

DOI: 10.11883/bzycj-2018-0391

非贯通裂隙岩体损伤演化率相关性及其变形特征*

邓正定^{1,2}, 向 帅³, 周尖荣¹, 王观石^{1,2}, 王月梅⁴

(1. 江西理工大学建筑与测绘工程学院, 江西 赣州 341000;

2. 江西理工大学江西省环境岩土与工程灾害控制重点实验室, 江西 赣州 341000;

3. 深圳勘察测绘研究院有限公司, 广东 深圳 518000;

4. 江西理工大学应用科学学院, 江西 赣州 341000)

摘要: 含非贯通裂隙岩体是自然界中岩体的主要赋存形式, 其裂隙几何特征对岩体的强度及变形均产生显著影响。应变率对岩体的损伤演化及黏滞效应也具有显著的率相关性。首先, 运用模型元件的方法, 将非贯通裂隙岩体动态破坏过程视为具复合损伤、静态弹性特性、动态黏滞特性的非均质点组成, 对黏弹性响应的 Maxwell 体进行改进, 将细观损伤体与裂隙损伤演化的宏观损伤体根据等效假设并联组成宏观复合损伤体, 构建综合考虑岩体宏观缺陷的动态损伤模型; 其次, 基于断裂力学及应变能理论, 对岩体宏观裂隙动态扩展的能量机制进行分析, 综合考虑初始裂隙应变能、裂隙动态损伤演化过程应变能、裂隙闭合应变能, 得到裂隙岩体宏观动态损伤变量计算公式; 最后, 将模型计算结果与实验结果进行比较, 模型计算结果与实验结果吻合较好, 证明了模型的合理性, 同时利用模型讨论了裂隙倾角、应变率、岩石性质对岩体变形特征的影响规律。

关键词: 非贯通; 裂隙岩体; 损伤演化; 应变率; 本构模型

中图分类号: O382.2

国标学科代码: 1303520

文献标志码: A

天然岩体和工程岩体中均普遍存在成因不同的节理、裂隙等软弱结构面, 其结构面几何特征对岩体的变形破坏机制具有较大影响^[1]。同时, 应变率效应对岩体的力学特性也影响显著^[2]。因此, 建立同时考虑应变率效应及裂隙几何特征影响的力学模型, 对相关岩体工程的安全与稳定具有重要意义。

针对非贯通裂隙岩体, 已有较多研究: 张平等^[3]对断续裂隙砂岩试件进行单轴静、动载实验, 发现动载下分支裂纹扩展及贯通具有惯性效应, 裂尖翼裂纹易在两预制裂隙内端部产生直接贯通; 刘红岩等^[4]、李地元等^[5]分别通过对含裂隙岩体试件进行 SHPB 动态冲击实验, 发现裂隙的几何特征及应变率对岩体的强度及破坏模式均影响显著。在实验基础上, 针对裂隙岩体已构建了动态本构模型; 李夕兵等^[6]在模型实验基础上, 将幂函数模型描述节理面动态闭合变形, 又在此基础上建立了考虑应变率效应的裂隙岩体本构模型; 张力民等^[7]、刘红岩^[8]对已有 TCK 模型进行改进, 综合考虑宏观缺陷的复合损伤变量(张量), 建立了节理岩体动态损伤本构模型; 李杰等^[9]基于断裂力学, 建立了微裂纹动态扩展与体积扩容的方程, 较好地描述了加卸载过程岩体的动态破坏过程。

已有裂隙岩体本构模型虽考虑了宏观初始缺陷对岩体的动态力学特性的影响, 但对裂隙闭合且裂纹扩展过程中的损伤演化研究仍不尽完善。主要表现为: (1) 针对裂隙对岩体的影响大多考虑初始裂隙对岩体的宏观损伤, 而对裂隙翼裂纹动态扩展引起的岩体损伤考虑不足; (2) 目前基于断裂力学与能量理论所构建的损伤模型, 其附加应变能大多按裂隙面有效滑动驱动力作用下复合断裂模式计算^[7-8], 计算显然结果会偏大, 但按纯 I 型或 II 型断裂扩展模式计算结果会偏小; (3) 通常裂隙倾角较缓时, 裂隙面有效滑动驱动力为零, 已有模型中裂隙存在对岩体损伤也为零, 但实际上初始裂隙即使没有扩展, 岩体强度仍较完整岩石强度更低^[4]。因此, 针对上述问题, 引入合适的率效应动力演化方程表征岩体宏观缺陷的发展对岩体力学特性的影响, 具有较好的学术和工程应用价值。

* 收稿日期: 2018-10-12; 修回日期: 2019-02-21

基金项目: 国家自然科学基金(41462009, 51768065); 江西省教育厅科学技术研究(GJJ170562, GJJ161571)

第一作者: 邓正定(1987—), 男, 博士, 讲师, dengzhengding@126.com。

1 裂隙岩体动态损伤本构模型的建立

采用分离式 Hopkinson 压杆装置对含非贯通裂隙岩体进行动态冲击的实验结果表明^[4-5]: 裂隙岩体宏观损伤对岩体力学性能存在明显软化效应, 应变率对岩体力学性能存在明显硬化效应。因此, 将裂隙岩体动态破坏过程视为具有复合损伤、静态弹性特性、动态黏滞特性的非均质点组成。对黏弹性响应的 Maxwell 体进行改进, 将细观损伤体 D_1 与裂隙宏观损伤体 D_2 根据应变等价原理并联组成宏观细观复合损伤体 D_{12} , 在此基础上再并联 Maxwell 体构造一个非贯通裂隙岩体动态损伤模型, 如图 1 所示。

图 1 中, Maxwell 体具有瞬时变形、等速蠕变和松弛的性质, 其主加载方向上的本构方程为:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}_M}{E_M} + \frac{\sigma_M}{\eta} \tag{1}$$

式中: σ_M 为 Maxwell 应力, E_M 为 Maxwell 弹性模量, $\dot{\varepsilon}$ 为应变率, $\dot{\sigma}_M$ 为加载率, η 为实验参数。

对式(1)进行 Laplace 变换可消除加载率 $\dot{\sigma}_M$:

$$L(\dot{\varepsilon}(t)) = L\left(\frac{\dot{\sigma}_M}{E_M}(t)\right) + L\left(\frac{\sigma_M}{\eta}(t)\right) \tag{2}$$

结合边界条件, $\varepsilon(0)=0, \sigma_M(0)=0$, 式(2)变换为:

$$\sigma_M(s) = \frac{E_M \dot{\varepsilon}(t)}{s(s + E_M/\eta)} \tag{3}$$

对式(3)进行 Laplace 逆变换, 则有:

$$\sigma_M(t) = \dot{\varepsilon}(t)\eta \left[1 - \exp\left(-\frac{E_M \varepsilon(t)}{\eta \dot{\varepsilon}(t)}\right) \right] \tag{4}$$

