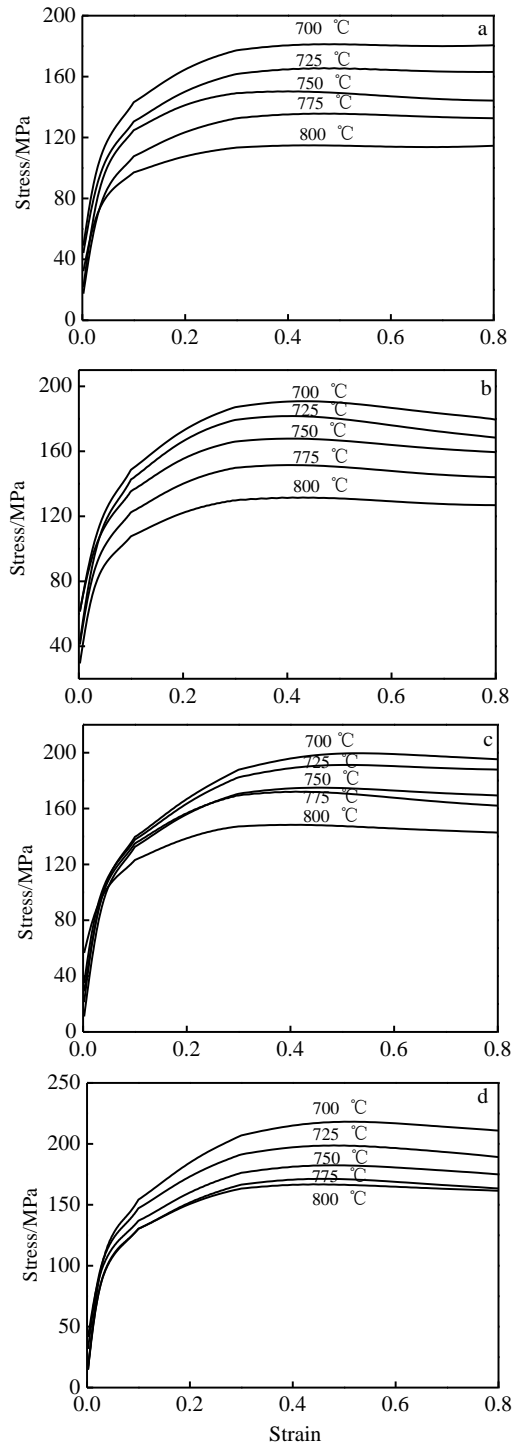


图 1 纯钛热压缩的真应力-应变曲线

Fig.1 True stress-true strain curves of TA1 at different strain rates: (a) 1 s⁻¹, (b) 5 s⁻¹, (c) 10 s⁻¹, and (d) 20 s⁻¹

(2) 在同一温度下，随着应变速率增加，动态再结晶晶粒越多，均匀性更好。无论是 700 °C 还是 800 °C，当应变速率为 1 s⁻¹ 时，大部分是被压扁拉长的胞状组织，组织均匀性较差，当应变速率为 20 s⁻¹ 时，大部分是再结晶新晶粒，组织均匀性更好。

