

面心立方金属板材单轴拉伸织构的演变^①

李赛毅 张新明 陈志永 周卓平

(中南工业大学材料科学与工程系, 长沙 410083)

摘要 采用速率敏感晶体塑性理论, 预测了面心立方金属板材单轴拉伸过程中主要理想取向的稳定性。结果表明, 相对于拉伸坐标系而言, 稳定性较好的理想取向, 主要包括稳定取向 $G\{110\}\langle 001\rangle^T$ 和亚稳取向 $B\{110\}\langle 112\rangle^T$ 与 $S\{123\}\langle 634\rangle^T$, 以及在不同初始塑性应变比(R 值)条件下可能成为稳定或亚稳取向的 $Cu\{112\}\langle 111\rangle^T$ 与 $P\{110\}\langle 111\rangle^T$ 和 $C\{100\}\langle 001\rangle^T$ 。取向 $R_G\{110\}\langle 110\rangle^T$ 和 $R_{Cu}\{112\}\langle 110\rangle^T$ 的稳定性较差。理想取向所对应的织构组分的稳定性与之相似。

关键词 织构 单轴拉伸 取向稳定性 塑性应变比 面心立方金属

中图法分类号 TG356

对于单轴拉伸过程中的织构演变, 理论研究极少且局限于试样产生一定变形前后织构变化的电算模拟, 难以全面反映材料中晶体取向的稳定性以及最终稳定织构的形成趋势^[1-3]。作者将已被成功地应用于板材轧制及剪切等过程的速率敏感晶体塑性理论^[4,5]应用于单轴拉伸过程, 分析了面心立方金属中主要理想取向及织构组分在单轴拉伸过程中的稳定性, 探讨了其基本变化规律, 以期解释如塑性应变比的应变相关性等等与织构相关的特性提供理论依据^[6]。

1 速率敏感晶体塑性模型

1.1 边界条件和晶粒相互作用模型

若忽略剪切变形, 则多晶板材在单轴拉伸过程中的应变速率张量在拉伸坐标系中可计为^[7]

$$D^{T(P)} = D_{11}^{T(P)} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & -R/(R+1) & 0 \\ 0 & 0 & -1/(R+1) \end{pmatrix} \quad (1)$$

式中 上标 P, T 分别表示相对于多晶板材和

拉伸坐标系; $D_{11}^{T(P)}$ 为试样拉伸方向, 即长向的应变速率; R 为瞬间塑性应变比, 即 $R = D_{22}^{T(P)} / D_{33}^{T(P)}$ 。若考虑 Taylor(FC) 晶粒相互作用模型^[8], 则该多晶板材中各晶粒的应变速率张量与多晶体相同, 即

$$D^T = D^{T(P)} \quad (2)$$

于是, 晶体坐标系中相应的应变速率张量为

$$D = PD^T\tilde{P} \quad (3)$$

式中 P 为由拉伸坐标系至晶体坐标系的转动矩阵, \tilde{P} 为 P 的转置矩阵。

1.2 速率敏感晶体塑性理论

根据速率敏感晶体塑性理论^[4], 塑性变形过程中晶体内某滑移系 S 的剪切率 $\dot{\gamma}_s$ 与分解剪切应力 τ_s 之间满足幂指数关系, 即

$$\tau_s = \tau_0 \text{sgn}(\dot{\gamma}_s) \left| \frac{\dot{\gamma}_s}{\dot{\gamma}_0} \right|^m \quad (4)$$

式中 m 为速率敏感性指数, 且假定所有滑移系的 m 相等, 并在变形过程中保持不变; $\dot{\gamma}_0$ 和 τ_0 分别是参考剪切率及相应的剪切应力。

根据 Schmid 定律^[9], 滑移系 S 上的分解剪切应力 τ_s 与外加应力张量 σ 之间的关系为

$$\tau_s = m^s : \sigma \quad (5)$$

① 国家自然科学基金资助项目 59571032 收稿日期: 1997-11-12; 修回日期: 1998-03-23 李赛毅, 男, 29岁, 博士

式中 m^s 为 Schmid 张量, $m^s = b_s \otimes n_s$; b_s 和 n_s 分别为 S 滑移系滑移方向和滑移面法向的单位矢量。同时, 晶体坐标系中晶粒的应变速率 D 与滑移系剪切率 $\dot{\gamma}_s$ 之间的关系为^[10]

$$D_{ij} = \frac{1}{2} \sum_s (m_{ij}^s + m_{ji}^s) \dot{\gamma}_s \quad (6)$$

于是, 由式(4)~(6)得到

$$D_{ij} = \frac{\dot{\gamma}_0}{2 \tau_m^s} \sum_s (m_{ij}^s + m_{ji}^s) \times m_{kl}^s \sigma_{kl}^s \times |m_{mn}^s \sigma_{mn}^s|^{-\frac{1}{m-1}} \quad (7)$$

