

## 空穴长大延性损伤新模型 \*

赵震 谢晓龙 李明辉  
(上海交通大学塑性成形工程系, 上海 200030)

**摘要** 以 45 中碳钢为研究对象, 进行了拉伸、压缩、扭转、精冲实验, 并结合有限元对各实验过程中的应力三轴度和延性损伤进行了分析, 归纳了金属材料的 3 种延性损伤机理: 无空穴影响剪切损伤、剪切型空穴损伤和拉伸型空穴损伤. 在上述工作基础上, 提出了一个新的基于空穴长大的延性损伤模型, 能够较准确地预测材料拉伸、精冲过程中延性断裂的出现, 扩大了损伤模型的预测范围.

**关键词** 中碳钢, 空穴, 应力三轴度, 延性损伤, 延性断裂

中图分类号 TG386

文献标识码 A

文章编号 0412-1961(2007)10-1037-06

## A NEW DUCTILE DAMAGE MODEL BASED ON VOID GROWTH

ZHAO Zhen, XIE Xiaolong, LI Minghui

Department of Plasticity Forming Engineering, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200030

Correspondent: ZHAO Zhen, associate professor, Tel: (021)62813430-8116, E-mail: zzhao@sjtu.edu.cn

Supported by National Natural Science Foundation of China (No.50505027)

Manuscript received 2007-01-26, in revised form 2007-05-21

**ABSTRACT** Tensile, compression, torsion, and fine-blanking tests of 45 steel were performed, and the stress triaxiality and ductile damage of each test are analyzed with FEM. Furthermore, three ductile damage mechanisms were proposed, which are shear damage without the influence of voids, shear-form void damage and tensile-form void damage. Based on above analysis, a new ductile damage model based on void growth was proposed, which can predict the occurrences of ductile fracture during tension and fine-blanking of metallic materials accurately.

**KEY WORDS** medium carbon steel, void, stress triaxiality, ductile damage, ductile fracture

金属材料在复杂应力状态下的延性损伤与断裂是金属塑性成形研究的重要问题之一. 塑性变形、延性损伤、延性断裂是 3 种紧密联系的力学现象, 从细观的、物理学的角度来看, 金属塑性变形过程是由材料晶粒变形, 位错运动及孪晶等完成. 材料变形过程中会产生微空穴、微裂纹等微缺陷, 这些微缺陷的积累和发展导致了宏观裂纹的产生和发展, 最终使材料失去承载能力而破坏. 许多学者从宏观角度和细观角度提出了多种延性断裂准则<sup>[1-8]</sup>, 但这些准则多通过简单的材料实验推导得出, 应用到金属塑性成形的损伤与断裂预测上不够准确, 如 Rice 与 Tracey<sup>[6]</sup>、Oyane 等<sup>[7]</sup>以及 McClintock<sup>[8]</sup>基于空穴长大、聚合理论的断裂准则, 只有在应力三轴度为足够高的正值时才有效, 没有被工业界广泛接受; 而 Cockcroft 与 Latham<sup>[2]</sup>、

Brozzo 等<sup>[4]</sup>宏观断裂准则, 由于对材料微观结构的理想化和简单化, 只能预测应力三轴度为正值时出现的损伤与断裂. 延性损伤与应力状态、变形程度、变形历史密切相关, 金属塑性成形多为低应力三轴度 (金属成形中主应力中至少有一个为负) 且经历了较大塑性变形, 这些准则在预测金属塑性成形时误差较大. 针对上述问题, 本文将基于材料实验和有限元数值模拟, 对金属塑性成形过程中在不同应力状态下出现的延性损伤进行分析.

