裂纹的相互作用对于岩石动力行为的影响

戚承志, 夏晨*, 李晓照, 屈小磊

北京建筑大学土木与交通工程学院, 北京未来城市设计高精尖创新中心, 城市交通基础设施建设北京国际科技合作基地, 北京 100044

*联系人, E-mail: xiachen@bucea.edu.cn; xiachen89@163.com

收稿日期: 2019-05-23; 接受日期: 2019-07-30; 网络出版日期: 2019-10-16

国家自然科学基金(编号: 51478027, 51774018, 51708018)和国家重点基础研究发展计划(973计划)(编号: 2015CB57805)资助

摘要 岩石作为非均匀介质含有大量的微裂纹, 在外载作用下裂纹会相互作用. 本文基于岩石的翼状裂纹模型, 考虑了正方形裂纹阵列和六边形裂纹阵列两种情况下裂纹的相互作用, 利用裂纹的运动方程和加载方程, 研究了动力加载下 I 型裂纹之间的相互影响对于岩石动力行为的影响. 通过数值分析, 定量研究了不同裂纹密度对岩石动力变形和破坏过程的影响. 结果表明, 裂纹密度越大, 裂纹的相互作用越强烈, 破坏时加载强度越低, 惯性引起材料的轴向附加应力越大.

关键词 相互作用, 翼状裂纹模型, 裂纹密度, 动力行为

PACS: 46.05.+b, 46.15.-x, 46.50.+a

1 引言

岩石类材料为非均质材料, 包含许多缺陷. 在外载作用时会产生新的缺陷, 而已有的缺陷将会扩展, 相互作用, 相互连接, 直至最终破坏. 为了揭示岩石类材料的微观破坏机理, Brace 和 Bombolakis^[1], Fairhurst 和 Cook^[2], Ashby 和 Hallam^[3], Ashby 和 Sammis^[4], Horii 和 Nemat-Nasser^[5,6], Renshaw 和 Schulson^[7] 等人发展了翼状裂纹模型. 在二维条件下, 随着外载的增加, 在主裂纹的顶端会出现次生裂纹, 次生裂纹曲线扩展, 最终趋向于平行于压缩荷载方向. Brace 和 Bombolakis^[1], Horii 和 Nemat-Nasser^[5,6], Renshaw 和 Schulson^[7] 等人的实验验证了这一模型.

Nemat-Nasser 和 Deng^[8] 考虑到裂纹扩展速度的影响把静力模型扩展到动力模型, 分析了材料的动力损伤的演化. 但是这一模型没有考虑裂纹扩展速度对于断裂韧性的影响, 没有考虑损伤引起的弹性模量退化. Huang 和 Subhash^[9] 研究了率效应和侧限对于岩石类材料强度的影响. 他们的结果显示, 材料破坏强度直到 10^4 s^{-1} 基本保持不变, 与实验结果不符, 他们的模型没有考虑材料力学性质的退化和惯性的影响. Bhat 等人^[10] 发展了 Ashby 和 Sammis^[4], Deshpande 和 Evans^[11] 的模型, 可适用于更一般的应力状态, 引入了适用范围更广的裂纹开展(损伤演化)律. 模型得到了在 10^{-6} – 10^3 s^{-1} 应变率范围内 Dionysus-Pentelicon 大理石的破坏强度预测的证实. 此模型的不足是没有考虑裂

引用格式: 戚承志, 夏晨, 李晓照, 等. 裂纹的相互作用对于岩石动力行为的影响. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2020, 50: 024612

Qi C Z, Xia C, Li X Z, et al. Effect of crack interaction on dynamic behavior of rock under impact (in Chinese). Sci Sin-Phys Mech Astron, 2020, 50: 024612, doi: 10.1360/SSPMA-2019-0189

纹的相互作用.

在单轴压缩情况下, 翼状裂纹模型能够描述具有稳定裂纹扩展的非线性应力应变关系^[5-7]. 但是压缩强度极限值不能由这一模型获得. 为了克服这一不足, 考虑到裂纹的相互作用, 研究者提出了另外一些模型^[12-18], 这些相互作用模型考虑的是具有相等长度的等效取向的裂纹列.

