

文章编号: 1004-0609(2004)05-0718-07

TB2 钛合金绝热剪切行为的数值模拟^①

杨 扬, 程信林, 安宇龙

(中南大学 材料科学与工程学院, 长沙 410083)

摘 要: 通过采用最小二乘法 and C 语言编程拟合热粘塑性本构方程中的待定参数, 并在此基础上对绝热剪切带内温升进行了估算。将估算结果与有限元模拟结果进行比较, 两者吻合较好。绝热温升的估算结果表明: 在绝热剪切带内, 温度达到了 TB2 钛合金的再结晶温度, 但低于其相转变温度, 这与合金发生剪切变形后的微观组织特点相一致。

关键词: 绝热剪切; 热粘塑性本构关系; TB2 合金; 绝热温升; 有限元

中图分类号: TG 301

文献标识码: A

Numerical simulation on adiabatic shearing behavior of TB2

YANG Yang, CHENG Xin-lin, AN Yu-long

(School of Materials Science and Engineering, Central South University, Changsha 410083, China)

Abstract: The specific coefficients of thermal viscoplastic constitutive equation for TB2 were obtained by use of the least square method and C coded programs. The method of estimate adiabatic temperature proposed was used to estimate the temperature rising in adiabatic shear band(ASB). The estimate value is in agreement with the results obtained by FEM simulation. The estimation result of adiabatic temperatures rising indicates that the temperature in ASB is between the recrystallization temperature and phase transition point, and the result is also in agreement with the characteristic of the microstructure in ASB.

Key words: adiabatic shearing; thermal viscoplastic constitutive relation; TB2 alloy; adiabatic temperatures rising; FEM

绝热剪切现象普遍存在于爆炸复合、高速撞击、侵彻、冲孔、切削、高速成型、冲蚀等涉及冲击载荷的高速变形过程中^[1-4]。由于整个变形过程是在很短的时间内完成的, 90% 塑性功转化为热能并且来不及散失, 所以近似认为在高应变速率($> 10^3/s$)下的变形过程为绝热过程。材料在高应变速率条件下的变形特点由 3 个互相竞争的因素来决定: 1) 由于变形程度的增加而导致的应变强化效应; 2) 应变率强化效应; 3) 由于绝热温升而导致的热软化效应。当热软化效应占优时, 材料就会发生热粘塑性本构失稳^[3], 而形成所谓绝热剪切带(adiabatic shear band, ASB)^[3-5]。

因而, 绝热温升是决定材料是否发生热粘塑性本构失稳的重要因素。但事实上, 温度是影响一切物理冶金过程的重要因素。材料在绝热剪切变形中, 由于存在绝热温升, ASB 内的温度可能达到或者超过其再结晶温度($0.3 \sim 0.5 T_m$)。研究^[2, 6-10]发现, ASB 内的晶粒由原始 $\sim 12 \mu m$ 减小至 $\sim 0.1 \mu m$, 并且晶粒呈等轴状, 晶粒内位错密度低。ASB 内的组织结构特征表明, ASB 内已发生了动态再结晶, 然而在如此短的时间内, 晶粒急剧细化而发生动态再结晶的机制尚不清楚。绝热温升在其中扮演着重要角色, 然而目前的实验手段尚无法直接测量其分布规律和量比数据。

① 基金项目: 教育部博士点基金资助项目(20020533015); 湖南省重点实验室基金资助项目

收稿日期: 2002-12-02; 修订日期: 2003-12-25

作者简介: 杨 扬(1963-), 男, 教授, 博士。

通讯作者: 杨 扬, 教授; 电话: 0731-8830770; E-mail: yangyang@mail.csu.edu.cn

TB2 合金是一种对绝热剪切相当敏感的合金, 其流变应力对应变速率有较大的敏感性, 在高应变速率形变条件下表现出粘塑性。本文作者以 TB2 合金为研究对象, 采用 Johnson-Cook 热粘塑性本构模型^[2, 7], 利用最小二乘法^[11-13]拟合本构方程中的待定参数, 根据热功转换原理估算绝热温升, 在 DEFORM-2D 中建立有限元计算模型^[14, 15], 模拟 TB2 合金在绝热剪切条件下的应力、应变、绝热温升等, 为进一步模拟 ASB 内组织演化奠定基础。