### 1 实验方案与有限元建模

金属材料在不同的三轴应力状态 (如拉伸、压缩、扭转、精冲) 下会出现不同的损伤方式, 在实验中要实现试样处于不同三轴应力状态的方法通常有两种<sup>[9]</sup>: 一是在试样上直接施加不同的三轴应力, 但需要研究专门的加载装置, 难以实现; 二是加工不同规格、不同几何外形的试样, 通过不同的加载方式实现不同的三轴应力状态. 本文采用第二种方法, 通过材料的拉伸、压缩、扭转、精冲实验获得出现初始宏观裂纹时试样关键部位的尺寸, 用于确

\* 国家自然科学基金资助项目 50505027

收到初稿日期: 2007-01-26, 收到修改稿日期: 2007-05-21

作者简介: 赵震, 男, 1972 年生, 副教授

定数值模拟中损伤模型的临界损伤值。其中拉伸试样有3种尺寸规格,分别是缺口半径为R5 mm、R12 mm的轴对称拉伸试样和直径为10 mm的标准光滑拉伸试样;压缩试样有两种尺寸,高径比分别为1.0和1.5;扭转试样的直径为10 mm,标距为50 mm;精冲实验中零件为轴对称零件,料厚5 mm,在SCHMID 3200 kN精冲压力机上进行,通过调整齿圈压边力 $F_R$ 和反顶力 $F_G$ 的大小实现坯料上不同的断裂高度。两种精冲工艺参数分别为: $F_R$ 为100 kN、 $F_G$ 为50 kN, $F_R$ 为600 kN、 $F_G$ 为300 kN。

以上实验过程采用MSC.Marc有限元分析软件进行数值模拟。拉伸、压缩、精冲模拟采用二维轴对称模型,取1/2进行模拟。如图1所示,为了准确模拟因拉伸失稳而产生的颈缩现象,将产生颈缩的区域进行网格局部细化。精冲有限元模型如图2a所示,压缩实验有限元如图2b所示。为确定两种压缩实验的摩擦系数,将试样压缩到一定程度,在出现鼓形且尚未出现裂纹前停止,取出试样测量高度和赤道处最大直径,设定多个摩擦系数进行有限元计算(模拟中试样高度与最大直径都与测量值相同的摩擦系数即为实验中真实的摩擦系数)。扭转过程采用三维模型进行模拟,两端被刚体约束住,一端固定,另一端刚体施加扭转角速度带动试样转动,如图2c所示。由于所采用的单元为四面体单元,实际模拟精度可能会有所欠缺,但不足以影响到最后的整体分析。模拟过程采用弹塑性材料模型,单元类型为混合位移-压力的Herrman单元,加载速度、边界条件与实际实验条件一致。

## 2 应力三轴度分析与断口分析

应力三轴度 $R_\sigma$ ( $R_\sigma = \sigma_m / \bar{\sigma}$ ,  $\sigma_m$ 为静水应力,  $\bar{\sigma}$ 为

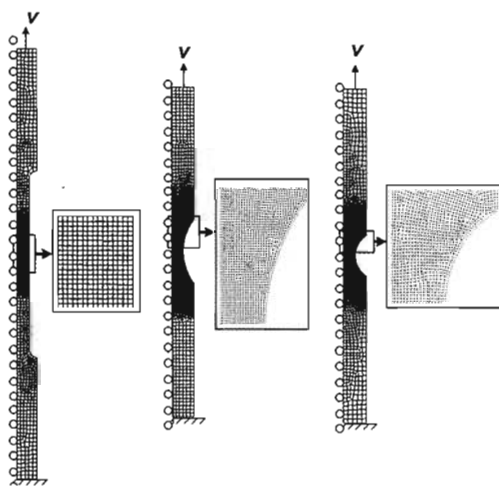


图1 拉伸试样有限元模型

Fig.1 FE models of the standard, R12 (notch radius 12 mm) and R5 (notch radius 5 mm) tensile specimens

等效应力)可以综合反映应力场中的三轴应力状态对材料变形的约束程度,对材料的损伤破坏有重要影响,甚至常常起决定性作用。 $R_\sigma$ 越大,应力状态偏向于受拉,材料易于拉断; $R_\sigma$ 越小,应力状态偏向于受压,断裂前的塑性变形量明显大于受拉时的变形量,材料易于剪断。