裂纹在变形破坏过程中相互作用, 其相互作用强度取决于空间分布、密度、裂纹走向和尺寸. Ashby和Sammis^[4]通过引入裂纹之间桥连上的附加内应力来考虑裂纹之间的相互作用. 这一方法是考虑裂纹相互作用的近似处理. 更一般的考虑裂纹相互作用的方法由Kachanov^[12-14]和Fabrikant^[15,16]发展. Kachanov的方法基于应力叠加原理来求解相互作用函数. 该方法中, 第 j 个裂纹对于第 k 个裂纹的作用是假定第 j 个裂纹上的应力均匀来考虑的, 因而忽略了第 k 个裂纹的应力非均匀性对于第 j 个裂纹上的应力分布的影响. Zhan和Wang^[17]用Legendre多项式来表示位移, 并利用边界搭配法获得了新的数值结果, 与Kachanov和Laures^[14], Fabrikant^[15]的结果相符. Zheng等人^[18]利用了Kachanov的方法进一步研究了裂纹的相互作用. 结果表明, 材料的整体破坏表现为裂纹的不稳定扩展和连接, 率效应表现为裂纹之间黏性力和应力强度因子对于应变率的依赖性. 但是其研究未考虑断裂韧性对于裂纹扩展速度的依赖性以及弹性模量的退化.

三维情况下, 次生裂纹会环绕主裂纹扩展^[19-22]. 与二维情况对比, 三维情况下的裂纹相互作用更复杂^[23-29]. Dyskin等人^[22]实验研究了聚酯树脂模型里主裂纹的形状、间距、取向、位置对于变形破坏的影响. 他们发现, 裂纹的相互作用会产生新的裂纹, 已存裂纹扩展显著, 沿着竖向平面裂开试件, 在所有的情况下试件几乎被裂成柱状. 对于2D轴向劈裂模型, 通常采用图1(a)所示的模型. 对于单个3D币状初始裂纹, 外载作用下次生裂纹将会环绕初始裂纹发展, 如图1(b)所示. Wang等人^[30]实验发现, 对于嵌入式裂纹, 当侧向压力达到轴向压力的6%时, 裂纹将会很容易扩展, 如图1(c)所示. 对于动力加载, 惯性效应引起的侧向约束力通常在4%–12%范围内, 所以可以利用图1(c)所示模型研究动力荷载作用下岩石的动力行为.

综上所述, 对于裂纹相互作用, 现有的研究主要集中在静力情况. 而裂纹相互作用、弹性模量退化等对

图1 模型和裂纹示意图. (a) 翼状裂纹模型; (b) 远离试件边界的币状裂纹的环绕扩展模型; (c) 3D翼状裂纹的等距视图
Figure 1 The schematic of model and crack. (a) The wing crack model; (b) wrapping modes of a single disk-like crack placed far from the sample boundaries; (c) isometric view of 3D wing crack.

岩石试件在冲击作用下动力变形、破坏的影响规律还缺乏研究. 本文将研究正方形裂纹阵列和六边形裂纹阵列两种情况下, 裂纹的密度对于裂纹的相互作用的影响, 以及裂纹的相互作用对于裂纹动力扩展、惯性力大小的影响.

2 裂纹的相互作用模型

Ashby和Hallam^[3], Ashby和Sammis^[4], Horii和Nemat-Nasser^[5,6]等人研究了翼状裂纹的尖端应力强度因子. 对于半径为 a 主裂纹、半径为 l 次生裂纹, 如果裂纹中心之间的间距为 $2b$, 根据Ashby和Sammis的模型^[4], 次生裂纹尖端的应力强度因子为

$$K_I = \frac{F_w}{[\pi(l+\beta a)]^{3/2}} - \frac{2}{\pi}(\sigma_3 - \sigma'_3)\sqrt{\pi l}, \quad (1)$$

其中, $F_w = (\tau + \mu\sigma)\pi a^2 \sin\psi = (A_1\sigma_1 - A_3\sigma_3)a^2$ 为作用于裂纹中间的张开力, 平行于 σ_3 (这里压应力取为正);

$$A_1 = \frac{\pi\sqrt{\beta}}{\sqrt{3}}[(1+\mu^2)^{1/2} - \mu]; \quad \beta=0.1; \quad A_3 = A_1 \left[\frac{(1+\mu^2)^{1/2} + \mu}{(1+\mu^2)^{1/2} - \mu} \right];$$

μ 为裂纹壁之间的摩擦系数; $\sigma'_3 = \frac{F_w}{A - \pi(l + \alpha a)^2}$ 为作用于裂纹之间桥连上的力; $\alpha = \cos\psi$, A 为每个裂纹所占的面积 $A = \pi^{1/3} \left(\frac{3}{4C_r} \right)^{2/3}$; C_r 是单位体积的裂纹数.

