

Ti-6Al-4V 绝热剪切带的厚度及应变率效应研究

王学滨

(辽宁工程技术大学, 辽宁 阜新 123000)

摘要: 通过引入与 Batra 及 Kim 类似的论点, 将绝热剪切带宽度定义为绝热剪切带的中心区域的宽度($w_{5\%}$), 在该区域上温度比其峰值小 5%, 利用 Johnson-Cook 模型及梯度塑性理论分析 Ti-6Al-4V 绝热剪切带的厚度及应变率的影响。计算表明, 在名义应变率的下限(800 s^{-1})及上限(1400 s^{-1})之间, 当绝热剪切带的总厚度选取为 0.3235 及 0.0705 mm 时, 计算结果非常接近于绝热剪切带宽度的上限($55 \mu\text{m}$)及下限($12 \mu\text{m}$)。当应变率较低时, 绝热剪切带较宽。随着应变率的增加, 绝热剪切带宽度快速降低。在高应变率时, 绝热剪切带宽度基本保持恒定。该理论结果与 Dodd 及 Bai 的理论结果有类似之处, 与 Weerasooriya 及 Beaulieu 针对钨合金的实验结果非常一致, 与 Klepaczko 及 Rezaig 的数值结果的前半部分相似。

关键词: Ti-6Al-4V; 绝热剪切带; 应变率; 梯度塑性理论; Johnson-Cook 模型

中图分类号: TG 146.2⁺3

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2009)02-0214-05

绝热剪切带是狭窄的具有显著局部温升的区域。已被公认, 绝热剪切带通过热塑不稳定过程形成。在多种合金(如: 钛合金^[1-3]、钨合金^[4-6]、非晶合金^[7,8]、铝合金^[9]等)的动态变形过程中都可以观测到绝热剪切带。

由于钛合金具有高强度及低热传导率, 因而, 在高应变率条件下, 钛合金易于发生绝热剪切带形式的破坏。为了考虑应变硬化、热软化、应变率敏感性 & 微结构效应, 文献[10]使用 Johnson-Cook(J-C)模型及梯度塑性理论计算 Ti-6Al-4V 在不同应变率条件下形变绝热剪切带内部的局部温升。随后, 文献[11]研究本构参数对剪切应力-平均塑性剪切应变曲线、临界塑性剪切应变、形变绝热剪切带内部的局部塑性剪切应变及变形分布的影响。文献[12]考虑 Ti-6Al-4V 峰后承载能力缓慢降低的过程及快速降低的过程, 推导绝热剪切带内部的剪切变形、应变及温度分布的公式, 计算 Ti-6Al-4V 剪切带内部塑性剪切应变及温度的分布及演变。最近, 文献[13]针对 Ti-6Al-4V 绝热剪切带内部的总局部剪切变形分布, 比较基于 J-C 模型及梯度塑性理论的理论结果、基于实测剪切应力-剪切应变曲线及梯度塑性理论的理论结果、实验结果的差别。

本研究通过引入与 Batra 及 Kim^[14]类似的论点, 将绝热剪切带宽度定义为绝热剪切带的中心区域的宽度($w_{5\%}$), 在该区域上温度比其峰值小 5%, 利用 J-C 模型及梯度塑性理论分析 Ti-6Al-4V 绝热剪切带的厚

度及其应变率效应。

1 理论分析

在 J-C 模型中, 剪切应力 τ 及温度 T 可以分别表示为:

$$\tau = (A + B \bar{\gamma}_p^n) \cdot \left(1 + C \ln \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right) \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right] \quad (1)$$

$$T = T_0 + \frac{\beta}{\rho c_p} \int \tau d\bar{\gamma}_p \quad (2)$$

式中: $\bar{\gamma}_p$ 是平均塑性剪切应变; $\dot{\gamma}_0$ 是参考剪切应变率; $\dot{\gamma}$ 是在动态剪切测试中施加的剪切应变率; T_0 是初始温度; T_m 是熔点; ρ 是密度; β 是功热转化因子; c_p 是热容; 参数 A 、 B 、 C 、 m 及 n 分别是静态剪切强度、应变硬化模量、应变率敏感系数、热软化指数及应变硬化指数。

