

基于损伤力学的金属材料韧性断裂失效分析

苏维国 穆志韬 刘涛 马晓乐

(海军航空工程学院青岛校区,青岛 266041)

文 摘 金属韧性断裂是损伤累积的结果,以孔洞演化理论和细观损伤力学模型为基础,将韧性断裂机制分为拉伸型和剪切型两种类型,提出了一个适用于不同变形路径的统一形式的韧性断裂准则。通过编写用户材料子程序 VUMAT,将韧性断裂准则嵌入到 ABAQUS 有限元软件的准静态算法主程序中,模拟了航空铝合金 LY12CZ ($K_I=1$ 和 3) 单向拉伸时材料损伤累积、裂纹萌生、扩展直至韧性断裂的物理全过程,并通过拉伸试验验证了模型的有效性。韧性金属材料孔洞断裂机制研究表明,单调加载过程中宏观裂纹的形成是孔洞在夹杂物和第二相微粒周围形核、长大直至聚合的结果。

关键词 韧性金属材料, 断裂, 损伤累积, 有限元分析

中图分类号: TB386

DOI:10.3969/j.issn.1007-2330.2014.02.005

Fracture Failure Analysis of Ductile Metals Based on Continuum Damage Mechanism

SU Weiguo MU Zhitao LIU Tao MA Xiaole

(Qingdao Campus, Naval Aeronautical Engineering Academy, Qingdao 266041)

Abstract Ductile fracture in metals is the accumulative result of damage. The basic mechanisms of ductile fracture are divided into two modes (tension-type mode and shear-type mode) according to voids evolution model and meso-damage mechanism. A unified ductile fracture criterion is proposed for wide applicable range. The proposed ductile fracture criterion is implemented into quasi-static finite element method through a compilation of user's material subroutine VUMAT of the commercial finite element platform ABAQUS. The ductile fracture model is validated by comparing between experimental data and numerical results. It is shown that the proposed ductile fracture model can accurately and effectively predict the whole damage process of ductile metals including crack initiation, propagation and final fracture. Ductile metallic materials voids-fracture mechanism studies show that the formation of macroscopic crack monotonic in the loading process are the growth of voids in the inclusions and second phase particles around the nucleation until the polymerization.

Key words Ductile metals, Fracture, Damage accumulation, FE model

0 引言

金属材料的韧性断裂是航空航天领域中金属结构失效的典型破坏模式,开展韧性断裂的精细化数值仿真研究、韧性断裂过程的损伤演化及其破坏准则的数值计算、复杂应力状态下应力应变非线性响应分析等问题是保证飞机金属结构安全性、耐久性/损伤容限的最基本要求。断裂力学研究的对象是含裂纹体,

通过计算应力强度因子或者 J 积分等断裂参量来预测理想裂纹扩展规律,而对无初始裂纹结构的开裂问题或者含复杂形状裂纹的扩展问题则无能为力。金属材料的韧性断裂是指金属材料经过剧烈塑性变形后发生的宏观断裂,而金属韧性断裂的微观机理表现为微裂纹或微孔洞的成核、长大和聚合等演变过程,这些微裂纹或微孔洞是金属材料中由于第二相粒子、

收稿日期:2014-02-18

基金项目:总装“十二五”预研项目(4010901030201)

作者简介:苏维国,1985 年出生,博士研究生,主要从事飞机结构损伤复合材料胶接修补研究。E-mail:suweiguo1985@126.com

通信作者:穆志韬,1963 年出生,教授,博士生导师,主要从事飞机结构腐蚀疲劳及寿命可靠性分析研究。E-mail:mzt63@163.com

位错堆积或者其他缺陷产生的^[1-5]。因此,可以利用宏细观结合的损伤力学研究材料微观的断裂行为,用一个或几个连续的内部损伤场变量来表征细观结构的缺陷引起的材料性能劣化的相对程度,以损伤变量的演化函数来描述材料从变形到破坏,从材料内部损伤到出现宏观裂纹,损伤逐渐累积的整个过程。