但是这一模型适用于币状裂纹的环绕开展. 对于强烈冲击作用下的试样, 将会按照图2(c)所示扩展, 这时 l 应该替换为 $l + \zeta a$. 按照Horii和Nemat-Nasser^[5,6],

图 2 (a) I型裂纹受力状态的截面图; (b) 单个翼状裂纹; (c) 裂纹的3D视图

Figure 2 (a) Section view of stress condition for mode I crack; (b) one isolated wing crack; (c) 3D view of cracks.

$\xi=0.27$, 因此可得

$$K_I = \frac{F_w}{[\pi(l+\beta a)]^{3/2}} - \frac{2}{\pi}(\sigma_3 - \sigma_3')\sqrt{l+\xi a}. \quad (2)$$

对于不考虑相互作用的应力强度因子, $\sigma_3' = 0$, 所以

$$K_I^0 = \frac{F_w}{[\pi(l+\beta a)]^{3/2}} - \frac{2}{\pi}\sigma_3\sqrt{l+\xi a}. \quad (3)$$

如上所述, 对于裂纹之间的相互作用, Ashby和 Sammis^[4]是通过引入裂纹之间的桥连上的附加内应力 $\sigma_3' = F_w/[A - \pi(l + \alpha a)^2]$ 来近似考虑的. 更一般的考虑裂纹相互作用的方法由Kachanov^[12-14]和Fabrikant^[15,16]等人发展. 通常对于相互作用的裂纹群体, 可以用裂纹的尺寸 $2l$ 与裂纹之间的间距 $2b$ 的比值 $\lambda = l/b$ 的函数来表示. 应力强度因子 K_X 可以用不考虑相互作用时的应力强度因子 K_X^0 乘以相互作用系数 $g(\lambda)$ 来表示^[12,31].

$$K_X = K_X^0 \cdot g(\lambda), \quad X = \text{I, II, III}, \quad (4)$$

式中, X 表示裂纹的类型.

目前对于任意相互位置的裂纹的相互作用精确解还没有. 对于一些特殊情况得到了精确解^[12-14].

对于裂纹列, Kolari^[29]使用了如下的相互作用函数来近似Kachanov的精确解:

$$g(\lambda) = (1 - \lambda^2)^{-1/2}. \quad (5)$$

Lekesiz等人^[31]利用了Kachanov^[13,14]的方法研究了具有方形和六边形双周期共面裂纹阵的相互作用问题. 对于 I 型裂纹, 分析得到了裂纹的相互作用系数. 对于正方形阵列裂纹相互作用系数为

$$\begin{aligned} \frac{K_I(\lambda, \varphi)}{K_I^0} = 1 + 0.2907 \ln[\sec(1.5142\lambda^2)] \sqrt{|\cos \varphi|} \\ + 0.0376 \tan(1.5558\lambda^2 \cos^2 \varphi). \end{aligned} \quad (6)$$

对于六边形阵列裂纹相互作用系数为

$$\begin{aligned} \frac{K_I(\lambda, \varphi)}{K_I^0} = 1 + 0.3794 \ln[\sec(1.5572\lambda^2)] \sqrt{|\cos \varphi|} \\ + 0.06297 \tan(1.5508\lambda^3 \cos^3 \varphi), \end{aligned} \quad (7)$$

其中, φ 是裂纹周边的点对于 x 的夹角.

3 裂尖运动方程

根据Bhat等人^[10]的研究, 初始动力断裂韧度 K_{IC}^D 可以表示为

$$K_{IC}^D = f_D(\dot{K}_I) K_{IC}^S, \quad (8)$$

其中, $f_D(\dot{K}_I) = 1 + (\dot{K}_I / K_{IC}^S) \cdot 2 \times 10^{-5}$, $\dot{K}_I$ 为加载率, K_{IC}^S 为准静初始断裂韧度.

裂纹启裂之后, 断裂韧度将会依赖于裂纹的传播速度. 动力传播韧度 K_{IC}^d 可以表示为^[10]

$$K_{IC}^d = K_{IC}^S \left[\frac{1 + (v/v_m)^5}{\sqrt{1 - v/c_p}} \right], \quad (9)$$

式中, c_p 为材料的纵波波速; v 为裂纹传播速度; v_m 为裂纹的分叉速度^[32], 依赖于材料的力学物理特性, 随着延性增加而减小.