绝热剪切带的出现常被归因于热-塑剪切失稳。因此, 剪切带刚出现的条件是 $d\tau=0$ 。

形变绝热剪切带内部的总温度分布 $T(y)$ 等于初始温度 T_0 、峰前的均匀温度升高 T_1 及峰后由于微结构效应而引起的温升 $T_m(y)$ 之和^[10]:

收到初稿日期: 2008-01-29; 收到修改稿日期: 2008-09-07

基金项目: 辽宁省教育厅 A 类项目资助(2004F052)

作者简介: 王学滨, 男, 1975 年生, 博士, 副教授, 辽宁工程技术大学力学与工程科学系, 辽宁 阜新 123000, 电话: 0418-3351351, E-mail: wxbbb@263.net

$$T(y) = T_0 + T_1 + T_m(y) = T_0 + \frac{\beta}{\rho c_p} \int_0^{\gamma_c} \tau d\bar{\gamma}_p + \frac{\beta}{\rho c_p} \cdot \left(1 + \cos \frac{y}{l}\right) \int_{\gamma_c}^{\bar{\gamma}_p} \tau d\bar{\gamma}_p \quad (3)$$

式中: l 是内部长度参数, 它反映韧性金属材料质地非均质性的程度, $l=w/2\pi$, w 是绝热剪切带的总厚度; y 是坐标, 其原点位于绝热剪切带的中心 O , 见图 1; γ_c 是临界塑性剪切应变, 是剪切应力达到其最大值时对应的平均塑性剪切应变。

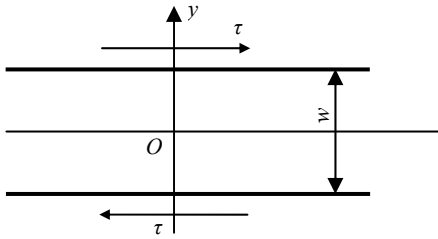


图 1 受到剪切应力作用的形变绝热剪切带
Fig.1 A deformed ASB subjected to shear stress

当 $y=0$ 时, 可以得到形变绝热剪切带内部的峰值温度 $T(0)$:

$$T(0) = T_0 + \frac{\beta}{\rho c_p} \int_0^{\gamma_c} \tau d\bar{\gamma}_p + \frac{2\beta}{\rho c_p} \int_{\gamma_c}^{\bar{\gamma}_p} \tau d\bar{\gamma}_p \quad (4)$$

Batra 及 Kim 将绝热剪切带宽度定义为绝热剪切带中心区域的宽度($w_{5\%}$), 在该区域上塑性应变比其峰值小 5%^[14]。这里, 引入与 Batra 及 Kim 类似的论点, 将绝热剪切带宽度定义为绝热剪切带中心区域的宽度($w_{5\%}$), 在该区域上温度比其峰值小 5%, 见图 2。

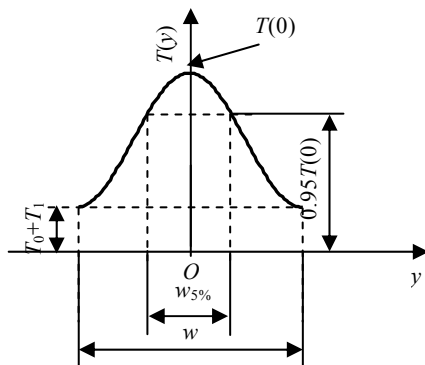


图 2 绝热剪切带内部温度分布及绝热剪切带宽度的定义
Fig.2 Temperature distribution in ASB and the definition of ASB width

这样, 根据式(3)及(4), 有下式成立:

$$\frac{T\left(\frac{w_{5\%}}{2}\right)}{T(0)} = \frac{T_0 + \frac{\beta}{\rho c_p} \int_0^{\gamma_c} \tau d\bar{\gamma}_p + \frac{\beta}{\rho c_p} \left(1 + \cos \frac{w_{5\%}}{2l}\right) \int_{\gamma_c}^{\bar{\gamma}_p} \tau d\bar{\gamma}_p}{T_0 + \frac{\beta}{\rho c_p} \int_0^{\gamma_c} \tau d\bar{\gamma}_p + \frac{2\beta}{\rho c_p} \int_{\gamma_c}^{\bar{\gamma}_p} \tau d\bar{\gamma}_p} \quad (5)$$

$$= \frac{95}{100}$$

由式(5), 可以得到 $w_{5\%}$ 的表达式为:

$$w_{5\%} = 2l \arccos \left(\frac{\frac{19}{10} \int_{\gamma_c}^{\bar{\gamma}_p} \tau d\bar{\gamma}_p - \frac{T_0 \rho c_p}{20\beta} - \frac{1}{20} \int_0^{\gamma_c} \tau d\bar{\gamma}_p}{\int_{\gamma_c}^{\bar{\gamma}_p} \tau d\bar{\gamma}_p} - 1 \right) \quad (6)$$

