

高压物理学报

多晶体压剪试样静态加载有限元计算

赵伟业 赵聃 吕品 金涛 马胜国

Finite Element Calculation of Polycrystalline Shear-Compression Specimens with Static Loading

ZHAO Weiye, ZHAO Dan, LV Pin, JIN Tao, MA Shengguo

引用本文:

赵伟业, 赵聃, 吕品, 等. 多晶体压剪试样静态加载有限元计算[J]. 高压物理学报, 2020, 34(2):024203. DOI: 10.11858/gywlb.20190836

ZHAO Weiye, ZHAO Dan, LV Pin, et al. Finite Element Calculation of Polycrystalline Shear-Compression Specimens with Static Loading[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2020, 34(2):024203. DOI: 10.11858/gywlb.20190836

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.11858/gywlb.20190836>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

晶体塑性有限元在材料动态响应研究中的应用进展

Advances in the Study of Dynamic Response of Crystalline Materials by Crystal Plasticity Finite Element Modeling
高压物理学报. 2019, 33(3): 030108 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20190725>

<100> LiF高速冲击变形过程的晶体塑性有限元模拟

Crystal Plasticity Finite Element Simulation of High-Rate Shock Deformation Process of <100> LiF
高压物理学报. 2019, 33(1): 014101 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20180551>

闭孔泡沫铝准静态压剪性能研究

Mechanical Behaviors of Closed-Cell Aluminum Foams under Quasi-Static Compression-Shear Loads
高压物理学报. 2018, 32(3): 034101 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20170655>

压剪载荷作用下TB6钛合金的动态力学性能

Dynamic Behavior of TB6 Titanium Alloy under Shear-Compression Loading
高压物理学报. 2019, 33(2): 024206 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20190713>

铜粉末动态压缩行为的多颗粒有限元分析

Dynamic Compaction Behaviors of Copper Powders Using Multi-Particle Finite Element Method
高压物理学报. 2019, 33(4): 044102 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20180665>

球形孔开孔泡沫铝的力学特性及准静态压缩变形机制

Mechanical Characteristics and Quasi-Static Compression Deformation Mechanism of Open-Cell Aluminum Foam with Spherical Cells
高压物理学报. 2019, 33(1): 014201 <https://doi.org/10.11858/gywlb.20180532>

多晶体压剪试样静态加载有限元计算

赵伟业^{1,2,3}, 赵 聃^{1,2,3}, 吕 品^{1,2,3}, 金 涛^{1,2,3}, 马胜国^{1,2,3}

(1. 太原理工大学机械与运载工程学院应用力学研究所, 山西 太原 030024;

2. 材料强度与结构冲击山西省重点实验室, 山西 太原 030024;

3. 太原理工大学力学国家级实验教学示范中心, 山西 太原 030024)

摘要: 基于晶体塑性理论研究了晶体织构对数值计算结果的影响, 建立了带有织构的多晶体压剪试样 (SCS) 模型。从材料和试样结构两方面研究了静态加载条件下微观晶粒在有限变形过程中对试样宏观力学性能的影响。由于模型几何结构的特殊性, 重点对模型斜槽部分的应力、应变及变形特点进行了分析。考虑到试样在压缩过程中受摩擦的影响, 数值分析了不同摩擦系数对变形过程的影响, 在此基础上计算了相同摩擦系数下不同晶粒数目、不同单元数目以及单元类型对多晶体压剪模型力学性能的影响, 并对试件关键部位不同取向晶粒的应力状态进行了分析。

关键词: 多晶体; 晶体织构; 晶体塑性; 压剪; 摩擦系数

中图分类号: O344.1

文献标识码: A

多晶体是由许多不同取向的单晶体构成, 晶粒的取向对金属材料的塑性变形特征以及损伤、断裂等都有很大影响^[1]。从微观机制上看, 晶体塑性变形方式有位错滑移、孪生、相变等多种方式, 晶体塑性理论主要分析上述机制影响下材料的变形规律^[2]。由于各晶粒的取向不同, 塑性变形首先发生在位错滑移容易开动的晶粒上, 且晶粒间的相互作用协调各自的变形, 导致多晶体内部的应变场和应力场具有强烈的不均匀性。晶体塑性有限元法是一种重要的分析晶粒间相互作用的方法^[3]。国内一些学者基于多晶体材料的特点建立了 Voronoi 有限元模型, 针对不同工况并结合材料自身性质, 对多晶体模型进行了数值分析^[4-6]。

在材料成型过程中, 经常出现复杂的受力状态, 须明晰复杂应力状态下材料的强度和变形特性, 其中压剪复合加载导致的复合应力状态是国内外学者的关注点。郑文等^[7]通过添加具有不同角度倾斜端面的垫块, 研究了静态和动态压剪复合加载下材料的力学响应, 给出了相应的数据处理方法, 并利用有限元模拟验证了实验的可行性。章超等^[8]基于郑文的实验设计方法, 利用材料试验系统 (MTS) 静态实验装置和分离式霍普金森压杆 (SHPB) 动态实验装置, 分别进行了不同角度斜端面垫块下花岗岩的准静态与动态加载试验, 分析了不同加载路径下岩石的力学性能以及破坏情况。李雪艳等^[9]通过添加单斜端面垫块和长方体套筒, 利用材料试验机对闭孔泡沫铝进行准静态条件下的压剪复合加载实验, 并通过改变垫块的角度得到泡沫铝在不同加载路径下的力学性能。国外 Rittel 等^[10-11]提出带有两个与竖直方向呈 45° 的对称矩形斜槽的圆柱体压剪试样, 用于研究较宽应变率及应变范围内试样的力学响

* 收稿日期: 2019-09-19; 修回日期: 2019-10-25

基金项目: 国家自然科学基金 (11602158, 11802199, 11572214); 山西省自然科学基金 (201601D021026); 山西省“1331 工程”重点创新团队

作者简介: 赵伟业 (1992—), 男, 硕士研究生, 主要从事多晶体有限变形数值计算研究。

E-mail: 939029385@qq.com

通信作者: 赵 聃 (1985—), 男, 博士, 讲师, 主要从事多晶体有限变形算法及多尺度本构理论研究。

E-mail: zhaodan@tyut.edu.cn

应。Dorogoy 等^[12-15]利用准静态和动态两种加载方式,结合有限元模拟探究了压剪试样在较宽应变率范围内发生塑性应变时的力学性能,测试了不同应变率下材料的剪切力学响应,并将压剪试样的矩形斜槽变为半圆形斜槽,改善了压剪试样矩形斜槽边角的应力集中现象。Vural 等^[16]对压剪试样进行了数值分析和实验测试,建立了外部施加载荷、位移与斜截面内的等效应力、等效塑性应变等之间的关系式,在此基础上,为了增强斜截面应力场的均匀性,改变斜槽的角度并进行分析。Zhao 等^[17]将金属压剪试样改变为斜槽部分由聚合物代替的全新压剪试样,通过动态及准静态实验结合数值模拟,进行应力、应变分析,并将这种新试样与原来的全金属压剪试样进行全面对比。