1 TB2 合金的热粘塑性本构模型

本文采用的 Johnson-Cook 热粘塑性本构关系^[2]形式为:

$$\sigma = (\sigma_0 + E_1 \varepsilon) \left[1 + g \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \left[1 - \alpha \frac{T - T_0}{T_0} \right] \quad (1)$$

式中 σ_0 、 $\dot{\varepsilon}_0$ 、 T_0 分别是由室温准静态试验确定的 TB2 合金的特征应力、特征应变率和参考温度; E_1 、 g 、 α 分别是表征 TB2 合金的应变强化、应变率强化和热软化的参数。

通过分离式 Hopkinson 压杆 (SHPB) 试验得到的数据^[2]如图 1 所示。

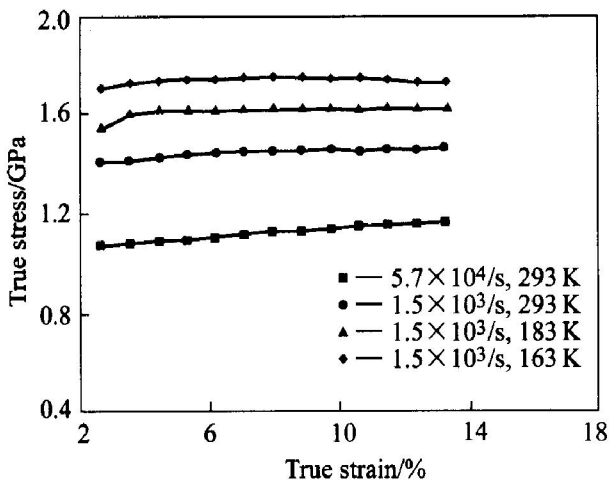


图 1 TB2 在不同应变速率、不同温度下的真实应力—应变关系

Fig. 1 Relationship between stress and strain under different strain rates and temperatures

结合实验数据, 利用最小二乘法拟合这 3 个参数的值。式(1)可表示为式(2)所示的一般形式^[13]。

$$y = f(\zeta_1, \zeta_2, \dots, \zeta_k, \theta_1, \theta_2, \dots, \theta_p) + \varepsilon = f(\zeta, \theta) + \varepsilon \quad (2)$$

若获得了 n 组的独立观测值: $(\zeta_1, \zeta_2, \dots, \zeta_k, y_i)$ $i = 1, 2, \dots, n$

则有模型

$$\begin{cases} y = f(\zeta_1, \zeta_2, \dots, \zeta_k, \theta_1, \theta_2, \dots, \theta_p) + \varepsilon \\ = f_i(\theta) + \varepsilon \quad i = 1, 2, \dots, n \\ \varepsilon \sim N(0, \sigma^2) \end{cases} \quad (3)$$

现在问题是要求参数 θ 的最小二乘法估计 $\hat{\theta}$ 的求法, 式(3)记为

$$S(\theta) = \sum_i [y_i - f_i(\theta)]^2 \quad (4)$$

而 θ 的最小二乘法估计 $\hat{\theta}$ 应满足

$$S(\hat{\theta}) = \min_{\theta} S(\theta)$$

如果 f 对 θ 的每一分量均可微, 则求 $\hat{\theta}$ 相当于解下述正规方程组:

$$\left. \frac{\partial S(\theta)}{\partial \theta_j} \right|_{\theta = \hat{\theta}} = 0 \quad j = 1, 2, \dots, p$$

即:

$$\sum_i [y_i - f_i(\theta)] \left. \frac{\partial f_i(\theta)}{\partial \theta_j} \right|_{\theta = \hat{\theta}} = 0 \quad j = 1, 2, \dots, p \quad (5)$$

式中 y_i 为 y 变量的第 i 组实测值; $f_i(\theta)$ 为 y 变量的第 i 组估计值。

用高斯-牛顿迭代法^[13]解方程组(5)。迭代公式的一般形式为

$$\theta^{(l+1)} = \theta^{(l)} + \beta^{(l)} \quad l = 0, 1, 2, \dots$$

求 $\beta^{(l)}$ 先将 $f_i(\theta)$ 在 $\theta^{(l)}$ 处作泰勒展开, 近似有

$$f_i(\theta) = f_i(\theta^{(l)}) + \sum_{j=1}^p \left. \frac{\partial f_i(\theta)}{\partial \theta_j} \right|_{\theta = \theta^{(l)}} (\theta - \theta_j^{(l)})$$