图3和4为有限元计算出的各试样在变形过程中瞬时最大 $R_\sigma$ 的发展变化趋势。图3a显示标准拉伸试样的心部在变形初期处于较均匀的单向拉伸应力状态( $R_\sigma=0.33$ ),而R12和R5试样心部由于结构差异在变形初期就承受较大拉应力。结合有限元数值模拟可知,R5

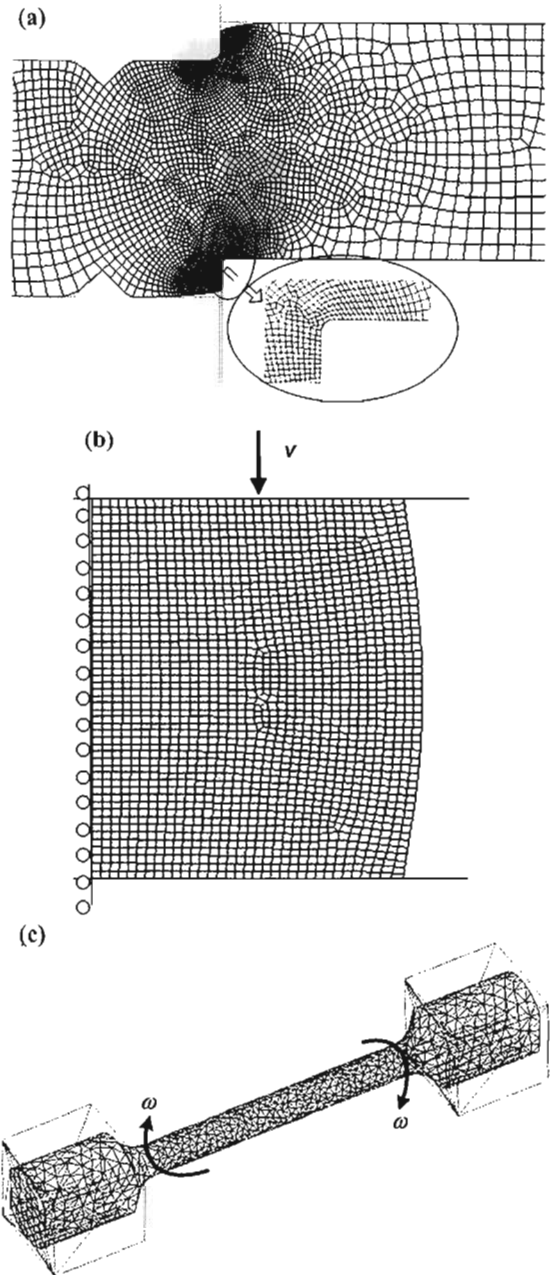


图2 精冲、压缩与扭转试样有限元模型

Fig.2 FE models of fine-blanking (a), compression (b) and torsion (c) specimens

试样出现初始宏观裂纹时  $R_\sigma$  值最大，等效应变值  $\bar{\epsilon}$  最小，即断裂前的有效变形量最小；标准拉伸试样则在出现初始宏观裂纹时  $R_\sigma$  值最小，等效应变值最大，即断裂前的有效变形量最大。图 3b 显示扭转实验整个剪切面  $R_\sigma$  值在 0 附近波动，试样沿其整个长度上的塑性变形比较均

匀，为纯剪切变形。两种压缩试样在外表面赤道处起始于  $-0.33$ ，即处于无摩擦的单向压缩状态；随着变形的发展，摩擦力的影响越来越大，试样出现鼓形与裂纹，如图 5 所示，变形过程中  $R_\sigma$  值逐渐上升，高径比为 1.5 压缩试样在出现宏观裂纹时等效应变为 0.82，最大  $R_\sigma$  为  $-0.16$ ；而高径比为 1.0 压缩试样出现宏观裂纹时等效应变为 1.13，断裂前经历塑性应变较大，最大  $R_\sigma$  为  $-0.04$ 。即压缩试样从变形开始到出现  $45^\circ$  裂纹，出现裂纹的位置始终处于受压状态。精冲成形剪切区内  $R_\sigma$  变化范围较广，即承受的应力状态变化较剧烈。变形开始时三向压应力状态明显，凸模刃口处材料的  $R_\sigma$  最小为  $-0.74$ ；随着凸模压下量增加，其值逐渐上升，当压边力和反顶力较大时， $R_\sigma$  始终低于压边力和反顶力不充足时  $R_\sigma$  的值。