现假定岩体中未扩展的初始裂隙引起的岩体损伤定义为 D_0 , 岩体中微孔洞、微裂纹等细观损伤定义为损伤变量 D_1 , 初始裂隙及其翼裂纹扩展后引起的岩体损伤定义为宏观损伤变量 D_2 , 宏细观综合引起岩体的复合损伤变量为 D_{12} , 根据 Lemaitre 应变等价原理^[7-8,10]:

$$\frac{\sigma_D}{E_0(1-D_{12})} = \frac{\sigma_D}{E_0(1-D_1)} + \frac{\sigma_D}{E_0(1-D_2)} - \frac{\sigma_D}{E_0} \tag{5}$$

式中: σ_D 为损伤应力, E_0 为无损伤岩体的初始弹性模量。

通过对式(5)化简, 得裂隙岩体宏观细观复合损伤变量表达式为:

$$D_{12} = 1 - \frac{(1-D_1)(1-D_2)}{1-D_1D_2} \tag{6}$$

假定损伤体元件服从胡克定律, 则损伤体元件本构方程为:

$$\varepsilon_D = \frac{\sigma_D}{E_0(1-D_{12})} \tag{7}$$

根据模型中各元件的串并联关系, 可知:

$$\sigma = \sigma_D + \sigma_M \tag{8}$$

$$\varepsilon = \varepsilon_D = \varepsilon_M \tag{9}$$

式(4)、(7)~(9)联解, 可得裂隙岩体动态损伤本构方程:

$$\sigma = E_0(1-D_{12})\varepsilon(t) + \dot{\varepsilon}(t)\eta \left[1 - \exp\left(-\frac{E_M \varepsilon(t)}{\eta \dot{\varepsilon}(t)}\right) \right] \tag{10}$$

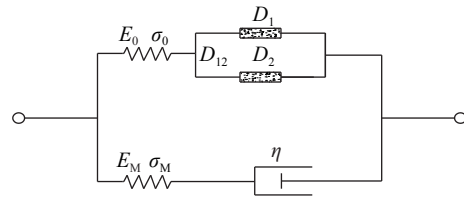


图 1 黏弹性复合损伤动态模型
Fig. 1 Dynamic model of viscoelastic composite damage

对于岩体细观损伤, 结合袁小清等^[10]的研究成果, 细观损伤 D_1 服从 Weibull 分布:

$$D_1 = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\varepsilon(t)}{\varepsilon_0} \right)^m \right] \quad (11)$$

式中: $\varepsilon(t)$ 为应变, ε_0 、 m 为拟合常数。

下面, 主要讨论岩体初始裂隙及翼裂纹动态扩展所引起的宏观损伤变量 D_2 的计算。

2 裂隙岩体宏观动态损伤演化

2.1 含裂隙岩体翼裂纹起裂与扩展

由实验结果^[11-12]可知: 在压剪状态下, 对于含不同倾角的非贯通裂隙岩体, 当裂隙倾角较小时, 裂隙面上的切向应力不足以克服法向应力产生的摩擦阻力, 此时裂隙面主要发生闭合变形, 不会产生沿裂隙面的滑移, 整个裂隙岩体试件主要发生与完整岩石相似的张拉破坏模式, 但岩体弹性模量及峰值强度均有一定程度的弱化; 当裂隙倾角较大时, 裂隙面除发生闭合变形外, 主要发生沿裂隙面的剪切变形, 裂隙尖端产生应力集中, 进而导致裂纹扩展。

如图 2 所示, 设双轴应力 $\sigma_3 = k\sigma_1 = k\sigma$, 在远场应力作用下, 作用于倾角为 α 的裂隙表面法向应力 σ_α 和切向应力 τ_α 分别为:

$$\sigma_\alpha = \sigma (\cos^2 \alpha + k \sin^2 \alpha) \quad (12)$$

$$\tau_\alpha = \sigma (1 - k) \sin \alpha \cos \alpha \quad (13)$$

切向应力 τ_α 迫使裂隙上下表面相对滑动, 但由于裂隙面是接触或含充填物的, 会产生一个摩擦力来抵抗这个滑动, 此有效滑动驱动力 τ_e 应为:

$$\tau_e = \begin{cases} 0 & \tau_\alpha < \mu \sigma_\alpha \\ \tau_\alpha - \mu \sigma_\alpha & \tau_\alpha \geq \mu \sigma_\alpha \end{cases} \quad (14)$$

式中: μ 为裂隙面摩擦因数。

式(14)表示在远场应力作用下的裂隙面上的滑动驱动力。当裂隙面上的切应力不足以克服正应力产生的摩擦力时, 有效滑动驱动力为零。当有效滑动驱动力达到一定值时, 在主裂纹尖端沿最大周向应力方向产生张拉翼裂纹, 最大周向应力产生的应力强度因子为^[13]:

$$K_I(\theta) = \frac{3}{2} \tau_e \sqrt{\pi a} \cos \theta \cos \frac{\theta}{2} \quad (15)$$

式中: a 为原裂隙半长, θ 为与原裂隙呈一定角度的起裂扩展角。

由式(15)可知, $K_I(\theta)$ 随 τ_e 增大而增大, 达到断裂韧度 K_{Ic} 时, 裂纹开始起裂, 则有:

$$\frac{3}{2} \tau_e \sqrt{\pi a} \cos \theta \cos \frac{\theta}{2} = K_{Ic} \quad (16)$$

由式(14)、(16), 则可得起裂强度:

$$\sigma_0 = \frac{\sqrt{3} K_{Ic} \cos \theta \cos \frac{\theta}{2}}{2 \sqrt{\pi a} [(1 - k) \sin \alpha \cos \alpha - \mu (\cos^2 \alpha + k \sin^2 \alpha)]} \quad (17)$$

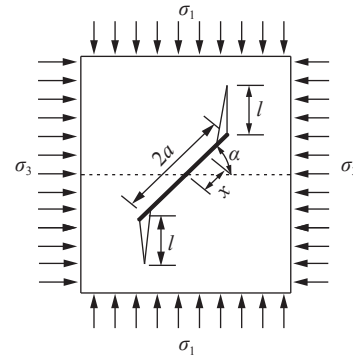


图 2 裂隙扩展简化模型

Fig. 2 Simplified model for crack propagation

结合 Lee 等^[14]的研究, 裂隙扩展后翼裂纹尖端应力强度因子为:

$$K_I(l) = \frac{2a\tau_e \sin\theta}{\sqrt{\pi(l+0.27a)}} - \sigma_\alpha(\sigma, \alpha + \theta) \sqrt{\pi l} \quad (18)$$

式中: l 为翼裂纹扩展长度。

式(18)表示, 在滑动驱动力作用下, 翼裂纹扩展后尖端的应力强度因子。式(18)右边的前半部分表示有效滑动驱动力促使裂隙翼裂纹扩展, 而后半部分表示翼裂纹面的法向压应力阻止翼裂纹扩展。

在压剪作用下, 岩体裂隙在初始阶段沿最大周应力方向扩展, 但沿一个弯曲路径后很快趋于最大主应力方向^[15]。因此, 可将翼裂纹扩展路径简化为与主加载方向平行的直线, 则式(18)可简化修正为:

$$K_I(l) = \frac{2a\tau_e \cos\alpha}{\sqrt{\pi(l+0.27a)}} - k\sigma \sqrt{\pi l} \quad (19)$$

