

钛合金绝热剪切带的局部剪切应变估算的新方法

王学滨

(辽宁工程技术大学, 辽宁 阜新 123000)

摘要: 提出了利用梯度塑性理论计算 Ti-6Al-4V 绝热剪切带的局部剪切应变新方法。绝热剪切带的最大局部塑性剪切应变依赖于临界塑性剪切应变、试样的标定长度、绝热剪切带总厚度、绝热剪切带的平均塑性剪切应变。计算表明, 随着绝热剪切带总厚度的增加, 绝热剪切带的最大局部塑性剪切应变以非线性方式下降。当绝热剪切带总厚度的取值接近 1 mm 时, 尽管确定临界塑性剪切应变的方法不同, 但是, 绝热剪切带的最大局部塑性剪切应变的计算值差别很小。当绝热剪切带总厚度取值在 0.335~1 mm 之间时, 绝热剪切带的最大局部塑性剪切应变的计算值位于 Liao 及 Duffy(1998) 实验结果的下限 (75%) 和上限 (350%) 之间。

关键词: Ti-6Al-4V; 绝热剪切带; 梯度塑性理论; 局部塑性剪切应变; 标定长度

中图分类号: TG146.2⁺3

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2009)06-1048-05

钛及钛合金材料对绝热剪切十分敏感, 绝热剪切带 (ASB) 的产生不仅与材料本身的性质有关, 而且与应变、应变率及环境温度有关^[1]。绝热剪切带是指材料在爆炸复合、高速撞击、侵彻、冲孔、切削、高速成型、冲蚀等高应变率加载情况下, 其内部经常产生的白色带状组织^[2~5]。绝热剪切带的一个十分独特之处在于在其狭窄 (可以小到几微米) 的内部, 所集中的局部剪切应变可以达到令人吃惊的程度, 其值通常在 5~100 之间^[6]。如何计算、预测绝热剪切带内部如此高的局部剪切应变, 一直是困扰材料学家和力学家的难题, 传统的力学方法对此是无能为力的。

作者利用梯度塑性理论 (经典弹塑性理论的一种推广和完善方法, 在屈服函数中引入了局部塑性应变的二阶空间梯度及内部长度参数), 采用 Johnson-Cook 等本构模型, 在钛合金、铝合金、钢等金属材料的绝热剪切带内部的局部应变、变形、温升、损伤变量、转变条件及转变绝热剪切带宽度等方面进行了一些探索^[7~13], 在上述工作中, 绝热剪切带总宽度仅与内部长度参数相关联, 该参数反映了材料的非均质性。换言之, 绝热剪切带总宽度密切依赖于非均质材料微小结构之间的相互影响和作用。

本研究提出了利用梯度塑性理论计算 Ti-6Al-4V 合金绝热剪切带的局部剪切应变新方法。通过引入合理的假定, 即绝热剪切带内部的塑性剪切应变的不断

增加是试样表观塑性剪切应变改变的唯一原因, 推导了绝热剪切带最大局部塑性剪切应变的表达式, 并针对 Ti-6Al-4V 合金, 计算了它随绝热剪切带总厚度的变化规律, 当绝热剪切带总厚度的取值在 0.335~1 mm 之间时, 计算结果与 Liao 及 Duffy 的实验结果吻合得很好。

1 局部塑性剪切应变估算的新方法

1.1 临界塑性剪切应变确定的 3 种方法

对于编号为 TA-83 的 Ti-6Al-4V 合金试样, Liao 及 Duffy 直接给出的绝热剪切带出现时的剪切应变 (临界应变) 为 0.26^[5], 用符号 γ_{c1} 表示。Ti-6Al-4V 合金试样的剪切应力-时间曲线见图 1^[5]。

利用应变率 $\dot{\gamma}=1400 \text{ s}^{-1}$, 可将时间换算成剪切应变, 试样的剪切应力-剪切应变曲线见图 2。用 27 个数据点做近似图 2。前 5 个数据点用于近似初始加载阶段的曲线, 即实测曲线的上凹部分; 第 5 及第 6 个数据点用于近似线弹性阶段的曲线。弹性阶段之后, Ti-6Al-4V 合金开始屈服, 剪切应力发生一定的波动, 可发现剪切应力有 1 个最高点 (剪切应力峰值), 随后, 剪切应力发生缓慢的下降。这一阶段称之为“平台”阶段, 该段曲线用 17 个数据点做近似。“平台”阶段之后, 剪切应力陡然下降, 该段曲线的线性规律较好, 称之为线性陡降阶段, 该段曲线用 5 个数据点来近似。