应当指出, $w_{5\%}$ 是指绝热剪切带中心区域的宽度, 在本研究中称之为绝热剪切带宽度或厚度, 而不是绝热剪切带的总厚度 w , $w_{5\%} < w$ 。

2 算例及讨论

Liao 及 Duffy 对 Ti-6Al-4V 试样进行动态扭转试验, 名义应变率 $\dot{\epsilon}$ 在 800 s^{-1} (下限)至 1400 s^{-1} (上限)之间, 观察到的绝热剪切带宽度在 $12 \text{ }\mu\text{m}$ (下限)至 $55 \text{ }\mu\text{m}$ (上限)之间^[1]。

这里, 首先对 Ti-6Al-4V 绝热剪切带宽度进行模拟。文献[15]给出了 Ti-6Al-4V 的各种参数: $A=418.4 \text{ MPa}$ 、 $B=394.4 \text{ MPa}$ 、 $C=0.035$ 、 $m=1.0$ 、 $n=0.47$ 、 $T_m=1932 \text{ K}$ 、 $\rho=4430 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ 、 $T_0=300 \text{ K}$ 、 $\dot{\epsilon}_0=0.000 \text{ 01 s}^{-1}$ 、 $c_p=564 \text{ J/kg}\cdot\text{K}$ 及 $\beta=0.9$ 。

模拟过程如下。首先, 根据文献[15]给出的上述参数, 利用式(1~2)得到剪切应力-平均塑性剪切应变曲线的数值解。平均塑性剪切应变在 0 至 3 之间。在 0 与 3 之间划分 3000 个微段。将应变率 $\dot{\epsilon}$ 分为 10 级, 应变率 $\dot{\epsilon}$ 的下限及上限分别为 500 s^{-1} 及 5000 s^{-1} 。每级应变率按等差数列取值。

然后, 确定临界塑性剪切应变的数值解。利用式(3), 计算峰前的均匀温度升高 T_1 、峰后由于微结构效应而引起的升温 $T_m(y)$ 、绝热剪切带边界上的温度 $T(w_{5\%}/2)$ 及绝热剪切带内部的峰值温度 $T(0)$ 。计算 $T_m(y)$ 需要用到内部长度参数 l 或绝热剪切带的总厚度 w 。为了模拟绝热剪切带宽度的上限及下限, 取了 6 个 w (见图 3 及图 4)。此外, 为了精确计算 $w_{5\%}$, 需要将绝热剪切带划分为足够多的微段, 由于绝热剪切带内部温度分布相对坐标 y 的对称性, 见图 2, 只需对绝热剪切带的一半划分即可, 目前划分了 20 000 个微段。

需要指出, 由于已将应变率 $\dot{\epsilon}$ 分为 10 级, 因而, 可以得到 10 条剪切应力-平均塑性剪切应变曲线、10 个临界塑性剪切应变, 这些值均与内部长度参数无关。

计算表明, 当应变率 $\dot{\epsilon}$ 由低至高变化时, 计算得到的 10 个临界塑性剪切应变分别为 0.779, 0.767, 0.760, 0.755, 0.752, 0.749, 0.746, 0.744, 0.742, 0.741。

针对绝热剪切带宽度的上限及下限, 图 3 及图 4 分别给出了不同应变率及绝热剪切带的总厚度条件下的计算结果。图 3 及图 4 中也标出了 Liao 及 Duffy 的试验条件及实验结果, 即, 名义应变率的下限(800 s^{-1} , 图中竖虚线)及上限(1400 s^{-1} , 图中竖实线)以及绝热剪切带宽度的下限(图 4 中水平粗实线)及上限(图 3 中水平粗实线)。由图 3 可以发现, 在名义应变率的下限及上限之间, 计算结果非常接近绝热剪切带宽度的上限 ($55 \mu\text{m}$), 尤其是当选取绝热剪切带的总厚度 $w=0.3235 \text{ mm}$ 时。由图 4 可以发现, 在名义应变率的下限及上限之间, 计算结果非常接近绝热剪切带宽度的下限($12 \mu\text{m}$), 尤其是当选取绝热剪切带的总厚度 $w=0.0705 \text{ mm}$ 时。