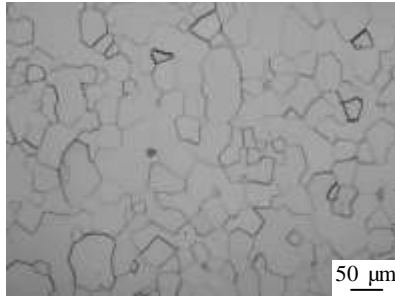


图 2 纯钛 TA1 的原始组织

Fig.2 Original structure of TA1

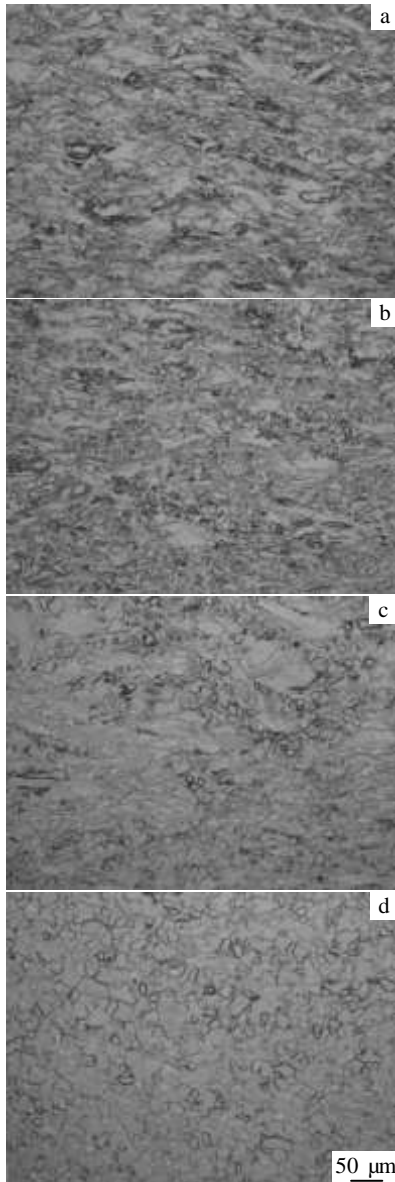


图 3 不同温度和不同应变速率的微观组织

Fig.3 Microstructure of TA1 deformed at different temperatures and different strain rates: (a) 700 °C, 1 s⁻¹; (b) 700 °C, 20 s⁻¹; (c) 800 °C, 1 s⁻¹; (d) 800 °C, 20 s⁻¹

对比图 2 和图 3 可知, 纯钛热变形过程的组织演变受到温度和应变速率的影响较大, 温度为 700 °C、应变速率为 1 s⁻¹ 时变形机制主要以动态回复为主, 动态再结晶程度较小; 随着温度和应变速率增加, 动态再结晶程度不断增加, 这与文献[14]的研究规律一致, 当应变速率达到 20 s⁻¹ 时, 纯钛的组织均匀性良好。

2 变形抗力模型建立

2.1 基于 J-C 模型的变形抗力模型参数确定

变形抗力模型是热轧生产的关键工艺参数之一, 是制定轧制规程的基础数学模型。Johnson-Cook 模型是一个基于实验的模型, 主要应用于大应变、高应变速率、高温变形的材料^[15], 为此选用 Johnson-Cook 模型作为纯钛精轧过程的变形抗力模型形式, 根据物理模拟实验得到的数据, 同时考虑钛坯化学成分的差异, 确定变形抗力模型的一般形式为:

$$\sigma = (A + B_1[\text{O}] + B_2[\text{N}] + B_3[\text{C}] + B_4[\text{Ti}] + B_5[\text{Fe}] + D\varepsilon^n)(1 + E \ln \dot{\varepsilon}^*) \left[1 - F(T^*)^m \right] \quad (1)$$

式中, A 为 700 °C 时的屈服应力, B_1 为氧影响系数, $[\text{O}]$ 为氧含量(%), B_2 为氮影响系数, $[\text{N}]$ 为氮含量(%), B_3 为碳影响系数, $[\text{C}]$ 为碳含量(%), B_4 为钛影响系数, $[\text{Ti}]$ 为钛含量(%), B_5 为铁影响系数, $[\text{Fe}]$ 为铁含量(%), ε 为塑性应变, $\dot{\varepsilon}^*$ 为塑性应变速率, $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$, $\dot{\varepsilon}_0 = 60 \text{ s}^{-1}$, D 、 n 为应变强化参数, E 为应变敏感系数, m 为温度软化效应, F 为温度效应系数, T^* 为无量纲的温度项, $T^* = (T - 700)/(T_{\text{melt}} - 700)$, 其中 T 为变形温度 (°C), T_{melt} 为材料熔点, 取 1668 °C。

