DOI: 10.11883/bzycj-2016-0261 文章编号: 1001-1455(2018)02-0316-08

单轴压缩下断续节理岩体动态损伤本构模型*

刘红岩[1],李俊峰[1],裴小龙[2]
(1.中国地质大学(北京)工程技术学院,北京 100083;
2.武警黄金部队第四支队,辽宁 辽阳 111000)

摘要:断续节理将对工程岩体的强度及变形等力学特性产生显著影响,损伤力学中视节理为岩体的一种宏观损伤,因而采用损伤张量来刻画其对岩体的影响。目前学术界提出了用节理的几何、强度及变形等 3 类参数来描述节理的物理力学性质,而目前的岩体损伤张量计算方法都只涉及前 2 类参数,均没有涉及其变形参数即法向及切向刚度。为此,在前人研究的基础上,基于断裂及损伤理论提出了考虑节理法向及切向刚度的单轴压缩下单条断续节理引起的损伤张量计算公式,进而通过考虑节理间相互作用给出了单组单排或多排节理岩体损伤张量计算公式。其次,以岩石细观动态损伤模型为基础,结合宏细观损伤耦合观点提出了一个能够同时考虑节理几何、强度及变形参数的断续节理岩体动态损伤本构模型。最后,利用该模型讨论了节理参数及载荷应变率等对岩体动态力学特性的影响,认为节理长度减小及摩擦角增大将导致岩体动态峰值强度及弹性模量增大;岩体动态峰值强度及弹性模量则随着节理法向及切向刚度的增大分别减小或增大;而当节理法向及切向刚度按照同一比例增大时,岩体动态峰值强度及弹性模量则是增大的。岩体动态峰值强度与载荷应变率呈正相关。

关键词:岩体;断续节理;应力强度因子;单轴压缩;动态损伤;本构模型;节理变形参数
中图分类号:O382.2;O319.56 **国标学科代码**:13035 **文献标志码**:A

目前岩体工程如隧道、边坡及地下厂房等在爆炸、地震等动载下的力学响应及破坏机理已引起了极大的关注。而岩体的强度、破坏模式及变形等力学特性主要受控于节理等天然缺陷[1-3]。由于节理发育规模一般远小于断层,延伸长度大多为数米,但是其数目众多,因而无法一一考虑其对岩体力学性质的弱化效应。为此,20 世纪 80 年代 Kyoya 等[4]最早提出了岩体损伤理论的概念,视节理为岩体的初始损伤,从而建立了节理岩体损伤模型。目前岩体损伤张量定义方法主要有 2 种。一种是 Kawamoto 等[5]和 Swoboda 等[6]提出的几何损伤张量定义方法,他们采用节理密度、表面积、法向矢量等参数来定义损伤张量。但是该方法中仅考虑了节理的长度和方位等几何参数对岩体力学特性的影响,而未考虑节理摩擦角及黏聚力等强度参数的影响,认为应力无法在节理位置传递,因而该方法更适用于岩体拉伸破坏的模拟,而无法用于岩体压缩力学特性的分析。这是因为在受压条件下,节理面将产生压缩闭合或剪切滑移,从而传递部分压、剪应力[7-8]。针对这一问题,Li 等[9]和 Liu 等[10]基于损伤及断裂力学中的能量原理,提出了一个新的能够同时考虑节理的几何参数(如节理长度、倾角、组数等)及强度参数(如节理摩擦角)的岩体损伤张量计算方法。相对于前述的几何损伤理论而言,第 2 种方法减小了由于节理传压及传剪系数的人为选取所带来的误差,因而具有较强的合理性[10-11]。

然而,尽管相对于几何损伤理论而言,第 2 种方法已经有了较大的发展,但是仍不够完善。这主要是由于目前学术界为了更准确地刻画节理的物理力学性质,提出了描述节理物理力学性质的 3 类参数,即几何参数、强度参数和变形参数(如法向和切向刚度)。而 Prudencio 等[12]通过对节理岩体的压缩实验,发现岩体的力学特性同样受节理变形参数的影响。而节理变形参数在目前的节理岩体损伤张量计算中均未得到很好地考虑,这显然会导致一定的计算误差。因此,本文中拟基于 Li 等[9]和 Liu 等[10]的