另一方面, 对于驱动力来讲, 按照 Freund^[33] 的研究, 对于无限体受到不随时间变化的荷载作用时, 动裂纹尖端的动力强度因子表示为裂纹瞬时速度 $v(t)$ 的一个通用函数乘以当前裂纹长度 $a(t)$ 函数的平衡应力强度因子:

$$K_I^d = k[v(t)]K_{II}[a(t)], \quad (10)$$

$$k[v] \approx \frac{1+v/c_R}{\sqrt{1-v/c_p}},$$

其中, c_R 为材料的瑞利波速. 虽然这一结果适用于单个裂纹, 但是此处近似取为本模型微观裂纹的动应力强度因子.

裂纹尖端的运动方程表示为当前的动应力强度因子 K_I^d 等于当前的动断裂韧性 K_{IC}^d :

$$K_I^d = K_{IC}^d. \quad (11)$$

把方程(9), (10)代入到方程(11)得到

$$K_I \frac{1+v/c_R}{\sqrt{1-v/c_p}} = K_{IC}^d \left[\frac{1+(v/v_m)^5}{\sqrt{1-v/c_p}} \right]. \quad (12)$$

需要区分3种运动状态^[11]. 第一种状态下,

$$B_1\sigma_1 - B_3\sigma_3 < 0. \quad (13)$$

加载不能克服裂纹的摩擦阻力, 试件如同各向同性的弹性体.

在第二种状态下加载克服了裂纹的摩擦阻力, 导致裂纹的扩展, 此时有

$$B_1\sigma_1 - B_3\sigma_3 > 0. \quad (14)$$

第三种状态下, 远场荷载变为拉应力, 引起主次裂纹的张开. 本文不考虑第三种状态.

4 圆柱形试件的动力加载

对于初始半径为 R_0 的圆柱试件, 采用柱坐标 z, r, θ , 其中原点位于轴上, z 沿着轴向, r 和 θ 分别为径向和环向坐标. 根据 Forrestal 等人^[34,35] 的研究, 对于不可压缩试件, 在承受均匀轴向变形 $\varepsilon_z = \dot{\varepsilon}_z(t)$ 且为动力平衡时, 即试件两端的力相等, 由惯性所引起的平均附加应

力 $\bar{p}$ 为

$$\bar{p} = \frac{3\rho R_0^2}{16(1-\varepsilon_z)^3}(\dot{\varepsilon}_z)^2 + \frac{\rho R_0^2}{8(1-\varepsilon_z)^2}\ddot{\varepsilon}_z. \quad (15)$$

试件的应力状态为

$$\sigma_z = E\varepsilon_z(t) + \bar{p}, \quad \sigma_r = \sigma_\theta = \bar{p}. \quad (16)$$

对于压缩情况有, 在第裂纹密度情况下有

$$\frac{1-2\nu_{\text{eff}}}{E_{\text{eff}}} = \frac{1}{3k} = \frac{1-2\nu}{E}, \quad (17)$$

式中, E_{eff} 和 ν_{eff} 分别为有效杨氏模量和泊松比. 有效杨氏模量可以表示为

$$E_{\text{eff}} = (1-D)E, \quad (18)$$

式中, D 为材料的损伤参数, 按照 Ashby 和 Sammis^[4], 对于含众多相同裂纹的试件, 损伤可表达为

$$D = C_r \frac{4}{3} \pi L^3, \quad (19)$$

式中, $C_r = N/V$ 为单位体积裂纹的数目, L 为裂纹的尺寸. 因此轴向变形为

$$\varepsilon_z = \frac{\sigma_z}{E_{\text{eff}}} - \left(\frac{1}{2E_{\text{eff}}} - \frac{1-2\nu}{2E} \right) (\sigma_\theta + \sigma_r). \quad (20)$$

改写为

$$\sigma_z = E_{\text{eff}}\varepsilon_z + \frac{1-(1-2\nu)(1-D)}{2}(\sigma_\theta + \sigma_r). \quad (21)$$

把方程(15), (16), (18)代入到方程(21)得

$$\sigma_z = E(1-D)\varepsilon_z + [1-(1-2\nu)(1-D)] \times \left[\frac{3\rho R_0^2}{16(1-\varepsilon_z)^3}(\dot{\varepsilon}_z)^2 + \frac{\rho R_0^2}{8(1-\varepsilon_z)^2}\ddot{\varepsilon}_z \right]. \quad (22)$$

方程(22)右边第一项为直接加载项. 第二项和第三项为由加速度所引起的力, 其中第二项为加速度的对流项贡献, 第三项为局部加速度项的贡献. 方程(22), (3)和(12)组成了本模型的基本方程, 可以用以研究不同的因素对于含多裂纹物体的变形破坏和强度.