该模型包含 3 项内容:

$$A + B_1[\text{O}] + B_2[\text{N}] + B_3[\text{C}] + B_4[\text{Ti}] + B_5[\text{Fe}] + D\varepsilon^n$$

为参考温度、化学成分和应变速率下的应力-应变函数。式中 A 系数为初始塑性应力, 系数 D 和 n 为应变强化系数; $1 + E \ln \dot{\varepsilon}^*$ 为应变速率修正项, 系数 E 为应变敏感系数; $\left[1 - F(T^*)^m \right]$ 为温度修正项, 系数 m 为温度软化效应, 系数 F 为温度效应系数。

为了求解模型的相关系数, 根据物理模拟实验结果, 考虑到模型中参数的非线性特性, 进行非线性回归分析, 确定变形抗力模型为:

$$\sigma = (108.19 + 156.44[\text{O}] + 258[\text{N}] + 93.84[\text{C}] + 246.96[\text{Fe}] + 47.92\varepsilon^{0.2}) (1 + 0.194 \ln \dot{\varepsilon}^*) [1 - 1.68(T^*)^{1.06}] \quad (2)$$

式中, $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$, $\dot{\varepsilon}_0 = 10 \text{ s}^{-1}$, $T^* = (T - 700)/(T_{\text{melt}} - 700)$

2.2 基于变形抗力模型的轧制力计算及分析

为了验证所建立的变形抗力模型,在纯钛卷热连轧工业生产中提出精轧过程的轧制力,该精轧段共有 4 个道次,分别记为 F1、F2、F4 和 F6, F1 道次的轧辊半径为 327 mm, F2 道次的轧辊半径为 317 mm, F4 道次的轧辊半径为 309.5 mm, F6 道次的轧辊半径为 327.5 mm, 部分轧制工况的板坯化学成分见表 1, 工艺条件见表 2。轧制力计算模型按照 SIMS 公式, 其形式为:

$$P = 1.15\sigma_s \sqrt{R\Delta h B Q_p} \tag{3}$$

式中, σ_s 为金属的变形抗力(MPa); B 为道次前后轧件的平均宽度(mm); Q_p 为应力状态影响系数; Δh 为道次压下量(mm); R 为工作辊半径(mm)。

应力状态影响系数 Q_p 为:

$$Q_p = \sqrt{\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon}} \left(\frac{1}{2} \sqrt{\frac{R}{h}} \ln \frac{1}{1-\varepsilon} - \sqrt{\frac{R}{h}} \ln \frac{h_r}{h} + \frac{\pi}{2} \tan^{-1} \sqrt{\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon}} \right) - \frac{\pi}{4} \tag{4}$$

其中:

$$\frac{h_r}{h} = 1 + \frac{R}{h} r^2 \tag{5}$$

$$r = \sqrt{\frac{h}{h}} \tan \left[\frac{1}{2} \tan^{-1} \sqrt{\frac{\varepsilon}{1-\varepsilon}} + \frac{\pi}{8} \ln(1-\varepsilon) \sqrt{\frac{h}{R}} \right] \tag{6}$$

式中, h 为轧件的出口厚度(mm); ε 为轧件的变形程度; h_r 为轧件中性面处的厚度(mm)。

根据变形抗力模型和 SIMS 公式得到轧制力的计算值, 与实测轧制力见表 3 所示, 图 4 给出了 4 个道次理论计算轧制力和实际轧制力的比较, 由图可见两者吻合较好。

