

文章编号: 1000-7598-(2006)10-1647-06

考虑三向应力效应的最大 Mises 应力复合断裂判据

栾茂田¹, 杨新辉^{1,2}, 杨 庆¹, 樊 成¹, 叶祥记¹

(1. 大连理工大学 海岸和近海工程国家重点实验室/土木水利学院岩土工程研究所, 大连 116024;

2. 中国建筑科学研究院 地基基础研究所, 北京 100013)

摘 要: 通过对脆性断裂过程中开裂扩展机理的分析, 提出了径向平面最大 Mises 应力(RPMS)概念。在平面应变条件下考虑泊松比的影响, 对不同应力复合比的 I-II 复合型载荷作用下裂尖处应力分布进行了分析, 以此为基础, 考虑裂尖处三向应力状态对断裂过程的影响, 将径向平面上的最大 Mises 应力作为裂纹开裂扩展的控制因素。据此, 针对复合型载荷模式, 提出了裂尖复合脆性断裂判据及裂纹开裂方向表达式。将计算结果与现有试验或其他理论进行了对比分析, 以此验证了该径向平面上最大 Mises 应力断裂判据的合理性。

关 键 词: 脆性断裂机理; 断裂判据; 裂尖模型; 应力强度因子; 最大 Mises 应力; 复合型载荷; 裂纹开裂角
中图分类号: TU 452 **文献标识码:** A

A mixed-mode fracture criterion based on maximum Mises stress on radial plane under three-dimensional stress condition

LUAN Mao-tian¹, YANG Xin-hui^{1,2}, YANG Qing¹, FAN Cheng¹, YE Xiang-ji¹

(1.State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Institute of Geotechnical Engineering, School of Civil and Hydraulic Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China; 2. Institute of Foundation Engineering, China Academy of Building Research, 100013, China)

Abstract: Based on the analysis of fractural mechanism of brittle materials, the concept of the radial plane maximum stress (RPMS) is presented. Under plane-strain condition, the stress distribution near the crack-tip is analyzed for mixed loading mode with different composite stress ratios in which the effect of Poisson's ratio is taken into account. Afterwards, the maximum Mises stress on the radial plane is taken as the key factor which governs the fracture behavior and crack initiation and the mixed fracture criterion on the basis of the radial plane maximum stress is proposed to consider the effect of three-dimensional stresses. As a result, the expression of crack initiation orientation is given. The results computed by the proposed method are compared with solution obtained by the conventional fracture theory and experimental data. It is shown that the proposed solution can give a good understanding of fractural mechanism and behavior of brittle materials under combined loading pattern.

Key words: brittle fracture mechanism; fracture criterion; crack-tip model; stress intensity factor; maximum Mises stress; mixed loading mode; orientation of crack development

1 前 言

工程上的宏观断裂形式主要有脆性断裂和延性断裂。常用的工程材料岩石和混凝土等脆性及准脆性材料在通常的载荷条件下发生的都是脆性断裂。在目前的断裂力学研究中, 通常以裂纹上作用的载荷形式直接作为判断裂尖断裂形式的依据, 而在实际的断裂过程中裂尖处材料的断裂破坏是由其应力条件所决定的, 载荷的形式不能决定裂纹的开裂断裂形式。在拉应力载荷作用下裂尖处可能产生张开型的 I 型断裂, 或产生剪切破坏的 II 型断裂。同理,

在剪切载荷作用下裂尖处也可以产生 I 型拉断和 II 型剪断。对 I 型载荷或 II 型载荷作用下裂纹开裂机理和断裂判据从宏观到细观以及微观尺度上已开展了大量的分析^[1-3], 但是, 细观或微观上的断裂力学研究往往过于复杂, 几乎无法应用于宏观裂纹断裂问题的工程分析。由于对断裂机理的模糊认识, 虽然已经提出了各种宏观断裂判据^[4~6], 并在一定程度上解释了宏观上的脆性断裂过程, 但仍不能准确地描述和预测裂纹的实际断裂和开裂扩展过程。复合型载荷作用下裂纹的开裂问题一直是断裂力学中的关键问题。本文通过分析三向应力状态下裂尖的