式中 p 为参数的个数。

若

$$\begin{aligned} SS(\theta) &= \sum_i [y_i - f_i(\theta^{(l)} - \sum_{j=1}^p \left. \frac{\partial f_i(\theta)}{\partial \theta_j} \right|_{\theta = \theta^{(l)}} (\theta - \theta_j^{(l)})]^2 \\ &= \sum_i \left[y_i - f_i(\theta^{(l)}) - \sum_{j=1}^p x_{ij}^{(l)} \beta_j^{(l)} \right]^2 \end{aligned} \quad (6)$$

达到最小, 则求出了参数的最小二乘估计。

将式(6)写为矩阵形式, 则

$$\beta^{(l)} = (X^{(l)'} X^{(l)})^{-1} X^{(l)'} Y \quad l = 0, 1, 2, \dots \quad (7)$$

$$\text{式中 } Y^{(l)} = \begin{bmatrix} y_1 - f_1(\theta^{(l)}) \\ y_2 - f_2(\theta^{(l)}) \\ \dots \\ y_n - f_n(\theta^{(l)}) \end{bmatrix}, \quad X^{(l)} =$$

$$\begin{bmatrix} x_{11}^{(l)} & x_{12}^{(l)} & \cdots & x_{1p}^{(l)} \\ x_{21}^{(l)} & x_{22}^{(l)} & \cdots & x_{2p}^{(l)} \\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\ x_{n1}^{(l)} & x_{n2}^{(l)} & \cdots & x_{np}^{(l)} \end{bmatrix}, \beta^{(l)} = \begin{bmatrix} \beta_1^{(l)} \\ \beta_2^{(l)} \\ \cdots \\ \beta_p^{(l)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \theta_1 - \theta_1^{(l)} \\ \theta_2 - \theta_2^{(l)} \\ \cdots \\ \theta_p - \theta_p^{(l)} \end{bmatrix},$$

$$\beta_j^{(l)} = \theta_j - \theta_j^{(l)}, x_{ij}^{(l)} = \sum_{j=1}^p \frac{\partial f_i(\theta)}{\partial \theta_j} \bigg|_{\theta = \theta^{(l)}}.$$

对任意给定的 $\delta > 0$, 当 $|S(\theta^{(l+1)}) - S(\theta^{(l)})| < \delta$ 时, 可取 $\hat{\theta} = \theta^{(l+1)}$ 。用 C 语言实现上述求解过程, 通过程序读入实验数据和精度控制条件, 运用程序即可得到拟合参数的结果, 从而得到热粘塑性本构方程的具体表达式。

2 有限元模拟

为了模拟 TB2 合金在绝热剪切条件下的内部应力、应变及温度分布情况, 采用如图 2 所示的“帽形”试样^[7]作为在 DEFORM-2D 中进行模拟计算模型。

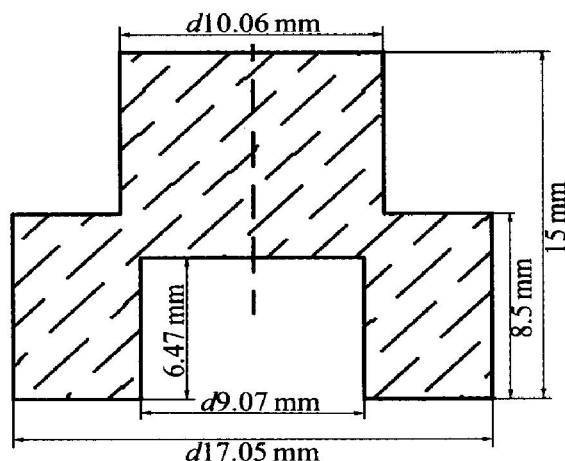


图 2 用于有限元模拟的试样

Fig. 2 Specimen for FEM simulation

由于试样为轴对称, 模拟时只取一半进行分析计算, 如图 3 所示, 帽形试样放置于上下模之间。上模以不同的速度向下压缩试样, 在试样中产生不同的应变速率, 下模保持静止, 试样与上模之间就保持从主运动关系。在图 3 所示的模型中, 上面的小圆柱与下面的大圆环相交部位产生强烈的剪切变形而形成变形局域化区域, 因而在进行模拟计算之前, 必须先定义好材料属性、生成网格、设定变形边界条件与温度边界条件等。表 1、2^[2]分别列出了 TB2 合金的材料属性和材料模拟参数。