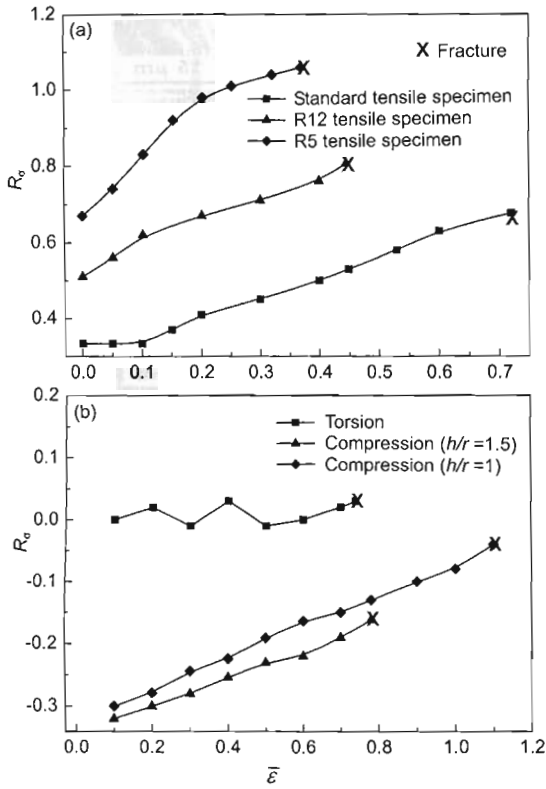


图 3 应力三轴度与等效应变之间的关系

Fig.3 Relationships between stress triaxiality ( $R_\sigma$ ) and effective strain ( $\bar{\epsilon}$ )  
(a) tensile test (b) torsion and compression tests

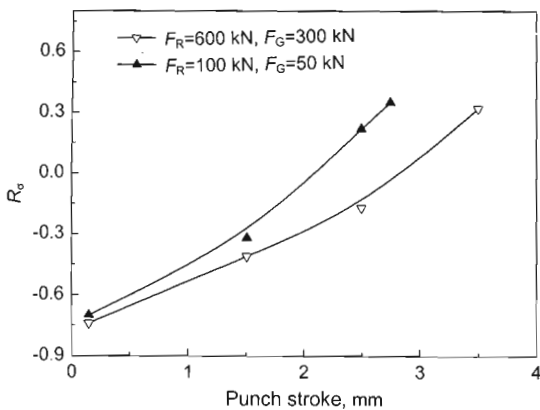


图 4 精冲凸模刃口处最大应力三轴度值与凸模行程关系

Fig.4 Relationships between maximum stress triaxiality at edge of fine-blanking punch and punch penetration for different  $F_R$  and  $F_G$

图 6a 为 R5 拉伸断口中心处 SEM 照片，断口被大尺寸空穴所覆盖，断裂方式为正拉断，是由空穴的形核、长大、聚合造成的。图 6b 为精冲剪切区内空穴的分布，区内发生了极其剧烈的剪切塑性变形，空穴沿着剪切方向形核、长大。从图 4 可知，初始阶段剪切区内  $R_\sigma$  一般为负值，即压应力状态；随着变形的不断深入，剪切区内的  $R_\sigma$  由于拉应力效应逐渐向正值发展，虽然空穴体积受到抑制，但空穴形状却发生了较大变化，沿着剪切方向拉长、聚合。图 6c 为扭转断口 SEM 照片，断口是由众多的细小的剪切面组成的，剪切断口上几乎不存在空穴，更没有空穴扩张和聚合的现象，这是因为扭转时试样材料内的晶粒发生扭转或晶粒间的错动，材料在纯剪应力作用下产生的大塑性变形已阻碍了空穴形核与扩展，无空穴大量形核与长大，空洞不再是影响材料损伤的重要因素。图 6d 为压缩断口照片，类似于扭转试样，表面也是由众多的细小的剪切面组成的，断口比较平整，散布着少量微小的空穴，材料内产生的塑性剪切带是断裂产生的根本原因，剪切带扩展导致材料快速剪断，因此断裂形式为无空穴影响的剪断。