当翼裂纹尖端应力强度因子 $K_I(l)$ 减小到 K_{IC} 时停止扩展, 据此可得到翼裂纹最大扩展长度 l_m :

$$\frac{2a\tau_e \cos\alpha}{\sqrt{\pi(l_m+0.27a)}} - k\sigma \sqrt{\pi l_m} = K_{IC} \quad (20)$$

将式(20)中的前半部分幂级数展开并取前两项, 可解得:

$$l_m = \frac{B^2 + 2AC - B\sqrt{B^2 - 4AC}}{2A^2} \quad (21)$$

式中: $A = (\pi a \tau_e \cos\alpha) / (\sqrt{0.27\pi a})^3$, $B = k\sigma \sqrt{\pi}$, $C = K_{IC} - (2a\tau_e \cos\alpha) / \sqrt{0.27\pi a}$ 。

2.2 裂隙岩体准静态损伤演化能量机制

如图2所示, 主裂隙扩展前, 闭合裂隙的 I 型应力强度因子为零, 对于平面应力问题, 单裂隙引起的附加应变能为:

$$U_1 = \frac{2(1-\nu^2)}{E_0} \int_0^a K_{II}^2 da \quad (22)$$

式中: K_{II} 为主裂隙尖端 II 型应力强度因子, $K_{II} = \tau_e \sqrt{\pi a}$; ν 为泊松比; a 为裂隙半长度。

式(22)表示翼裂纹扩展前主裂隙尖端 II 型应力强度因子引起的附加应变能, 其隐含的条件为加载应力小于或等于起裂强度 σ_0 , 因此式(22)可改写为:

$$U_1 = \begin{cases} \frac{\pi\sigma^2(1-\nu^2)a^2}{2E_0} [(1-k)\sin(2\alpha) - 2\mu(\cos^2\alpha + k\sin^2\alpha)] & \sigma \leq \sigma_0 \\ \frac{\pi\sigma_0^2(1-\nu^2)a^2}{2E_0} [(1-k)\sin(2\alpha) - 2\mu(\cos^2\alpha + k\sin^2\alpha)] & \sigma > \sigma_0 \end{cases} \quad (23)$$

当 $\sigma > \sigma_0$ 时, 翼裂纹开始扩展, 主要为 I 型扩展, 其由翼裂纹扩展所引起的附加应变能 U_2 为:

$$U_2 = \frac{2(1-\nu^2)}{E_0} \int_0^l K_I^2 dl \quad (24)$$

联解式(15)、(17)、(24), 并考虑翼裂纹起裂应力, 可得翼裂纹扩展引起的附加应变能:

$$U_2 = \begin{cases} 0 & \sigma \leq \sigma_0 \\ \frac{(1-\nu^2)}{2E_0} \left[\frac{4a^2\tau_e^2}{\pi} \ln\left(\frac{l_m+0.27a}{0.27a}\right) - 4ak\sigma\tau_e \cos\alpha + \frac{\pi k^2\sigma^2 l_m^2}{2} \right] & \sigma > \sigma_0 \end{cases} \quad (25)$$

由式(23)、(25)所得的应变能, 均考虑了有效滑动驱动力。如裂隙倾角较小时, 裂隙面的有效滑动驱动力为零, 按以上方法计算所得的附加应变能显然也为零, 但主裂隙尖端即使不能扩展, 裂隙的存在仍对岩体的变形及强度有一定程度的影响, 说明它仍储存一定应变能。许多文献采用 I 型应力强度因子来计算应变能, 在拉剪状态下, 此方法较为适合, 但在压剪状态下, 显然计算结果会偏大^[15]。因此, 本文中采用闭合变形的计算方法计算裂隙受压应力作用下引起的附加应变能。

裂隙的闭合变形主要由裂隙间充填物法向压缩变形所致, 其法向变形规律可循衰减法则^[16], 即:

$$\frac{d\varepsilon_\alpha}{d\sigma_\alpha} = E_\alpha^{-1}(\varepsilon_m - \varepsilon_\alpha) \quad (26)$$

式中: $d\varepsilon_\alpha$ 为偏应变, $d\sigma_\alpha$ 为偏应力, E_α 为充填物弹性模量, ε_m 为最大法向应变, ε_α 为法向应变。

对式(26)进行积分, 可得:

$$\varepsilon_\alpha = \varepsilon_m \left[1 - \exp\left(-\frac{\sigma_\alpha}{E_\alpha}\right) \right] \quad (27)$$

将式(12)代入式(27)中, 可得:

$$\varepsilon_\alpha = \varepsilon_m \left[1 - \exp\left(-\frac{\sigma \cos^2 \alpha + k\sigma \sin^2 \alpha}{E_\alpha}\right) \right] \quad (28)$$

则在法向压应力作用下储存在裂隙中的弹性应变能 U_3 为:

$$U_3 = 2aH\sigma(\cos^2 \alpha + k \sin^2 \alpha)\varepsilon_m \left[1 - \exp\left(-\frac{\sigma \cos^2 \alpha + k\sigma \sin^2 \alpha}{E_\alpha}\right) \right] \quad (29)$$

式中: H 为试件高度。

2.3 裂隙岩体动态损伤演化能量机制

宏观损伤演化伴随着翼裂纹扩展, 因此翼裂纹扩展长度决定其储存的应变能大小, 在 I 型翼裂纹的动态扩展过程中, 应变率对裂纹扩展影响主要为惯性效应, 因此引入裂速函数。在动荷载下的动态应力强度因子 $K_1^d(l)$ 等于准静态应力强度因子 $K_1(l)$ 与裂速函数的乘积 $g(V)$ ^[17], 即:

$$K_1^d(l) = g(V) \left[\frac{2a\tau_c \cos \alpha}{\sqrt{\pi(l+0.27a)}} - k\sigma \sqrt{\pi l} \right] \quad (30)$$

式中: V 为翼裂纹扩展速度。

对于裂速函数, Freund 等^[18] 提出了简化的近似公式:

$$g(V) = 1 - V/c_R \quad (31)$$

其中 c_R 为瑞利波速度, 表示为^[19]:

$$c_R = \frac{0.862 + 1.14\nu}{1 + \nu} \sqrt{\frac{E_0}{2\rho(1 + \nu)}} \quad (32)$$

式中: E_0 、 ν 、 ρ 分别为岩石弹性模量、泊松比、密度。

宁建国等^[20] 认为翼裂纹扩展速度与翼裂纹扩展长度、应变及应变率有如下关系:

$$\varepsilon = (l/V)\dot{\varepsilon} + \varepsilon_{cr} \quad (33)$$

式中: ε_{cr} 为临界应变。

根据应变等价原理, 翼裂纹扩展长度在形成的同时伴随岩体应变, 通过对式(33)观察, 翼裂纹扩展长度 l 与应变 ε 实际上是呈正相关的, 这也表明裂纹扩展速度与应变率也呈正相关关系。潘红宇等^[21] 通过应变率和裂纹扩展速度的实验数据拟合也发现了相似规律, 因此裂纹扩展速度可定义为:

$$V = \beta\dot{\varepsilon} \quad (34)$$

式中: β 为实验拟合参数。

联解式(30)~(31)、(34), 可得翼裂纹扩展尖端的动态强度因子:

$$K_1^d(l) = (1 - \beta\dot{\varepsilon}/c_R) \left[\frac{2a\tau_c \cos \alpha}{\sqrt{\pi(l+0.27a)}} - k\sigma \sqrt{\pi l} \right] \quad (35)$$