收稿日期: 2005-02-05

修改稿收到日期: 2005-07-26

资助项目: 国家自然科学基金资助项目(No. 50172022)与教育部跨世纪优秀人才培养计划研究基金资助项目(教技函[1998]2 号)。

作者简介: 栾茂田, 男, 1962 年生, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事岩土力学基本理论与数值分析、海洋土力学理论与实验技术、非线性土动力学理论与计算等方面的科研与教学工作。E-mail: mtluan@dlut.edu.cn

应力分布, 阐明了在脆性断裂过程中, 断裂方向由裂尖处的径向平面上的最大 Mises 应力所决定。由此基于裂尖径向平面最大 Mises 应力, 建立了三向应力状态下的复合断裂判据, 同时提出了不同应力复合比下的裂尖开裂角的数学表达式, 并将计算结果与有关试验及理论分析结果进行了对比, 论证了本文所提出的断裂准则的合理性。

2 脆性断裂的开裂扩展机理分析

由于裂纹的存在, 材料在力学特性上呈现出非线性特征, 但脆性材料本身是弹性连续的, 其裂尖的开裂与扩展过程也可以看作是连续的, 仍可以用线弹性力学理论加以阐述。如图 1 所示, 设 A 和 B 分别为裂纹尖端处裂尖径向方向上相邻的两个材料微单元体, 其公共界面为节点 3 和节点 4 之间的连线, 荷载作用下裂尖应力场在微元 A 和微元 B 上的最大应力分别为 σ_A 与 σ_B , 荷载增加使得这两个应力先后达到破坏应力 σ_c , 即 $\sigma_A = \sigma_c$ 和 $\sigma_B = \sigma_c$ 时单个微元产生破坏并沿破坏面断裂。微元 A 和微元 B 的潜在破坏面分别用 A' 和 B' 表示, 二者分别穿过各自微元中心 O_A 和 O_B 。

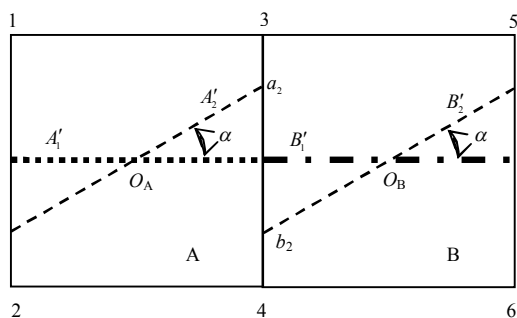


图 1 裂尖附近两个相邻材料微元的潜在破坏形式

Fig.1 The potential fracture pattern of two adjoining infinitesimal elements at the neighborhood of the crack-tip

在某一组远场力系 p_1 作用下, 若微元 A 的潜在破坏面 A' 和微元 B 的潜在破坏面 B' 共面(三维情况)或共线(二维情况), 则微元 A 与微元 B 的破坏过程能够传递和继续传播, 从而形成一个连续的破坏断裂面而使裂纹发生开裂与扩展。在另外一组远场力系 p_2 作用下, 若在微元 A 与微元 B 中所形成的潜在破坏面 A'_2 和 B'_2 , 且相互平行, 与两个微元中心连线的倾向 $\overline{O_A O_B}$ 之间的夹角为 α , 两个潜在破坏面在两个微元共边或共面 $\overline{34}$ 上的交点 a_2 和 b_2 不重合, 由于材料的线弹性连续性, 微元 A 和微元 B 仅有弹性变形而没有塑性变形, 节点 3, 4 不可能发生裂开, 也不会产生相对位移, 所以微元受力作用产生变形后, 点 a_2 和 b_2 不会重合在一起, 因此破坏面

A'_2 和 B'_2 无法形成共线(二维情况)或共面(三维情况)状态, 在这种情况下微元 A 和微元 B 的破坏过程不能传递下去, 不能形成连续破坏面, 无法产生宏观裂纹扩展。由此可见, 在脆性断裂时裂纹开裂的扩展方向并不是单纯由材料的最大主应力、最大剪应力或其他某种最大应力所决定, 而应考虑上述的脆性断裂微过程传播中的一致连续性特点。