基于上述的应力分析与断口形貌分析，按照出现宏观裂纹时的  $R_\sigma$  值由高向低改变，将金属材料延性损伤分为以下 3 类：

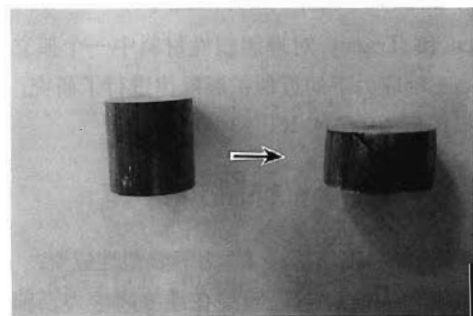


图 5 压缩试样  $45^\circ$  裂纹

Fig.5  $45^\circ$  fracture on compression specimen

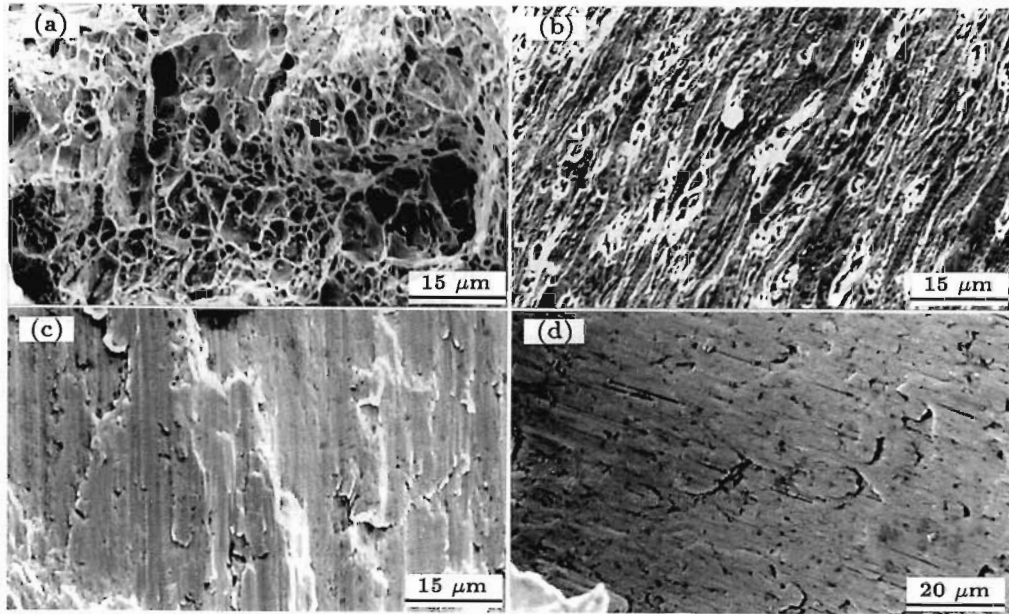


图 6 各种试样的断口 SEM 照片

Fig.6 Fractographs of different samples

(a) R5 tensile specimen, large sized voids appeared (b) shear band of fine-blanking, voids formed along shear direction  
(c) torsion specimen, fine shear plane formed and only a few of voids appeared (d) compression specimen, similar to Fig.6c

(1) 无空穴影响的剪切损伤: 如压缩、扭转, 材料在较低的  $R_\sigma$  ( $-0.33 \sim 0.1$ ) 下经历了较大的塑性变形, 无明显的塑性流动局部化出现, 因此不会出现损伤集中现象, 损伤主要表现为大变形引起的塑性滑移, 空穴形核被抑制, 因此不会出现空穴的长大和聚合。