解此方程即可求出 σ , 并由式(5)和(6)进一步求出剪切应力 τ_s 和剪切率 $\dot{\gamma}_s$, 从而确定晶体在该应变条件下的滑移变形情况。

1.3 稳定性分析方法——稳定性准则

对于取向为 $g = (\varphi_1, \phi, \varphi_2)$ 的晶粒, 按上述方法求得晶粒中各滑移系的剪切率 $\dot{\gamma}_s$ 后, 可进一步求出该晶粒相对于拉伸坐标系的点阵旋转张量 Ω ,

$$\Omega = - \sum_s m_{ij}^s \dot{\gamma}_s \quad (8)$$

相应的取向变化则可用旋转率 $\dot{g} = (\dot{\varphi}_1, \dot{\phi}, \dot{\varphi}_2)$ 表示, 其中^[5]

$$\left. \begin{aligned} \dot{\varphi}_1 &= \Omega_{21} - \varphi_2 \cos \phi \\ \dot{\phi} &= \Omega_{32} \cos \varphi_1 + \Omega_{13} \sin \varphi_1 \\ \dot{\varphi}_2 &= (\Omega_{32} \sin \varphi_1 - \Omega_{13} \cos \varphi_1) / \sin \phi \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

在旋转率 \dot{g} 中, $\dot{\varphi}_i < 0$ 或 $\dot{\varphi}_i > 0$ 分别表示晶粒取向 g 将朝 φ_i 轴反向或正向转动; 若 $\dot{\varphi}_i = 0$, 则晶粒 g 沿 φ_i 轴没有转动。同时, 取向空间中某一点上的取向转动特性, 除了取决于旋转率 \dot{g} 之外, 还与其梯度 $(\partial \dot{\varphi}_1 / \partial \varphi_1, \partial \dot{\phi} / \partial \phi, \partial \dot{\varphi}_2 / \partial \varphi_2)$ 及散度 $\text{div} \dot{g}$ 有关, 其中

$$\text{div} \dot{g} = \partial \dot{\varphi}_1 / \partial \varphi_1 + \partial \dot{\phi} / \partial \phi + \partial \dot{\varphi}_2 / \partial \varphi_2 \quad (10)$$

另外, 对于与理想取向 g 相对应的织构组分, 其稳定性还必须借助于取向分布函数 (ODF) 的相对取向密度的变化 $(f/f)_g$ 来判断^[6], 其大小由下式求得:

$$(f/f)_g + \dot{\phi} \cot \phi + \text{div} \dot{g} + \dot{g} \text{grad}(\ln f) = 0$$

$$(11)$$

由于在理想取向附近, 旋转率 \dot{g} 一般较小, 且当初始织构较弱时矢量 $\text{grad}(\ln f)$ 也较小, 因而, 在实际计算时上式中 $\dot{g} \text{grad}(\ln f)$ 项可忽略。求得上述各量后, 可以采用下述准则来判别理想取向及相应织构组分的稳定性。

(1) 取向稳定性准则(准则一)

从数学的角度可知, 取向 $g = (\varphi_1, \phi, \varphi_2)$ 在变形过程中保持稳定的充要条件为

$$\left. \begin{aligned} \dot{g} = (\dot{\varphi}_1, \dot{\phi}, \dot{\varphi}_2) &= 0 \\ \partial \dot{\varphi}_i / \partial \varphi_i &\leq 0 \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

(2) 织构稳定性准则(准则二)

从织构形成或织构组分稳定性的角度来看, 取向空间中对应于理想取向 g 的织构组分保持稳定的充要条件为

$$\left. \begin{aligned} \dot{g} = (\dot{\varphi}_1, \dot{\phi}, \dot{\varphi}_2) &= 0 \\ (f/f)_g &> 0 \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