采用相对误差加权算术平均值法, 对上述轧制力计算值和实际值进行相对误差分析, 相对误差加权算术平均值为:

$$y = \sum(x_i w_i) / m \tag{7}$$

式中, x_i 为各相对误差区间样本个数; w_i 为各相对误差区间所对应的权重数; m 为样本总数。

设相对误差在 0%~1% 时的权重为 1%, 1%~2% 时的权重为 2%, 2%~3% 时的权重为 3%, 以此类推, 由式 (7) 计算各初始值所对应的相对误差加权算术平均值。轧制力计算值与实际值的误差分析如表 4 所示, 由表可知轧制力计算值与实际值相对误差算术平均值为 2.62%, 最大误差值为 10.7%, 将轧制力计算值与实际值进行线性回归可得到两者的相关系数为 0.988, 两者拟合直线斜率为 0.966。由此可见所建立的变形抗力模型精度较高, 能够满足工业生产的工艺控制需要, 并在某厂热连轧纯钛卷工艺控制技术中得到应用, 使工序成材率指标得到较大提升。

表 2 纯钛精轧的部分工艺参数

Table 2 Some technical parameters of pure titanium finish rolling process

No.	Entrance thickness/mm	Exit thickness/mm				Rolling speed/m s ⁻¹				Entrance temperature/°C			
		F1	F2	F4	F6	F1	F2	F4	F6	F1	F2	F4	F6
1	34.01	18.26	11.28	5.65	3.99	1.08	1.74	3.46	5.00	785	760	718	674
2	33.19	16.30	9.35	4.29	2.98	1.11	1.92	4.20	6.20	779	756	718	671
3	32.39	17.32	10.73	5.80	5.00	1.16	1.87	3.51	4.10	777	754	716	676
4	32.39	17.22	10.60	5.67	5.00	1.16	1.88	3.57	4.10	777	754	716	676
5	33.8	17.81	10.81	7.26	6.11	1.13	1.85	2.75	3.35	777	754	716	676
6	32.39	17.35	10.67	7.24	6.11	1.21	1.96	2.88	3.50	777	754	716	676
7	32.39	17.07	10.56	7.21	6.11	1.19	1.92	2.81	3.40	777	754	716	676
8	32.39	17.07	10.56	7.21	6.11	1.19	1.92	2.81	3.40	777	754	716	676
9	32.39	17.00	10.48	7.12	6.11	1.16	1.87	2.75	3.30	777	754	716	676
10	32.39	17.06	10.43	7.11	6.11	1.15	1.88	2.76	3.30	777	754	716	676
11	32.39	17.06	10.43	7.11	6.11	1.15	1.81	2.61	3.10	777	754	716	676
12	32.39	17.06	10.43	7.11	6.11	1.22	1.92	2.78	3.30	777	754	716	676
13	32.39	17.06	10.43	7.11	6.11	1.22	1.92	2.78	3.30	777	754	716	676
14	32.39	17.06	10.43	7.11	6.11	1.24	1.95	2.79	3.30	777	754	716	676
15	32.39	17.06	10.43	7.11	6.11	1.20	1.89	2.70	3.20	777	754	716	676

表 3 4 道次部分工况轧制力计算值与实测值

Table 3 Some rolling force values of 4 rolling passes

No.	Rolling force/MN							
	Measured F1	Calculated F1	Measured F2	Calculated F2	Measured F4	Calculated F4	Measured F6	Calculated F6
1	2.133	2.086	1.815	1.729	1.348	1.347	0.720	0.689
2	2.040	2.056	1.758	1.704	1.291	1.329	0.653	0.679
3	2.148	2.064	1.855	1.711	1.361	1.335	0.699	0.681
4	2.180	2.032	1.866	1.684	1.374	1.312	0.693	0.671
5	2.012	2.064	1.751	1.710	1.318	1.336	0.688	0.678
6	1.942	1.985	1.699	1.649	1.306	1.296	0.686	0.697
7	1.899	1.910	1.662	1.703	1.284	1.332	0.674	0.688
8	1.935	1.927	1.695	1.682	1.302	1.320	0.694	0.701
9	1.929	1.918	1.705	1.672	1.307	1.315	0.692	0.708
10	1.934	1.957	1.714	1.706	1.303	1.341	0.680	0.689
11	1.920	1.932	1.669	1.596	1.246	1.255	0.676	0.694
12	2.020	2.019	1.711	1.724	1.285	1.380	0.774	0.762
13	2.082	2.056	1.697	1.740	1.278	1.398	0.752	0.764
14	2.123	2.092	1.740	1.736	1.261	1.396	0.727	0.713
15	1.950	1.920	1.646	1.694	1.209	1.252	0.675	0.675