(2) 剪切型空穴损伤: 发生在局部塑性大变形中, 如精冲、冲裁、切边等。材料在低  $R_\sigma$  下出现了强烈的应变集中现象, 加速了空穴的增长, 虽然应力三轴度很低, 但在强烈的剪切作用下空穴依然会形核、长大、聚合, 形成沿剪切方向分布的长条形空穴。

(3) 拉伸型空穴损伤: 出现在以拉应力为主 ( $R_\sigma$  在  $-0.33 \sim 0.9$  之间) 的应力状态中, 空穴受力从单向受拉迅速发展向三向受拉发展, 空穴得到充分地长大, 断裂是由空穴的聚合造成。

### 3 一个新的延性空穴损伤模型

Rice 和 Tracey 对理想塑性材料中一个孤立的球形空穴在高三轴应力下的近似扩展规律进行了研究, 并提出了如下损伤模型 (简称 RT 模型):

$$\int_0^{\bar{\epsilon}^P} \exp(1.5 \frac{\sigma_m}{\sigma}) d\bar{\epsilon}^P = C \quad (1)$$

式中,  $C$  为临界损伤值,  $\bar{\epsilon}^P$  为等效塑性应变。

基于空穴增长的 RT 模型在预测高应力三轴度下的空穴损伤时较准确, 但在预测低应力三轴度时误差较大。本文对已有损伤模型资料进行研究发现, 在众多的基于空穴的损伤模型中, 对于空穴长大过程中形状改变规律的研

究甚少<sup>[9]</sup>, 大多数模型是基于  $R_\sigma$  或  $\sigma_m$  对空穴体积的影响。通过扫描电镜对各试样断口进行分析, 并结合有限元分析了不同试样塑性变形过程的应力状态, 可以发现, 拉伸和精冲过程中空穴长大的尺寸不同, 空穴的形状不同, 聚合的方式不同, 但从细观层面上拉伸试验中出现的拉伸型空穴损伤和精冲中出现的剪切型空穴损伤是统一的。因此本文在 RT 模型基础上引入应力偏张量, 提出了一个适用于拉伸和精冲的新的模型, 如下式所示:

$$\int_0^{\bar{\epsilon}^P} (\exp(1.5 \frac{\sigma_m}{\sigma})) (1 + C_1 |\frac{\sigma'_3}{\sigma_1}|) d\bar{\epsilon}^P = C \quad (2)$$

式中,  $\sigma'_3 (= \sigma_3 - \sigma_m)$  为最小主应力的偏张量,  $\sigma'_1 (= \sigma_1 - \sigma_m)$  为最大主应力的偏张量,  $C_1$  为与材料有关的常数。公式中包含两个未知量, 是与材料有关的参数, 可以通过两种不同工艺参数的有限元模拟与材料实验相结合的方式来确定。

该式体现了应力三轴度和应力偏张量对空穴体积和空穴形状的共同作用, 能预测更广范围的三轴应力状态下空穴损伤的发展, 同时能够反映空穴形状变化对损伤程度的影响。

众所周知, 应力球张量  $\sigma_m$  能使材料产生体积变化, 而不能产生形状变化和塑性变形; 应力偏张量  $\sigma'_{ij}$  只能使物体产生形状变化, 而不能产生体积变化。  $\sigma_m$  和  $\sigma'_{ij}$  的作用也反映在对空穴体积和形状改变的影响上。因此本文在 RT 模型引入最小应力偏张量和最大应力偏张量的比值  $|\frac{\sigma'_3}{\sigma_1}|$ , 反映了最大、最小主应力偏张量对空穴形状变化