即该取向无点阵旋转, 且其附近的取向数量是增加的。

2 结果与讨论

本研究采用上述模型对 FCC 金属板材单轴拉伸过程中主要理想取向的稳定性进行了预测, 这些取向的代号、密勒指数和欧拉角见表 1。计算中考虑 {111} <110> 滑移机制, 非线性方程组(式(7))采用 Broydn 方法求解。对于 $\phi = 0^\circ$ 的取向(如 C^T), 采用其对称取向代替计算, 以避免由 $\phi = 0^\circ$ 所引起的退化问题(式(9))。为了探讨具有不同初始 R 值的板材中取向稳定性的差别考察了 R 分别为 0.5, 1 和 2 三种比较典型的情况。速率敏感指数 m 选取 0.1 和 0.5 两种, 由于其结果差别很小, 这里只给出 $m = 0.5$ 情况下的结果。

表 2 是不同取值条件下的取向稳定性计算结果。可以看出在 $R = 1$ 的变形方式下 C^T , G^T , Cu^T 和 P^T 四个取向的旋转率 $\dot{g} = 0$, 梯度 $\partial \dot{\varphi}_i / \partial \varphi_i \leq 0$, 严格满足准则一, 为稳定取向; 其次, B^T 和 S^T 取向 $|\dot{g}|$ 较小, 且具有较强的

二维会聚性, 稳定性较好, 可视为亚稳取向; 对于 R_G^T 和 R_{Cu}^T 取向, 尽管其旋转率 $\dot{g} = 0$, 但由于具有较强的二维离散性, 且 $\text{div} \dot{g} > 0$, 故稳定性较差, 为不稳定取向。

表 1 FCC 金属板材中的主要理想取向
Table 1 Main ideal orientations in FCC metal sheets

Code (^D)	Miller index {hkl} <uvw> ^D	φ_1	Euler angles/(°) ϕ	φ_2
C	{100} <001>	0	90	90
G	{110} <001>	90	90	45
B	{110} <112>	54.74	90	45
Cu	{112} <111>	90	35.26	45
S	{123} <634>	58.98	36.7	63.43
P	{110} <111>	35.26	90	45
R_G	{110} <110>	0	90	45
R_{Cu}	{112} <110>	0	35.26	45

在 $R = 0.5$ 和 $R = 2$ 变形方式下, 各取向的稳定性结果均有所变化。其中, 变化最小的是 G^T 取向, 仍为稳定取向。 C^T 与 Cu^T 和 P^T 取向稳定性降低, 成为亚稳取向; 不稳定取向 R_{Cu}^T 的稳定性比 $R = 1$ 时更差。另外, 对于 $R = 1$ 时为亚稳取向的 B^T 与 S^T 以及不稳定取向 R_G^T , 在 $R = 0.5$ 条件下, 其 \dot{g} 不变或变化极小, 而 $\text{div} \dot{g}$ 明显变小, 稳定性有所改善; 相反, 在 $R = 2$ 条件下, $\text{div} \dot{g}$ 明显增大, 稳定性比 $R = 1$ 时差。

总的来说, 尽管上述取向的稳定性会随 R 值的改变而变化, 但其基本规律仍一致, 且大体上可以分为两类: 一类是稳定性较好的取向, 包括: 稳定取向 G^T , 在不同 R 值条件下可能为稳定或亚稳取向的 Cu^T 与 P^T 和 C^T , 以

表 2 单轴拉伸过程中 FCC 金属重要理想取向的旋转率、梯度、散度及 ODF 相对取向密度变化

Table 2 Rates of rotation, gradients, divergence and relative orientation density change for the main ideal orientations during uniaxial tension of FCC metals