收稿日期: 2008-06-06

基金项目: 辽宁省教育厅 A 类项目 (2004F052) 资助

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

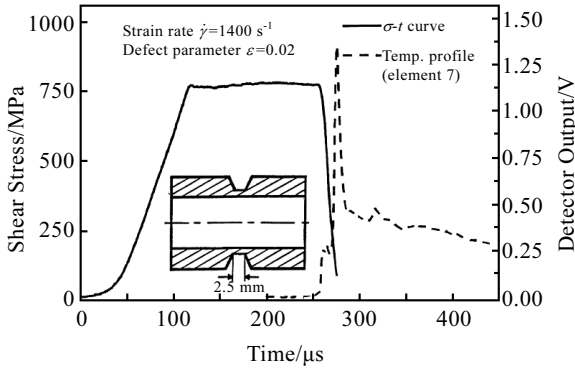


图 1 Ti-6Al-4V 合金的典型剪切应力-时间曲线

Fig.1 A typical shear stress-time curve of Ti-6Al-4V alloy (specimen TA-83). The dotted line shows the temperature rise as a function of time, as measured by the detector element 7. The gage length of the specimen is 2.5 mm (Fig.1)^[5]

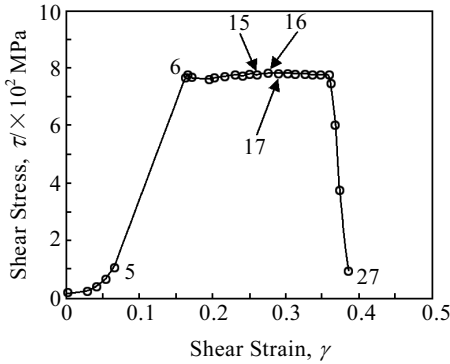


图 2 Ti-6Al-4V 合金的典型剪切应力-剪切应变曲线

Fig.2 A typical shear stress-shear strain curve of Ti-6Al-4V alloy (specimen TA-83). In Fig.1, a few important data points are marked

利用第 5 及第 6 个数据点可以计算出 Ti-6Al-4V 合金的剪切弹性模量 $G=675.59$ MPa。第 17 个数据点的剪切应力最大，达到 783.28 MPa，所对应的剪切应变为 0.2905，用符号 γ_{c2} 表示， γ_{c2} 高于 γ_{c1} (0.26)。第 15 个数据点的剪切应变为 0.2592，接近 γ_{c1} ；第 15 个数据点的剪切应力并不是最大，而是 775.89 MPa。若认为绝热剪切带出现于 γ_{c1} ，则意味着绝热剪切带出现于剪切应力的峰值之前。

下面从 Liao 及 Duffy 利用红外探头测得的温升角度讨论绝热剪切带出现的时刻。图 1 显示，当时间等于 200 μs 时，可以观察到 7 号元件开始有少量的温升，而在 200 μs 之前，没有观测到哪怕是少量的温升。因此，可以认为绝热剪切带出现于 200 μs 之时。在该实验中，加载应变率 $\dot{\gamma}$ 为 1400 s^{-1} ，因而可以计算出 200

μs 之时的剪切应变为 0.28，在文中用符号 γ_{c3} 表示， γ_{c3} (从温升角度确定) 介于 γ_{c1} (Liao 及 Duffy 直接给出) 与 γ_{c2} (从剪切应力-剪切应变曲线的形态角度确定的) 之间，更接近于 γ_{c2} 。因此，无论是从温升角度，还是从剪切应力-剪切应变曲线形态角度出发，绝热剪切带出现时的剪切应变都应该大于或等于 0.28。第 16 个数据点的剪切应变为 0.2754，接近 γ_{c3} ，所对应的剪切应力为 782.54 MPa。