5 数值分析

Li 和 Meng^[36] 基于混凝土的抗压强度是抗拉强度的10倍, 取 $2a/2b=0.3$. 入射应力脉冲的持续时间取决于撞击杆的长度, 几乎等于一个常数. 试样的直径为 74 mm, 杨氏模量 $E=17.2$ GPa, 泊松比和摩擦系数分别

为 $v=0.19$ 和 $\mu_0=0.5$. 主裂纹的长度为3 mm. 入射应力脉冲可以表达为

$$\sigma = \sigma_i \cdot \frac{1}{1 + e^{\frac{t-120}{12}}} \left(1 - \frac{1}{1 + e^{\frac{t-274}{12}}} \right), \quad (23)$$

式中, t 为时间, 单位为 μs . σ_i 为入射应力的幅值, 与冲击速度线性相关. 对于直径74 mm试样的霍普金森杆试验, 入射应力的幅值可由下式计算:

$$\sigma_i = 9.2v_i - 16.4. \quad (24)$$

当冲击速度为15.7 m/s时, 入射应力最大幅值为128.04 MPa.

为计算方便, 假设试样的轴向应变与入射应力成正比.

$$\varepsilon_z = \sigma_i / E. \quad (25)$$

通过以上方程和参数, 可以获取试样的轴向应变、应变率以及应变加速度, 如图3所示.

在摩擦系数为常数情况下, 计算初始裂纹正方形分布、六边形分布时, 裂纹密度在 $2a/2b=0.15, 0.30, 0.50, 0.70, 0.80, 0.90, 0.95$ 时的裂纹启裂应力、动力加载过程、最高强度以及惯性效应, 并与Ashby和

Sammis^[4]的考虑裂纹相互作用的模型比较.

5.1 不同裂纹密度对正方形裂纹阵列的影响

当初始裂纹为正方形分布, 在摩擦系数为常数情况下, 假定裂纹密度分别为 $2a/2b=0.15, 0.30, 0.50, 0.70, 0.80, 0.90, 0.95$, 联合方程(2), (12), (22)可求解相应裂纹密度下时的破坏强度、动力加载过程、惯性影响等, 结果如图4和表1所示. 图4的图例中, “S-0.15”表示密度为0.15的正方形阵列裂纹结果, 其余均遵守这种表示规则.

由图4(a)和表1可见, 随着裂纹密度的增大, 裂纹启裂时刻提前, 启裂时加载应力不断减小. 裂纹密度为0.15时, 裂纹的启裂时刻为 $57 \times 10^{-6} \text{ s}$, 启裂时加载应力为1.89 MPa; 而当裂纹密度为0.95时, 对应的启裂时刻为 $53 \times 10^{-6} \text{ s}$, 启裂时加载应力为1.36 MPa. 裂纹密度为0.3时, 裂纹的破坏时刻为 $118 \times 10^{-6} \text{ s}$, 加载应力为156.74 MPa; 而当裂纹密度为0.95时, 对应的破坏时刻为 $90 \times 10^{-6} \text{ s}$, 加载应力为25.94 MPa. 由图4(b)可见, 随着裂纹密度的增大, 惯性引起的轴向附加应力逐渐增大. 惯性引起附加轴向应力最大值为裂纹密度0.5时, 最大值为5.06 MPa.

图3 轴向应变(a)、应变率(b)、应变加速度(c)随时间的变化

Figure 3 Variation of axial strain (a), axial strain rate (b), axial strain acceleration (c) of the specimen vs time.

图 4 (网络版彩图)正方形阵列时不同裂纹密度条件下轴向应力(a)和惯性引起附加轴向应力(b)随加载时间变化
Figure 4 (Color online) Axial stress (a) and inertia induced additional axial stress (b) vs time for different crack concentration for square configuration of cracks.