材料属性中, 除了表 1、2 中已列出的参数外,

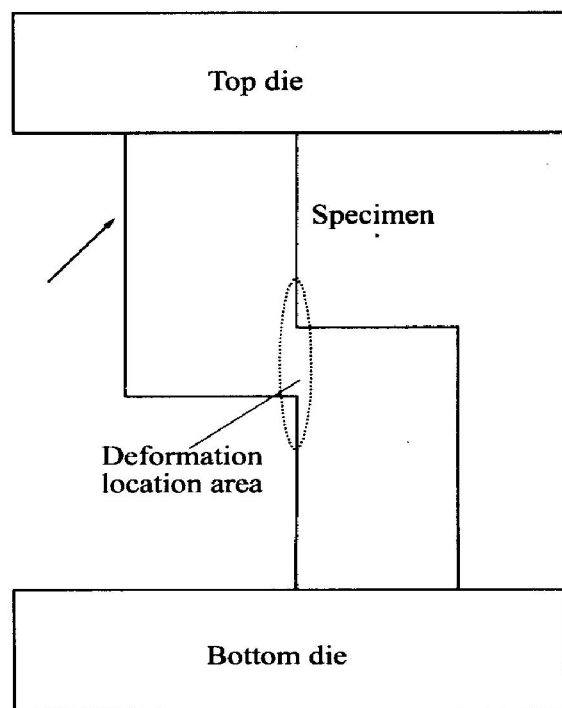


图 3 试样与模子关系示意图

Fig. 3 Schematic diagram of relationship between specimen and dies

还要设定其本构模型。DEFORM-2D 中提供了几种常用的本构关系通式, 不能用这些通式表示的, 可以在一定范围内直接输入若干组数据, 这样系统会根据这些数据自动进行插值。本模拟中, 选定温度范围是 20~ 500 °C、应变速率范围是 $(1.0 \sim 2.0) \times 10^4/s$ 、应变范围是 0.02~ 0.13, 将这些条件代入通过拟合得到的热粘塑性本构方程中, 得到对应的应力值, 并将得到的每一组应力、应变、应变速率、温度数据以表格的形式输入到 DEFORM-2D 中。本模拟采用四边形网格, 其中试样网格数设置为 2000, 上模、下模网格数均设置为 200, 并设上、下模为刚体。图 3 中的箭头所指的边为模型的对称轴, 其在 x 轴上没有位移, 故设其速度为 0 作为变形边界条件, 温度边界条件是试样初始温度为 20

表 1 TB2 的材料属性

Table 1 Material properties of TB2

Elastic modulus/ MPa	Poisson ratio	Density/ ($g \cdot cm^{-3}$)	Specific heat/ ($J \cdot g^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$)
1.15×10^5	0.21	4.81	0.542
Thermal conductivity/ ($J \cdot cm^{-1} \cdot s^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$)	Linear expansion coefficient/ $^\circ C^{-1}$	Melting point/ $^\circ C$	Phase transition point/ $^\circ C$
0.126	8.53×10^{-6}	1 610	750

表 2 TB2 的材料模拟参数

Table 2 Material simulation parameters of TB2		
Environment temperature/ °C	Velocity of top die/ (m•s ⁻¹)	Coefficient of friction
20	2	0.001

℃, 与空气接触的外表面温度保持初始温度不变。假设试样与模子之间的摩擦很小, 摩擦系数取为 0.001。由于变形局域化区域高为 2.03 mm, 所以设定上模向下的位移为 1 mm 时终止变形。

3 模拟结果与讨论

利用编制的 C 语言程序对式(1)中的待定参数进行拟合, 结果为: $E_1=1\,007.168\text{ MPa}$, $\alpha=0.428\,609$, $g=0.016\,688$ 。将参数值代回式(1), 即得到 TB2 合金的热粘塑性本构方程。将实测值与本构方程的模拟值进行比较, 发现该本构方程较好地表达了 TB2 合金的流变应力与应变、应变速率及温度的关系, 具有较高的精度。图 4 所示是在 $T=293\text{ K}$, $\dot{\epsilon}=1\,500/\text{s}$ 时, 模拟值与实测值的比较。