上述研究大都假设材料为各向同性,未能体现出微观晶粒对宏观各向异性行为的影响。本研究引入晶体塑性理论,试图揭示多晶体材料的微观变形机理,以期提高材料加工成型产品的质量。将多晶体材料属性赋予压剪试样,结合材料的宏、微观特性进行有限元分析,并对压剪复合应力状态下微观晶粒的变形演化进行分析。

1 晶体塑性理论

1.1 运动学

晶体塑性理论的基本框架基于 Perice、Asaro 和 Needleman^[18-19]的研究工作。材料有限变形过程中,总体变形梯度 $\mathbf{F}$ 可分解为

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}^* \mathbf{F}^p \quad (1)$$

式中: $\mathbf{F}^*$ 为弹性变形梯度,包含弹性变形和刚性转动; $\mathbf{F}^p$ 是体现晶体滑移的塑性变形梯度。速度梯度的表达式为

$$\mathbf{L} = \dot{\mathbf{F}} \mathbf{F}^{-1} = \mathbf{L}^* + \mathbf{L}^p = \dot{\mathbf{F}}^* \cdot \mathbf{F}^{*-1} + \mathbf{F}^* \cdot \dot{\mathbf{F}}^p \cdot \mathbf{F}^{p-1} \cdot \mathbf{F}^{*-1} \quad (2)$$

式中: $\mathbf{L}^*$ 为速度梯度的弹性部分, $\mathbf{L}^p$ 为速度梯度的塑性部分。

$$\dot{\mathbf{F}}^p \cdot \mathbf{F}^{p-1} = \sum_{\alpha} \dot{\gamma}^{(\alpha)} \mathbf{s}_{(\alpha)} \otimes \mathbf{m}_{(\alpha)} \quad (3)$$

式中: $\dot{\gamma}^{(\alpha)}$ 为第 α 个滑移系上的剪切应变率, $\mathbf{s}_{(\alpha)}$ 为初始构型下第 α 个滑移系滑移方向上的单位向量, $\mathbf{m}_{(\alpha)}$ 为初始构型下第 α 个滑移系滑移面法线方向的单位向量。晶格畸变后,滑移面的法向量与滑移方向上的向量可以表示为

$$\mathbf{s}_{(\alpha)}^* = \mathbf{F}^* \cdot \mathbf{s}_{(\alpha)}, \quad \mathbf{m}_{(\alpha)}^* = \mathbf{m}_{(\alpha)} \cdot \mathbf{F}^{*-1} \quad (4)$$

式中: $\mathbf{s}_{(\alpha)}^*$ 和 $\mathbf{m}_{(\alpha)}^*$ 为相互正交的非单位向量。在当前构型下,速度梯度可表达成其对称部分 $\mathbf{D}$ (变形率张量) 和反对称部分 $\mathbf{\Omega}$ (旋率张量) 之和的形式

$$\mathbf{L} = \dot{\mathbf{F}} \cdot \mathbf{F}^{-1} = \mathbf{D} + \mathbf{\Omega} \quad (5)$$

其中张量 $\mathbf{D}$ 和 $\mathbf{\Omega}$ 也可以分解为弹性变形部分和塑性变形部分 (上标 * 和 p 分别表示弹性和塑性), 即

$$\mathbf{D} = \frac{1}{2}(\mathbf{L} + \mathbf{L}^T) = \mathbf{D}^* + \mathbf{D}^p, \quad \mathbf{\Omega} = \frac{1}{2}(\mathbf{L} - \mathbf{L}^T) = \mathbf{\Omega}^* + \mathbf{\Omega}^p \quad (6)$$

并且满足

$$\mathbf{D}^* + \mathbf{\Omega}^* = \dot{\mathbf{F}}^* \cdot \mathbf{F}^{*-1}, \quad \mathbf{D}^p + \mathbf{\Omega}^p = \sum_{\alpha} \dot{\gamma}^{(\alpha)} \mathbf{s}_{(\alpha)}^* \otimes \mathbf{m}_{(\alpha)}^* \quad (7)$$

1.2 本构模型

在晶体变形过程中,弹性变形率 $\mathbf{D}^*$ 和 Cauchy 应力张量的 Jaumann 率 $\overset{\nabla}{\sigma}^*$ ^[20] 表示为

$$\overset{\nabla}{\sigma}^* + \sigma(\mathbf{I} : \mathbf{D}^*) = \mathbf{C} : \mathbf{D}^* \quad (8)$$

式中: σ 为 Cauchy 应力, $\mathbf{I}$ 为二阶单位张量, $\mathbf{C}$ 为四阶对称弹性模量张量。

根据 Cauchy 应力的本构方程, $\dot{\sigma}^*$ 可以表示为

$$\dot{\sigma}^* = \dot{\sigma} + (\mathbf{\Omega} - \mathbf{\Omega}^*) \cdot \sigma - \sigma \cdot (\mathbf{\Omega} - \mathbf{\Omega}^*) \quad (9)$$

式中: $\dot{\sigma}$ 为共旋应力率, $\mathbf{\Omega}^*$ 对应于旋率张量的弹性部分, 其中

$$\dot{\sigma} = \dot{\sigma} - \mathbf{\Omega} \cdot \sigma + \sigma \cdot \mathbf{\Omega} \quad (10)$$

分切应力 $\tau^{(\alpha)}$ 与 Cauchy 应力之间有如下关系

$$\tau^{(\alpha)} = \sigma : (s_{(\alpha)}^* \otimes m_{(\alpha)}^*) \quad (11)$$

本研究以面心立方 (FCC) 晶体为研究对象。面心立方晶体包含 4 个滑移面, 每个滑移面包含 3 个滑移方向, 因此 FCC 晶体共有 $\{111\} \langle 110 \rangle$ 12 个滑移系。

1.3 率相关硬化模型

由 Pierce 等^[18] 提出的以 Schmid 准则为基础的率相关剪切应变率模型为

$$\dot{\gamma}^{(\alpha)} = \dot{\gamma}_0 \operatorname{sgn} \tau^{(\alpha)} \left| \frac{\tau^{(\alpha)}}{g^{(\alpha)}} \right|^{1/m} \quad (12)$$

式中: $\dot{\gamma}_0$ 为参考切应变率, $\tau^{(\alpha)}$ 为第 α 滑移系上的分解切应力, m 为率敏感系数, $g^{(\alpha)}$ 为临界分切应力。当 $m=0$ 时, 式 (12) 对应于黏弹性材料; 当 $m \rightarrow \infty$ 时, 式 (12) 对应于率无关材料。