3 径向平面最大应力

脆性材料裂纹的开裂点或起裂点的方位与裂纹的扩展方向是一致的, 但并不是在裂尖处的圆周上某点应力状态满足最大正应力或最大剪应力或其他屈服准则的方向, 而是沿着由裂尖所发出的某一射线的方向, 因此, 这里认为裂纹沿着由裂尖出发的某个射平面 $\theta = \theta_p$ 方向进行扩展, 当这个射平面上材料的最大应力正交于射平面 $\theta = \theta_p$, 且达到其破坏强度时, 裂纹则沿着这个射平面进行扩展, 该射平面称为最大应力径向平面, 以此为基础所建立的断裂判据称为径向平面最大应力准则 RPMS (the criterion of radial plane maximum stress)。

如果考虑材料的破坏以最大拉应力破坏为主, 即在圆周某一径向方向上材料达到最大拉应力时破坏, 裂尖径向上的最大拉应力平面也就是由 Erdogan 和 Sih (薛) 的最大周向拉应力准则^[4]所确定的平面, 这里为了考虑三向应力状态, 采用复合型荷载作用下裂尖的最大 Mises 应力所在径向平面上应力进行断裂判断。

4 考虑三向应力效应的 RPMS 判据

4.1 裂尖区域上的 Mises 应力

复合型荷载作用下, 当规定拉应力为正时, 裂尖处 3 个主应力为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1 &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left[\left(\cos \frac{\theta}{2} - \cot \beta \sin \frac{\theta}{2} \right) + \frac{1}{2} \sqrt{\sin^2 \theta + 2 \cot \beta \sin 2\theta + \cot^2 \beta (3 \cos^2 \theta + 1)} \right]; \\ \sigma_2 &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left[\left(\cos \frac{\theta}{2} - \cot \beta \sin \frac{\theta}{2} \right) - \frac{1}{2} \sqrt{\sin^2 \theta + 2 \cot \beta \sin 2\theta + \cot^2 \beta (3 \cos^2 \theta + 1)} \right]; \\ \sigma_3 &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} 2\nu \left(\cos \frac{\theta}{2} - \cot \beta \sin \frac{\theta}{2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

其中 K_I 为 I 型应力强度因子。

针对复合型荷载模式, 平面应力条件和平面应

变条件下的 Mises 应力分别为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_s^{\text{pstress}} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sqrt{f_1^2(\theta, \beta) + 3f_2^2(\theta, \beta)}; \\ \sigma_s^{\text{pstrain}} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sqrt{(1-2\nu)^2 f_1^2(\theta, \beta) + 3f_2^2(\theta, \beta)} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

其中

$$\left. \begin{aligned} f_1(\theta, \beta) &= \left(\cos \frac{\theta}{2} - \cot \beta \sin \frac{\theta}{2} \right); \\ f_2(\theta, \beta) &= \frac{1}{2} \left[\sin^2 \theta + 2 \frac{\sin 2\theta}{\tan \beta} + \frac{(3 \cos^2 \theta + 1)}{\tan^2 \beta} \right]^{\frac{1}{2}} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

对于拉伸载荷, 裂尖的两个应力强度因子都是正值。当不考虑塑性变形对裂尖的影响时, 裂纹必然在区间 $[-\pi/2, 0]$ 内发生开裂与扩展。针对 $\beta = 15^\circ$ 和 $\beta = 60^\circ$ 两种情况, 按照上述公式计算所得到的裂尖上 Mises 应力分布如图 2 与图 3 所示。

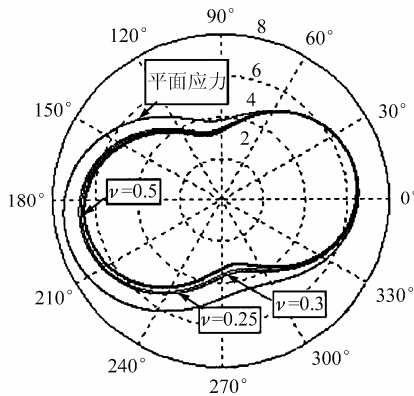


图 2 $\beta = 15^\circ$ 时不同泊松比条件下裂尖处 Mises 应力的分布
Fig.2 Distributions of Mises stresses near the crack-tip for different Poisson's ratios for $\beta = 15^\circ$