为了便于对比，将 3 种临界剪切应变 γ_c 及所对应的剪切应力值以及随后计算出来的一些数据列于表 1 中。

应当指出，3 种临界剪切应变均包含有弹性应变，因此为了确定临界塑性剪切应变 γ_c^p ，需要从 3 种临界剪切应变中扣除弹性剪切应变 γ^e ：

$$\gamma^e = \frac{\tau}{G} \quad (1)$$

式中， τ 是剪切应力， G 是剪切弹性模量， $G=6.7559$ GPa。计算表明，第 15、17、16 个数据点的弹性剪切应变 γ^e 分别为 0.114 85、0.115 94、0.115 83，见表 1。

临界塑性剪切应变 γ_c^p 可以表示为

$$\gamma_c^p = \gamma_c - \gamma^e \quad (2)$$

计算表明，利用 γ_c 及 γ^e 计算得到的第 15、17、16 个数据点的临界塑性剪切应变分别为 0.1452、0.1746、0.1642，见表 1。可以发现，3 种方法计算得到的临界塑性剪切应变有少量的差别，其中由剪切应力-剪切应变曲线的形态角度出发得到的值最大 (0.1746)。

图 2 中第 27 个数据点 (曲线的最右端) 的剪切应力 τ 为 90.98 MPa、剪切应变 γ 为 0.3849。根据式 (1~2)，

表 1 临界塑性剪切应变确定的方法不同时的一些计算结果
Table 1 Some results for different critical plastic shear strains determined by different methods

Relatively parameter	γ_{c1}	γ_{c2}	γ_{c3}
γ_c	0.26	0.2905	0.28
τ/MPa	775.89	783.28	782.54
γ^e	0.114 85	0.115 94	0.115 83
γ_c^p	0.145 2	0.174 6	0.164 2
$\gamma_p(0)$ when $\bar{\gamma}_p = \gamma^p$	0.597 8	0.568 4	0.578 8
$\gamma_p(0)$ by use of Eq. (9) when $w=0.335$ mm	3.522 8	3.113 4	3.258 2
$\gamma_p(0)$, by use of Eq. (9) when $w=1$ mm	1.276 7	1.159 1	1.200 7

Note: γ_c -the critical shear strain, τ -the shear stress corresponding to the critical shear strain, γ^e -the elastic shear strain, γ_c^p -the critical plastic shear strain, $\gamma_p(0)$ -the maximum local plastic shear strain in ASB; γ_{c1} -directly given by Liao and Duffy^[5], γ_{c2} -newly determined from the peak shear stress, γ_{c3} -newly determined from the temperature rise

仍取 $G=675.59$ MPa, 可以得到第 27 个数据点的塑性剪切应变 γ^p 为 0.3715。应当指出, γ^p 是实测的试样的剪切应变 γ 扣除了弹性部分, 可以称之为表观塑性剪切应变。对于第 27 个数据点, γ^p 最大, 此时表观塑性剪切应变取得最大值。

1.2 梯度塑性理论的引入及绝热剪切带的平均塑性剪切应变

利用梯度塑性理论, 并且考虑到绝热剪切带内部的局部塑性剪切应变分布 $\gamma_p(y)$ 是关于坐标 y 的一个偶函数、绝热剪切带与均匀变形区的边界条件、实际的绝热剪切带总厚度对应着 $\gamma_p(y)$ 的最大值, 据文献 [8,10,11] 得到了 $\gamma_p(y)$ 的表达式:

$$\gamma_p(y) = \gamma_c^p + (\bar{\gamma}_p - \gamma_c^p) \cdot \left(1 + \cos \frac{y}{l}\right) \quad (3)$$

式中, l 是内部长度参数, 它反映了韧性金属材料非均质性的程度; y 是坐标, 其原点位于绝热剪切带的中心 O , 见图 3。 γ_c^p 是临界塑性剪切应变, 是绝热剪切带出现时的平均塑性剪切应变; $\bar{\gamma}_p$ 是绝热剪切带的平均塑性剪切应变, $\bar{\gamma}_p \neq \gamma^p$ (γ^p 的含义见上节), 通常, $\bar{\gamma}_p > \gamma^p$; $\bar{\gamma}_p - \gamma_c^p$ 是绝热剪切带的平均塑性剪切应变增量。