韧性断裂是多数金属成形过程的主要制约因素,在塑性加工领域,一系列从宏观断裂或细观损伤层面上关于韧性金属材料的破坏机理和韧性断裂准则被相继提出。Frudenthal^[6]认为,材料在塑性变形过程中单位体积内所吸收的塑性变形能达到一定值时,材料就产生宏观裂纹,从而丧失承载能力;Crockroft 和 Latham^[7]认为,材料在一定的应变率和温度下,塑性变形时最大拉应力是导致材料破坏的主要因素;S. I. Oh^[8]在研究 Crockroft 韧性断裂准则的基础上,指出材料破坏还与变形时的等效应力有关;Brozzo^[9]认为,在塑性变形中静水应力分量可以抑制或加速材料韧性断裂过程,并且应力应变历史对韧性断裂也有影响;Oyane^[10]分析了主应力之和对多孔洞材料压缩塑性本构关系的影响;Rice^[11]研究了理想弹塑性材料中一个孤立球形孔洞在高应力三轴度下的近似演变规律;McClintock^[12]考虑了最大主应力、最小主应力及材料硬化性能对孔洞扩展规律的影响。

本文在综合考虑拉伸型和剪切型两种不同损伤断裂机理的影响因素的基础上,提出一个统一形式的适用于不同变形路径下韧性断裂预测的断裂准则形式,利用 ABAQUS 有限元分析软件的用户材料子程序 VUMAT,将韧性断裂准则嵌入到准静态显示算法主程序中,模拟了 LY12CZ 板材在应力集中系数分别为 1 和 3 单向拉伸时的延性断裂过程和损伤演化规律,得到其载荷—位移曲线,并与物理试验的结果进行比较,证明该准则的合理性和适用性。

1 基于细观损伤的韧性断裂准则

对现有韧性断裂准则的分析发现,应力三轴度和塑性变形中等效塑性应变率对材料的损伤断裂起着决定性作用。如图 1 所示,可以将韧性断裂的产生机制归结为两种基本类型:拉伸型韧性断裂(高应力三轴度下)和剪切型韧性断裂(低应力三轴度下)。拉伸型韧性断裂对应的微观形貌表现为微孔洞体积明显增加,断口被孔洞所覆盖,如图 2(a)所示。剪切型韧性断裂对应的微观形貌表现为少量孔洞能够形核,孔洞体积变化不大,但是孔洞形状沿着剪切带的方向被显著拉长,如图 2(b)所示。