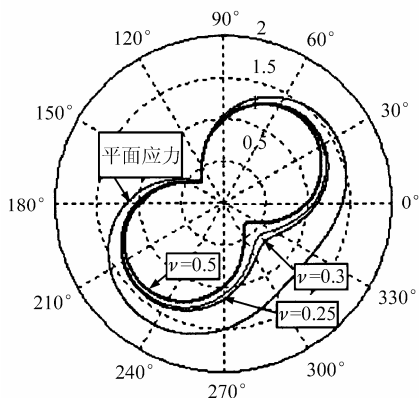


图 3 $\beta = 60^\circ$ 时不同泊松比条件下裂尖处 Mises 应力的分布
Fig.3 Distributions of Mises stresses near the crack-tip for different Poisson's ratios for $\beta = 60^\circ$

由图 2 与图 3 可见, 与平面应力情况不同的是平面应变情况下裂尖处的 Mises 应力分布依赖于泊松比, 同时, 当考虑三向应力状态时平面应变条件下裂尖处的 Mises 应力分布与应力复合比相关。针对不同倾角 β 下的裂纹情况, 由上述应力分析可以确定出 Mises 应力在区间 $\left[-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}\right]$ 中的最大和最小值及其在裂尖上所对应的方位角 θ_{exc} , 计算结果见表 1。

表 1 平面应力和平面应变情况下不同裂纹倾角时裂尖处最大与最小 Mises 应力的方位角

Table 1 The orientation of maximum and minimum Mises stresses for different inclination angles of cracks

分布		裂纹倾斜角 $\beta/(^{\circ})$					
		15	30	45	60	75	90
平面应力	$\sigma_{\max}$	7.54	15.36	23.8	33.7	47.26	70.54
	$\theta_0/(^{\circ})$	$\sigma_{\min}$	-73.48	-63.52	-53.13	-41.44	-25.75
平面应变	$\sigma_{\max}$	10.06	20.44	31.72	45	64.1	-90
	$\theta_0/(^{\circ})$	$\sigma_{\min}$	-79.94	-69.56	-58.28	-45	-26.9

4.2 三向应力情况下 RPMS 判据

Mises 应力又称为有效应力, 裂尖处的最大 Mises 应力相当于裂尖上的最大有效拉应力, 裂纹的开裂破坏将发生在其法平面上, 在平面应变情况下应考虑泊松比对 Mises 应力分布的影响, 一般情况下裂尖处的最小 Mises 应力所在的平面与最大 Mises 应力的方向并不正交。特殊地, 当泊松比 $\nu = 0.5$ 时, 可以证明最大 Mises 应力的方向正交于最小 Mises 应力的方向。裂尖处的高应力集中区一般存在塑性变形, 根据塑性变形过程中的体积不可压缩性, 这里直接选取 $\nu = 0.5$, 于是式(2)的第二式可以写成

$$\begin{aligned} \sigma_s^{\text{pstrain}} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sqrt{3} f_2(\theta, \beta) = \\ &= \frac{\sqrt{3} K_I}{2\sqrt{2\pi r}} \sqrt{\sin^2 \theta + 2 \cot \beta \sin 2\theta + \cot^2 \beta (3 \cos^2 \theta + 1)} \end{aligned} \quad (4)$$

当函数 $f_2(\theta, \beta)$ 的最大值为 $f_{2\text{max}}(\theta, \beta)$, 平面应变条件下的最大 Mises 应力 $\sigma_{\text{smax}}^{\text{I-II}}$ 为

$$\sigma_{\text{smax}}^{\text{I-II}} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sqrt{3} f_{2\text{max}}(\theta, \beta) \quad (5)$$

由此可以证明 I 型载荷作用下裂纹开裂时的裂尖处的主应力分别为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1 &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \right); \\ \sigma_2 &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \right); \\ \sigma_3 &= \begin{cases} 0 & (\text{平面应力}) \\ \frac{2\nu K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} & (\text{平面应变}) \end{cases} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