这里, 先以试样的表观塑性剪切应变 γ^p 代替绝热剪切带的平均塑性剪切应变 $\bar{\gamma}_p$, 可以发现, 这种做法的预测效果与实测值的吻合程度并不好, 而且, 理论预测效果远小于实测结果。将 3 种临界塑性剪切应变 γ_c^p 、 $\bar{\gamma}_p = \gamma^p = 0.3715$ 、 $y = 0$ 代入式 (3), 可得到 3 种 $\gamma_p(0)$ ($y = 0$ 时, $\gamma_p(y)$ 取得最大值), 并将结果列于表 1 中。可以发现, 根据 γ_{c1} 的计算结果最大, $\gamma_p(0)$ 为 0.5978。但是, 仍然小于 Liao 及 Duffy 的实验结果 (绝热剪切带内部的局部剪切应变的范围为 75%~350%)。

因而, 欲正确地估计 $\gamma_p(0)$, 需要在正确估算 γ_c^p 的基础上, 正确估算 $\bar{\gamma}_p$ 。下面, 采用新颖的方法估算 $\bar{\gamma}_p$ 。

1.3 绝热剪切带的最大局部塑性剪切应变公式的推导

假定在标定长度 L_{gage} 的范围之内, 没有弹性区域。在标定长度 L_{gage} 的范围内, 将 Ti-6Al-4V 合金试样划分为中部的绝热剪切带及两侧的均匀塑性变形区。这

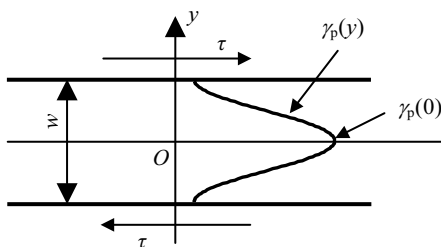


图 3 受到剪切应力作用的绝热剪切带
Fig.3 ASB subjected to shear stress

一假定是有实验依据的, 图 4 给出了 2 幅高速摄影图片 [5]。可以发现, 在各图片的中部, 在垂直方向上可以观测到剪切应变集中区域 (绝热剪切带), 而在其两侧, 原本水平的线条都变得倾斜, 且两侧的各倾斜线条的倾角都相等。

在绝热剪切带出现之后, 很自然地认为, 均匀塑性变形区的塑性剪切应变不改变, 而绝热剪切带内部的平均塑性剪切应变发生快速的增加, 后者将引起试样的表观塑性剪切应变的不断变化。这里, 借鉴了作者在研究岩土及混凝土材料剪切带问题时采用的方法 (剪切带的塑性剪切应变是对试样塑性变形阶段表观塑性应变的唯一贡献, 在塑性变形阶段, 剪切带的塑性剪切应变不断增加, 而剪切带与带外区域同时发生弹性卸载, 弹性卸载不改变表观塑性应变) [14,15]。

从绝热剪切带出现, 到表观塑性剪切应变 $\gamma^p = 0.3715$ 之时, 表观塑性剪切应变的增量 $\Delta\gamma^p$ 为 $\gamma^p - \gamma_c^p$ 。假设在上述过程之中, 绝热剪切带的平均塑性剪切应变 $\bar{\gamma}_p$ 的增量为 $\Delta\bar{\gamma}_p$ 。这样, $\Delta\bar{\gamma}_p$ 产生的塑性剪切位移增量为 Δs_1 :

$$\Delta s_1 = \Delta\bar{\gamma}_p w \quad (4)$$

产生大小为 $\Delta\gamma^p$ 的表观塑性剪切应变的增量所需要的塑性剪切位移增量设为 Δs_2 , 则

$$\Delta s_2 = \Delta\gamma^p L_{\text{gage}} \quad (5)$$

由于绝热剪切带内部的平均塑性剪切应变的快速增加是试样的表观塑性剪切应变发生改变的唯一原因, 因而, 有

$$\Delta s_1 = \Delta s_2 \quad (6)$$

这样, 根据式 (4~6), $\Delta\bar{\gamma}_p$ 可以表示为

$$\Delta\bar{\gamma}_p = \frac{(\gamma^p - \gamma_c^p) L_{\text{gage}}}{w} \quad (7)$$