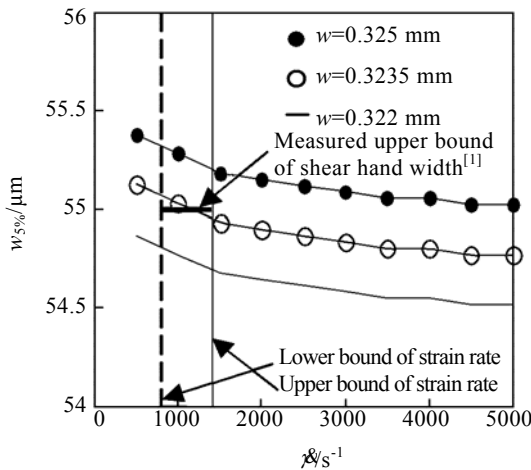


图 3 Ti-6Al-4V 绝热剪切带宽度上限的计算结果与实验结果

Fig.3 Theoretical and experimental results of the upper limit of adiabatic shear band width in Ti-6Al-4V

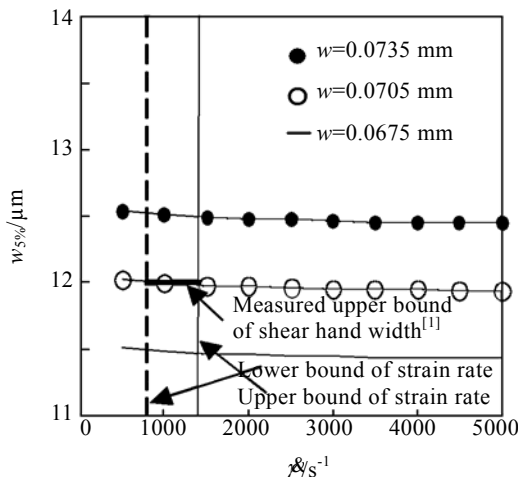


图 4 Ti-6Al-4V 绝热剪切带宽度下限的计算结果与实验结果

Fig.4 Theoretical and experimental results of the lower limit of adiabatic shear band width in Ti-6Al-4V

由图 3 及图 4 可以看到, 当绝热剪切带的总厚度较大时(在 0.3235 mm 附近, 见图 3), 随着应变率的增加, 绝热剪切带宽度下降较明显, 当绝热剪切带的总厚度较小时(在 0.0705 mm 附近, 见图 4), 随着应变率的增加, 绝热剪切带宽度下降不明显。

此外, 由图 3 及图 4 还可以发现, 当应变率较高时, 绝热剪切带宽度不再下降, 保持常量。为了确认上述观点, 下面将着重研究绝热剪切带宽度对应变率的依赖性。计算仍然以 Ti-6Al-4V 为例, 选取绝热剪切带的总厚度 $w=0.3235 \text{ mm}$ 。其它参数取值同上。这里, 将应变率 $\dot{\epsilon}$ 划分为 100 级, 不是按照等差数列, 而是按照下列规则: 第 1 级: $(500+1^3)\text{s}^{-1}$; 第 2 级: $(500+2^3)\text{s}^{-1}$; ...; 第 100 级: $(500+100^3)\text{s}^{-1}$ 。这样做的目的是为了保证当 $\dot{\epsilon}$ 较低时, 能计算出绝热剪切带宽度, 否则, 若按等差数列确定各级应变率 $\dot{\epsilon}$ 的值, 将不能保证当 $\dot{\epsilon}$ 较低时绝热剪切带宽度有值, 若将应变率 $\dot{\epsilon}$ 级别划分过细, 则需要消耗大量的计算时间。应变率对 Ti-6Al-4V 绝热剪切带宽度的影响见图 5。