由此可以确定裂尖处的 Mises 应力:

$$\sigma_s^I = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_2)^2]} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sqrt{1 + 3 \sin^2 \frac{\theta}{2}} \quad (7)$$

根据上述 I 型载荷作用下裂尖应力场的分布特征可知, 最大 Mises 应力发生在在裂尖上 $\theta = \pm 90^\circ$ 处, 此时裂尖的最大 Mises 应力为

$$\sigma_{smax}^I = \frac{\sqrt{5}}{2} \frac{K_{I\max}}{\sqrt{2\pi r}} \quad (8)$$

采用 Mises 屈服准则作为断裂判据, 当裂纹开裂时最大 Mises 应力 σ_{smax}^I 的临界值为 σ_{smaxc}^I , 在不同的载荷模式下, 如果断裂类型相同, 则在开裂时裂尖处的临界应力也是唯一相同的, 因此 I-II 复合型载荷作用下裂纹起裂时的最大 Mises 应力的临界值为 σ_{smaxc}^{I-II} , 于是

$$\sigma_{smaxc}^{I-II} = \sigma_{smaxc}^I \quad (9)$$

相应地, 对于裂尖应力强度因子, 当断裂发生时应力强度因子将达到其临界值即断裂韧度, 则

$$\sigma_{smaxc}^{I-II} = \frac{K_{I\max}}{\sqrt{2\pi r}} \sqrt{3} f_{2\max}(\theta, \beta) = \frac{\sqrt{5}}{2} \frac{K_{Ic}^I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (10)$$

可知使得 $f_2(\theta, \beta)$ 达到极值时所相应的极角 θ 是最大 Mises 应力和最小 Mises 应力所在的方位角, 函数 $f_2(\theta, \beta)$ 的极值可以根据其极值条件由下式确定:

$$\sin 2\theta(1 - 3 \cot^2 \beta) + 4 \cos 2\theta \cot \beta = 0 \quad (11)$$

由此可以确定两对极值点:

$$\theta_{\text{exe}} = \begin{cases} \pm \frac{1}{2} \arccot \left(\frac{3 \cot^2 \beta - 1}{4 \cot \beta} \right) \\ \frac{\pi}{2} \pm \frac{1}{2} \arccot \left(\frac{3 \cot^2 \beta - 1}{4 \cot \beta} \right) \end{cases} \quad (12)$$

当泊松比 $\nu = 0.5$ 时, Mises 应力的最大值与最小值的方向是相互正交的, 进一步根据函数极大值与极小值的判定条件, 可以证明当极角 θ_{exe} 满足下列条件时函数 $f_2(\theta, \beta)$ 将取得极大值,

$$2 \cos 2\theta(1 - 3 \cot^2 \beta) - 8 \sin 2\theta \cot \beta < 0 \quad (13)$$

所决定的最大 Mises 应力方向的法平面为 $\theta_{\text{max}}^{\text{rmps}}$, 以此作为裂纹开裂方向。相应地、最小 Mises 应力的方向所在的法平面为 $\theta_{\text{min}}^{\text{rmps}} = \left(\theta_{\text{max}}^{\text{rmps}} \pm \frac{\pi}{2} \right)$ 。由于 $K_I > 0$ 和 $K_{II} > 0$, 因此, 裂纹扩展仅能发生于裂尖区域的第 4 象限内, 于是要求 $\theta_{\text{max}}^{\text{rmps}} \in \left[-\frac{\pi}{2}, 0 \right]$ 。注意到函数

$f_2(\theta, \beta)$ 在 $\beta = \frac{\pi}{3}$ 处存在一个拐点。由此基于径向平面最大 Mises 应力准则可得裂纹开裂角为 $\theta_{\text{max}}^{\text{rmps}} = \theta_{\text{min}}^{\text{rmps}} \pm \frac{\pi}{2}$,

$$\theta_{\text{max}}^{\text{rmps}} = \begin{cases} \frac{1}{2} \arccot \left(\frac{3 \cot^2 \beta - 1}{4 \cot \beta} \right) - \frac{\pi}{2}, & 0 < \beta < \frac{\pi}{3} \\ \frac{1}{2} \arccot \left(\frac{3 \cot^2 \beta - 1}{4 \cot \beta} \right), & \frac{\pi}{3} < \beta < \frac{\pi}{2} \end{cases} \quad (14)$$