根据式(35)所得动态强度因子, 式(21)所示的静态扩展长度 l_m 修正为翼裂纹动态扩展长度 l_m^d :

$$l_m^d = (1 - \beta\dot{\varepsilon}/c_R) \frac{B^2 + 2AC - B\sqrt{B^2 - 4AC}}{2A^2} \quad (36)$$

式中: $A = (\pi a \tau_c \cos \alpha) / (\sqrt{0.27\pi a})^3$, $B = k\sigma \sqrt{\pi}$, $C = K_{1C} - (2a\tau_c \cos \alpha) / \sqrt{0.27\pi a}$ 。

在动态荷载下, 翼裂纹扩展能量释放引起的岩体附加应变能 U_2^d 修正为:

$$U_2^d = \begin{cases} 0 & \sigma \leq \sigma_0 \\ \frac{(1-\nu^2)}{2E_0} \left[\frac{4a^2\tau_e^2}{\pi} \ln\left(\frac{l_m^d + 0.27a}{0.27a}\right) - \frac{4ak\sigma\tau_e \cos\alpha}{(1-\beta\dot{\varepsilon}/c_R)^2} + \frac{\pi k^2\sigma^2(l_m^d)^2}{2} \right] & \sigma > \sigma_0 \end{cases} \quad (37)$$

2.4 裂隙岩体宏观动态损伤变量

假定完整岩石的弹性模量为 E_0 ，则双轴平面应力下储存在岩体内的弹性应变能 U_0 为：

$$U_0 = \frac{LH\sigma^2(1+k^2-2\nu k)}{2E_0} \quad (38)$$

式中： L 为试件直径， H 为试件高度。

根据能量互易定理，岩体因裂隙存在而引起附加应变能，同时导致岩体的等效弹性模量的弱化，假定裂纹扩展后的宏观损伤变量为 D_2 ，则有：

$$\frac{\sigma^2 LH(1+k^2-2\nu k)}{2E_0(1-D_2)} = \frac{\sigma^2 LH(1+k^2-2\nu k)}{2E_0} + \Delta U \quad (39)$$

式中： ΔU 为初始裂隙及裂隙翼裂纹扩展后的附加应变能。有：

$$\Delta U = U_1 + U_2^d + U_3 \quad (40)$$

则根据式(39)~(40)，可得主加载方向上宏观损伤变量：

$$D_2 = 1 - \frac{LH\sigma^2(1+k^2-2\nu k)}{LH\sigma^2(1+k^2-2\nu k) + 2E_0\Delta U} \quad (41)$$

结合式(6)、(10)~(11)、(41)，可得到裂隙岩体动态损伤模型：

$$\sigma = \frac{\frac{E_0 LH\sigma^2(1+k^2-2\nu k)}{LH\sigma^2(1+k^2-2\nu k) + 2E_0\Delta U} \exp\left[-\left(\frac{\varepsilon(t)}{\varepsilon_0}\right)^m\right]}{1 - \left\{1 - \exp\left[-\left(\frac{\varepsilon(t)}{\varepsilon_0}\right)^m\right]\right\} \left\{1 - \frac{LH\sigma^2(1+k^2-2\nu k)}{LH\sigma^2(1+k^2-2\nu k) + 2E_0\Delta U}\right\}} \varepsilon(t) + \dot{\varepsilon}(t)\eta \left[1 - \exp\left(-\frac{E_M\varepsilon(t)}{\eta\dot{\varepsilon}(t)}\right)\right] \quad (42)$$

3 裂隙岩体动态变形特征

3.1 模型验证

为验证模型的合理性，讨论裂隙几何特征及应变率效应对岩体力学特性的影响。以文献[22-23]实验资料为例，采用的岩石相似材料^[4]，采用单轴加载的方式(即 $k=0$)，试件尺寸高 50 mm，直径 50 mm，应变率近似取恒应变率 75 s^{-1} ，裂纹扩展速度 $V=0.3c_R$ ^[24]，非贯通裂隙倾角 α 分别为 0° 、 30° 、 45° 、 60° ，裂隙长度均为 11 mm。岩石的弹性模量 $E_0=8.7 \text{ GPa}$ ，泊松比 $\nu=0.28$ ，断裂韧性 $K_{1C}=0.25 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ；裂隙结构面的弹性模量 $E_a=198 \text{ MPa}$ ，最大应变 $\varepsilon_m=0.02$ ，摩擦因数 $\mu=0.3$ 。

从岩体动态损伤模型可知，模型中的参数 ε_0 、 m 、 η 、 E_M 需通过实验数据拟合才能得到，其取值对岩石力学性能具有重要影响。采用文献[22-23]中完整试件的数据资料，将岩体力学参数代入本构模型中，可得应力应变曲线，以此分析各参量对岩体动态本构关系的影响。

图3为参量 m 、 η 、 E_M 均为常量，改变参量 ε_0 时的岩石本构关系。由图3可知，岩石的峰值强度及其所对应的应变均随参量 ε_0 的增大而增大，且 ε_0 对本构关系的影响主要表现在非弹性的微元体破裂发展阶段，说明参量 ε_0 是岩石内部微元强度平均大小的反映^[25]。

图4为参量 ε_0 、 η 、 E_M 均为常量，改变参量 m 时的岩石本构关系。由图4可知，参量 m 对岩石的峰值强度的影响较小，且对岩石在弹性变形阶段的影响也较小，而对岩石峰前非弹性变形阶段及峰后变形阶段的曲率影响显著。随着 m 的增大，岩石本构关系曲线在峰前及峰后阶段的曲率均相应增大，即更为陡峭，说明参量 m 是岩石内部微元强度集中程度的反映。

图5为参量 ε_0 、 m 、 E_M 均为常量，改变参量 η 时的岩石本构关系。由图5可知，参量 η 对岩石的峰值

强度及峰前非弹性变形阶段影响显著, 而对岩石的峰值应变及弹性变形阶段的曲率影响较小。随着 η 的增大, 岩石峰值强度及非弹性变形阶段的曲率均增大, 岩石的动态黏滞效应也相应增强, 且 η 越大, 粘滞效应的增长幅度也相应更大, 说明参量 η 是岩石应变率效应相关度的反映。