应变硬化通过临界分切应力的增量关系演化表示为

$$\dot{g}^{(\alpha)} = \sum_{\beta} h_{\alpha\beta} \dot{\gamma}^{(\beta)} \quad (13)$$

式中: $h_{\alpha\beta}$ 为硬化矩阵。 $h_{\alpha\alpha}$ ($\alpha = \beta$) 表示自硬化模量, $h_{\alpha\beta}$ ($\alpha \neq \beta$) 表示潜硬化模量。

晶体变形时, 不同硬化阶段的硬化矩阵不同, 准确表达的难度很大, 所以通常需要对硬化矩阵进行简化。对自硬化模量可做简单假设^[20]

$$h_{\alpha\alpha} = h(\gamma) = h_0 \sec h^2 \left| \frac{h_0 \gamma}{\tau_s - \tau_0} \right| \quad (14)$$

式中: h_0 为初始硬化模量; τ_0 为临界切应力; τ_s 为饱和切应力; γ 为所有滑移系上切应变的 Taylor 累积积分, 即总切应变, 表示为

$$\gamma = \sum_{\alpha} \int_0^t |\dot{\gamma}^{(\alpha)}| dt \quad (15)$$

潜硬化模量表示为

$$h_{\alpha\beta} = qh(\gamma) \quad (\alpha \neq \beta) \quad (16)$$

式中: q 为硬化矩阵系数。

2 有限元数值模拟

2.1 材料初始织构对数值计算的影响

以 6061 铝合金棒材为研究对象进行数值计算。考虑到棒材轴向拉拔后会带有丝织构^[21], 将对数值结果产生影响, 为此使用 Abaqus 有限元软件和 Python 语言建立了包含 54 个晶粒的 Voronoi 代表性体积单元 (Representative volume element, RVE) 模型进行压缩计算, 模型分别包含了初始随机织构和初始丝织构, 其他条件完全相同。

图 1 给出了多晶体的两种初始取向, 即随机织构和丝织构在 (111) 面上的极图^[22], 利用表 1 所示的 6061 铝合金的材料参数^[23] 进行数值计算, 单向压缩时的应力-应变 (σ_{33} - ε_{33}) 曲线计算结果如图 2 所示。表 1 中, C_{11} 、 C_{12} 、 C_{44} 为弹性模量分量, m 为率敏感指数, q 为硬化矩阵系数。

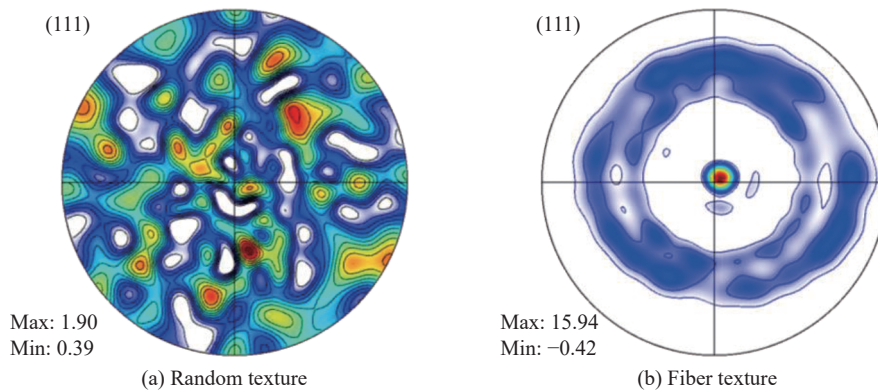


图 1 多晶体随机组织和丝织构的极图

Fig. 1 Polar graphs of polycrystalline with random texture and fiber texture

表 1 6061 铝合金材料参数^[23]

Table 1 Material parameters of 6061 aluminum alloy^[23]

C_{11}/GPa	C_{12}/GPa	C_{44}/GPa	m	q	$\dot{\gamma}_0/\text{s}^{-1}$	h_0/MPa	τ_0/MPa	τ_s/MPa
108.200	61.300	28.500	20	1.1	1	96	23.5	54

由图 2 可知:当塑性变形较小时,初始织构为丝织构的模型在压缩方向上的应力绝对值高于随机取向对应模型,最大相对偏差约为 7%;当塑性变形增加到一定程度时,两种模型对应的曲线基本重合。这表明当塑性变形较小时,初始织构为丝织构的模型受影响较为明显;随着塑性变形的增大,多晶体的晶体取向发生了一定程度的旋转,使得塑性变形较大时两种模型的应力比较接近。在后续的有限元计算中,均以具有初始丝织构的材料为研究对象。

2.2 创建多晶体压剪模型

使用 Abaqus 有限元软件和 Python 语言建立多晶体模型,其中 1 个单元代表 1 个晶粒,创建两个平板刚体模型,平板刚体与多晶体模型上下底面进行接触设置,多晶体压剪试样几何尺寸及模型如图 3 和图 4 所示。接触属性为面面硬接触,并且设置相应的摩擦系数。给予下板参考点全约束边界条件;上板参考点处设置一个 2.5 mm 的压缩位移载荷,其他边界条件全约束。

2.3 摩擦力对数值模拟结果的影响

考虑到压剪模型与刚体接触板之间摩擦的影响,首先对摩擦系数 μ 进行分析。根据齐康等^[24]的总结,铝合金在良好润滑情况下摩擦系数可达到 0.02 左右。于是设置 3 组摩擦系数进行数值模拟,分别为 0.025、0.050、0.100。每组摩擦系数对应的 Mises 应力分布如图 5 所示,可以看到试件内

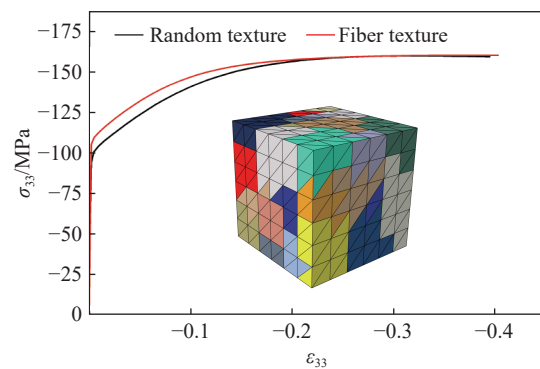


图 2 具有不同初始织构的单向压缩应力-应变曲线

Fig. 2 Unidirectional compression stress-strain curves with different initial textures