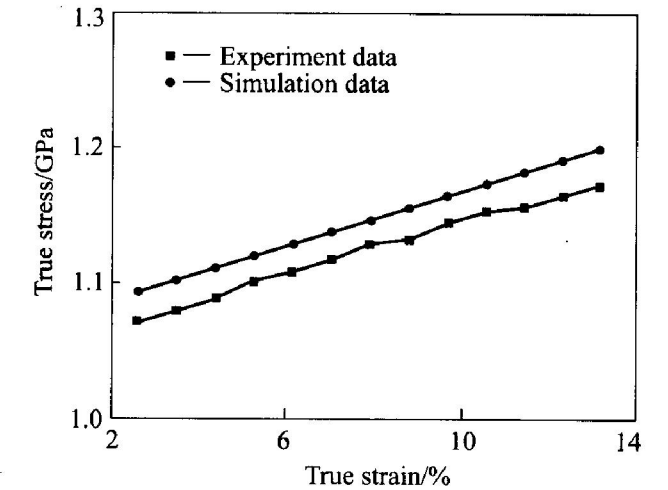


图 4 流变应力的模拟值与实测值的比较

Fig. 4 Comparison of simulated with measured flow stresses

DEFORM-2D 的模拟计算结果如图 5~ 8 所示。图 5 表明, 最大应力分布于如图 3 中所示的变形局域化区域内。图 6 结果表明, 应变都集中在变形局域化区域内, 而基体基本上没有什么变形, 对于整个试样来说, 在 y 轴方向上被压缩了 1 mm, 所以其整体应变为 $|\ln(14/15)|=0.07$, 但其变形集中在上圆柱与下圆环相交部位, 即整个试样的单向压缩变形转化为此相交部位的剪切变形, 若剪切带的宽度为 200 μm , 则可以这样来估计出其内的剪应

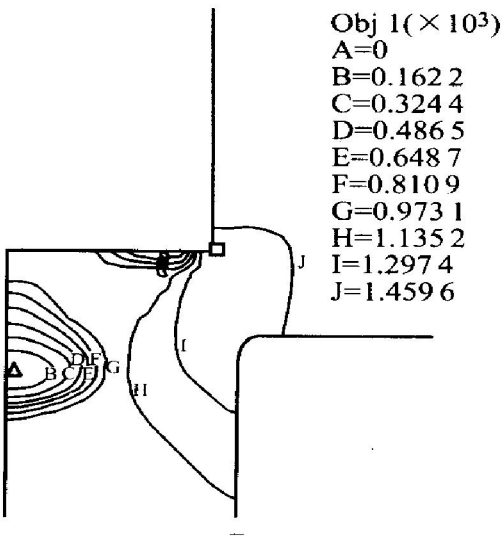


图 5 帽形试样上的等效应力分布图

Fig. 5 Distributions of equal stress in hat-shaped specimen

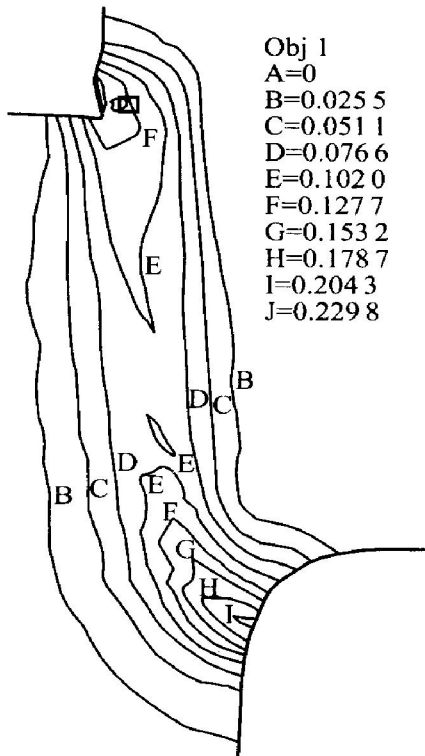


图 6 帽形试样上的等效应变分布图

Fig. 6 Distributions of equal strain in hat-shaped specimen

变^[9], $\dot{\gamma}=1\text{ mm}/200\,\mu\text{m}=5$ 。图 7 表明, 在上模下行速度为 2 m/s 时, 其等效应变速率约 $1.5\times10^4/\text{s}$, 同样可以通过用上模下行速度除以剪切带宽度来估计。图 8 表明, 基体内温度梯度很小, 与初始温度相差不大, 而剪切变形局域化区域内的温度明显高于基体温度, 且由外围到中心的温度不断升高, 因而试样两拐角处温度最高, 变形也最为严重, 但与整个变形局域化区域相比, 具体所占的体积百分比很小, 可以忽略不计。估算剪切变形局域