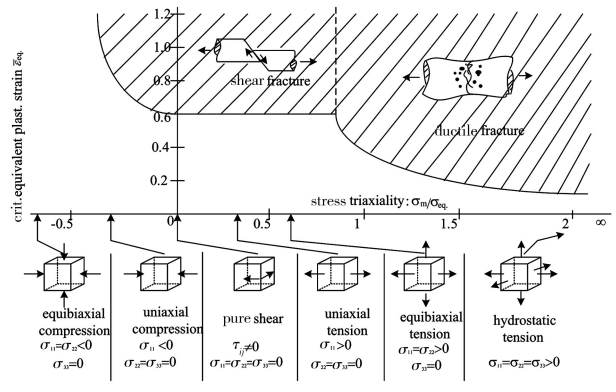


图 1 韧性断裂类型包线

Fig. 1 Ductile fracture curve

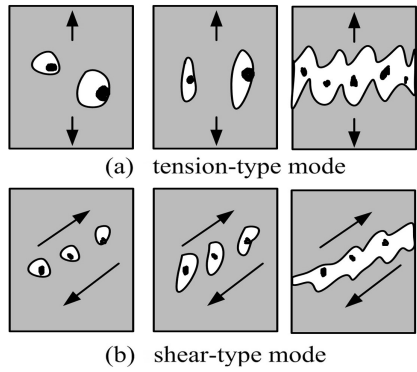


图 2 韧性断裂类型

Fig. 2 Ductile fracture style

1.1 拉伸损伤模型

在高应力三轴度下,金属材料表现为拉伸型韧性断裂。在拉伸损伤模型中,等效塑性应变是关于应力三轴比以及等效塑性应变率的函数,即

$$\bar{\varepsilon}_D^{pl} = f(\eta, \dot{\varepsilon}^{pl}) \quad (1)$$

式中, $\dot{\varepsilon}^{pl}$ 为等效塑性应变率, $\bar{\varepsilon}_D^{pl} = \left(\frac{2}{3} \varepsilon_{ij}^{pl} \varepsilon_{ij}^{pl} \right)^{\frac{1}{2}}$, $R_\sigma = \sigma_m / \bar{\sigma} \eta = -p/q$ 为应力三轴度,其中 σ_m 为三个主应力之和, $\bar{\sigma}$ 为 Von Mises 等效应力。当塑性应变达到门槛值 ε_0^{pl} 时,材料中开始产生损伤。定义拉伸型损伤状态变量 ω_D :

$$\omega_D = \int \frac{1}{\bar{\varepsilon}_D^{pl}(\eta, \dot{\varepsilon}^{pl})} d\bar{\varepsilon}^{pl} \quad (2)$$

满足 $\omega_D = 1$ 时,即认为塑性应变达到门槛值,损伤萌生。

分析时在每个增量步中, ω_D 的增量可由(3)式得到:

$$\Delta \omega_D = \frac{\Delta \bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_D^{pl}(\eta, \dot{\varepsilon}^{pl})} \geq 0 \quad (3)$$

损伤产生之后,随着金属材料继续承受载荷,损伤会以线性方式逐步演化

$$d = \frac{\bar{u}^{pl}}{\bar{u}_f^{pl}} = \frac{L\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{u}_f^{pl}} \quad (4)$$

式中, $\bar{u}^{pl} = L\bar{\varepsilon}^{pl}$ 为等效塑性位移, L 为单元特征长度, \bar{u}_f^{pl} 为材料失效时对应的等效塑性位移。由(4)式可知, 随着等效塑性应变的增加, 材料的损伤也逐渐增大, 直至损伤 $d = 1$, 材料完全失效。材料在产生损伤后, 性能会产生退化, 其弹性模量发生改变为:

$$\tilde{E} = E(1 - d) \quad (5)$$

1.2 剪切损伤模型

在低应力三轴度下, 金属材料表面会形成滑移线, 表现为剪切型韧性断裂。剪切损伤模型认为, 等效塑性应变是关于剪切应力比及等效塑性应变率的函数, 即

$$\bar{\varepsilon}_s^{pl} = f(\theta_s, \dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}) \quad (6)$$

式中: $\theta_s = (\sigma_m + k_s \bar{\sigma}) / \tau_{max}$ 为剪切应力比, τ_{max} 为最大剪应力, k_s 为材料常数。定义拉伸型损伤状态变量 ω_s :

$$\omega_s = \int \frac{1}{\bar{\varepsilon}_s^{pl}(\theta_s, \dot{\bar{\varepsilon}}^{pl})} d\bar{\varepsilon}^{pl} \quad (7)$$

满足 $\omega_s = 1$ 时, 即认为塑性应变达到门槛值, 认为损伤萌生。分析时在每个增量步中, ω_s 的增量可由(8)式得到:

$$\Delta\omega_s = \frac{\Delta\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_s^{pl}(\theta_s, \dot{\bar{\varepsilon}}^{pl})} \geq 0 \quad (8)$$

损伤产生之后, 随着结构继续承载, 损伤以与拉伸型损伤模型相同的方式进行演化, 且随着损伤的增大, 材料性能也以相同方式退化, 直到 $d = 1$, 材料刚度变为 0, 承载能力完全失去。

