

韧性裂纹扩展的损伤力学描述

沈阳航空发动机研究所 周柏卓 汉堡国防军大学 U. Schomburg
北京航空航天大学 聂景旭* 沈阳航空发动机研究所 杨士杰
沈阳建筑工程学院 张晓霞

【摘要】 描述了基于材料微观空穴成核、长大和聚合的损伤力学模型,用增量本构关系模拟了空穴的成核和长大。用有限元损伤模型计算了裂纹的扩展,其计算值与试验结果吻合较好。

主题词: 损伤 裂纹扩展 空穴

分类号: O346.5

1 引言

根据经典弹塑性断裂力学的理论,稳定裂纹扩展的阻力曲线与试件的大小和形状有关,这样就难以用试件的阻力曲线来预测构件的断裂特性。损伤力学的材料断裂损伤模型是用在裂纹尖端占主导地位的空穴的成核、长大和聚合来描述材料性质的劣化,所以该损伤模型所需要的材料常数是与试件的形状和大小无关的。因此,试件的损伤参数可以推广到不同几何形状和大小的构件中去。材料的韧性破坏伴随着微观空穴的长大和聚合。这种空穴会在材料的非金属夹杂、二相粒子和人为引进的颗粒增强体等处成核。早期的研究^[1,2]指出,空穴的增长率随着静水压力的增大而增长。该研究用来估计空穴聚合的临界应变,但不能考虑相临空穴的相互作用。GURSON^[3]研究了材料的显微空穴。通过对含有一个球形空穴的特性单元体的研究,建立了多孔体韧性材料的损伤模型。但这个模型还不能描述小空穴比情况下的空穴聚合。TVERGAARD 和 NEEDLEMAN^[4]对 GURSON 模型进行了修正,得到了考虑空穴间相互作用的损伤模型,并且可描述在小空穴比情况下相临空穴的聚合。

2 损伤模型

GURSON 用含有一个同心球型空穴的球型微元体模型,得出了带有一定空穴比例材料的宏观屈服准则的近似表达式。

$$\Phi = (\sigma_e / \sigma_y)^2 + 2f \cosh(3\sigma_H / 2\sigma_y) - (1 + f^2) = 0 \quad (1)$$

式中: Φ 为屈服函数; σ_e 为宏观 Von Mises 等效应力; σ_y 为无损伤材料的屈服极限; σ_H 为静水压力; f 为空穴体积分数。在 GURSON 模型中,损伤量是用 f 的标量参数表示的,当 $f = 0$ 时,表示材料没有损伤。将 $f = 0$ 代入(1)式得 $\sigma_e = \sigma_y$ 。这就是标准的 Von Mises 屈服准则。随着 f 的增加,屈服面逐渐缩小。当 $f = 1$ 时,表示材料已经破坏。将 $f = 1$ 代入(1)式得 $\sigma_e = \sigma_H = 0$ 。此时由(1)式表示的屈服面已缩小到一个点。

图 1 表示空穴体积分数 f 取不同值时的 Von Mises 等效应力 σ_e 和静水压力 σ_H 之间的关系。在屈服面上, 当 f 一定时, σ_e 随着 σ_H 的增大而减小。开始时, σ_e 随 σ_H 的变化很缓慢, 当 σ_H 超过一定值时, σ_e 迅速下降至 0。

GURSON 模型过高地估计了材料失效时的空穴体积分数, 该模型也不能考虑空穴的聚合。TVERGAARD 和 NEEDLEMAN 对 GURSON 模型进行了修正, 给出了带有一定空穴比例材料的宏观屈服准则修正公式。

$$\Phi = (\sigma_e / \sigma_y)^2 + 2q_1 f^* \cosh(3\sigma_H / 2\sigma_y) - [1 + (q_1 f^*)^2] = 0 \quad (2)$$

式中: q_1 为空穴体积分数的修正系数, $q_1 = 1.5$; f^* 为空穴体积分数 f 的修正函数, f^* 由下式决定。

$$f^*(f) = \begin{cases} f & \text{当 } f \leq f_c \\ f_c + [(f_u - f_c) / (f_F - f_c)](f - f_c) & \text{当 } f > f_c \end{cases} \quad (3)$$