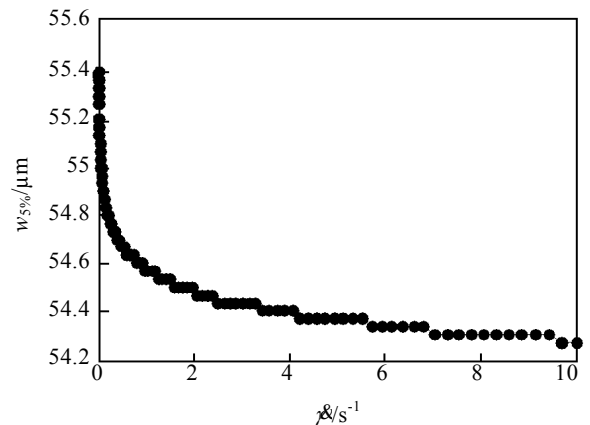


图 5 应变率对 Ti-6Al-4V 绝热剪切带宽度影响的计算结果
Fig.5 Effect of strain rate on the theoretical result of adiabatic shear band width for Ti-6Al-4V

可见, 当 $\dot{\epsilon}$ 较低时, 绝热剪切带较宽; 随着应变率的增加, 绝热剪切带宽度快速降低; 当 $\dot{\epsilon}$ 较高时, 绝热剪切带宽度的值基本保持稳定, 不再降低。

需要指出, 由图 5 可看到, 当 $\dot{\epsilon}$ 在某一范围之内, 随着 $\dot{\epsilon}$ 的改变, 绝热剪切带宽度不变。这是由于本研究对剪切应力-平均塑性剪切应变曲线的离散及对绝

热剪切带的半总厚度的离散仍然不够精细。

Dodd 及 Bai 通过引入一个关键的假设,即在足够长的时间之后,由于塑性功率和热传导达到平衡(稳态),剪切带内部的温度剖面将保持稳定,推导了著名的剪切带半宽度 δ 公式^[16]:

$$\delta = \sqrt{\frac{\lambda T^*}{\tau^* \dot{\epsilon}}} \quad (7)$$

式中 τ^* 、 $\dot{\epsilon}$ 、 T^* 及 λ 分别是剪切带内部的剪应力、应变率、温度及材料的热导率。

显然,剪切带半宽度 δ 与应变率的平方根成反比,随着应变率的增加, δ 降低。这与图 5 的理论结果在定性上是一致的。本研究的理论结果表明,当 $\dot{\epsilon}$ 较高时,绝热剪切带宽度的值基本保持稳定。这一结果与 Dodd 及 Bai 的结果(只要 $\dot{\epsilon}$ 增加, δ 就增加)有所不同。

Weerasooriya 及 Beaulieu 利用分离式霍普金森扭杆对 93W-5Ni-2Fe 钨合金试样进行准静态到高应变率加载,实验结果表明,绝热剪切带宽度随应变率的增加而降低,直到在高应变率时达到极限宽度(1~2 个晶粒的宽度)^[4]。这一实验现象与本研究的计算结果非常类似。

这里, Klepaczko 及 Rezaig 的数值计算结果^[17]值得一提。他们将绝热剪切带宽度定义为应变梯度或温度梯度最大值之间的距离的渐进值。计算表明,随着应变率的增加,绝热剪切带宽度先降低,然后,达到最小值,之后,绝热剪切带宽度反而一直增加。他们认为,在高应变率时,绝热剪切带宽度增加的原因可能是应变率敏感性及惯性的增加。该数值结果的前半部分与 Dodd 及 Bai 的理论结果及本研究的理论结果类似。严格地讲,在前半部分,该数值结果表明,随着应变率的增加,绝热剪切带宽度降低的速度变慢,这与本研究的理论结果更加类似,而 Dodd 及 Bai 的理论结果无法预测这一现象。在后半部分,该数值结果与 Dodd 及 Bai 的理论结果及本研究的理论结果的预测趋势相反。

Wang 认为,当形变绝热剪切带内部的峰值温度高于转变温度时,转变将以动态再结晶或相变的方式发生,转变绝热剪切带一定会位于形变绝热剪切带的中心,因为这一位置具有非常高的温度^[18]。Wang 将转变绝热剪切带的厚度定义为形变绝热剪切带内部温度高于转变温度区域的厚度,通过将梯度塑性理论引入 J-C 模型,研究应变率对转变绝热剪切带厚度的影响。研究发现,随着应变率的增加,转变绝热剪切带的宽度增加^[18]。这一计算结果与 Klepaczko 及 Rezaig 后半部分计算结果有一定的类似性。