其中裂纹开裂角 $\theta_{\text{max}}^{\text{rmps}}$ 亦即是最小 Mises 应力所在的方向角, 同时也是即裂尖上的塑性区域最小半径所在的方位。由此将式(14)代入式(10), 可以确定该径向平面上最大 Mises 应力所对应的应力强度因子为

$$K_{I\max} = K_{II\max} \tan \beta = \frac{\sqrt{15} K_{Ic}^I}{6 f_2(\theta_{\text{max}}^{\text{rmps}}, \beta)} = \frac{\sqrt{15}}{3} K_{Ic}^I \left[\sin^2 \theta_{\text{max}}^{\text{rmps}} + 2 \frac{\sin(2\theta_{\text{max}}^{\text{rmps}} \pm \pi)}{\tan \beta} + \frac{(3 \cos^2 \theta_{\text{max}}^{\text{rmps}} + 1)}{\tan^2 \beta} \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (15)$$

值得注意的是, 除了泊松比 $\nu = 0.5$ 之外, 裂尖处最小 Mises 应力或最小塑性区半径并不位于最大 Mises 应力的法向方向上, 尹双增等建议以最小 Mises 应力或最小塑性区极半径方向角作为裂纹开裂角的判据, 即最小塑性区半径准则^[6, 7], 但在泊松比小于 0.5 的情况下, 该准则值得进一步商榷。

5 对于 RPMS 准则的验证

FeE505 钢材在 -140°C 的低温环境下表现出脆性特性, 其裂纹试件的断裂机理可以认为是脆性断裂。Kong 对裂纹倾角 $\beta = 7^\circ, 16.5^\circ, 33.5^\circ, 62.5^\circ$,

90° 等 5 种裂纹试件进行了断裂实验^[8], 同时对裂纹脆性断裂问题提出了下列的最大三轴应力 M 准则:

$$M^* = \frac{\sigma_{kk}}{3\sigma_e} = \frac{F_1}{F_2} \quad (17)$$

式中, M^* 为一个无量纲的比值; $\frac{\sigma_{kk}}{3}$ 为平均法向应力; σ_e 为等效应力,

$$\left. \begin{aligned} F_1 &= 2\sqrt{2}(1+\nu) \left[K_I \cos \frac{\theta}{2} - K_{II} \sin \frac{\theta}{2} \right]; \\ F_2 &= 3 \left\{ \left(\frac{3}{2} K_I^2 - \frac{9}{2} K_{II}^2 \right) \sin^2 \theta + \right. \\ &\quad \left[2K_I^2 (1-2\nu)^2 + 6K_{II}^2 \right] \cos^2 \frac{\theta}{2} + \\ &\quad 8K_{II}^2 (1-\nu+\nu^2) \sin^2 \frac{\theta}{2} + \\ &\quad \left. K_I K_{II} \left[3 \sin 2\theta - 2(1-2\nu)^2 \sin \theta \right] \right\}^{\frac{1}{2}} \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

当忽略离面剪切载荷的应力强度因子影响时, 由式(17)可以确定复合加载模式下裂纹的开裂角 θ_{cr}^M 为

$$\tan^4 \frac{\theta_{cr}^M}{2} - 3 \tan \beta \tan^3 \frac{\theta_{cr}^M}{2} - (1-2 \tan^2 \beta) \tan^2 \frac{\theta_{cr}^M}{2} + \left(\frac{1}{2} - \tan^2 \beta \right) \tan \beta \tan \frac{\theta_{cr}^M}{2} = \frac{1}{2} (1 + \tan^2 \beta) \quad (19)$$