化区域内的平均温度(从图 8 中的等温线 B 算到 H)为 501 °C, 这是温度的有限元模拟结果。

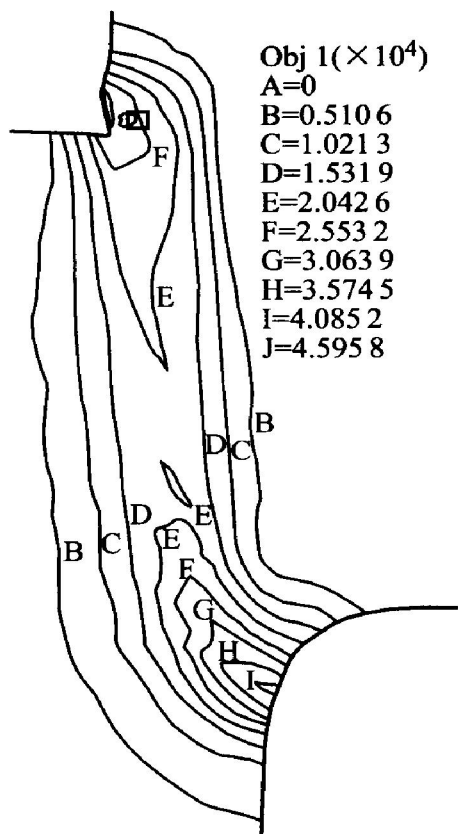


图 7 帽形试样上的等效应变速率分布图

Fig. 7 Distributions of equal strain rate in hat-shaped specimen

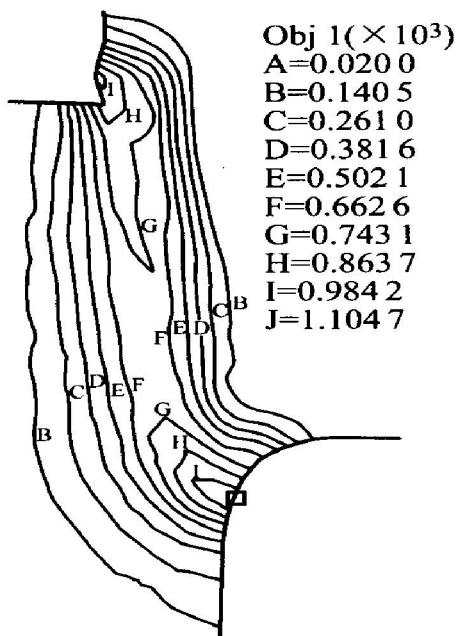


图 8 帽形试样上的温度分布图

Fig. 8 Distributions of temperature in hat-shaped specimen

通过理论估算的方法来求绝热温升, 且与有限元模拟的结果进行比较, 验证其可靠性。因为上模对试样所作的功大部分转化为热量, 同时由于变形集中在局部区域内, 因而由变形转化而来的热量也将集中在这个区域, 并且导致该区域的温度升高。因此, 确定了应力应变关系, 就可以求出塑性功; 确定了变形集中的区域, 就可以求出热影响区的体积; 确定了密度、比热容等材料常数, 就可以由得到的热量算出其温升。从而得出

$$\Delta T = \frac{\beta W}{C_v \rho V} = F \cdot S = A \int_0^{\delta_{\text{end}}} \sigma d\delta \quad (8)$$

式中 W 为外力所作的功; β 为热功转化系数, 一般塑性功转化为热量的系数取 0.9, 但为计算方便, 忽略弹性功的影响, 而从 0 到 δ_{end} 积分, 故取此系数为 0.85; C_p 为 TB2 合金的比热容; ρ 为 TB2 合金的密度; V 为剪切变形局域化区域的体积; A 为试样与上模接触面的面积, 即为受力面积; σ 为应力; δ 为上模的位移。

若真应变值取正, 则位移与真应变之间的关系为

$$\varepsilon = \left| \ln \frac{L - \delta}{L} \right| \Rightarrow e^\varepsilon = \frac{L}{L - \delta} \Rightarrow \delta = L \left[1 - \frac{1}{e^\varepsilon} \right]$$