根据式 (3) 及 (7), 可以得到绝热剪切带出现内部的局部塑性剪切应变分布 $\gamma_p(y)$ 为

$$\gamma_p(y) = \gamma_c^p + \frac{(\gamma^p - \gamma_c^p) L_{\text{gage}}}{w} \cdot \left(1 + \cos \frac{y}{l}\right) \quad (8)$$

$\gamma_p(y)$ 的最大值 $\gamma_p(0)$ 为

$$\gamma_p(0) = \gamma_c^p + \frac{2(\gamma^p - \gamma_c^p) L_{\text{gage}}}{w} \quad (9)$$

1.4 计算结果及讨论

Liao 及 Duffy 采用的 Ti-6Al-4V 合金试样的标定长度 L_{gage} 为 2.5 mm, 所观测到的绝热剪切带的厚度在 12 μm (下限) 至 55 μm (上限) 之间。但是, 需要指出, 该绝热剪切带的厚度是绝热剪切带中心区域的厚度, 并非绝热剪切带总厚度。

从图 4 可以发现, 绝热剪切带总厚度范围不应该小到几十微米。图中虚线是作者给出的绝热剪切带总

厚度的大致范围, 在本文中, 作者认为绝热剪切带总厚度 w 在 0.05~1 mm 之间。

将研究 Ti-6Al-4V 合金的绝热剪切带最大的局部塑性剪切应变 $\gamma_p(0)$ 的变化范围与实验结果进行比较, 取 $L_{\text{gage}}=2.5$ mm、 $w=0.05\sim 1$ mm、 $\gamma_c^p=0.3715$, γ_c^p 的 3 种值见表 1, $\gamma_p(0)$ 的部分结果 ($w=0.335$ mm 及 $w=1$ mm 时) 也列于表 1 中。

图 5 为计算得到的绝热剪切带总厚度与绝热剪切带的最大局部塑性剪切应变的关系。由图 5 可以发现, 随着绝热剪切带总厚度 w 的增加, $\gamma_p(0)$ 的计算结果以非线性方式下降。 γ_c^p 最低时 ($\gamma_c^p=0.1452$, 由 Liao 及 Duffy 直接给出) 的 $\gamma_p(0)$ 的计算结果最大; γ_c^p 最高时 ($\gamma_c^p=0.1746$, 由剪切应力-剪切应变曲线的形态得出) 的 $\gamma_p(0)$ 的计算结果最小。

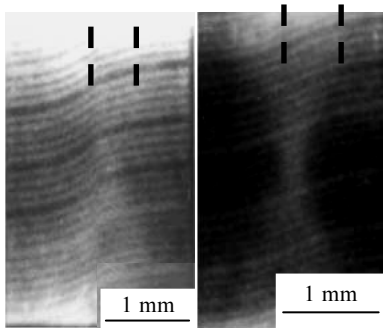


图 4 采用高速摄影技术得到的 Ti-6Al-4V 合金试样绝热剪切带形成期间形态

Fig.4 High-speed photographs of the grid pattern taken during the formation of ASBs in Ti-6Al-4V (specimens TA-43 及 TA-50)^[5]

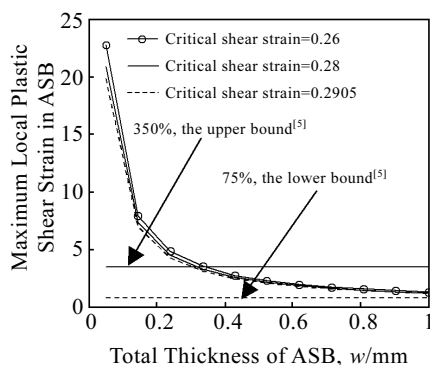


图 5 计算得到的绝热剪切带的最大局部塑性剪切应变与绝热剪切带总厚度的关系、Liao 及 Duffy (1998) 实验结果的下限及上限

Fig.5 The calculated relation between the total thickness of the ASB and the maximum local plastic shear strain in the ASB and the upper bound and the lower bound of experimental results obtained by Liao and Duffy (1998)^[5]