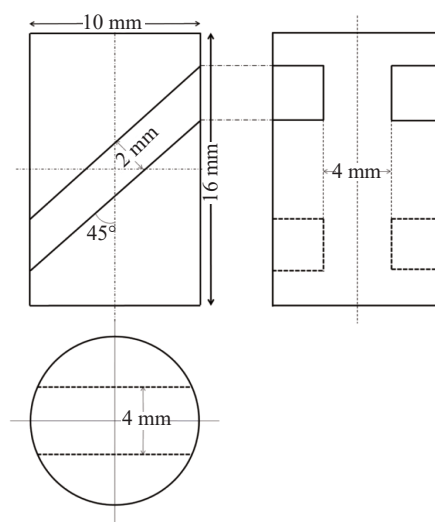


图 3 多晶体压剪试样几何尺寸

Fig. 3 Geometrical dimension of polycrystal shear-compression specimen

应力分布不均匀,随着摩擦系数的增加,斜槽以外部分的应力明显增加,且整个模型中间向外膨胀的变形更明显。每组模型变形后上板都会与压剪模型发生相对滑动,如黑色箭头所示。相对滑动距离分别为 1.282、0.688、0.214 mm,其中摩擦系数最小组的相对滑动距离几乎是摩擦系数最大组的 6 倍,对斜槽及斜槽以外部分的交界面的变形产生了明显影响。

图 6 和图 7 分别为模型斜槽部分单元的平均切应力-平均切应变曲线和平均正应力-平均正应变曲线。由两图可知,摩擦系数对切应变和正应变有明显影响,且最大切应变(见图 6 插图)和最大正应变(见图 7 插图)都与摩擦系数呈负相关。切应变的最大相对偏差为 13.7%,正应变的最大相对偏差为 56.1%。图 8 为模型斜槽部分对应单元的平均 Mises 应力-平均等效应变曲线,其最大等效应变随摩擦系数的变化规律与图 6、图 7 相似,由插图知不同摩擦系数下等效应变的最大相对偏差为 34.5%。图 9 为模型顶面的位移-载荷曲线,当模型压缩 2.5 mm 时,不同摩擦系数下所需载荷的最大相对偏差为 12.4%,即摩擦系数越大,压缩模型时需要的载荷越大。对不同摩擦系数情况下开槽部位的最大剪切应变、最大正应变以及等效应变进行总结。结果列于表 2。

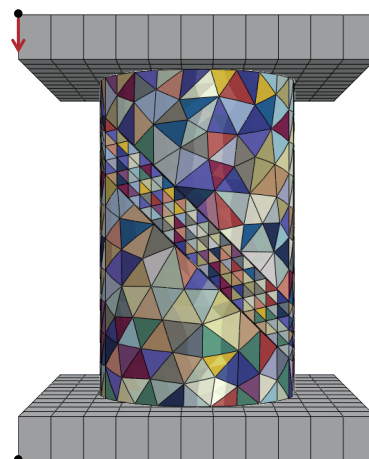


图 4 多晶体压剪模型

Fig. 4 Polycrystal shear-compression model

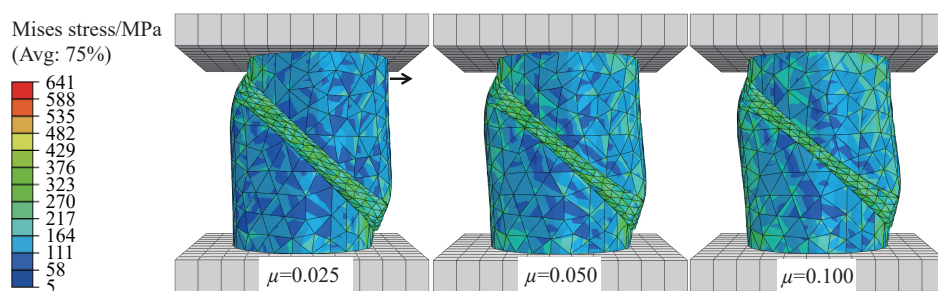


图 5 不同摩擦系数情况下的应力云图

Fig. 5 Stress nephogram with different friction coefficients

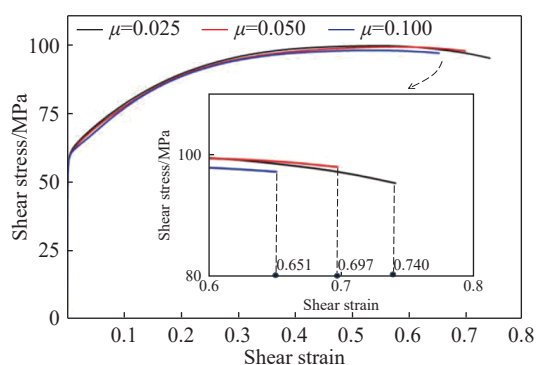


图 6 不同摩擦系数情况下模型斜槽单元的平均切应力-平均切应变曲线

Fig. 6 Average shear stress-average shear strain curve of the model's chute element corresponding to different friction coefficients

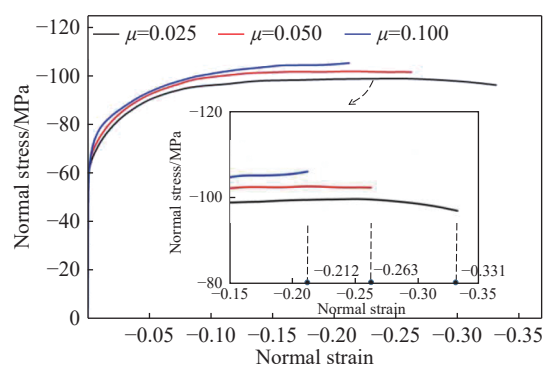


图 7 不同摩擦系数情况下模型斜槽单元的平均正应力-平均正应变曲线

Fig. 7 Average normal stress-average normal strain curve of the model's chute element corresponding to different friction coefficients

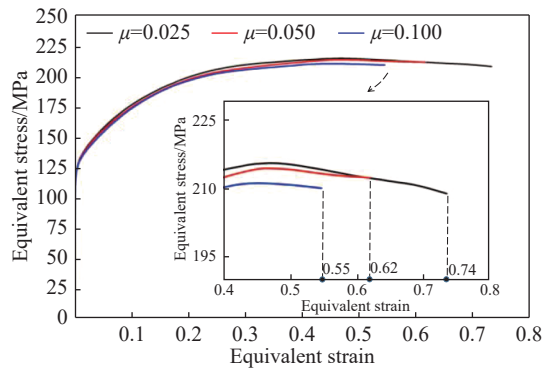


图 8 摩擦系数不同时模型斜槽单元的平均 Mises 应力-平均等效应变曲线

Fig. 8 Average Mises stress-average equivalent strain curve of the model's chute element corresponding to different friction coefficients