表 1 正方形阵列时不同裂纹密度条件下启裂与破坏时的加载应力

Table 1 Loading stress at crack growth initiation and failure for different crack concentration for square configuration of cracks

裂纹密度	裂纹相互作用系数	启裂时刻 ($\times 10^{-6}$ s)	启裂时加载应力 (MPa)	破坏时刻 ($\times 10^{-6}$ s)	破坏时加载应力 (MPa)
0.15	1.0008	57	1.89	118	156.74
0.3	1.0049	57	1.89	118	156.74
0.5	1.0254	57	1.89	106	81.19
0.7	1.0896	57	1.89	98	47.13
0.8	1.1595	55	1.60	95	37.86
0.9	1.2929	54	1.47	91	28.01
0.95	1.4218	53	1.36	90	25.94

5.2 不同裂纹密度对六边形裂纹阵列的影响

当初始裂纹为六边形分布, 在摩擦系数为常数情况下, 同样假定裂纹密度分别为 $2a/2b=0.15, 0.30, 0.50, 0.70, 0.80, 0.90, 0.95$, 联合方程(2), (12), (22)可求解相应裂纹密度下时的破坏强度、动力加载过程、惯性影响等, 结果如图5和表2所示. 图5的图例中, “H-0.15”表示密度为0.15的六边形阵列裂纹结果, 其余均遵守这种表示规则.

初始裂纹呈六边形阵列时, 其结果与初始裂纹呈正方形分布时的规律相似. 由图5(a)和表2, 随着裂纹密度增大, 裂纹启裂时刻提前, 启裂时加载应力不断减小, 破坏时显著下降. 裂纹密度为0.15时, 裂纹的启裂时刻为 57×10^{-6} s, 启裂时加载应力为1.89 MPa, 裂纹的破坏时刻为 118×10^{-6} s, 加载应力为156.74 MPa; 而当裂纹密度为0.95时, 对应的启裂时刻为 51×10^{-6} s, 启

裂时加载应力为1.15 MPa, 对应的破坏时刻为 88×10^{-6} s, 启裂时加载应力为22.21 MPa. 由图5(b)可见, 随着裂纹密度的增大, 惯性引起的轴向附加应力逐渐增大. 惯性引起附加轴向应力最大值为裂纹密度0.5时, 最大值为5.03 MPa.

5.3 与Ashby和Sammis的结果对比

Ashby和Sammis^[4]通过引入裂纹之间的桥连上的附加内应力 $\sigma'_3 = F_w / [A - \pi(l + \alpha a)^2]$ 来近似考虑的裂纹之间的相互作用. 结合方程(2), (12), (22)可求解动力加载过程以及惯性的影响. 其计算结果与密度为0.15和0.9的正方形初始裂纹阵列结果对比如图6.

由图6(a), 在裂纹密度为0.15条件下, 用Lekesiz等人^[31]提出的模型考虑裂纹相互作用系数, 其轴向应力结果与Ashby和Sammis的结果接近. 当裂纹密度为0.9

图 5 (网络版彩图)六边形阵列时不同裂纹密度条件下轴向应力(a)和惯性引起附加轴向应力(b)随加载时间变化
Figure 5 (Color online) Axial stress (a) and inertia induced additional axial stress (b) vs time for different crack concentration for hexagonal configuration of cracks.

表 2 六边形阵列时不同裂纹密度条件下启裂与破坏时的加载应力

Table 2 Loading stress at crack growth initiation and failure for different crack concentration for hexagonal configuration of cracks

裂纹密度	裂纹相互作用系数	启裂时刻 ($\times 10^{-6}$ s)	启裂时加载应力 (MPa)	破坏时刻 ($\times 10^{-6}$ s)	破坏时加载应力 (MPa)
0.15	1.0003	57	1.89	118	156.74
0.3	1.0041	57	1.89	118	156.74
0.5	1.0291	57	1.89	106	81.19
0.7	1.1156	56	1.74	98	47.13
0.8	1.2129	55	1.60	94	35.14
0.9	1.4059	53	1.36	90	25.94
0.95	1.6075	51	1.15	88	22.21

图 6 (网络版彩图)裂纹密度0.15和0.9时正方形阵列与Ashby和Sammis方法轴向应力(a)以及惯性效应(b)对比
Figure 6 (Color online) Axial stress (a) and inertia induced additional axial stress (b) vs time for square configuration of cracks and results from Ashby and Sammis when $\lambda=0.15$ and $\lambda=0.90$.