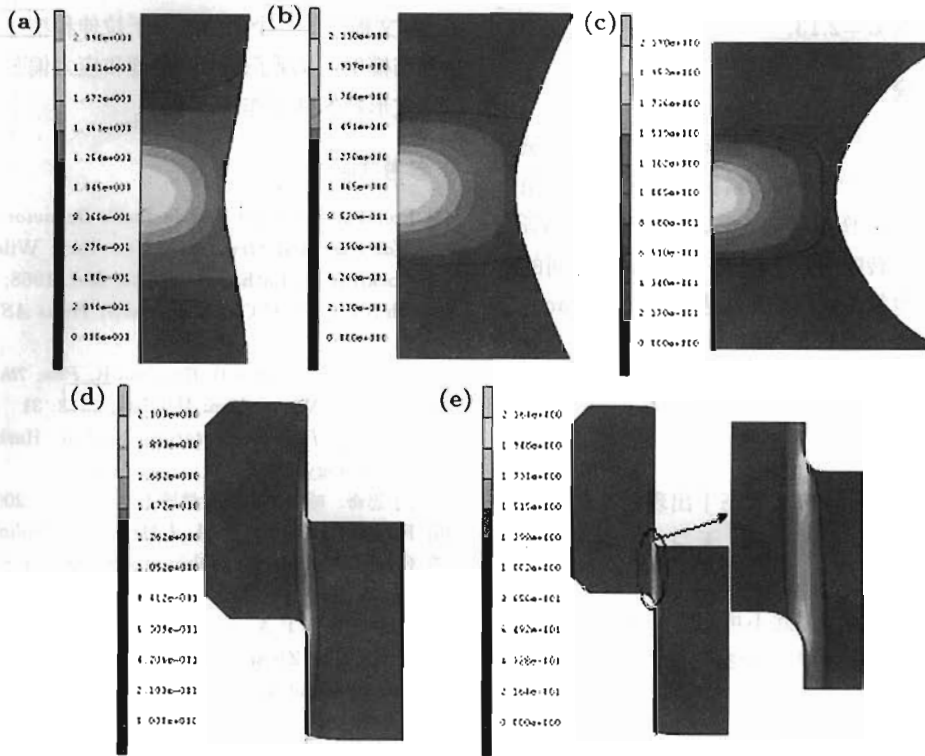


图 7 改进的 RT 模型预测的达到损伤临界值时的损伤分布

Fig.7 Damage distributions in the specimens under different tests calculated by improved RT model (Eq.(2))

(a) standard tensile specimen (b) R12 tensile specimen (c) R5 tensile specimen  
 (d) fine-blanking ( $F_R=100$  kN,  $F_G=50$  kN) (e) fine-blanking ( $F_R=600$  kN,  $F_G=300$  kN)

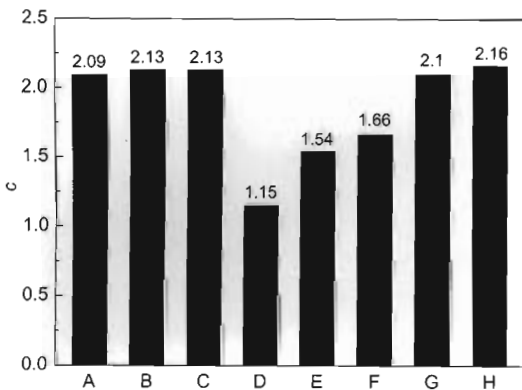


图 8 改进的 RT 模型预测的各实验的临界损伤值

Fig.8 Critical damage values predicted by improved RT model for 8 tests (A—standard tensile specimen, B—R12 tensile specimen, C—R5 tensile specimen, D—compression ( $h/r=1$ ), E—compression specimen ( $h/r=1.5$ ), F—torsion specimen, G—fine-blanking ( $F_R=100$  kN,  $F_G=50$  kN), H—fine-blanking ( $F_R=600$  kN,  $F_G=300$  kN))

的影响,绝对值的意义就是为了忽略偏应力张量对空穴作用的方向性.