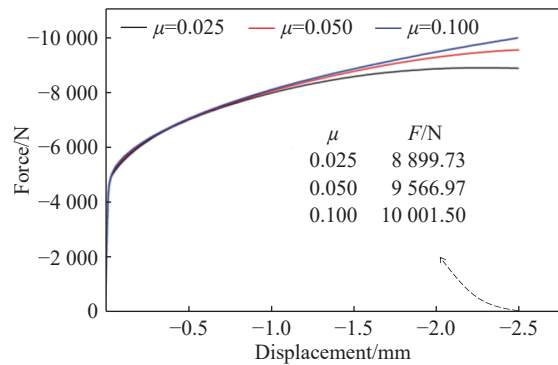


图 9 摩擦系数不同时模型顶面的力-位移曲线

Fig. 9 Force-displacement curve of the top surface of the model corresponding to different friction coefficients

表 2 不同摩擦系数对应模型的数值结果比较

Table 2 Numerical results of models corresponding to different friction coefficients

Friction coefficient	Maximum shear strain	Maximum normal strain	Maximum equivalent strain	Maximum force/N
0.025	0.740	-0.331	0.741	8 899.73
0.050	0.697	-0.263	0.625	9 566.97
0.100	0.651	-0.212	0.553	10 001.50
Relative maximum difference	13.7%	56.1%	34.0%	12.4%

以上结果表明:随着摩擦系数的增加,模型与刚体接触板之间的滑动阻力增大;当 3 组模型都压缩 2.5 mm 时,摩擦系数的增加使模型与刚体接触板的相对滑动减小,斜槽部分沿切向和正向的变形都减小。因此,斜槽部分沿切向和正向的变形在竖直方向的分量之和减小,而斜槽以外部分在竖直方向上的压缩量增加。此分析结果与 Dorogoy 等^[13]关于摩擦力的分析相吻合。因此,在模型压缩 2.5 mm 时,为了减少所需压力,增加斜槽的压剪变形程度,应当尽可能地减小摩擦系数。

为了进一步分析压剪模型关键区域的微观变形特征,在斜槽部分按照图 10 箭头所示方向选取了 16 个单元作为特征晶粒。各晶粒的初始欧拉角(ϕ_1, ψ, ϕ_2)如表 3 所示。

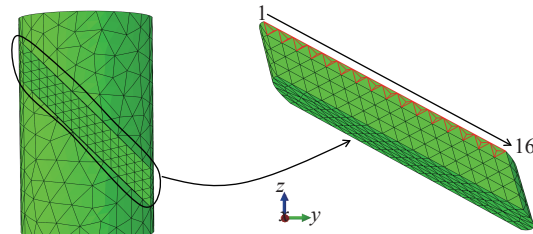


图 10 模型斜槽部分一条棱上所选取的 16 个单元

Fig. 10 16 selected elements on an edge of the chute part of the model

表 3 特征晶粒欧拉角

Table 3 Euler angle of characteristic grains

Grain number	$\phi_1/(^\circ)$	$\psi/(^\circ)$	$\phi_2/(^\circ)$	Grain number	$\phi_1/(^\circ)$	$\psi/(^\circ)$	$\phi_2/(^\circ)$
1	69.24	167.34	8.61	9	334.93	38.19	29.33
2	44.05	92.39	45.56	10	30.45	127.11	356.19
3	356.63	154.92	76.61	11	59.93	105.73	313.11
4	305.74	23.07	333.37	12	88.45	166.05	33.32
5	45.14	101.42	64.90	13	74.86	154.71	302.25
6	282.88	86.40	282.11	14	76.35	51.48	307.37
7	350.37	146.78	286.51	15	79.65	77.10	351.57
8	49.77	3.76	329.80	16	357.28	56.00	72.22

图 11 显示了不同摩擦系数下 16 个晶粒在 z 方向上的应变变化。可以看出,大多数晶粒即使位置接近,但其应变值差异也较为明显,这是因为初始晶粒取向差较明显。图 11 中不同摩擦系数下晶粒 1 和晶粒 16 的应变绝对值较其他晶粒偏小,而且随着摩擦系数的增加而减小,原因是摩擦系数增加使模型中间部分产生更明显的胀型,斜槽两端在 z 方向上的变形减小,1 号和 16 号晶粒位于斜槽端部,变形过程中会受到端末效应的影响,影响其变形。

2.4 晶粒尺寸对数值结果的影响

多晶体有限元计算时,为了考虑晶粒尺寸对数值结果造成的影响,在单元数目不变的情况下建立了如图 12 所示的包含不同晶粒数目的多晶体计算模型,通过晶粒数目的差异体现晶粒尺寸的影响,模型上下刚体接触板与模型之间的摩擦系数设置为 0.025,其他条件不变。

图 13 为不同晶粒数目模型的位移-载荷曲线,同时与 1 个单元表示 1 个晶粒的模型计算结果 (Number of grains 20 000) 进行对比。由图 13 可知,虽然晶粒数目不同,但其体现的初始拉伸织构基本一致,且几种模型计算的载荷结果在变化趋势上基本一致,各曲线间相差不足 1%。

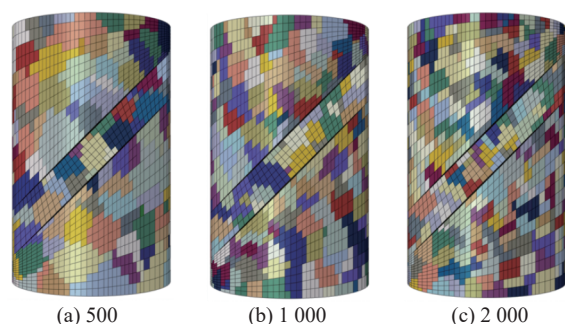


图 12 包含不同晶粒数目的压剪有限元模型

Fig. 12 Finite element models of compression shear with different grain numbers

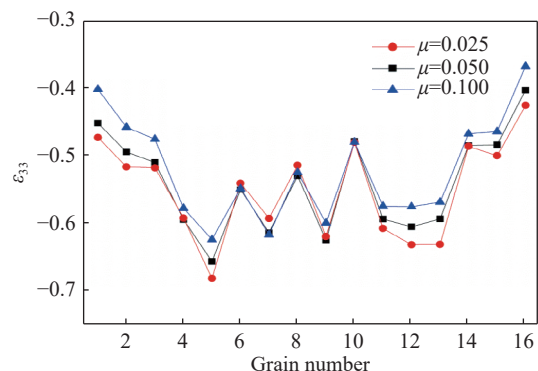


图 11 不同摩擦系数下特征晶粒在压缩方向的应变

Fig. 11 Strain of characteristic grain in compression direction under different friction coefficients