* **收稿日期**:2016-08-25;**修回日期**:2016-12-05
基金项目:国家自然科学基金项目(41162009)
第一作者:刘红岩(1975—),男,博士,教授,lhyan1204@126.com。

研究方法，在现有的、能够考虑节理几何及强度的损伤张量计算方法的基础上，考虑节理变形参数的影响，最终在经典岩石细观动态损伤本构模型—Taylor-Chen-Kuszmaul（TCK）模型的基础上，提出能够考虑宏观缺陷（如节理）与细观缺陷（如微裂纹）耦合的断续节理岩体单轴压缩动态损伤本构模型，并采用相关算例研究节理几何参数（如节理长度）、强度参数（如节理摩擦角）和变形参数（如节理法向及切向刚度）对岩体单轴压缩动态应力应变曲线的影响。

1　岩石动态损伤 TCK 模型

1986 年，Taylor 等[13]提出了著名的岩石动态损伤本构模型，即 TCK 模型，其相应的单轴动态压缩条件下轴向应力 σ 与应变 ε 的关系[14]为：

$$\sigma(t)=E(1-\omega)\varepsilon=E(1-\alpha\dot{\varepsilon}^{-3}\varepsilon^{m+3})\varepsilon \tag{1}$$

式中：$\dot{\varepsilon}$ 为载荷应变率，本文研究的为恒定载荷应变率，即 $\varepsilon=\dot{\varepsilon}t$，$t$ 为时间；E 为岩体的弹性模量；ω（$0\leqslant\omega\leqslant1$）为微裂纹引起的岩石细观损伤变量；$\alpha=\dfrac{8\pi c_g^3 k}{(m+1)(m+2)(m+3)}$，$c_g$ 为微裂纹扩展速度，$c_g=(0.34\sim0.66)c_R$，c_R 为 Rayleigh 波波速，本文取 $c_g=0.5c_R$，而 $c_R\approx0.58c_l$，c_l 为弹性纵波速度，进而有 $c_g\approx0.5c_R\approx0.29c_l$；$k$、$m$ 为损伤模型参数，可由实验得出。

2　断续节理岩体损伤本构模型

2.1　单条断续节理引起的岩体损伤张量

Li 等[9]推导了当岩体含有一条如图 1 所示的倾角为 α 的断续节理时，平面应力条件下，由其引起的加载方向上的岩体损伤变量：

$$D=1-\frac{1}{1+\dfrac{2}{V}\dfrac{1}{\sigma^2}\displaystyle\int_0^A(K_{\mathrm{I}}^2+K_{\mathrm{II}}^2)\,\mathrm{d}A} \tag{2}$$

式中：K_{I}、K_{II} 分别为节理尖端的Ⅰ、Ⅱ型应力强度因子；V 为试件体积；A 为节理表面积；单个节理时，$A=Ba$（单边节理）或 $2Ba$（中心节理）；多个节理时，$A=NBa$（单边节理）或 $2NBa$（中心节理）；N 为节理个数，B 为节理深度，a 为节理半长。

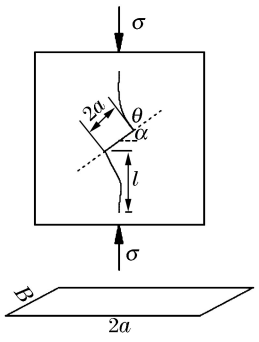


图 1　翼裂纹扩展模型

Fig. 1　A wing joint growth model

2.2　单条断续节理的应力强度因子

节理在压缩荷载下往往会在已有节理尖端产生翼裂纹并近似沿外力方向扩展[15-17]，如图 1 所示。

对于完整岩石，在单轴压缩下，倾角为 α 的斜面上的正应力和切应力分别为：

$$\sigma'_\alpha=\sigma\cos^2\alpha \tag{3}$$

$$\tau'_\alpha=\sigma\sin\alpha\cos\alpha \tag{4}$$

而对于节理岩体，即当在倾角为 α 的斜面上存在一条长度为 $2a$ 的断续节理时，该面上的正应力 σ_α 和切应力 τ_α 将明显受到节理力学性质的影响，可表示为：