Orientation (^T)	R	φ_1	$\dot{\phi}$	φ_2	$\partial \varphi_1 / \partial \varphi_1$	$\partial \dot{\phi} / \partial \phi$	$\partial \varphi_2 / \partial \varphi_2$	$\text{div} \dot{g}$	$(f/f)_g$
C	0.5	0	0	0	-0.82	0.04	-0.88	-1.66	1.66
	1.0	0	0	0	-1.50	0	-1.50	-3.00	3.00
	2.0	0	0	0	-0.88	0.04	-0.82	-1.66	1.66
G	0.5	0	0	0	-0.88	-2.24	-0.06	-3.17	3.17
	1.0	0	0	0	-1.50	-1.50	0	-3.00	3.00
	2.0	0	0	0	-2.24	-0.88	-0.06	-3.17	3.17
B	0.5	-0.29	0	0	-0.22	-1.65	-0.79	-2.65	2.65
	1.0	-0.29	0	0	0.12	-1.02	-0.47	-1.37	1.37
	2.0	-0.27	0	0	0.47	-0.81	-0.09	-0.43	0.43
Cu	0.5	0	-0.11	0	-1.90	-1.66	0.35	-3.20	3.35
	1.0	0	0	0	-2.5	-2.50	0	-5.00	5.00
	2.0	0	0.10	0	-2.80	-1.21	0.28	-3.74	3.60
S	0.5	0.20	-0.06	0.07	-0.17	-1.16	-0.14	-1.48	1.56
	1.0	0.26	-0.01	0.04	0.04	-0.84	-0.30	-1.10	1.12
	2.0	0.33	-0.01	-0.03	0.39	-0.55	-0.53	-0.70	0.71
P	0.5	0.10	0	0	-1.21	-1.12	-1.27	-3.60	3.60
	1.0	0	0	0	-2.50	-0.83	-1.67	-5.00	5.00
	2.0	-0.11	0	0	-1.66	-0.45	-1.25	-3.36	3.36
R_G	0.5	0	0	0	1.60	-0.27	0.17	1.50	-1.50
	1.0	0	0	0	2.01	0.26	0	2.27	-2.27
	2.0	0	0	0	2.56	0.36	0.15	3.07	-3.07
R_{Cu}	0.5	0	0.06	0	1.58	0.08	1.13	2.79	-2.88
	1.0	0	0	0	2.01	0	0.26	2.27	-2.27
	2.0	0	-0.08	0	2.51	0.01	0.04	2.55	-2.44

及亚稳取向 B^T 与 S^T ; 另一类是稳定性较差的取向, 即不稳定取向 R_G^T 和 R_{Cu}^T 。同时, 根据准则二可知, 上述各取向对应织构组分的稳定性及其随 R 值的变化情况均与理想取向相似。这些预测结果与作者对纯铝以及其它研究者对铜、镍等板材的实验结果相符^[2, 11]。

此外, 为了更全面地了解取向空间内的取向旋转特性, 并考虑到 FCC 金属板材的主要取向在 $\varphi_2 = 45^\circ$ 截面上存在对称等效取向, 计算了 $\varphi_2 = 45^\circ$ 截面上的点阵旋转场, 结果如图 1 所示。点阵旋转场中箭头表示取向变化的方向, 点阵旋转率为零时线段退化为一。由此可以更直观地看到前面所述重要理想取向的会聚或离散特性。同时还不难看出: 在 R 分别为 0.5, 1 和 2 三种变形条件下, 这些截面上的点

阵旋转场所体现出的取向旋转及稳定性情况都基本一致。

3 结论

FCC 金属板材单轴拉伸过程中的取向稳定性随 R 值而变化, 但其基本规律一致, 且织构组分的稳定性及其随 R 值的变化情况均与对应理想取向相似。稳定性较好的取向包括稳定取向 $G\{110\}\langle 001\rangle^T$, 亚稳取向 $B\{110\}\langle 112\rangle^T$, $S\{123\}\langle 634\rangle^T$ 以及在不同 R 值条件下可能成为稳定或亚稳取向的 $Cu\{112\}\langle 111\rangle^T$, $P\{110\}\langle 111\rangle^T$ 和 $C\{100\}\langle 001\rangle^T$; 稳定性较差的取向有不稳定取向 $R_G\{110\}\langle 110\rangle^T$ 和 $R_{Cu}\{112\}\langle 110\rangle^T$ 。