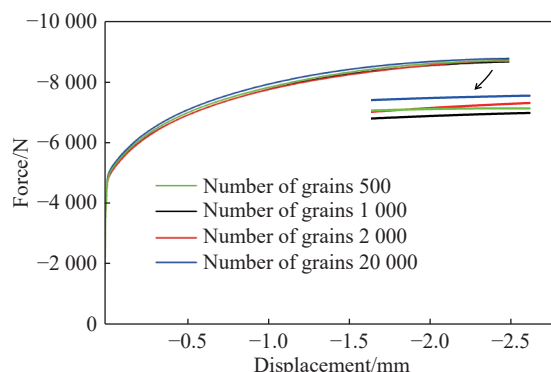


图 13 不同晶粒数目对应模型的载荷-位移曲线

Fig. 13 Force-displacement curves of models corresponding to different numbers of grains

2.5 单元数目对数值结果的影响

为了探究单元数对多晶体压剪模型斜槽区域力学性能的影响,控制模型的晶粒数不变(固定为 500),建立了 3 组单元数分别为 8 026、14 604、23 835 的模型进行数值分析,摩擦系数设置为 0.025,单元类型为 C3D8,其他条件不变,见图 14。

图 15 为不同单元数目的 3 组模型的变形 Mises 应力云图,3 组模型的变形情况基本一致。由于单元数目的变化,单元尺寸也随之改变,导致建模过程中,3 组模型处于同一位置上的晶粒根据临近原则所包含的单元数目存在一定的差异,

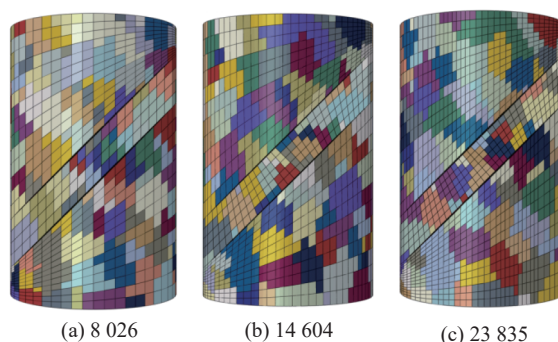


图 14 单元数目不同的模型

Fig. 14 Models with different number of elements

所以变形云图也产生了轻微的差异。

图 16 为 3 组模型同时压缩 2.5 mm 时刚体接触板上参考点的位移-载荷曲线。可见, 3 组曲线轨迹基本相似, 但是在相同位移下, 载荷大小关于单元数目没有明显的规律, 当模型压缩至 2.5 mm 时, 3 组模型载荷的最大相对偏差约 6.97%, 如表 4 所示。图 17 为 3 组模型斜槽部分相同位置处晶粒的 Mises 应力-等效应变曲线。由图 17 插图可见, 单元尺寸及数目的变化导致 3 个模型的晶粒形状有一定差异, Mises 应力云图的差异比较明显; 3 条曲线的弹性部分基本一致, 塑性部分的差异较明显。以上表明, 当单元数目或尺寸发生变化时, 3 组模型相同位置处晶粒的形状受到一定程度的影响, 原因是指定位置的晶粒与周围晶粒间的相互作用发生了改变, 周围晶粒的取向和形貌发生变化, 进而影响该位置晶粒的应力和应变。

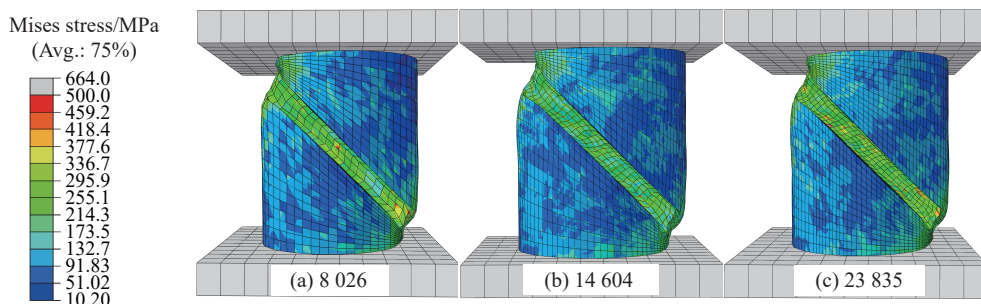


图 15 单元数目不同时模型的 Mises 变形云图

Fig. 15 Mises deformation nephograms of models with different numbers of elements

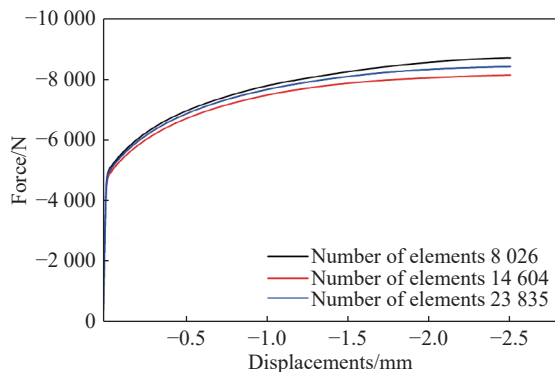


图 16 单元数目不同时模型的载荷-位移曲线

Fig. 16 Force-displacement curves of models with different numbers of elements

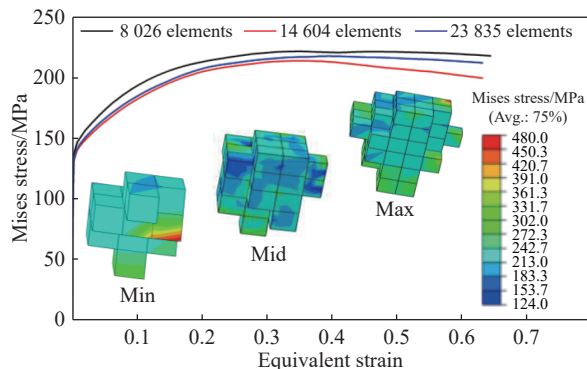


图 17 斜槽相同位置处晶粒的 Mises 应力-等效应变曲线

Fig. 17 Mises stress-equivalent strain curve of grains at the same position in the chute

表 4 单元数目不同时模型在不同压缩距离下的载荷及其最大相对偏差

Table 4 Loads of the model with different numbers of elements at different compression distance and their maximum relative differences

Number of elements	Load/N			
	1.0 mm	1.4 mm	1.8 mm	2.5 mm
8 026	-7 790.82	-8 180.42	-8 469.96	-8 726.07
14 604	-7 487.38	-7 824.37	-8 008.19	-8 157.61
23 835	-7 669.64	-8 038.55	-8 270.62	-8 436.06
Maximum relative difference	4.05%	4.55%	5.77%	6.97%

2.6 单元类型对模拟结果的影响

为了探究单元类型的影响并提高模型计算效率, 将斜槽区域单元数为 2 093 的四面体单元模型与

斜槽区域单元数为 2 040 的六面体单元模型进行对比分析, 两种模型除了单元类型外其他条件与前述相同。斜槽局部变形如图 18 所示, 两种网格模型的斜槽整体变形相似, 应力分布都不均匀, 从微观的角度看六面体单元变形程度更大, 且由云图颜色分布可知六面体单元的计算精度更高, 表明六面体单元比四面体单元的刚度更小, 更适合分析模型局部变形情况。