式中: f_c 为空穴聚合的临界空穴体积分数; f_u 为材料失效时的理论空穴体积分数; f_F 为材料失效时的实际空穴体积分数。

在(2)式中, 当材料没有损伤, 即 $f^* = 0$ 时, 可得 $\sigma_e = \sigma_y$, 则(2)式退化为标准的 Von Mises 屈服准则。当 $f^* = 1/q_1$ 时, 可得 $\sigma_e = \sigma_H = 0$, 由(2)式表示的屈服面已变为一个点, 此时表示该点的材料已完全损伤。空穴体积分数的变化率是原空穴的增长率和新空穴的成核率之和。

$$\dot{f} = \dot{f}_{\text{增长}} + \dot{f}_{\text{成核}} \quad (4)$$

根据空穴周围材料的不可压缩性可得空穴的增长率 $\dot{f}_{\text{增长}}$ 为

$$\dot{f}_{\text{增长}} = (1 - f) \dot{\epsilon}^p \quad (5)$$

式中: $\dot{\epsilon}^p$ 为等效塑性应变。由应变控制的空穴成核率由下式表示。

$$\dot{f}_{\text{成核}} = (f_N / \sqrt{2\pi}S) \exp\{-(1/2)[(\dot{\epsilon}^p - \dot{\epsilon}_n) / S]^2\} \dot{\epsilon}^p \quad (6)$$

式中: f_N 为成核粒子的体积分数; $\dot{\epsilon}_n$ 为与空穴成核对应的平均应变的门坎值; S 为标准差。

3 计算结果及试验验证

用 MARC 大型非线性有限元程序中修正的 GURSON 损伤模型计算了紧凑拉伸试件在外载荷作用下的损伤过程, 并同试验结果^[5]进行了比较。试件的厚度 $\delta = 19 \text{ mm}$, 其初始裂纹长度为 $a = 29.5 \text{ mm}$ 。试件的材料为 STE460, 其应力应变关系如图 2 所示。

图 3 表示试件的有限元网格。由于对称性, 取试件的上半部分为研究对象。在裂纹附近和裂纹前端, 网格逐渐加密。采用四结点、平面应变、大变形的非线性有限单元。共划分为 714 个单元, 804 个结点。结点 1 至 61 表示网格的下边界、裂纹面上和裂纹前端, 两个相邻结点间的距离为 0.1 mm , 结点 21 表示裂纹尖端的起始点。

图 4 表示外载荷点张开位移的关系。由图可以看出, 计算结果与试验结果的下限很接近。

图 5 表示外载荷与裂纹扩展量的关系(图 4 和图 5 中—1, ○2, ◇3, □4, △5, ▽6; 1 计算值, 2~6 不同编号试件的试验值)。结点 21 的损伤随着外载荷 F 的增加而增加, 当外载荷 F 增加到 37 kN 时, 结点 21 完全损伤, 裂纹尖端移动到了 22 结点, 即裂纹向前扩展了 0.1 mm 。在这样的初始裂纹长度条件下, 一旦裂纹开始扩展, 要维持裂纹的稳定扩展, 必须减小外载荷。试