图 6 为参量 ε_0 、 m 、 η 均为常量, 改变 Maxwell 弹性模量 E_M 时的岩石本构关系。由图 6 可知, 参量 E_M 对岩石的峰值强度及本构关系曲线的曲率均有一定影响, 而峰值应变基本未受影响, 表明 E_M 也是岩体黏滞效应的重要参数, 但与参量 η 的影响不同, 岩石峰值强度增长幅度随 E_M 的增大而减小。同时, 随着 E_M 的增大, 本构关系曲线峰前、峰后阶段的曲率均相应更大, 表明参量 E_M 还反映了黏滞效应的集中度, 以上分析说明参量 E_M 是岩石应变率效应相关度及集中度的综合反映。

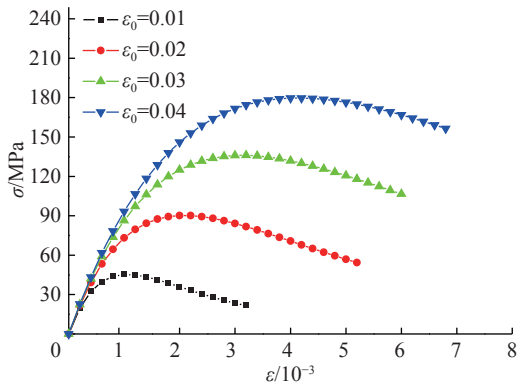


图 3 参量 ε_0 对本构关系的影响

Fig. 3 Influence of parameters ε_0 on constitutive relation

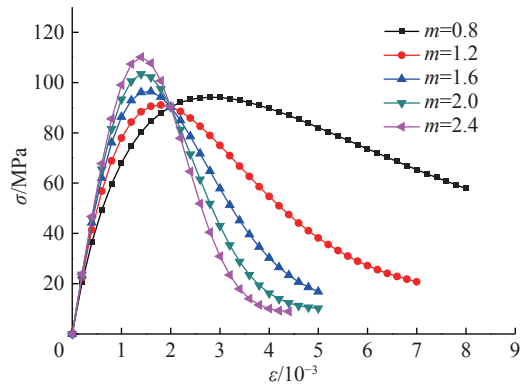


图 4 参量 m 对本构关系的影响

Fig. 4 Influence of parameters m on constitutive relation

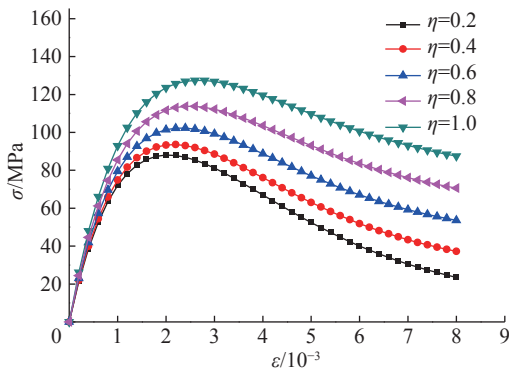


图 5 参量 η 对本构关系的影响

Fig. 5 Influence of parameters η on constitutive relation

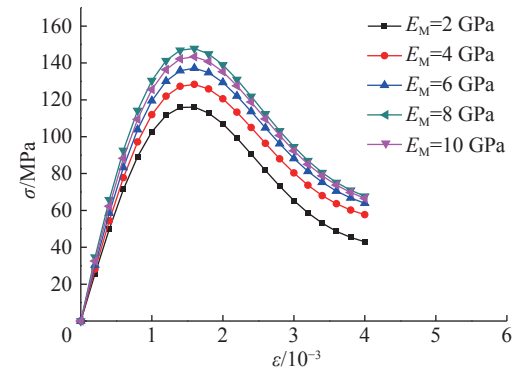


图 6 参量 E_M 对本构关系影响

Fig. 6 Influence of parameters E_M on constitutive relation

综合以上理论分析可知, 各拟合参量对本构关系的影响规律。将文献 [22-23] 中的完整岩石实验数据及力学参数代入式 (42), 则可拟合得到参量: $\varepsilon_0=0.0294$, $m=1.28$, $\eta=0.23$, $E_M=3.2$ GPa。再将其他裂隙岩体物理力学参数代入式 (42), 即可得到不同裂隙岩体的理论模型曲线。图 7 为单轴动荷载下用本文理论模型得到的岩体应力应变曲线与文献 [22-23] 中的实验数据对比。如图 7 所示, 完整岩石、含 30°、45°、60°非贯通裂隙岩体的实验结果与模型计算结果基本吻合。模型计算所得的岩体动态应力曲线较好地反映了岩体变形的全过程, 说

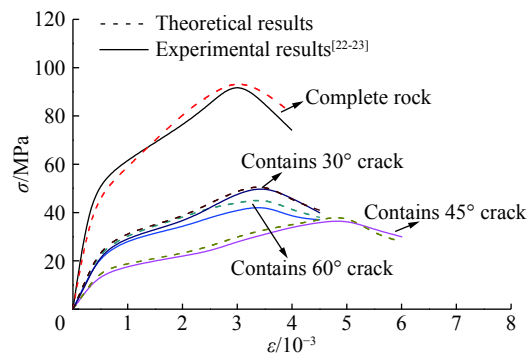


图 7 裂隙岩体的实验结果与理论计算结果比较
Fig. 7 Comparison of experimental and theoretical results of fractured rock mass

明本文模型能较好地描述非贯通裂隙岩体的冲击力学特性。

3.2 裂隙几何特征对岩体动态力学特性的影响

计算模型和参数与第3.1节相同,应变率均为 75 s^{-1} ,通过改变非贯通裂隙倾角 α 及贯通度,研究单轴冲击荷载作用下非贯通裂隙几何特征对岩体动态力学特性的影响。图8~9为贯通度分别为50%、80%,不同倾角裂隙的存在对岩体初始宏观损伤变量 D_0 及岩体起裂强度 σ_0 的影响规律。图10为非贯通裂隙倾角为 45° 时,不同裂隙贯通度情况下岩体的动态应力应变曲线。

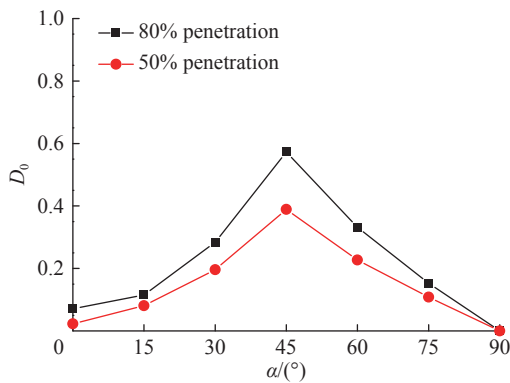


图8 初始损伤变量随裂隙倾角的变化

Fig. 8 Variation of initial damage with slit angle

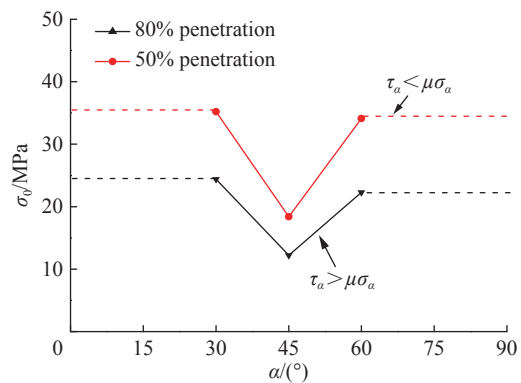


图9 起裂强度随裂隙倾角的变化

Fig. 9 Variation of fracture strength with slit angle

由图8可知,当裂隙倾角较小时,岩体初始损伤变量 D_0 随裂隙倾角增大而增大;当裂隙倾角较大时,岩体初始损伤变量 D_0 随裂隙倾角 α 增大而减小。值得注意的是,由于计算模型考虑了裂隙结构面闭合产生的附加应变能,因而裂隙倾角 α 即使为 0° ,仍会产生初始损伤,岩体强度较完整岩石强度会降低,这也跟诸多文献实验结果较一致。当裂隙倾角 α 达到 90° 时,由于裂隙表面法向正应力和切向应力都为零,岩体初始损伤变量 D_0 也为零,因而含 90° 裂隙岩体与完整岩石力学特性无明显区别。