式中 L 为试样的高度。

将式(8)中的位移替换为应变, 再带入本构方程积分得:

$$\begin{aligned} W &= A \int_0^{\delta_{\text{end}}} \sigma d(L - Le^{-\varepsilon}) \\ &= AL \left[1 + g \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \left[1 - \alpha \frac{T - T_0}{T_0} \right] \\ &\quad (\sigma_0 - \sigma_0 e^{-\varepsilon_{\text{end}}} - E_1 \varepsilon_{\text{end}} e^{-\varepsilon_{\text{end}}} + \\ &\quad E_1 - E_1 e^{-\varepsilon_{\text{end}}}) \end{aligned} \quad (9)$$

式中 ε_{end} 为位移 δ_{end} 所对应的真应变值。剪切变形局域化区域的体积可以根据图 8 估算, 将其简化为图 9 所示的阴影部分体积(一环状), 尺寸已经标出。

根据图 6、7 所示的应变与应变速率场分别设定 ε_{end} 为 0 或 1, 应变速率为 $1.5 \times 10^4/\text{s}$, 环境温度设为 20 °C, 将体积、材料常数等代入式(8), 得出 $\Delta T = 477$ °C, 则剪切变形局域化区域内的温度 $T = 477 + 20 = 497$ °C。这与有限元模拟的结果 501 °C 非常接近, 表明本文作者根据 Johnson-Cook 模型建立的热粘塑性本构方程具有一定的实用价值, 用此方法估算绝热温升具有较高的可靠性。

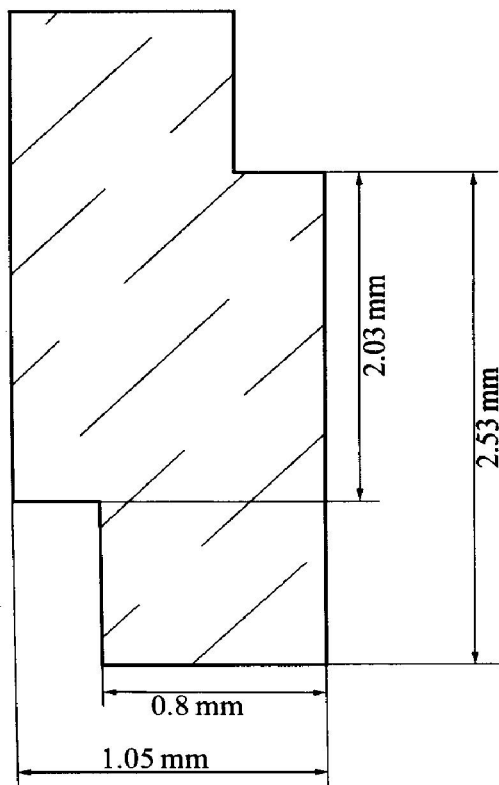


图9 剪切变形局域化区域示意图

Fig. 9 Schematic diagram of shearing localized region

4 结论

1) 采用 Johnson-Cook 热粘塑性本构模型, 用最小二乘法拟合出本构方程中的待定参数, 经验证得到的热粘塑性本构方程具有较高的精度, 反映了 TB2 合金对应变速率和温度敏感的流变特性。

2) 在 DEFORM-2D 中建立了模拟 TB2 合金绝热剪切行为的模型, 得到了 TB2 合金在高应变速率下的应力、应变、应变速率和温度的分布, 发现其最大应力位于上圆柱与下圆环相交的区域内, 并且应变、应变速率和温度分布也在这个区域内集中。估算了在应变速率为 $1.5 \times 10^4/\text{s}$ 、环境温度为 20°C 时, 剪切变形局域化区域内的平均温度为 501°C 。利用本文作者提出的方法, 估算了在此形变条件下, 剪切变形局域化区域内的温度为 497°C , 说明建立的热粘塑性本构方程具有一定的实用价值, 估算的绝热温升具有较高的可信度。

3) 计算出的剪切变形局域化区域内的平均温度 (501°C) 达到了 TB2 合金的再结晶温度 (483°C), 而低于其相转变温度 (750°C), 这与作者前期所作的研究结果^[6, 8]相一致, 即其微观组织发生了动态再结晶而未发现相转变。