1.3 损伤演化规律

损伤的累积会对材料应力—应变关系产生影响, 因此, 带有损伤的材料本构关系细观损伤模型可以较准确地描述金属变形过程中细观损伤发展与材料应力—应变关系的相互影响作用。由于对金属韧性材料定义了两种损伤模型, 在分析时会产生两种损伤, $d_{ductile}$ 和 d_{shear} 。因此, 在对材料性能进行退化时应综合考虑两种损伤的影响, 定义总损伤变量 D

$$D = 1 - (1 - d_{ductile})(1 - d_{shear}) \quad (9)$$

如图 3 所示, a 点到 b 点应力—应变为线弹性关系, b 点到 c 点材料发生塑形变形并进入强化阶段。在 c 点时, 材料开始产生损伤, 之后材料随着损伤的累积, 材料性能的退化越来越明显, 承载能力越来越差。当到达 f 点, 损伤 $D = 1$ 时, 材料刚度变为 0, 承载能力完全失去。图中虚线为没有考虑损伤演化的应力—应变关系。在有限元模型中, 利用 ABAQUS 计算整个加载历程中的各个积分点的损伤值, 且各对应

单元的材料性能会随着损伤的扩展而逐渐降低, 当某个积分点的损伤达到最大值时, 单元完全失效并被删除, 使结果显示更加直观, 其渐进损伤累计分析过程见图 4。

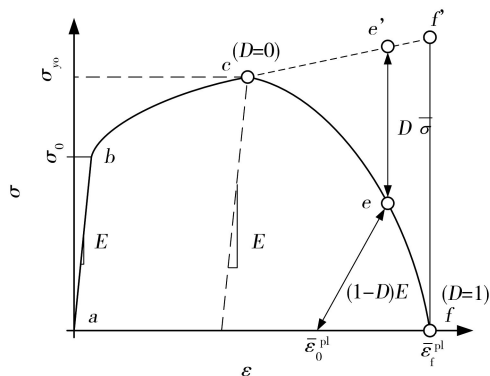


图 3 考虑损伤累积单轴应力—应变关系

Fig. 3 Typical uniaxial stress-strain response undergoing stiffness reduction due to damage evolution

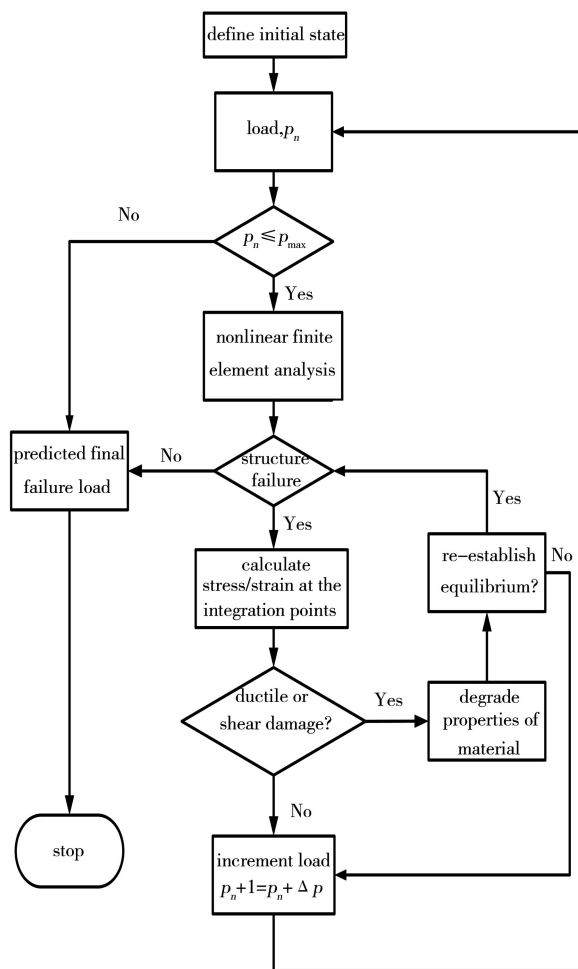


图 4 塑形损伤渐进分析

Fig. 4 Scheme of progressive ductile damage analysis

2 金属静拉伸试验

采用 LY12CZ 铝合金板作为静拉伸对象, 其化学成分见表 1, 其几何尺寸如图 5 所示。静拉伸试验参照 GB/T 228—2002 在 MTS810 试验机进行, 其载荷 p 宇航材料工艺 <http://www.yhclgy.com> 2014 年 第 2 期