由图9可知,岩体裂隙起裂强度 σ_0 随裂隙倾角呈“凹”型分布。当裂隙倾角小于裂隙面摩擦角时,作用于裂隙表面的切向应力不足以克服正应力产生的摩擦力,因而裂隙面有效滑动驱动力为零。因此裂隙倾角较小时,岩体裂隙起裂强度 σ_0 无穷大(图中虚线部分),岩体主要产生张拉破坏及微裂隙、微孔洞裂纹扩展。当裂隙倾角大于裂隙面摩擦角时,有效滑动驱动力大于零,随着应力的增加,裂隙尖端应力强度因子达到断裂韧度。由图9可知:裂隙倾角 45° 时,起裂强度最小,这也与实验结果较为吻合;当裂隙倾角继续增大时,裂隙有效滑动驱动力又逐渐较小,直至宏观裂隙起裂强度 σ_0 又达到无穷大。

由图10可知,裂隙贯通度对岩体的动态力学特性有显著影响,岩体峰值强度随裂隙贯通度的增加而显著减小。通过应力应变曲线可发现,不同贯通度的裂隙存在对岩体弹性变形阶段几乎没有影响,而在屈服阶段影响明显。这是由于在弹性变形阶段,裂隙尖端应力强度因子尚未达到岩石的断裂韧度,裂隙的存在对岩体的损伤主要为裂隙面的闭合变形。当裂隙尖端应力强度因子达到断裂韧度后,翼裂纹开始扩展,根据应变等价原理,裂隙扩展后引起岩体的宏观耦合损伤显著增加,因此应力应变曲线明显变缓直至破坏。

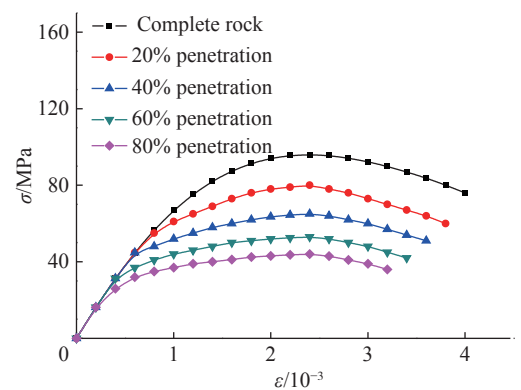


图10 不同裂隙贯通度的岩体动态应力应变曲线

Fig. 10 Dynamic stress-strain curves of rock mass with different fracture penetrability

3.3 应变率对岩体动态力学特性的影响

计算模型和参数与第 3.1 节相同, 裂隙倾角分别取 45° 、 60° , 荷载应变率分别取准静载 0 s^{-1} 、近似恒应变率 100 、 200 、 300 、 400 s^{-1} , 裂隙翼裂纹动态扩展长度 l_m^d 及岩体应力应变曲线计算结果分别如图 11~12 所示。

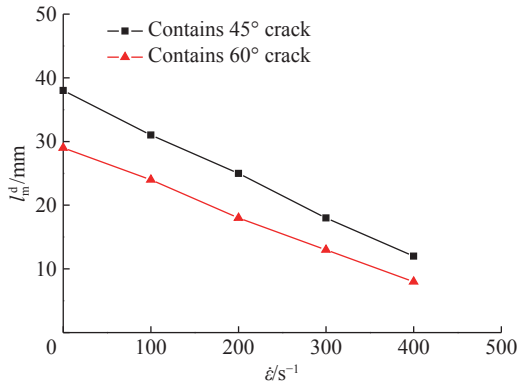


图 11 应变率对翼裂纹扩展长度的影响
Fig. 11 Influence of strain rate on length of wing crack

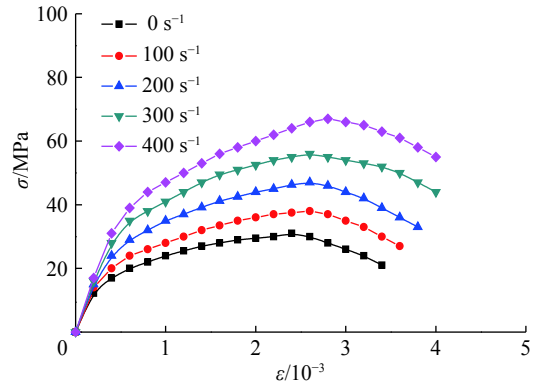


图 12 应变率对岩体力学特性的影响
Fig. 12 Influence of strain rate on mechanical properties of rock

如图 11 所示, 应变率对裂隙翼裂纹扩展长度有显著影响。当裂隙倾角为 45° 时, 由于在其他相同条件下, 其裂隙表面有效滑动驱动力较裂隙倾角为 60° 时更大, 因此翼裂纹扩展长度随应变率呈线性分布规律, 应变率越大, 其翼裂纹最大扩展长度越小。

如图 12 所示, 在不同荷载应变率下, 岩体在弹性变形阶段应变率效应较小, 在翼裂纹扩展阶段应变率效应显著。随着荷载应变率的增大, 岩体试件的峰值强度也逐渐变大, 5 种不同应变率荷载作用下峰值强度分别为 31 、 38 、 46 、 57 和 66 MPa , 且对应的峰值应变及总应变也随之增加, 这与文献 [24,26] 中岩体在不同荷载应变率下实验结果得到的变形规律一致。

3.4 岩石弹性模量及断裂韧度对岩体动态力学特性的影响

计算模型和参数与第 3.1 节相同, 通过改变岩石的弹性模量 E_0 及岩石的断裂韧度 K_{1C} , 研究岩石性质对岩体动态力学特性的影响规律, 分别如图 13~14 所示。