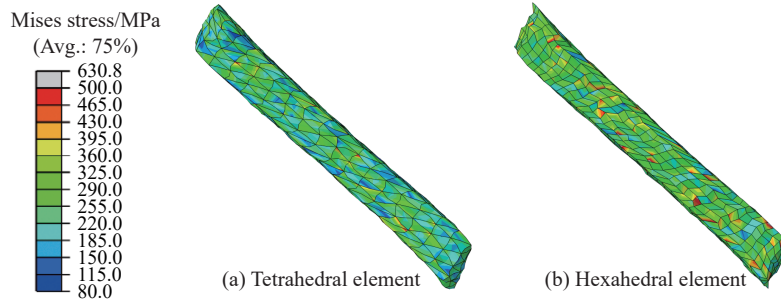


图 18 两种单元类型对应的模型斜槽部分 Mises 变形云图

Fig. 18 Mises deformation nephogram of the model with two element types

图 19、图 20 分别是两种不同类型单元的斜槽的位移-载荷曲线和 Mises 应力-平均等效应变曲线。可见, 当模型被压缩到一定程度时, 四面体单元的应力更大, 位移为 2.5 mm 时, 两条曲线的应力偏差为 3.4%。六面体单元模型的最大平均等效应变比四面体单元模型大 4.2%。这表明当整个压剪模型压缩 2.5 mm 时, 六面体单元模型在承受更小压力的同时, 模型斜槽部分单元发生了更大的变形。

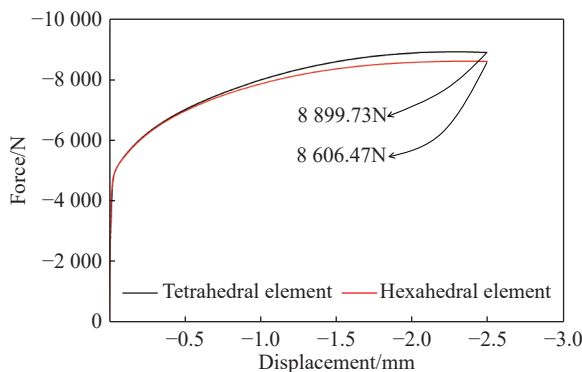


图 19 两种单元类型对应的模型顶面力-位移曲线

Fig. 19 Top surface force-displacement curve of model with two element types

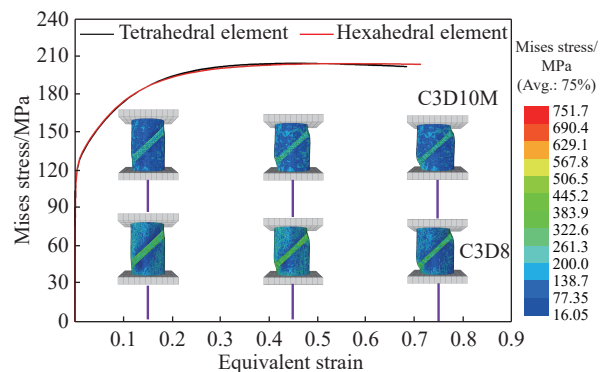


图 20 两种单元类型对应的模型斜槽部分单元的平均 Mises 应力-平均等效应变曲线

Fig. 20 Average Mises stress-strain curves of the sloped part of the model with two element types

3 结 论

(1) 塑性变形较小时, 初始织构为丝织构的 RVE 单向压缩模型相对于晶粒为随机取向的 RVE 单向压缩模型的应力值更高, 当塑性变形增加到一定程度时, 两种模型的应力值接近。这表明模型变形时晶粒取向会发生一定程度的转动, 从而对数值结果造成影响。

(2) 数值计算了 3 种不同摩擦系数对多晶压剪模型变形的影响。结果表明, 随着摩擦系数的增加, 模型与刚体接触板相对滑动减小, 模型中间部分发生明显涨型, 模型斜槽部分的压缩与剪切变形都减小, 使得在压缩相同高度时, 摩擦系数大的模型的斜槽部分沿竖直方向的压缩量减小, 而斜槽以外部分沿竖直方向的压缩量增加, 同时压缩模型所需要的力也增加。数值模拟结果显示, 选取摩擦系数为 0.025 进行计算能够得到较好的压剪应力状态。从微观角度分析, 由于晶粒初始取向不同导致 Mises 应力分布不均匀, 且对于位置接近的晶粒, 晶粒初始取向差的存在会导致其应变值差异明显。

(3) 在相同摩擦条件下, 分析固定单元数目而改变晶粒数目(尺寸)、固定晶粒数目而改变单元数目两种情况, 并讨论了单元类型对数值结果的影响。结果表明: 在单元数目确定的情况下, 晶粒数目增加

到一定程度时(1个单元代表1个晶粒),数值结果并未出现明显差异;而固定晶粒数目、改变单元数目时,由于单元尺寸的变化导致不同组模型、相同位置的晶粒形状有所差异,晶粒间的相互作用出现差异,从而对数值结果产生了一些影响。不同单元类型的计算结果表明,六面体单元的变形程度大于四面体单元,计算精度更高。在相同压缩量下六面体单元模型所需压力比四面体单元小,但计算时间较长。若考虑计算成本,可选择单元数目相对较少的四面体单元对多晶体宏观力学响应进行预估。

参考文献:

- [1] 董湘怀,仲町英治. 晶体塑性模型在板材成形计算机模拟中的应用 [J]. 中国机械工程, 1997, 8(4): 27–30, 118.
DONG X H, NAKAMACHI E. Application of crystal plastic model in computer simulation of sheet metal forming [J]. China Mechanical Engineering, 1997, 8(4): 27–30, 118.
- [2] 刘海军,方刚,曾攀. 基于晶体塑性理论的大变形数值模拟技术 [J]. 塑性工程学报, 2006, 13(2): 1–8, 28.
LIU H J, FANG G, ZENG P. Numerical simulation of large deformation based on the theory of crystal plasticity [J]. Journal of Plastic Engineering, 2006, 13(2): 1–8, 28.
- [3] 皮华春,韩静涛,薛永栋. 金属塑性成形的晶体塑性学有限元模拟研究进展 [J]. 机械工程学报, 2006, 42(3): 15–21.
PI H C, HAN J T, XUE Y D. Progress in finite element simulation of metal plasticity forming with crystal plasticity [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2006, 42(3): 15–21.
- [4] 司良英. FCC 金属冷加工织构演变的晶体塑性有限元模拟 [D]. 沈阳: 东北大学, 2009.
SI L Y. Finite element simulation of crystal plasticity in FCC metal cold working texture evolution [D]. Shenyang: Northeastern University, 2009.
- [5] 司良英,邓关宇,吕程. 基于 Voronoi 图的晶体塑性有限元多晶几何建模 [J]. 材料与冶金学报, 2009, 8(3): 193–197, 216.
SI L Y, DENG G Y, LÜ C. Crystal plastic finite element polycrystalline geometry modeling based on Voronoi diagram [J]. Journal of Materials and Metallurgy, 2009, 8(3): 193–197, 216.
- [6] 张丰果,董湘怀. 微塑性成形模拟材料细观建模 [J]. 模具技术, 2011(3): 16–19.
ZHANG F G, DONG X H. Microplastic forming simulates material microscopic modeling [J]. Mould Technology, 2011(3): 16–19.
- [7] 郑文,徐松林,蔡超. 基于 Hopkinson 压杆的动态压剪复合加载实验研究 [J]. 力学学报, 2012, 44(1): 124–131.
ZHENG W, XU S L, CAI C. Experimental study on dynamic compression shear composite loading based on Hopkinson compression bar [J]. Journal of Mechanics, 2012, 44(1): 124–131.
- [8] 章超,徐松林,王道荣. 花岗岩动静态压剪复合加载实验研究 [J]. 固体力学学报, 2014, 35(2): 115–123.
ZHANG C, XU S L, WANG D R. Experimental study on dynamic and static compressor-shear composite loading of granite [J]. Journal of Solid Mechanics, 2014, 35(2): 115–123.
- [9] 李雪艳,李志斌,张舵. 闭孔泡沫铝准静态压剪性能研究 [J]. 高压物理学报, 2018, 32(3): 52–59.
LI X Y, LI Z B, ZHANG D. Study on quasi-static compressive shear properties of aluminum foam with closed-cell [J]. Journal of High Pressure Physics, 2018, 32(3): 52–59.
- [10] RITTEL D, LEE S, RAVICHANDRAN G. A Shear-compression specimen for large strain testing [J]. Experimental Mechanics, 2002, 42(1): 58–64.
- [11] RITTEL D, RAVICHANDRAN G, LEE S. Large strain constitutive behavior of OFHC copper over a wide range of strain rates using the shear compression specimen [J]. Mechanics of Materials, 2002, 34(10): 627–642.
- [12] DOROGOY A, RITTEL D. A numerical study of the applicability of the shear compression specimen to parabolic hardening materials [J]. Experimental Mechanics, 2006, 46(3): 355–366.
- [13] DOROGOY A, RITTEL D. Numerical validation of the shear compression specimen. Part II: dynamic large strain testing [J]. Experimental Mechanics, 2005, 45(2): 178–185.
- [14] DOROGOY A, RITTEL D. Numerical validation of the shear compression specimen. Part I: quasi-static large strain testing [J]. Experimental Mechanics, 2005, 45(2): 167–177.
- [15] DOROGOY A, RITTEL D, GODINGER A. Modification of the shear-compression specimen for large strain testing [J]. Experimental Mechanics, 2015, 55(9): 1627–1639.

- [16] VURAL M, MOLINARI A, BHATTACHARYYA N. Analysis of slot orientation in shear-compression specimen (SCS) [J]. *Experimental Mechanics*, 2010, 51(3): 263–273.
- [17] ZHAO J, KNAUSS W G, RAVICHANDRAN G. A new shear-compression-specimen for determining quasistatic and dynamic polymer properties [J]. *Experimental Mechanics*, 2008, 49(3): 427–436.
- [18] PIERCE D, ASARO R J, NEEDLEMAN A. Material rate sensitivity and localized deformation in crystalline solids [J]. *Acta Metall*, 1983, 31(12): 1951–1976.
- [19] ASARO R J, NEEDLEMAN A. Overview No. 42 texture development and strain hardening in rate dependent polycrystals [J]. *Acta Metallurgica*, 1985, 33(6): 923–953.
- [20] HUANG Y. A user-material subroutine incorporating single crystal plasticity in the ABAQUS finite element program: MECH 178 [R]. Harvard University, 1991.
- [21] 王国军, 孙强. 4032 合金热挤压棒材变形行为及变形织构 [J]. *黑龙江冶金*, 2013, 33(2): 1–5, 8.
WANG G J, SUN Q. Deformation behavior and deformation texture of hot extruded 4032 alloy bar [J]. *Heilongjiang Metallurgy*, 2013, 33(2): 1–5, 8.
- [22] HUANG S Y, ZHANG S R, LI D Y. Simulation of texture evolution during plastic deformation of FCC, BCC and HCP structured crystals with crystal plasticity based finite element method [J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2011, 21(8): 1817–1825.
- [23] 幸存, 赵聃, 闫晓鹏. 材料三维微结构表征及其晶体塑性有限元模拟 [J]. *计算力学学报*, 2018, 36(2): 233–239.
XIN C, ZHAO D, YAN X P. 3D modeling microstructure and crystal plasticity finite element simulation [J]. *Journal of Computational Mechanics*, 2018, 36(2): 233–239.
- [24] 齐康, 闫昊, 陈祥瑞. 利用 ABAQUS 模拟不同模态下的金属切削过程 [J]. *机械工程与自动化*, 2018(2): 93–94.
QI K, YAN H, CHEN X Y. Metal cutting processes in different modes are simulated by ABAQUS [J]. *Mechanical Engineering and Automation*, 2018(2): 93–94.

Finite Element Calculation of Polycrystalline Shear-Compression Specimens with Static Loading

ZHAO Weiye^{1,2,3}, ZHAO Dan^{1,2,3}, LÜ Pin^{1,2,3}, JIN Tao^{1,2,3}, MA Shengguo^{1,2,3}

(1. *Institute of Applied Mechanics, School of Mechanical and Vehicle Engineering,*

Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China;

2. *Shanxi Key Laboratory of Material Strength & Structural Impact, Taiyuan 030024, Shanxi, China;*

3. *Taiyuan University of Technology Mechanics National Experimental Teaching Demonstration Center,*

Taiyuan 030024, Shanxi, China)

Abstract: The effect of crystal texture on the numerical results was studied based on the theory of crystal plasticity, and the polycrystalline compression shear sample (SCS) model with texture was established. The influence of micro-grain on the macroscopic mechanical properties in the process of finite deformation under static loading condition was studied in terms of material and sample structure. Because of the particularity of model geometry, the stress, strain and deformation characteristics of skewed slot were computed. Considering the effect of friction on the specimen during compression, the influence of friction coefficients on the deformation process was analyzed numerically. The influences of grain number, element number and element type on the mechanical properties of polycrystalline compression shear model under the same friction coefficient were calculated. The stress states of grain with different orientations in key parts of the specimen were also studied.

Keywords: polycrystalline; crystal texture; crystal plasticity; shear-compression; friction coefficient