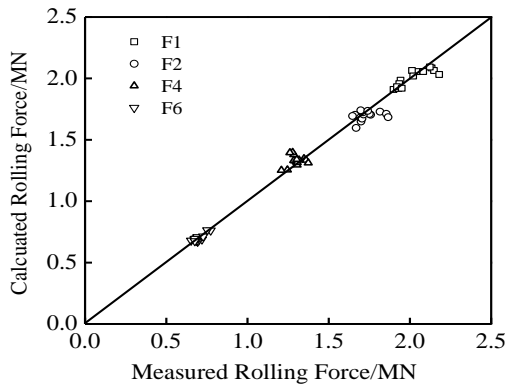


图 4 轧制力计算值与实测值比较

Fig.4 Comparisons between calculated and measured rolling force

表 4 轧制力计算值和实际值误差分析

Table 4 Error analysis of the calculated and the measured rolling force

β range	Relative error distribution/%
$\beta \leq 1$	25
$1 < \beta \leq 5$	65
$5 < \beta \leq 10$	8.33
$\beta > 10$	1.67
Maximum β	10.7
Average β calculation	2.62

3 结 论

1) 开展了纯钛坯料热模拟实验, 获得了热变形参数对流动应力的影响, 分析不同条件的组织演变, 可知其变形机制受到温度和应变速率的较大影响, 温度为 700 °C、应变速率为 1 s⁻¹ 时变形机制主要以动态回复为主, 动态再结晶程度较小, 但随着温度和应变速率的增加, 动态再结晶程度不断增加, 组织均匀性变好。

2) 根据实际轧制工况条件下的热变形真应力-应变数据, 建立了热连轧纯钛卷精轧段的变形抗力模型, 该模型基于 J-C 模型形式, 不仅考虑变形温度、变形速度和变形程度对变形抗力的影响, 还考虑了化学成分的影响, 通过非线性回归拟合, 得到纯钛卷精轧段变形抗力模型为 $\sigma = (108.19 + 156.44[\text{O}] + 258[\text{N}] + 93.84[\text{C}] + 246.96[\text{Fe}] + 47.92\varepsilon^{0.2})(1 + 0.194 \ln \dot{\varepsilon}^*) [1 - 1.68(T^*)^{1.06}]$

3) 将建立的变形抗力模型用于轧制力预报, 经过误差分析和与实际值比较, 表明此模型具有较好的线性拟合性和数据稳定性, 能够满足工业生产的工艺控制需要。

参考文献 References

[1] Li Mingli(李明利), Shu Ying(舒滢), Feng Yijiang(冯毅江). *Titanium Industry Progress*(钛工业进展)[J], 2011, 28(6): 14
 [2] Zhou Lian(周 廉). *Rare Metal Materials and Engineering* (稀有金属材料与工程)[J], 2003, 32(8): 577