绝热剪切带总厚度 w 的取值越大 (接近 1 mm), 3 种计算结果的差别越小, $\gamma_p(0)$ 的计算结果越接近实验结果的下限 (75%)。当 w 的取值接近 0.4 mm 时, $\gamma_p(0)$ 的计算结果接近实验结果的上限 (350%)。十分有趣的是, 图 4 中虚线给出的绝热剪切带总厚度也正好在 0.05~1 mm 之间, 这也说明了结果的合理性。

2 结论

随着绝热剪切带总厚度的增加, 绝热剪切带的最大局部塑性剪切应变以非线性方式下降。根据剪切应力峰值确定临界塑性剪切应变时, 计算得到的绝热剪切带的最大局部塑性剪切应变最小。

当绝热剪切带总厚度接近 1 mm 时, 尽管确定临界塑性剪切应变的方法不同, 但是, 绝热剪切带的最大局部塑性剪切应变的计算值差别很小。

当绝热剪切带总厚度在 0.335~1 mm 之间时, 绝热剪切带的最大局部塑性剪切应变的计算值位于 Liao 及 Duffy 实验结果的下限 (75%) 与上限 (350%) 之间。十分有趣的是, 通过高速摄影图片可以发现, 绝热剪切带总厚度也正好在 0.5~1 mm 之间。

参考文献 References

- [1] Hu Wenying(胡文英), Deng Ju(邓 矩). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 1993, 22(3): 38
- [2] Chen Jun(陈 军), Zhao Yongqing(赵永庆), Yang Haiying(杨海瑛). *Material & Heat Treatment*(材料热处理)[J], 2006, 35(22): 17
- [3] Yang Yang(杨 扬), Cheng Xinlin(程信林), Li Zhenghua(李正华) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2003, 32(4): 261
- [4] Li Shuhua(李淑华), Wang Fuchi(王富耻), Tan Chengwen(谭成文) et al. *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2007, 36(9): 1527
- [5] Liao S C, Duffy J. *J Mech Phys Solids*[J], 1998, 46(11): 2201
- [6] Timothy S P. *Acta Metall*[J], 1987, 35: 301
- [7] Wang X B. *Trans Nonferrous Met Soc China*[J], 2006, 16(2): 333
- [8] Wang X B. *Trans Nonferrous Met Soc China*[J], 2006, 16(6): 1362
- [9] Wang Xuebin (王学滨). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2006, 35(12): 1854
- [10] Wang X B. *Trans Nonferrous Met Soc China*[J], 2007, 17(4): 698
- [11] Wang X B. *Journal of Iron and Steel Research, International* [J], 2007, 14(5): 56

- [12] Wang X B. *Materials Science Forum*[J], 2006, 519~521: 789
- [13] Wang Xuebin (王学滨). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2009, 38(2): 214
- [14] Wang X B. *Magzine of Concrete Research*[J], 2007, 59(5): 341
- [15] Wang X B. *Key Engineering Materials*[J], 2006, 312: 299

New Method for Calculating Local Shear Strain in Adiabatic Shear Band of Titanium Alloy

Wang Xuebin

(Liaoning Technical University, Fuxin 123000, China)

Abstract: A new method for assessing the local shear strain in adiabatic shear band (ASB) of Ti-6Al-4V is proposed by using of gradient-dependent plasticity. The maximum local plastic shear strain (MLPSS) in the ASB depends on the critical plastic shear strain, the gage length of Ti-6Al-4V specimen, the total thickness of the ASB and the average plastic shear strain in the ASB. Results show that the MLPSS in the ASB decreases nonlinearly with the increase of the total thickness of the ASB. When the total thickness of the ASB approaches 1mm, although the methods for determining the critical plastic shear strain are different, the calculated values for MLPSSs in the ASB almost remain unchanged. When the total thickness of the ASB is in the range of 0.335~1 mm, the calculated values for MLPSSs in the ASB are found to be in the range of the lower bound (75%) to the upper bound (350%) of the experimental results obtained by Liao and Duffy (1998).

Key words: Ti-6Al-4V; adiabatic shear band; gradient-dependent plasticity; local plastic shear strain; gage length

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