REFERENCES

- [1] 杨 扬, 程信林. 绝热剪切的研究现状及发展趋势 [J]. 中国有色金属学报, 2002, 12(3): 401 - 408.
YANG Yang, CHENG Xin-lin. Current status and trends in researches on adiabatic shearing [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2002, 12(3): 401 - 408.
- [2] 包和胜, 王礼立, 卢维娴. 钛合金在低温下的高速变形特性和绝热剪切 [J]. 爆炸与冲击, 1989, 9(2): 109 - 119.
BAO He-sheng, WANG Li-li, LU Wei-xian. The high velocity deform and adiabatic shearing of a titanium alloy at low temperature [J]. Explosive and Shock Waves, 1989, 9(2): 109 - 119.
- [3] BAI Y L. Adiabatic shear banding [J]. Res Mechanics, 1990, 31: 133 - 203.
- [4] 杨卓越, 赵家萍. 金属材料中绝热剪切带微观结构综述 [J]. 华北工学院学报, 1995, 16(4): 327 - 333.
YANG Zhuo-yue, ZHAO Jia-ping. The review of the microstructure of adiabatic shear band in metallic materials [J]. Journal of North China Institute of Technology, 1995, 16(4): 327 - 333.
- [5] 王礼立, 余同希, 李永池. 冲击动力学 [M]. 合肥: 中国科学技术大学出版社, 1992. 2 - 6.
WANG Li-li, YU Tong-xi, LI Yong-chi. Impact Dynamics [M]. Hefei: University of Science and Technology of China Press, 1992. 2 - 6.
- [6] Yang Y, Zhang X M, Li Z H, et al. Adiabatic shear band on Ti side in the titanium/mild St. explosive cladding interface [J]. Acta Metall Mater, 1996, 44(2): 561 - 565.
- [7] Pérez-Prado M T, Hines J A, Vecchio K S. Microstructural evolution in adiabatic shear bands in Ta and Ti-W alloys [J]. Acta Mater, 2001, 49(2): 2905 - 2910.
- [8] Yang Y, Zhang X M, Li Z H, et al. Localized superplastic behavior in α -Ti at high strain rate [J]. Scripta Metall Mater, 1995, 33(2): 219 - 224.
- [9] 杨 扬, 张新明, 李正华, 等. α -Ti/低碳钢爆炸复合界面结合层内的绝热剪切现象 [J]. 中国有色金属学报, 1995, 5(2): 93 - 97.
YANG Yang, ZHANG Xin-ming, LI Zheng-hua, et al. The phenomenon of adiabatic shearing in bonding layer of explosive clad α -Ti/mild steel [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 1995, 5(2): 93 - 97.

- [10] Kim D K, Lee S, Beak W H. Microstructural study of adiabatic shear band formed by high-speed impact in a tungsten heavy alloy penetrator[J]. Materials Science and Engineering A, 1998, A249: 197 - 205.
- [11] 陈广义, 吴继周, 董德发. 模型系数的最小二乘法拟合[J]. 石油学报, 1994, 15(2): 161 - 165.
CHEN Guang-yi, WU Ji-zhou, DONG De-fa. The least square matching of model coefficient[J]. Acta Petrolei Sinica, 1994, 15(2): 161 - 165.
- [12] 郭伟国. 一种新型奥氏体不锈钢的塑性流变行为研究[J]. 西北工业大学学报, 2001, 19(3): 476 - 479.
GUO Wei-guo. Study on plastic flow behavior of a kind of new austenitic stainless steel[J]. Journal of Northwestern Polytechnical University, 2001, 19(3): 476 - 479.
- [13] 周纪芃. 回归分析[M]. 上海: 华东师范大学出版社, 1993. 196 - 213.
- ZHOU Ji-xiang. Regression Analysis[M]. Shanghai: East China Normal University Press, 1993. 196 - 213.
- [14] 方刚, 曾攀. 金属板料冲裁过程的有限元模拟[M]. 金属学报, 2001, 37(6): 653 - 657.
FANG Gang, ZENG Pan. Finite Element Simulation for Blanking Process of Sheet Metal[M]. Acta Metallurgica Sinica, 2001, 37(6): 653 - 657.
- [15] 魏志刚, 李永池, 李剑荣, 等. 冲击载荷作用下钨合金材料绝热剪切带形成机理[J]. 金属学报, 2000, 36(12): 1263 - 1268.
WEI Zhi-gang, LI Yong-chi, LI Jian-rong, et al. Formation mechanism of adiabatic shear band in tungsten heavy alloys[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2000, 36(12): 1263 - 1268.
- (编辑 李艳红)