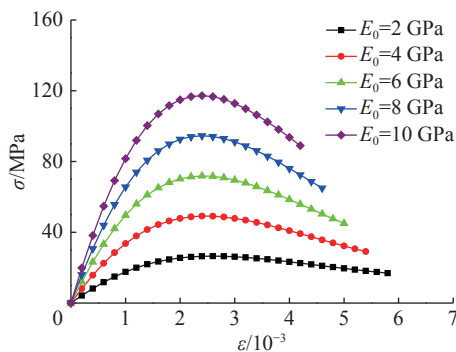


图 13 E_0 对岩体动态力学特性的影响
Fig. 13 Influence of E_0 on mechanical properties

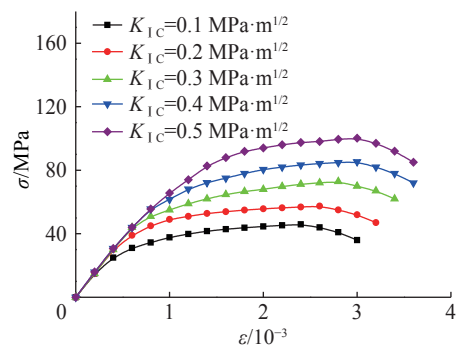


图 14 K_{1C} 对岩体动态力学特性的影响
Fig. 14 Influence of K_{1C} on mechanical properties

如图 13 所示, 岩石的弹性模量 E_0 对岩体的动态力学特性具有显著影响。随着弹性模量 E_0 的增大, 应力应变曲线的曲率及峰值强度均显著增大, 岩石弹性模量 E_0 分别为 2 、 4 、 6 、 8 和 10 GPa 时, 对应的岩体峰值强度分别为 26.5 、 49.1 、 71.8 、 94.5 和 117.2 MPa 。值得注意的是, 通过图 13 中的岩石弹性模量

E_0 与图6中的Maxwell弹性模量 E_M 对岩体动态力学特性的影响的分析比较,在两者增加同样幅度时,岩石的弹性模量对岩体的峰值强度及曲线曲率影响更为明显。

如图14所示,岩石的断裂韧度 K_{IC} 对岩体的动态力学特性也有较大影响。随着断裂韧度 K_{IC} 的增大,岩石的峰值强度也相应增大。值得指出的是,此处断裂韧度对岩体强度的影响是在裂隙面有效滑动驱动力大于零的前提下,如裂隙倾角趋近 0° 或 90° ,岩体强度将不受断裂韧度 K_{IC} 的影响。由不同断裂韧度 K_{IC} 下岩体的应力应变曲线可发现,断裂韧度对岩体的影响主要表现在非弹性阶段,而在弹性阶段几乎不受影响,这是由于,断裂韧度主要影响岩体的起裂强度 σ_0 。当加载应力 $\sigma < \sigma_0$ 时,翼裂纹没有扩展,裂隙的存在对岩体的损伤主要表现为裂隙的闭合变形,而加载应力 σ 超过起裂强度 σ_0 后,翼裂纹开始扩展,裂隙对岩体的损伤显著增加,因而岩体应力应变曲线也迅速变缓。

4 结论

(1)针对自然界大量存在的非贯通裂隙岩体,基于变形理论、断裂力学与能量理论相结合,运用模型变形元件的方法,综合考虑岩体宏细观缺陷及损伤演化的率相关性,构建了裂隙岩体动态损伤本构模型。

(2)根据Lemaitre应变等价原理,将岩体的细观损伤和宏观损伤耦合,再结合Maxwell体以描述动态加载过程中岩体的应变率效应,模型中的宏观损伤变量同时考虑了裂隙翼裂纹的动态扩展以及裂隙面的闭合变形,克服了现有本构模型的不足。

(3)利用模型讨论了裂隙几何特征、应变率及岩石性质对岩体动态变形特征的影响,岩体强度及变形均随裂隙倾角的增大先变小后增大,应变率效应对岩体具有明显的硬化效应,且在裂隙扩展阶段更为明显,同时岩石本身的弹性模量及断裂韧度也对岩体的强度及变形特征有重要影响。

参考文献:

- [1] 刘学伟,刘泉声,陈元,等.裂隙形式对岩体强度特征及破坏模式影响的试验研究[J].岩土力学,2015,36(S2):208-214.
LIU Xuewei, LIU Quansheng, CHEN Yuan, et al. Experimental study of effects of fracture type on strength characteristics and failure modes of fractured rock mass [J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(S2): 208-214.
- [2] 宫凤强,王进,李夕兵.岩石压缩特性的率效应与动态增强因子统一模型[J].岩石力学与工程学报,2018,37(7):1586-1595.
GONG Fengqiang, WANG Jin, LI Xibing. The rate effect of compression characteristics and a unified model of dynamic increasing factor for rock materials [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, 37(7): 1586-1595.
- [3] 张平,李宁,李贺兰.动载下两条断续预制裂隙贯通机制研究[J].岩石力学与工程学报,2006,25(6):1210-1217.
ZHANG Ping, LI Ning, LI Helan. Mechanism of fracture coalescence between two pre-existing flaws under dynamic loading [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, 25(6): 1210-1217.
- [4] 刘红岩,邓正定,王新生,等.节理岩体动态破坏的SHPB相似材料试验研究[J].岩土力学,2013,35(3):659-665.
LIU Hongyan, DENG Zhengding, WANG Xinsheng. Similar material test study of dynamic failure of jointed rock mass with SHPB [J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, 35(3): 659-665.
- [5] 李地元,韩震宇,孙小磊,等.含预制裂隙大理岩SHPB动态力学破坏特性试验研究[J].岩石力学与工程学报,2017,36(12):2872-2883.
LI Diyu, HAN Zhenyu, SUN Xiaolei, et al. Characteristics of dynamic failure of marble with artificial flaws under split Hopkinson pressure bar tests [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(12): 2872-2883.
- [6] 李夕兵,王卫华,马春德.不同频率载荷作用下的岩石节理本构模型[J].岩石力学与工程学报,2007,26(2):247-253.
LI Xibing, WANG Weihua, MA Chunde. Constitutive model of rock joints under compression loads with different frequencies [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(2): 247-253.
- [7] 张力民,吕淑然,刘红岩.综合考虑宏细观缺陷的岩体动态损伤本构模型[J].爆炸与冲击,2015,35(3):428-436. DOI: 10.11883/1001-1455-(2015)03-0428-09.