时, 用Lekesiz等人^[31]提出的模型考虑裂纹相互作用系数, 其轴向应力结果小于Ashby和Sammis的结果. 由图6(b), 在裂纹密度为0.15条件下, 考虑裂纹相互作用系数的模型中, 惯性引起的轴向附加应力稍小于Ash-

by和Sammis的结果, 惯性引起的轴向附加应力最大值处于2–2.5 MPa之间. 当裂纹密度为0.9时, 考虑裂纹相互作用系数的模型中, 在 80×10^{-6} s前, 惯性引起的轴向附加应力与Ashby和Sammis的结果相近, 在 80×10^{-6} s

之后, 其结果大于Ashby和Sammis的结果, 惯性引起的轴向附加应力最大值处于3–8 MPa之间. 本文的结果与Ashby和Sammis方法求解结果的差异主要由计算 K_I 的差异, 进一步引起裂纹速度差异, 最终导致惯性引起轴向附加应力出现差异.

6 结论

岩石作为天然材料含有大量的微裂纹. 在外载作

用下裂纹的相互作用对于岩石的力学行为影响很大. 为了研究裂纹的相互作用的影响, 本文利用了岩石的翼状裂纹模型, 考虑了正方形裂纹阵列和六边形裂纹阵列两种情况下的裂纹相互作用. 利用裂纹的运动方程, 研究了 I 型裂纹之间的相互影响对于岩石动力行为的影响. 通过数值分析, 研究了不同裂纹密度对岩石动力变形和破坏过程的影响. 结果表明, 裂纹密度越大, 裂纹的相互作用越强烈, 破坏时加载强度越低, 惯性引起材料的轴向附加应力越大.

参考文献

- 1 Brace W F, Bombolakis E G. A note on brittle crack growth in compression. *J Geophys Res*, 1963, 68: 3709–3713
- 2 Fairhurst C, Cook N G W. The phenomenon of rock splitting parallel to the direction of maximum compression in the neighbourhood of a surface. In: *Proceedings of the 1st International Congress of Rock Mechanics*. 1966. 687–692
- 3 Ashby M F, Hallam (Née Cooksley) S D. The failure of brittle solids containing small cracks under compressive stress states. *Acta Metall*, 1986, 34: 497–510
- 4 Ashby M F, Sammis C G. The damage mechanics of brittle solids in compression. *Pure Appl Geophys*, 1990, 133: 489–521
- 5 Horii H, Nemat-Nasser S. Compression-induced microcrack growth in brittle solids: Axial splitting and shear failure. *J Geophys Res*, 1985, 90: 3105–3125
- 6 Horii H, Nemat-Nasser S. Brittle failure in compression: Splitting, faulting and brittle-ductile transition. *Philos Trans R Soc A-Math Phys Eng Sci*, 1986, 319: 337–374
- 7 Renshaw C E, Schulson E M. Universal behaviour in compressive failure of brittle materials. *Nature*, 2001, 412: 897–900
- 8 Nemat-Nasser S, Deng H. Strain-rate effect on brittle failure in compression. *Acta Metall Mater*, 1994, 42: 1013–1024
- 9 Huang C, Subhash G. Influence of lateral confinement on dynamic damage evolution during uniaxial compressive response of brittle solids. *J Mech Phys Solids*, 2003, 51: 1089–1105
- 10 Bhat H S, Rosakis A J, Sammis C G. A micromechanics based constitutive model for brittle failure at high strain rates. *J Appl Mech*, 2012, 79: 031016
- 11 Deshpande V S, Evans A G. Inelastic deformation and energy dissipation in ceramics: A mechanism-based constitutive model. *J Mech Phys Solids*, 2008, 56: 3077–3100
- 12 Kachanov M. A simple technique of stress-analysis in elastic solids with many cracks. *Int J Fract*, 1985, 28: R11–R19
- 13 Kachanov M. Elastic solids with many cracks: A simple method of analysis. *Int J Solids Struct*, 1987, 23: 23–43
- 14 Kachanov M, Laures J P. Three-dimensional problems of strongly interacting arbitrarily located penny-shaped cracks. *Int J Fract*, 1989, 41: 289–313
- 15 Fabrikant V I. Close interaction of coplanar circular cracks in an elastic medium. *Acta Mech*, 1987, 67: 39–59
- 16 Fabrikant V I. Close interaction of coplanar circular cracks under shear loading. *Comput Mech*, 1989, 4: 181–197
- 17 Zhan S G, Wang T C. Interactions of penny-shaped cracks in three-dimensional solids. *Acta Mech Mech Sin*, 2006, 22: 341–353
- 18 Zheng D, Li Q B, Wang L B. A microscopic approach to rate effect on compressive strength of concrete. *Eng Fract Mech*, 2005, 72: 2316–2327
- 19 Adams M, Sines G. Crack extension from flaws in a brittle material subjected to compression. *Tectonophysics*, 1978, 49: 97–118
- 20 Cannon N P, Schulson E M, Smith T R, et al. Wing cracks and brittle compressive fracture. *Acta Metall Mater*, 1990, 38: 1955–1962
- 21 Dyskin A V, Jewell R J, Joer H, et al. Experiments on 3-D crack growth in uniaxial compression. *Int J Fract*, 1994, 65: R77–R83
- 22 Dyskin A V, Sahouryeh E, Jewell R J, et al. Influence of shape and locations of initial 3-D cracks on their growth in uniaxial compression. *Eng Fract Mech*, 2003, 70: 2115–2136
- 23 Yu S W, Feng X Q. A micromechanics-based damage model for microcrack-weakened brittle solids. *Mech Mater*, 1995, 20: 59–76