与位移的测试误差均不大于1%,拉伸速率为1 mm/min,记录 $p-\Delta L$ 曲线及破坏载荷。

表 1 LY12CZ 化学成分

Tab.1 Chemical constitution of LY12CZ								wt%
Cu	Mg	Mn	Fe	Si	Zn	Ti	Al	
3.8~4.9	1.2~1.8	0.3~0.9	0.5	0.5	0.3	0.15	others	

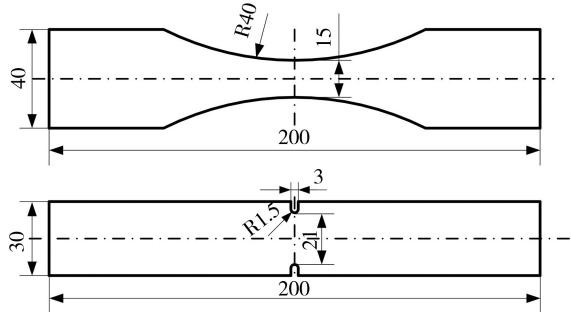


图 5 试验件尺寸

Fig. 5 Size of specimen

3 数值分析与验证

利用 ABAQUS 有限元软件,对应力集中系数分别为 1 和 3 的试样进行有限元建模,左端固定,右端与一参考点耦合,并在参考点施加载荷。单元类型统一采用 8 节点 6 面体等参数缩减积分单元 (C3D8R),对中间考核区域进行网格加密,网格最小尺寸为 0.1 mm。其材料参数为:弹性模量 $E=73.8$ GPa,密度 $\rho=2700$ kg/m³,泊松比 $\nu=0.33$ 。计算中需要的真实应力与塑性应变关系见图 6。材料本构关系考虑拉伸型和剪切型断裂准则以及损伤演化规律,通过编写用户材料子程序,嵌入到 ABAQUS/Explicit 准静态显示算法主程序中,在每个增量步中,对每个单元的积分点进行计算。增量步结束后,通过子程序计算损伤变量,按照图 4 所示完成计算。

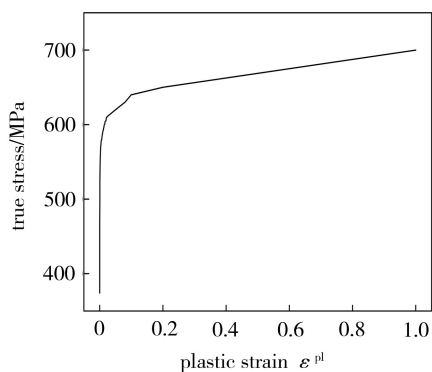
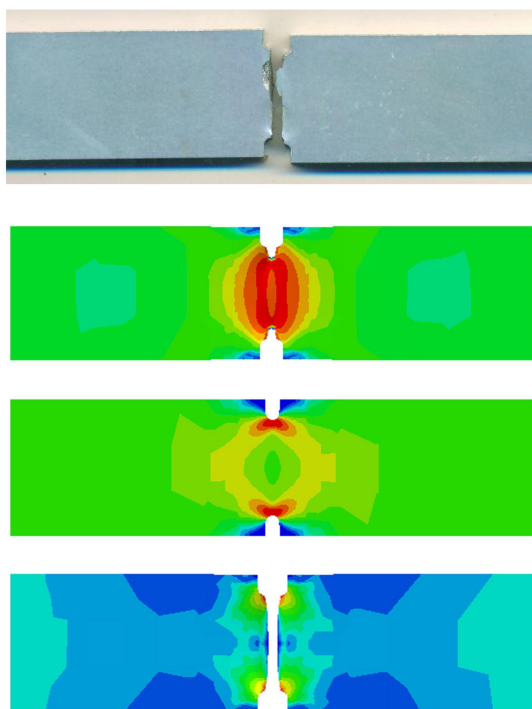