$$\sigma_\alpha=(1-C_{\mathrm{n}})\sigma\cos^2\alpha \tag{5}$$

$$\tau_\alpha=(1-C_{\mathrm{t}})\sigma\sin\alpha\cos\alpha \tag{6}$$

式中：$C_{\mathrm{n}}=\dfrac{\pi a}{\pi a+\dfrac{E}{(1-\nu^2)K_{\mathrm{n}}}}$，$C_{\mathrm{t}}=\dfrac{\pi a}{\pi a+\dfrac{E}{(1-\nu^2)K_{\mathrm{s}}}}$[18]，$\nu$ 为岩石的泊松比，K_{n} 为节理的法向刚度，K_{s} 为节理的切向刚度；当 $a=0$ cm 时，即岩体中不含节理，为完整岩石时，那么即可得 $C_{\mathrm{n}}=C_{\mathrm{t}}=0$，则式(5)、(6)与式(3)、(4)完全相同。

由于节理面黏聚力对试件强度影响较小，因此可忽略不计，同时若设节理摩擦角为 φ，节理面摩擦系数为 $\tan\varphi$，那么在单轴压缩下，由式(5)、(6)可得节理处的下滑力为：

$$\tau_{\mathrm{eff}}=\begin{cases}0 & \tan\alpha<\tan\varphi\\ \tau_{\alpha}-\mu\sigma_{\alpha} & \tan\alpha\geqslant\tan\varphi\end{cases} \tag{7}$$

根据 Lee 等[19]的研究,则可得:

$$K_{\mathrm{I}}=-\frac{2a\tau_{\mathrm{eff}}\sin\theta}{\sqrt{\pi(l+l^{*})}}+p(\sigma,\alpha+\theta)\sqrt{\pi l},\qquad K_{II}=-\frac{2a\tau_{\mathrm{eff}}\cos\theta}{\sqrt{\pi(l+l^{*})}}-\tau(\sigma,\alpha+\theta)\sqrt{\pi l} \tag{8}$$

式中:引入 $l^{*}=0.27a$,以保证 $l=0$ 时,K_{I} 和 K_{II}不存在奇异;其余参数[15-17]如图 1 所示。

对于节理未扩展的初始状态,即翼裂纹长度 $l=0$ 时,则有:

$$K_{\mathrm{I}}=-\frac{2a\tau_{\mathrm{eff}}\sin\theta}{\sqrt{\pi l^{*}}},\qquad K_{\mathrm{II}}=-\frac{2a\tau_{\mathrm{eff}}\cos\theta}{\sqrt{\pi l^{*}}} \tag{9}$$

把式(9)代入式(2)即可得到由初始节理所引起的岩体损伤变量,进而通过张量化处理即可得到相应的损伤张量。可知由该方法求出的损伤张量同时考虑了节理的几何参数(如节理长度、倾角等)、强度参数(如节理摩擦角)和变形参数(如节理法向及切向刚度),因此将更加符合实际情况。

2.3 单排及多排断续平行节理的应力强度因子

当岩体含有如图 2 所示的单排及多排断续平行节理时(其中,b、d 分别为相邻两节理中心距及排间距),节理尖端应力强度因子的计算方法已在相关文献中有较多阐述[20-21],这里不再重述。

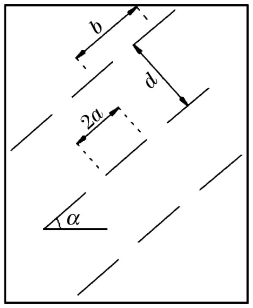


图 2 含单排及多排断续节理的岩体模型

Fig. 2 A model of the jointed rockmass with one or more rows of intermittent joints