- ZHANG Limin, LU Shuran, LIU Hongyan. A dynamic damage constitutive model of rock mass by comprehensively considering macroscopic and mesoscopic flaws [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2015, 35(3): 428–436. DOI: 10.11883/1001-1455-(2015)03-0428-09.
- [8] 刘红岩, 王新生, 张力民, 等. 非贯通节理岩体单轴压缩动态损伤本构模型 [J]. *岩土工程学报*, 2016, 38(3): 426–436.
LIU Hongyan, WANG Xinsheng, ZAHNG Limin. A dynamic damage constitutive model for rock mass with non-persistent joints under uniaxial compression [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2016, 38(3): 426–436.
- [9] 李杰, 王明洋, 张宁, 等. 裂隙岩体动态损伤演化与体积扩容方程 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2015, 34(8): 1532–1541.
LI Jie, WANG Mingyang, ZHANG Ning. An equation for damage development and volumetric dilation of cracked rock [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2015, 34(8): 1532–1541.
- [10] 袁小清, 刘红岩, 刘京平. 基于宏观损伤耦合的非贯通裂隙岩体本构模型 [J]. *岩土力学*, 2015, 36(10): 2804–2814.
YUAN Xiaoqing, LIU Hongyan, LIU Jingping. Constitutive model of rock mass with non-persistent joints based on coupling macroscopic and mesoscopic damages [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2015, 36(10): 2804–2814.
- [11] 王佩新, 曹平, 蒲成志, 等. 单压下节理密度及倾角对类岩石试件强度及变形的影响 [J]. *工程科学学报*, 2017, 39(4): 494–501.
WANG Peixin, CAO Ping, PU Chengzhi, et al. Effect of the density and inclination of joints on the strength and deformation properties of rock-like specimens under uniaxial compression [J]. *Chinese Journal of Engineering*, 2017, 39(4): 494–501.
- [12] FAN X, KULATILAKE P H S W, CHEN X, et al. Crack initiation stress and strain of jointed rock containing multi-cracks under uniaxial compressive loading: a particle flow code approach [J]. *Journal of Central South University*, 2015, 22(2): 638–645.
- [13] ASHBY M F, SAMMIS C G. The damage mechanics of brittle solids in compression [J]. *Pure and Applied Geophysics*, 1990, 133(3): 489–521.
- [14] LEE S, RAVICHANDRAN G. Crack initiation in brittle solids under multiaxial compression [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2003, 70(13): 1645–1658.
- [15] 李世恩, 和泰名, 尹祥础. 岩石断裂力学 [M]. 北京: 科学出版社, 2015.
- [16] 孙广忠, 孙毅. 岩体力学原理 [M]. 北京: 科学出版社, 2011.
- [17] ROSE L R F. Recent theoretical and experimental results on fast brittle fracture [J]. *International Journal of Fracture*, 1976, 12(6): 799–813.
- [18] FREUND L B, HUTCHINSON J W. Dynamic fracture mechanic [M]. Hemisphere Pub Corp, 1990.
- [19] DENG H, NEMAT-NASSER S. Dynamic damage evolution in brittle solids [J]. *Mechanics of Materials*, 1992, 14(2): 83–103.
- [20] 宁建国, 任会兰, 方敏杰. 基于椭圆形微裂纹演化与汇合的准脆性材料本构模型 [J]. *科学通报*, 2012(21): 1978–1986.
NING J G, REN H L, FANG M J. A constitutive model based on the evolution and coalescence of elliptical micro-cracks for quasi-brittle materials [J]. *Chinese Science Bulletin*, 2012(21): 1978–1986.
- [21] 潘红宇, 葛迪, 张天军, 等. 应变率对岩石裂隙扩展规律的影响 [J]. *煤炭学报*, 2018, 43(3): 675–683.
PAN Hongyu, GE Di, ZHANG Tianjun, et al. Influence of strain rate on the rock fracture propagation law [J]. *Journal of China Coal Society*, 2018, 43(3): 675–683.
- [22] 王卫华, 李坤, 王小金, 等. SHPB 加载下含不同倾角裂隙的类岩石试样力学特性 [J]. *科技导报*, 2016, 34(18): 246–250.
WANG Weihua, LI Kun, WANG Xiaojin, et al. Experimental study of mechanical properties of rocklike specimens containing single cracks of different inclination angles under SHPB loading [J]. *Science and Technology Review*, 2016, 34(18): 246–250.
- [23] 王卫华, 王小金, 姜海涛. 单轴压缩作用下含不同倾角裂隙的类岩石试样力学特性 [J]. *科技导报*, 2014, 32(28/29): 48–53.
WANG Weihua, WANG Xiaojin, JIANG Haitao. Experimental research on mechanical properties of rocklike specimens containing single cracks of different inclination angles under uniaxial compression [J]. *Science and Technology Review*, 2014, 32(28/29): 48–53.
- [24] RAVICHANDRAN G, SUBHASH G. A micromechanical model for high strain rate behavior of ceramics [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1995, 32(17/18): 2627–2646.
- [25] 杨圣奇, 徐卫亚, 韦立德, 等. 单轴压缩下岩石损伤统计本构模型与试验研究 [J]. *河海大学学报 (自然科学版)*, 2004, 32(2): 200–203.

- YANG Shengqi, XU Weiya, WEI Lide. Statistical constitutive model for rock damage under uniaxial compression and its experimental study [J]. *Journal of Hohai University (Natural Sciences)*, 2004, 32(2): 200–203.
- [26] 李祥龙, 王建国, 张智宇, 等. 应变率及节理倾角对岩石模拟材料动力特性的影响 [J]. *爆炸与冲击*, 2016, 36(4): 483–490. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)04-0483-08.
- LI Xianglong, WANG Jianguo, ZHANG Zhiyu. Experimental study for effects of strain rates and joint angles on dynamic responses of simulated rock materials [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2016, 36(4): 483–490. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)04-0483-08.

Rate correlation and deformation of damage evolution of non-penetrating fractured rock masses

DENG Zhengding^{1,2}, XIANG Shuai³, ZHOU Jianrong¹, WANG Guanshi^{1,2}, WANG Yuemei⁴

(1. *School of Architecture and Surveying Engineering, Jiangxi University of Science and Technology, Ganzhou 341000, Jiangxi, China;*

2. *Jiangxi Key Laboratory of Environmental Geotechnical and Engineering Disaster Control, Jiangxi University of Science and Technology, Ganzhou 341000, Jiangxi, China;*

3. *Shenzhen Survey and Mapping Research Institute Co., Ltd., Shenzhen 518000, Guangdong, China;*

4. *College of Applied Science, Jiangxi University of Science and Technology, Ganzhou 341000, Jiangxi, China)*

Abstract: The non-penetrating fractured rock mass is the main form of rock mass in nature, and the geometric features of its fractures play a remarkable role in its strength and deformation. Its strain rate also has a significant rate dependence on its damage evolution and viscous effects. Firstly, using the model element method, we treated the dynamic failure process of non-penetrating fractured rock mass as a heterogeneous point with composite damage, static elastic properties and dynamic viscous properties, and improved the Maxwell body that responds to viscoelasticity. Then we combined the meso-damaged body and the macroscopic damage body of fracture damage evolutions into a macro-microscopic composite damage body following the equivalent strain hypothesis and constructed a dynamic damage model considering the macroscopic and microscopic defects of the rock mass. Furthermore, based on the fracture mechanics and strain energy theory, we analyzed the energy mechanism of the macroscopic fracture dynamic expansion of rock mass and obtained the calculation formula of the macroscopic dynamic damage variable of the fractured rock mass, with the initial fracture strain energy, the strain energy of the crack dynamic damage evolution process and the fracture closed strain energy, taken into consideration. Finally, we compared the results from the model calculation with those from experiment and found them in good agreement, thereby proving the rationality of the model. At the same time, we also discussed the influence of fracture inclination, strain rate and rock properties on rock mass deformation characteristics using the model.

Keywords: non-through; fractured rock mass; damage evolution; strain rate; constitutive model

(责任编辑 丁 峰)