图 6 真实应力与塑性应变

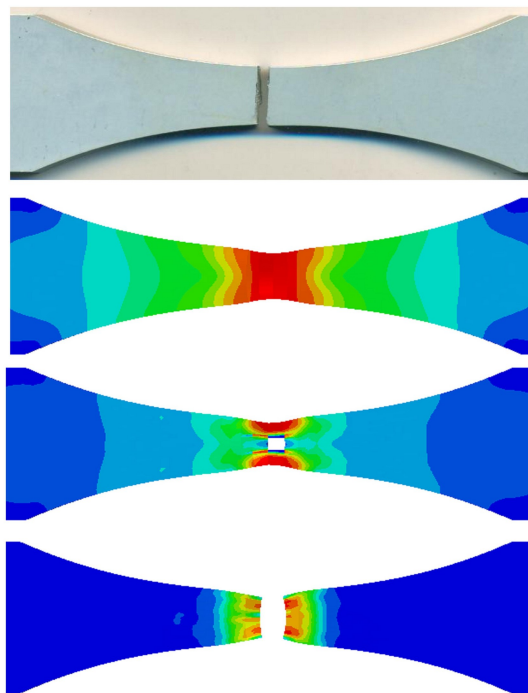
Fig. 6 True stress-plastic strain relationship

利用所建立的韧性断裂准则,结合 ABAQUS 有限元软件,模拟了应力集中系数分别为 1 和 3 的 LY12CZ 铝合金单轴拉伸裂纹萌生、扩展直至完全断裂过程,如图 7 所示。

宇航材料工艺 <http://www.yhclgy.com> 2014 年 第 2 期



(a) $K_t=3$



(b) $K_t=1$

图 7 裂纹扩展形貌和路径

Fig. 7 Shape and path of crack growth

缺口试样裂纹从缺口处萌生,然后向中间扩展至断裂,光滑试样裂纹从中间萌生,然后向边缘扩展至断裂,同时伴有明显颈缩现象。数值计算结果较好的重现了试验过程中的韧性断裂过程,其扩展形貌与路径、试验过程基本一致。图 8 为试验测得和数值计算的载荷—位移曲线,两者吻合较好,证明所建立的韧性断裂准则和损伤演化规律正确、合理。

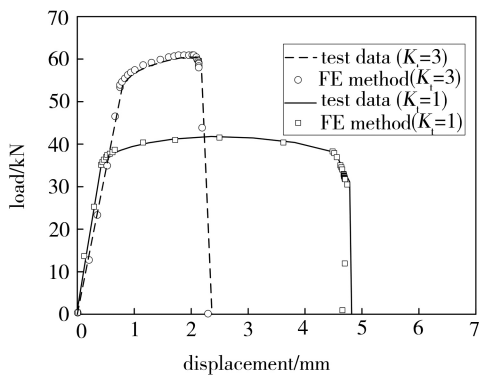


图8 试验和数值计算载荷—位移曲线

Fig. 8 $p-\Delta L$ curves of test and numerical method

采用 JSM-6700F 场发射扫描电镜分析观察试验件拉伸断口形貌,如图 9 所示,断面布满韧窝,韧窝是典型的塑性断裂特征,韧窝尺寸约 $10\ \mu\text{m}$,韧窝的形状主要取决于应力状态,与构成韧窝源的第二相粒子或者材料的塑形变形特征几乎没有关系。断面起伏较大,韧窝较深,方向不一致,分布着等轴韧窝和剪切韧窝,说明既有正断断裂也有剪切断裂。