为了在有限元中计算出模型中的未知量,损伤模型可作如下变换:

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \exp(1.5 \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}) d\bar{\epsilon}^P + \int_0^{\bar{\epsilon}_f} C_1 \exp(1.5 \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}) \frac{|\sigma'_3|}{|\sigma'_1|} d\bar{\epsilon}^P = C \quad (3)$$

可采用较为简单的宏观材料实验和计算模拟相结合的方法来确定材料模型参数.模型变为两个分模型进行单独计算,式中含 2 个未知量,因此需要对任意两种不同的实验过程进行模拟,当达到实验中出现宏观裂纹时停止计算,对规格为 R12 和 R5 试样  $C_1$  值的表达式为

$$C_1 = \frac{A_1 - A_2}{A_3 - A_4} \quad (4)$$

其中

$$A_1 = \left( \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \exp(1.5 \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}) d\bar{\epsilon}^P \right)_{R=5}$$

$$A_2 = \left( \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \exp(1.5 \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}) d\bar{\epsilon}^P \right)_{R=12}$$

$$A_3 = \left( \int_0^{\bar{\epsilon}_f} C_1 \exp(1.5 \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}) \frac{|\sigma'_3|}{|\sigma'_1|} d\bar{\epsilon}^P \right)_{R=5}$$

$$A_4 = \left( \int_0^{\bar{\epsilon}_f} C_1 \exp(1.5 \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}) \frac{|\sigma'_3|}{|\sigma'_1|} d\bar{\epsilon}^P \right)_{R=12}$$

求出  $C_1$  再带入式 (2) 后即可求出  $C$  值:  $C_1=0.47$ , 可得 45 钢的临界损伤值  $C=2.13$ .

#### 4 延性空穴损伤模型的验证

图 7 和 8 是以出现宏观裂纹时各试样实测的特征量为基准, 利用改进的 RT 模型计算出累积损伤值. 拉伸、精冲计算出的各自的临界损伤值基本一致, 误差控制在 4% 以内; 但预测压缩和扭转时有较大误差. 这是由于不同的损伤机理所造成的. 也就是说, 采用改进的 Rice-Tracey 模型结合拉伸实验获得的临界损伤值, 可准确预测精冲过程中宏观裂纹的断裂位置.

#### 5 结论

(1) 金属材料在不同三轴应力状态下出现的损伤方式不同, 本文提出了三种延性损伤机理: 无空穴影响剪切损伤、剪切型空穴损伤和拉伸型空穴损伤.

(2) 损伤机理有所不同, 因此不可能有一个完全统一的损伤模型来预测金属材料的损伤断裂行为, 这也正是许多学者提出的损伤模型在预测不同应力状态下材料断裂时误差较大的原因.

(3) 拉伸和精冲过程中空穴长大的尺寸不同, 空穴的

形状不同, 但从微观层面上两者的损伤机理是统一的, 由此, 本文提出了一个新的适用于拉伸和精冲的空穴长大延性损伤模型, 体现了应力三轴度和应力偏张量对空穴体积和空穴形状的共同作用.

#### 参考文献

- [1] Freudenthal A M. *The Inelastic Behavior of Engineering Materials and Structures*. New York: Wiley, 1950
- [2] Cockroft M, Latham D. *J Inst Met*, 1968; 96: 33
- [3] Oh S I, Chen C C, Kobayashi S. *Trans ASME*, 1979; 101: 36
- [4] Brozzo P, de Luca B, Rendina R. *Proc 7th Biennial Conf IDDRG*, Amsterdam: IDDRG, 1972: 31
- [5] Yu Z Q. *PhD Dissertation*, Harbin: Harbin Institute of Technology, 2003  
(于忠奇. 哈尔滨工业大学博士学位论文, 2003)
- [6] Rice J R, Tracey D M. *J Mech Phys Solid*, 1969; 17: 201
- [7] Oyane M, Sato T, Okimoto K, Shima S. *J Mech Phys Solid*, 1969; 17: 201
- [8] McClintock F A. *J Appl Mech*, 1968; 35: 363
- [9] Zheng C Q, Zhou L, Zhang K S. *Study on Metal Toughness Damage and its Application*. Beijing: National Defence Industry Press, 1995  
(郑长卿, 周利, 张克实. 金属韧性破坏的细观力学及其研究应用. 北京: 国防工业出版社, 1995)