针对不同的泊松比和不同裂纹倾角 β 情况, 根据上述准则计算所得到的最大三轴应力 M_{max}^* 及相应的裂纹开裂角 θ_{cr}^M 列于表 2, 其中当泊松比 $\nu = 0.5$ 且 $\beta = 90^\circ$ 时, $M^* = \frac{F_1}{F_2} = \frac{\sqrt{3}}{3 \sin \frac{\theta}{2}}$, 由此可知在裂尖

$\theta = 0^\circ$ 方向上最大三轴应力 M_{max}^* 趋于无穷大, 表明在这个方向上的平均法向应力远远大于等效应力。

表 2 由 M 准则所得到的开裂角 θ_{cr}^M 及最大三轴应力 M_{max}^*

倾斜角 $\beta / (^\circ)$	开裂角 $\theta_{cr}^M / (^\circ)$	M_{max}^*		
		$\nu=0.5$	$\nu=0.35$	$\nu=0.3$
5	-94.1	0.89	0.78	0.73
30	-72.9	1.26	1.10	1.01
45	-59.6	1.80	1.43	1.27
60	-45.4	3.15	2.06	1.80
90	0	∞	3.00	2.17

应用本文所提出的复合型载荷作用下裂尖径向平面最大 Mises 应力断裂准则进行计算, 图 4 与表 3 将本文计算所预测的开裂角理论解与 Kong 基于 M 准则所得到的理论解及其试验结果进行了对比, 可见本文理论能够较好的与试验结果相吻合。由图可见, 当 $\beta = 7^\circ$ 时断裂破坏比较接近于单纯的 II 型载荷模式, 与最大三轴应力 M 准则相比, 本文解与试验结果之间的误差偏大。实际上, 本文解将开裂方向限制在裂纹正向范围即 $\left[-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2} \right]$ 区间内,

根据线弹性断裂力学理论, 裂纹沿着其反方向扩展的情况是没有实际物理意义的, 因此没有充分地考虑裂纹的反角扩展, 在本文求解过程中, 由于考虑了裂尖的塑性变形对裂尖应力与应变分布的改变, 从而间接地考虑了裂纹的反向开裂扩展, 由此也表明了脆性断裂过程中裂尖处塑性变形对裂纹扩展的重要影响。

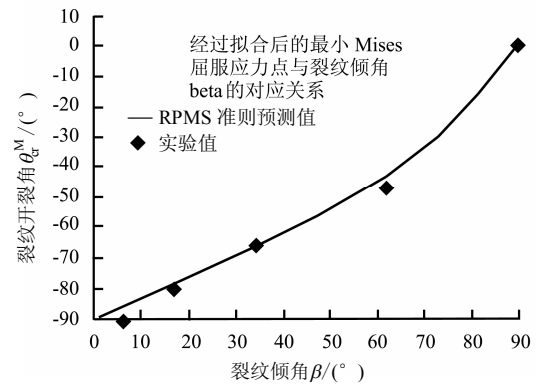


图 4 由径向平面最大 Mises 应力准则所得到的理论开裂角及与实验结果的对比

Fig.4 Comparison of the crack initiation angles estimated by the RPMS criterion with experimental data

表 3 由径向平面最大 Mises 应力判据所得到的理论开裂角及其与 M 准则及实验结果的对比

Table 3 The crack initiation angles estimated by the RPMS criterion and the maximum triaxial stress criterion and comparison with experimental data

裂纹倾角 $\beta / (^\circ)$	M 准则 $\theta_{cr} / (^\circ)$	实验 $\theta_{cr} / (^\circ)$	本文解 $\theta_{cr} / (^\circ)$		
			$\nu=0.5$	$\nu=0.3$	$\nu=0.25$
7	-92.8	-91.7	-85.36	-84.23	-83.77
16.5	-84.5	-79.9	-78.94	-77.94	-77.41
33.5	-69.8	-65.4	-67.02	-66.16	-65.64
62.5	-42.6	-46.4	-42.42	-42.1	-41.78
90	0	0	0	0	0

6 结 语

通过对复合型载荷作用下裂尖应力场的分析, 在平面应变条件下考虑泊松比对裂尖应力场的影响

及三向应力状态对断裂特性的影响, 基于裂尖径向平面最大 Mises 应力提出了复合断裂判据。与有关试验结果的对比表明, 本文所提出的复合断裂判据比较合理。今后应进一步地合理考虑裂尖变形对其应力场与应变场及断裂机理的影响。