2.4 含单组节理的岩体损伤变量

当岩体含单组节理时,把式(5)~(6)、(9)及相应的节理尖端应力强度因子计算公式代入式(2),进而通过求积分可得相应的损伤变量。然而由于被积函数比较复杂,式(2)没有相应的解析解,因此这里采用 Matlab 软件求其近似解。

2.5 损伤变量的张量化

由 2.4 节求得的损伤变量仅是加载方向上的损伤值,为反映节理对岩体损伤的奇异性,必须对其进行张量化处理。这里采用 Chen 等[22]提出的方法,即引入损伤张量:

$$\boldsymbol{\Omega}=\begin{bmatrix}D_{0} & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0\end{bmatrix} \tag{10}$$

式中:D_{0}即为由式(2)求得的损伤值。

3 考虑宏细观缺陷耦合的断续节理岩体单轴压缩动态损伤本构模型

3.1 宏细观缺陷耦合的损伤变量计算方法

这里引用 Liu 等[10]提出的宏细观缺陷耦合损伤张量计算公式:

$$\boldsymbol{\Omega}_{12}=\boldsymbol{I}-\frac{(\boldsymbol{I}-\boldsymbol{\Omega})(1-D)}{\boldsymbol{I}-\boldsymbol{\Omega}D} \tag{11}$$

3.2 考虑宏细观缺陷耦合的断续节理岩体动态损伤本构模型

基于连续介质力学损伤理论,把式(1)所示的完整岩石损伤变量 $\omega(t)$,用式(11)所示的宏细观缺陷耦合损伤变量 $\boldsymbol{\Omega}_{12}$替换,即可得到相应的单轴压缩断续节理岩体动态损伤本构方程:

$$\boldsymbol{\sigma}(t)=\boldsymbol{E}\frac{(\boldsymbol{I}-\boldsymbol{\Omega})(1-\alpha\dot{\varepsilon}^{-3}\varepsilon^{m+3})}{\boldsymbol{I}-\boldsymbol{\Omega}\alpha\dot{\varepsilon}^{-3}\varepsilon^{m+3}}\boldsymbol{\varepsilon}=\boldsymbol{E}\frac{(\boldsymbol{I}-\boldsymbol{\Omega})(1-\alpha\dot{\varepsilon}^{m}t^{m+3})}{\boldsymbol{I}-\boldsymbol{\Omega}\alpha\dot{\varepsilon}^{m}t^{m+3}}\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}t \tag{12}$$

式中:$\boldsymbol{E}$ 为完整岩石的弹性矩阵,其余参数同前。

4　算例分析

4.1　含单组断续节理的岩体动态力学特性

采用如图 3 所示的计算模型，模型上部受动荷载 p_d 作用，下部固定。节理参数为：$2a=20$ mm，$d=20$ mm，$b=40$ mm，$B=1$ cm，$\alpha=45°$，$\varphi=15°$，$K_n=2$ GPa/cm，$K_s=0.8$ GPa/cm。岩块计算参数[13]为：$\rho=2\,270$ kg/m^3，$E=10.8$ GPa，$\nu=0.2$，$\sigma_s=200$ MPa，$\dot{\varepsilon}=100$ s^{-1}，$k=5.12\times10^{22}$，$m=7$。