3 结 论

1) 在将梯度塑性理论引入 J-C 模型时,为了预测绝热剪切带的厚度,又引入了与 Batra 及 Kim 类似的论点,将绝热剪切带宽度定义为绝热剪切带中心区域的宽度($w_{5\%}$),在该区域上温度比其峰值小 5%。针对 Ti-6Al-4V 的计算表明,在名义应变率的下限(800 s^{-1})及上限(1400 s^{-1})之间,当绝热剪切带的总厚度取 0.3235 及 0.0705 mm 时,计算结果非常接近于绝热剪切带宽度的上限($55 \mu\text{m}$)及下限($12 \mu\text{m}$)。

2) 当应变率较低时,绝热剪切带较宽。随着应变率的增加,绝热剪切带宽度快速降低;然而,当应变率较高时,绝热剪切带宽度基本保持稳定。该理论结果与 Dodd 及 Bai 的理论结果有类似之处,与 Weerasooriya 及 Beaulieu 针对钨合金的实验结果非常一致,与 Klepaczko 及 Rezaig 的数值计算结果的前半部分相似。

参考文献 References

- [1] Liao S C, Duffy J. *J Mech Phys Solids*[J], 1998, 46(11): 2201
- [2] Yang Y, Xiong J, Yang X Y. *Trans Nonferrous Met Soc China*[J], 2004, 14(4): 670
- [3] Yang Yang(杨扬) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2003, 32(4): 261
- [4] Weerasooriya T, Beaulieu P A. *Mat Sci Eng A*[J], 1993, A172(1~2): 71
- [5] Cheng Xingwang(程兴旺) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2002, 31(6): 427
- [6] Fan Jinglian(范景莲) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2006, 35(6): 841
- [7] Sun Jianfei(孙剑飞) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2007, 36(7): 1153
- [8] Yang Fei(杨飞) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2007, 36(4): 578
- [9] Zhu Hao(朱浩) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2007, 36(4): 597
- [10] Wang X B. *Trans Nonferrous Met Soc China*[J], 2006, 16(2): 333
- [11] Wang X B. *Trans Nonferrous Met Soc China*[J], 2006, 16(6): 1362
- [12] Wang Xuebin(王学滨). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2006, 35(12): 1854
- [13] Wang X B. *Trans Nonferrous Met Soc China*[J], 2007, 17(4): 698
- [14] Batra R C, Kim C H. *Int J Eng Sci*[J], 1991, 29(8): 949
- [15] Daridon L, Oussouaddi O, Ahzo S. *Int J Solids Struct*[J], 2004, 41(11~12): 3109
- [16] Dodd B, Bai Y. *Mat Sci Tech*[J], 1985, 1(1): 38

[17] Klepaczko J R, Rezaig B. *Mech Mat*[J], 1996, 24(2): 125

Engineering(稀有金属材料与工程)[J], 2006, 35(Supp.1):

[18] Wang Xuebin (王学滨). *Rare Metal Materials and*

123

Theoretical Analysis of the Adiabatic Shear Band Width and Strain Rate Effect of Ti-6Al-4V

Wang Xuebin

(Liaoning Technical University, Fuxin 123000, China)

Abstract: The Johnson-Cook model and the gradient-dependent plasticity were used to investigate the width of adiabatic shear band (ASB) and the strain rate effect of Ti-6Al-4V. The ASB width was defined as the width ($w_{5\%}$) of the region surrounding the band center over which the temperature differed from its peak value by less than 5%, similar to the viewpoint proposed by Batra and Kim. The theoretical results show that the calculated ASB widths are closer to the lower bound (12 μm) and upper bound (55 μm) measured in experiments when the nominal strain rate is in the range of 800 s^{-1} and 1400 s^{-1} if the total ASB widths are 0.3235 mm and 0.0705 mm, respectively. At lower strain rates, the ASB is wider. As the strain rate increases, the ASB width rapidly decreases. However, at higher strain rates, the ASB width approaches constant. The present theoretical result is similar to the analytical result by Dodd and Bai and very consistent with the experimental result of tungsten alloy by Weerasooriya and Beaulieu, and is similar to the former part of the numerical result by Klepaczko and Rezaig.

Key words: Ti-6Al-4V; adiabatic shear band; strain rate; gradient-dependent plasticity; Johnson-Cook model

Biography: Wang Xuebin, Ph. D., Associate Professor, Dept. of Mechanics and Engineering Science, Liaoning Technical University, Fuxin 123000, P. R. China, Tel: 0086-418-3351351, E-mail: wxbbb@263.net