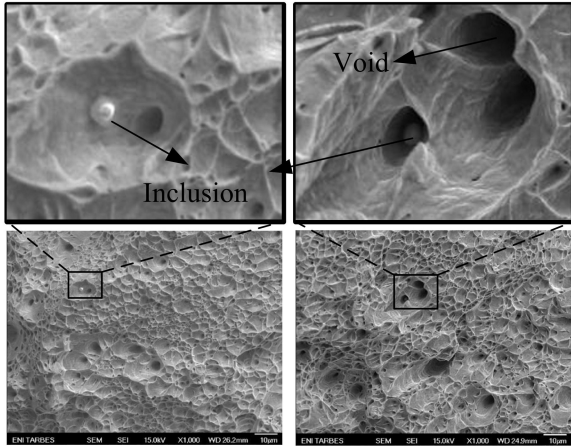


图9 拉伸试样断口扫描电镜形貌

Fig. 9 SEM views of fracture in tensile specimen (spherical inclusion observations)

结合细观损伤力学,对韧性金属材料拉伸破坏试验的观察表明,金属材料韧性断裂过程一般可分为以下三个阶段:(1)微孔洞的成核,因为材料细观结构的不均匀性,刚度较大的夹杂(或第二相粒子)周围基体材料在载荷作用下发生塑性流动,使基体与杂质的界面破坏或使杂质本身断裂而形成孔洞;(2)微孔洞的长大,随着载荷增加,微孔洞周围基体材料的塑性变形越来越大,微孔洞在应力和塑形应变的驱动下也随之扩展和长大;(3)微孔洞的聚合,微孔洞附近

的塑性变形达临界尺寸时,微孔洞之间发生塑性失稳,形成局部剪切带,剪切带中的二级孔洞片状汇合形成宏观裂纹。

4 结论

(1)通过分析拉伸型和剪切型两种韧性断裂机制的主要影响因素,建立了一个统一形式的适用于不同变形路径下的韧性断裂准则。数值模拟结果与试验结果的对比验证了该准则在不同变形路径下都有较强的适用性。

(2)韧性金属材料孔洞断裂机制研究表明,单调加载过程中宏观裂纹的形成是孔洞在夹杂物和第二相微粒周围形核、长大直至聚合的结果。

参考文献

- [1] 万建松,岳珠峰. 金属韧性断裂的细观研究[J]. 计算力学学报,2002,19(3):320-323
- [2] 闫崇年,郦正能. 金属延性断裂过程仿真与损伤破坏准则应用[J]. 机械强度,2011,33(5):754-758
- [3] 杨峰平,孙秦. 韧性金属材料渐进断裂的有限元算法研究[J]. 金属学报,2008,44(4):489-494
- [4] 刘超,孙秦,刘彦杰,等. 延性金属渐进破坏试验与数值研究[J]. 航空材料学报,2013,33(1):93-99
- [5] 方刚,雷丽萍,曾攀. 金属塑形成形过程延性断裂的准则及其数值模拟[J]. 机械工程学报,2002,38(A):21-25
- [6] Freudenthal A M. The inelastic behavior of engineering materials and structures[M]. New York:Wiley,1950
- [7] Cockroft M, Latham D. Ductility and workability of metals[J]. Journal Institute of Metals,1968,96:33-39
- [8] Oh S I, Chen C C, Kobayashi S. Ductile fracture in axisymmetric extrusion and drawing[J]. Journal of Engineering for Industry, Transaction of the ASME,1979,101(1):23-44
- [9] Brozzo P, Deluca B. A new method for the prediction of formability limits in metal sheets[C]//Proceeding of the 7th Biennial Conference of the International Deep Drawing Research,1972
- [10] Oyane M, Sato T, Okimoto K. Criteria for ductile fracture and their applications[J]. Journal of Mechanical Working Technology,1980,4:66-81
- [11] Rice J R, Tracey D. On the ductile fracture by the growth of holes[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids,1969,17:201-217
- [12] McClintock F A. A criterion for ductile fracture by the growth of holes subjected to multi-axial stress states[J]. Journal of Applied Mechanics,1968,35:363-371

(编辑 李洪泉)