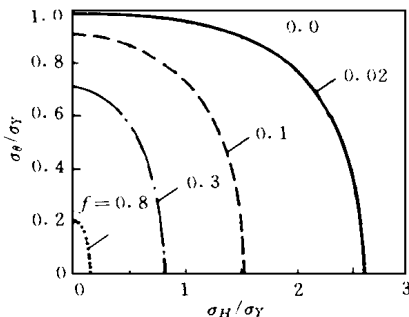


图 1 屈服面与损伤参数的关系

验结果也证实了这样的规律。

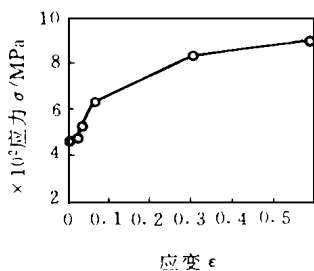


图 2 材料的应力应变关系

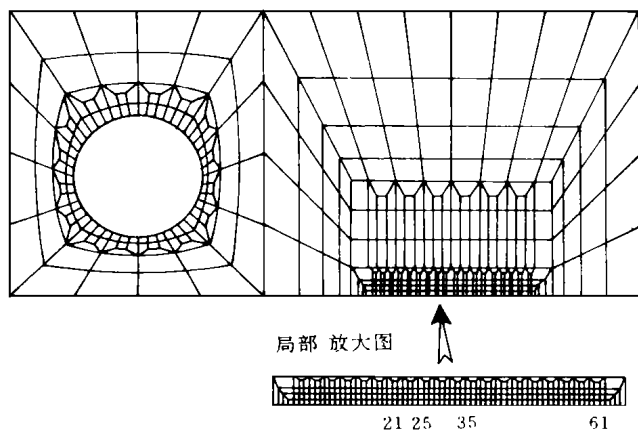


图 3 试件有限元网格

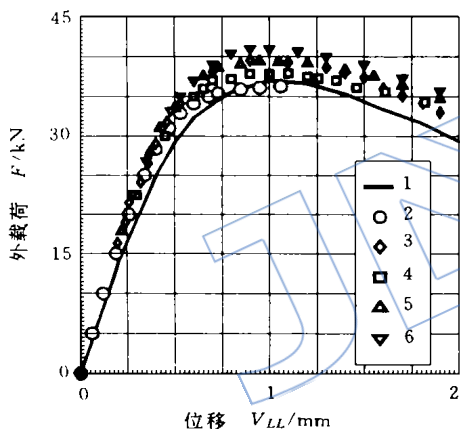


图 4 外载荷与张开位移的关系

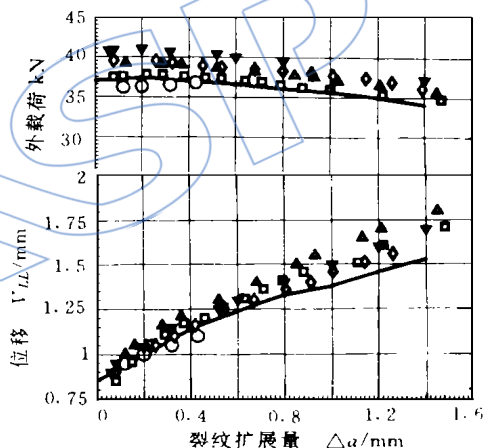


图 5 外载荷和张开位移与裂纹扩展量的关系

图 5 上又表示加载点的张开位移与裂纹扩展量的关系。当加载点的位移从 0 增加到 0.84 mm 时, 裂纹没有扩展; 当加载点的位移从 0.84 mm 增加到 1.53 mm 时, 裂纹从 0 扩展到 1.4 mm, 即结点从 21 到 35 依次进入完全损伤状态。与试验结果的趋势完全一致。

图 6 表示结点 21 至 25 (○结点 21, ◇结点 22, □结点 23, ▲结点 24, ▼结点 25) 的损伤量与加载点张开位移 V_{LL} 之间的关系。开始时, f 随着 V_{LL} 的增加而增加, 当 f 随着 V_{LL} 的增加而不再增加, 并保持常数时, 表示该点附近的材料已完全破坏。随着 V_{LL} 的增加, 从结点 21 所对应的单元至结点 25 所对应的单元依次进入完全损伤状态。

图 7 表示结点 21 至 25 的垂直方向上的支反力 R 与加载点张开位移 V_{LL} 之间的关系。开始时, 由于材料的损伤较小, 支反力 R 随 V_{LL} 的增加而增加; 随着加载点位移 V_{LL} 的继续增加, 材料的损伤占主导地位, 支反力逐渐减小。支反力的减小表示该结点附近材料的承载能力在下降。当支反力降为 0 时, 表示该结点附近的材料已完全损伤。