- [3] Kunal K, Ramachandran R, Norman M W. *Progress in Aerospace Sciences*[J], 2012, 55: 1
- [4] Chen Yuliang(陈玉良), Liu Jianliang(刘建良), Huang Ziliang(黄子良) et al. *Titanium Industry Progress*(钛工业进展)[J], 2010, 27(5): 6
- [5] Zhou Ying(周颖), Wang Zhiyong(王志勇), Lai Yumin(赖于民) et al. *Rare Metal Materials and Engineering* (稀有金属材料与工程)[J], 2014, 43(3): 717
- [6] Wang Ruiqin(王瑞琴), Huang Xianming(黄先明), Wu Xiaodong(吴晓东) et al. *Hot Working Technology*(热加工工艺)[J], 2014, 43(13): 147
- [7] Bao Ruqiang(鲍如强), Huang Xu(黄旭), Cao Chunxiao(曹春晓) et al. *Materials Review* (材料导报)[J], 2004, 18(7): 26
- [8] Fan Yajun(樊亚军), Zhang Zhanying(张战英), Lin Haohua(林劭华) et al. *Heat Treatment of Metals*(金属热处理)[J], 2012, 37(10): 29
- [9] Peng Jian(彭剑), Zhou Chuanyu(周昌玉), Dai Qiao(代巧). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2013, 42(3): 483
- [10] Zeng Z P, Jonsson S, Zhang Y S. *Materials Science and Engineering A*[J], 2009, 505: 116
- [11] Panda S, Sahoo S K, Dasha A et al. *Materials Characterization*[J], 2014, 98: 93
- [12] Sajadifar S V, Yapici G G. *Materials and Design*[J], 2014, 53: 749
- [13] Zhou Wei(周伟), Yang Yingli(杨英丽), Zhou Lian(周廉) et al. *Chinese Journal of Rare Metals*(稀有金属)[J], 2003, 27(6): 721
- [14] Prasad Y V R K, Seshacharyulu T. *Materials Science and Engineering A*[J], 1998, 243(1-2): 82.
- [15] Li Jianguang(李建光), Shi Qi(施琪), Cao Jiedong(曹结东). *Journal of Lanzhou University of Technology*(兰州理工大学学报)[J], 2012, 38(2): 164

Deformation Resistance Model for Pure Titanium TA1 Based on the Hot Continuous Finish Rolling Process

Li Jun^{1,2}, Yu Hui³, Cheng Xingde², Peng Lin², Shi Qingnan¹, Ren Wanbo²

(1. Kunming University of Science and Technology, Kunming 650093, China)

(2. State Key Laboratory for Comprehensive Utilization of Vanadium and Titanium Resources, Pangang Group Research Institute Co., Ltd., Panzhihua 617000, China)

(3. National Engineering Research Center for Equipment and Technology of C.S.R., Yanshan University, Qinhuangdao 066004, China)

Abstract: In order to study the deformation resistance problem of a pure titanium coil of the finishing rolling section of hot continuous rolling process, according to the actual rolling process of industrial production, a hot compression test on pure titanium was carried out in the following conditions: the deformation temperature range 700~800 °C, the strain rate 5~25 s⁻¹, and the maximum deformation 0.8. The results show that the flow stress of pure titanium decreases with the increase of deformation temperature, while it increases with the increase of strain rate. The effect of temperature and strain rate on the deformation mechanism is obvious. The deformation is mainly dynamic recovery when the temperature is 700 °C and the strain rate is 1 s⁻¹. The degree of dynamic recrystallization increases continuously with the increase of temperature and strain rate. The dynamic recrystallization is the most complete at the temperature of 800 °C and the strain rate of 20 s⁻¹, and its microstructure is the most homogeneous. According to the true stress-strain data obtained from thermal simulation experiments, as well as considering the influence of chemical composition, and based on the deformation resistance model of Johnson-Cook model, a deformation resistance model was developed, which can reflect many factors. Comparison of the calculated values of rolling force based on the deformation resistance model with the actual values could verify the reliability of the model. The model provides an effective basis for finishing rolling technical control of pure titanium coil in the hot continuous rolling process.

Key words: pure titanium coil; finishing rolling; J-C model; deformation resistance; microstructure

Corresponding author: Yu Hui, Ph. D., Professor, National Engineering Research Center for Equipment and Technology of C.S.R., Yanshan University, Qinhuangdao 066004, P. R. China, Tel: 0086-335-8057013, E-mail: yuhui@ysu.edu.cn