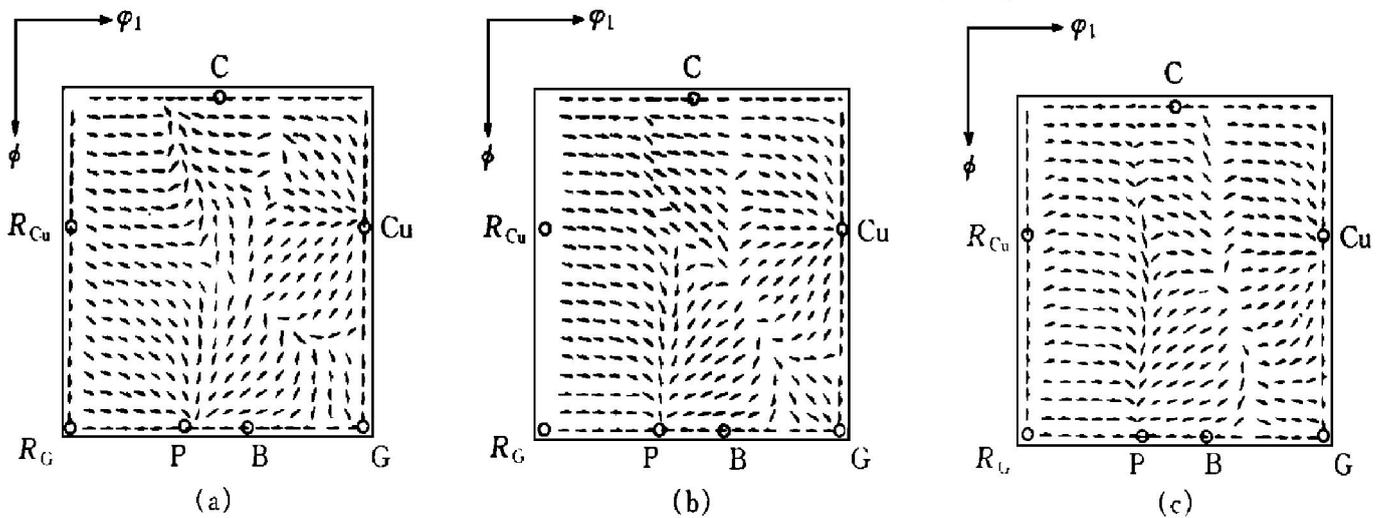


图 1 单轴拉伸过程中 FCC 金属 $\varphi_2 = 45^\circ$ 截面上的点阵旋转场

Fig. 1 Rotation rate map in the $\varphi_2 = 45^\circ$ section for FCC metals during uniaxial tension

(a) $-R = 0.5$; (b) $-R = 1$; (c) $-R = 2$

REFERENCES

- 1 Calnan E A, Williams B E. Trans AIME, 1952, 188: 743.
- 2 Sowerby R, Viana C S Da C and Davies G J. Mat Sci Eng, 1980, 46: 23.
- 3 Truszkowski W, Latkowski A and Krol J. Mem Sci Rev Met, 1966, 63: 951.
- 4 Hutchinson J W. Proc R Soc Lond, 1976, A348: 101.
- 5 Toth L S, Jonas J J and Neale K W. Proc R Soc Lond, 1990, A427: 201.
- 6 Lake J S H, Willis D J and Fleming H G. Metall Trans, 1988, 19A: 2805.
- 7 Li Saiyi (李赛毅). PhD dissertation, (in Chinese). Changsha: Central South University of Technology, 1997: 105.
- 8 Taylor G I. J Inst Met, 1938, 62: 307.
- 9 Gil Sevillano J, Van Houtte P and Aernoudt E. Prog Mater Sci, 1980, 25: 69.
- 10 Kocks U F. Metall Trans, 1970, 1: 1121.
- 11 Peyrac C and Penelle R. Mem Sci Rev Met, 1992, 89: 270.

TEXTURE EVOLUTION DURING UNIAXIAL TENSION OF FACE-CENTERED CUBIC METAL SHEETS

Li Saiyi, Zhang Xinming, Chen Zhiyong and Zhou Zhouping

*Department of Materials Science and Engineering, Central South University of Technology,
Changsha 410083, P. R. China*

ABSTRACT Orientation stability during uniaxial tension of face-centered cubic (FCC) metal sheets is predicted using a rate-sensitive crystal plasticity model. The results demonstrated that referring to the tension coordinate system, orientation $G\{110\}\langle 001\rangle^T$ is stable, $B\{110\}\langle 112\rangle^T$ and $S\{123\}\langle 634\rangle^T$ are metastable, while $R_C\{110\}\langle 110\rangle^T$ and $R_{Cu}\{112\}\langle 110\rangle^T$ are unstable. Orientations $Cu\{112\}\langle 111\rangle^T$, $P\{110\}\langle 111\rangle^T$ and $C\{100\}\langle 001\rangle^T$ are stable or metastable depending on the initial plastic strain ratio (R value). The stabilities of texture components are similar to those of the corresponding ideal orientations.

Key words texture uniaxial tension orientation stability plastic strain ratio FCC metals

(编辑 朱忠国)