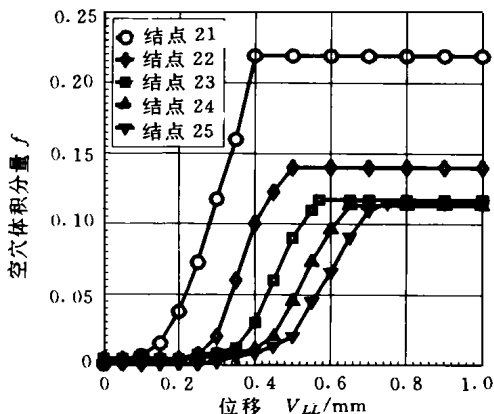


图6 损伤量与张开位移的关系

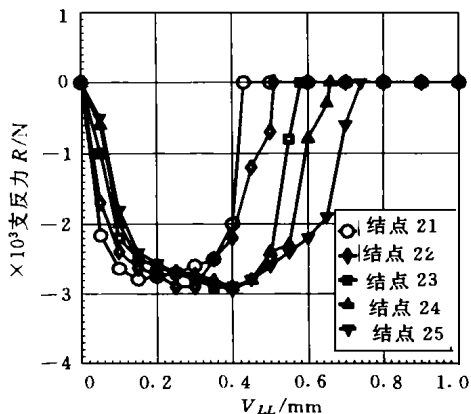


图7 结点支反力与张开位移的关系

4 结 论

(1) 损伤的计算结果与裂纹处和裂纹前端的有限单元的尺寸有关。当此处的单元边长分别为 0.1、0.05 和 0.025 mm 时, 计算结果的差别很小。(2) 由于损伤模型所需要的材料常数是 与试件的形状和大小无关的, 所以所用的材料的损伤参数 $q_1, f_c, f_F, f_n, \epsilon_n$ 和 S 等可应用于同 一种材料的不同构件。(3) 与文献[5]比较, 本文的计算结果更符合试验结果。

参 考 文 献

- McClintock F A. A Criterion for Ductile Fracture by Growth of Holes. J. Appl. Mech. 1968, 35
- Rice J R, Tracey D M. On the Ductile Enlargement of Voids in Triaxial Stress Fields. J. Mech. Phys. Solids, 1969, 17
- Gurson A L. Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I - Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media. Journal of Engineering Materials and Technology. 1977
- Tvergaard V, Needleman A. A Analysis of the Cup- Cone Fracture in a Round Tensile Bar. Acta Metall. 1984, 32
- Fricke S, Klingbeil D, Arndt S. Systematische Untersuchung des Einflusses der Elementgroesse bei Risswachstumsimulationen mit dem Gurson Model. DVM - Arbeitskreis "Bruchvorgaemge" - Köln, 1995
- 楼志文. 损伤力学基础. 西安: 西安交通大学出版社, 1991
- Worswick M J, Pick R J. Void Growth in Plastically Deformed Free- Cutting Brass. Journal of Applied Mechanics, 1991
- Needleman A, Tvergaard V. A n Analysis of Ductile Rupture in Notched Bars. J. Mech. Phys. Solids, 1984, 32

(责任编辑 王震华)

show that the centrifugal loadings have a significant effect on the local and integrative deformations of the blades as well as the character of the responses.

Key Words Blades Numerical analysis Bird collision Responses

DAMAGE MECHANICS DESCRIPTION OF DUCTILE CRACK GROWTH

Zhou Baizhuo, Yang Shijie, Zhang Xiaoxia

(Shenyang Aeroengine Research Institute, Shenyang 110015)

Schomburg Uwe

(Universitaet der Bundeswehr Hamburg, D- 22043 Germany)

Nie Jingxu

(4th Dept. Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100083)

ABSTRACT

Damage models of material failure by microvoid nucleation and growth to coalescence are described. Approximate constitutive relations are used, to model both the nucleation and growth of the microvoids. The Crack growth has been numerically analyzed, based on damage model of finite element method and compared with the experiments of compact tension specimen successfully.

Key Words Damage Crack propagation Voids

RESEARCH ON VIBRATION CHARACTERISTICS OF A CRACKED BLADE

Xu Kejun

(Dept. of Mechanical Engineering, Havy Institute of Aviation Technology, Qingdao 266041)

Liu Qizhou

(7th Dept. Northwestn Polytechnical University, Xi'an 710072)

ABSTRACT

A method for calculating vibration characteristics of a cracked blade has been developed by using a transfer matrix analysis. The effects of the crack on stiffness at the crack location is equivalent to the flexibility of an elastic hinge. A cantilever beam with rectangular cross- section with a transverse crack extending uniformly along its width is taken as an example. The influence of parameters, such as depth, position of crack, on natural frequencies of blade oscillation is discussed. It is found that the natural frequencies of the rotating cracked blade increase as the crack moves from the root to the tip of the blade and decrease as the extent of the crack increases oscillation and the crack in the beam has substantial effects on the natural frequencies as rotational speed increases. The nonlinear vibration characteristics (frequency spectrum) of the cracked blade are analyzed theoretically by using square function to simulate crack open and closure. It is shown that nonlinear vibration characteristics become obvious as the extent of the crack increases. The experimental research on vibration characteristics of cracked blade has been carried out with rectangular cross- section cantilever beam as a specimen. The experimental results verify the analysis of the theoretical method. Finally, a suggestion is offered on an on- line diagnostic system of blade crack.

Key Words Blades Cracks Vibration characteristics