- 24 Dyskin A V, Germanovich L N, Ustinov K B. A 3-D model of wing crack growth and interaction. [Eng Fract Mech](#), 1999, 63: 81–110
- 25 Swoboda G, Yang Q. An energy-based damage model of geomaterials—I. Formulation and numerical results. [Int J Solids Struct](#), 1999, 36: 1719–1734
- 26 Sahouryeh E, Dyskin A V, Germanovich L N. Crack growth under biaxial compression. [Eng Fract Mech](#), 2002, 69: 2187–2198
- 27 Shao J F, Chau K T, Feng X T. Modeling of anisotropic damage and creep deformation in brittle rocks. [Int J Rock Mech Min Sci](#), 2006, 43: 582–592
- 28 Bhat H S, Sammis C G, Rosakis A J. The Micromechanics of Westerley granite at large compressive loads. [Pure Appl Geophys](#), 2011, 168: 2181–2198
- 29 Kolari K. A complete three-dimensional continuum model of wing-crack growth in granular brittle solids. [Int J Solids Struct](#), 2017, 115–116: 27–42
- 30 Wang H, Dyskin A, Pasternak E, et al. Effect of the intermediate principal stress on 3-D crack growth. [Eng Fract Mech](#), 2018, 204: 404–420
- 31 Lekesiz H, Katsube N, Rokhlin S I, et al. The stress intensity factors for a periodic array of interacting coplanar penny-shaped cracks. [Int J Solids Struct](#), 2013, 50: 186–200
- 32 Deng X, Rosakis A J. Dynamic crack propagation in elastic-perfectly plastic solids under plane stress conditions. [J Mech Phys Solids](#), 1991, 39: 683–722
- 33 Freund L B. Crack propagation in an elastic solid subjected to general loading—III. Stress wave loading. [J Mech Phys Solids](#), 1973, 21: 47–61
- 34 Forrestal M J, Wright T W, Chen W. The effect of radial inertia on brittle samples during the split Hopkinson pressure bar test. [Int J Impact Eng](#), 2007, 34: 405–411
- 35 Warren T L, Forrestal M J. Comments on the effect of radial inertia in the Kolsky bar test for an incompressible material. [Exp Mech](#), 2010, 50: 1253–1255
- 36 Li Q M, Meng H. About the dynamic strength enhancement of concrete-like materials in a split Hopkinson pressure bar test. [Int J Solids Struct](#), 2003, 40: 343–360

Effect of crack interaction on dynamic behavior of rock under impact

QI ChengZhi, XIA Chen^{*}, LI XiaoZhao & QU XiaoLei

Beijing Advanced Innovation Center for Future Urban Design, Beijing International Scientific and Technological Cooperation Base of Construction of Urban Traffic Infrastructure, School of Civil and Transportation Engineering, Beijing University of Civil Engineering and Architecture, Beijing 100044, China

Rock contains numerous cracks, which will interact mutually under the action of external loads. This research based on the wing crack model, the interaction of Mode I cracks is considered for square and hexagonal configurations of crack distribution, and the effect of crack interaction on rock dynamic behavior is studied. Using crack motion equation and loading equation, the effect of crack concentration on dynamic deformation and fracture is investigated numerically. Numerical results show that, the greater the crack density is, the more intensive the crack interaction is, the lower the failure strength is, and the greater the inertia-induced additional axial stress is.

interaction, wing crack model, crack density, dynamic behavior

PACS: 46.05.+b, 46.15.-x, 46.50.+a

doi: [10.1360/SSPMA-2019-0189](https://doi.org/10.1360/SSPMA-2019-0189)