参 考 文 献

- [1] 何庆芝, 酆正能. 工程断裂力学[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 1993.
- [2] 杨卫. 宏微观断裂力学[M]. 北京: 国防工业出版社, 1995.
- [3] 黄克智, 肖纪美. 材料的损伤断裂机理和宏微观力学理论[M]. 北京: 清华大学出版社, 1999.
- [4] Erdogan F, Sih G C. On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear[J]. **Journal of Basic Engineering**, 1963, 85(4): 519—527.
- [5] Sih G C. Mechanics of Fracture-Method of Analysis and Solutions of Crack Problems[M]. [s. l.]: Noordhoff International Publishers, 1973.
- [6] Yin Shuang-Zeng. Fracture and Damage Theories and Their Applications[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 1992.
- [7] 尹双增. 断裂、损伤理论及应用[M]. 北京: 清华大学出版社, 1992.
- [8] Kong X M, Schluter N and Dahl W. Effect of triaxial stress on mixed mode fracture[J]. **Engineering Fracture Mechanics**, 1995, 52(2): 379—388.

第二届岩土工程减灾与修复国际会议将于 2008 年 5 月在南京召开

The 2nd International Conference

On Geotechnical Engineering for Disaster Mitigation and Rehabilitation (GEDMR08)

(第二届岩土工程减灾与修复国际会议)

Nanjing, China, 16-19 May 2008

ORGANISED BY SSMGE, TC-39 on Geotechnical Engineering for Coastal Disaster Mitigation and Rehabilitation and ISSMGE, TC-4 Earthquake Geotechnical Engineering and Associated Problems

INTRODUCTION

Disaster mitigation and rehabilitation has increasingly become one of the major concerns of geotechnical engineers and engineering geologists. Following the first successful conference of this series in Singapore, TC39, TC4, The Joint Working Group for Geotechnical Engineering for Disaster Mitigation and Rehabilitation and the Geotechnical Research Institute (GeoHohai) of Hohai University, China, are jointly organizing the second Conference in May 2008 in Nanjing, one of the historic cities in China. The conference will provide an excellent opportunity for engineers, academics, construction equipment and materials manufacturers, suppliers, and government officials to present and exchange the latest developments and case histories related to geotechnical engineering for disaster prevention, mitigation and rehabilitation.

CONFERENCE THEMES

Main theme – Enhancing the disaster mitigation and rehabilitation capabilities through research and development.

Proposed sub-themes: 1. Case histories on recent and past natural disasters (earthquake, tsunami, landslide, etc.) 2. Mechanisms of natural and coastal disasters (soil dynamics, liquefaction, geological and environmental factors, earthquake analysis and modelling, etc.) 3. Disaster mitigation and rehabilitation techniques (difficult soils, ground treatment, design against earthquake and other natural disasters, coastal protections, etc.) 4. Risk analysis and geohazard predictions (risk mapping, consequence evaluation, reliability analysis etc.)

CALL FOR ABSTRACTS AND PROPOSALS

Prospective authors are invited to submit a one page abstract of no more than 500 words. We accept proposals for all activities of the conference, including short courses, workshops, debates, plenary lectures, mini-symposia, panel discussions & technical sessions. The proposed activities should be directly relevant to geotechnical practitioners and educators and related to the conference topics. The individual abstracts and proposals may be submitted by one of the following methods:

By post: Prof. Hanlong Liu, Geotechnical Research Institute, Hohai University, 1 Xikang Road, Nanjing, 210098, China.

By fax: +86 25 83713073 By e-mail: GEDMAR08@hhu.edu.cn

IMPORTANT DATES

Deadline for abstract and activity proposal submission: May 1, 2007

Abstract and proposal acceptance notification: July 1, 2007

Paper submission deadline: October 1, 2007

Notification of acceptance/revision of papers: December 1, 2007

Notification of final acceptance of Papers: January 1, 2008

Conference Dates: May 16-19, 2008