根据上述参数，计算结果如图 4 所示。可以看出：(1)采用本文中提出的模型所计算出的断续节理岩体动态应力应变曲线也包含了应力线性上升段、极值点及应力下降段等，很好地反映了岩体变形全过程；(2)断续节理岩体的峰值强度及弹性模量分别为 25.65 MPa 和 8.32 GPa，而相应完整岩石的动态峰值强度及弹性模量则分别为 32.7MPa 和 10.8GPa，前者分别约为后者的 78.44%和 77.04%，均低于完整岩石的峰值强度，即断续节理会显著削弱岩体的动态强度及刚度；(3)另外，采用同样的算例，刘红岩等[11]计算出的相应岩体峰值强度及弹性模量分别为 10.28 MPa 和 3.25 GPa，分别约为相应完整岩石的动态峰值强度及弹性模的 31.44%和 30.09%，如图 4 所示，即远小于本文计算结果。刘红岩等[11]在计算由断续节理对岩体造成的损伤时考虑了节理倾角的影响，认为式(12)中的 $\boldsymbol{E}$ 应为断续节理岩体的弹性矩阵，进而视岩体为岩块与节理组成的复合体系来计算 $\boldsymbol{E}$，在此过程中，同时又引入了节理倾角对弹性模量的影响，因此可以认为刘红岩等[11]考虑了 2 次节理倾角对断续岩体动态应力应变曲线的影响，即重复计算了一次节理倾角对断续岩体动态应力应变曲线的影响，因此导致其计算出的岩体动态应力偏小，因而计算结果不甚合理。而相比而言，在本文所提出的模型中，对节理的 3 类参数，即几何参数、强度参数及变形参数等均只考虑了一次，不存在重复计算的问题。

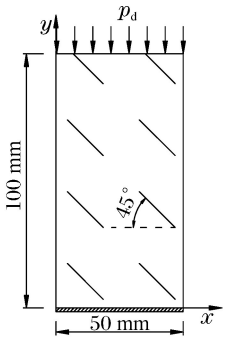


图 3　岩体模型

Fig. 3　A model for rockmass

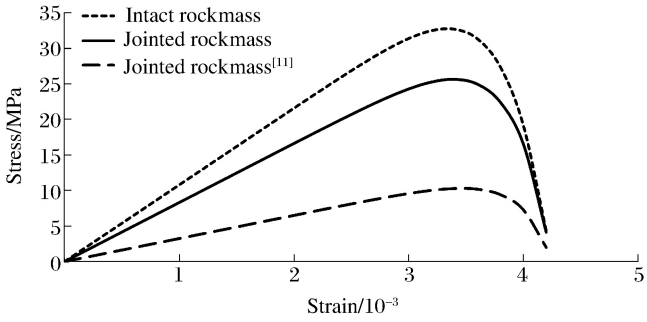


图 4　岩体单轴压缩动态应力应变计算曲线

Fig. 4　Calculated dynamic stress-strain curves of rockmass under axial compression

4.2　节理摩擦角对岩体动力学特性的影响

计算模型如图 3 所示，设节理摩擦角分别为 0°、15°和 30°，其余计算参数同 4.1 节，计算结果如图 5 所示。由图 5 可知：(1)由岩体动态应力应变曲线斜率所反映的动态弹性模量是随着节理摩擦角的增大而增大的，即 3 种不同节理摩擦角条件下的岩体动态弹性模量分别为 7.24、8.32 和 9.61 GPa；(2)当节理摩擦角逐渐增大时，相应试件的动态峰值强度也由 22.34 MPa 分别增大到25.65和 29.42 MPa。这是因为试件宏观损伤程度随节理摩擦角的增大而降低，进而导致试件强度提高，即节理摩擦角对试件的动态力学特性有较大影响。

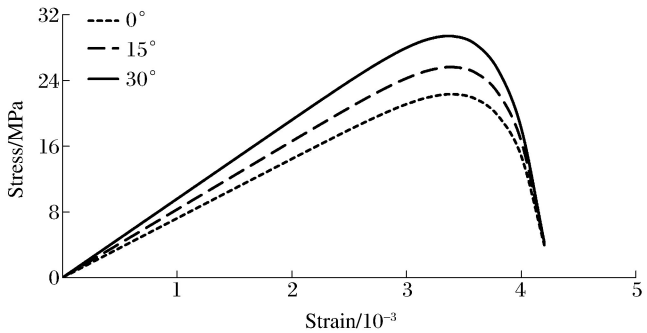


图 5　不同节理摩擦角的试件动态应力应变曲线

Fig. 5　Dynamic stress-strain curves of the samples with different joint friction angles

4.3 节理法向及切向刚度对岩体动力学特性的影响

计算模型仍为图 3 所示，首先取节理法向刚度 K_n 分别为 2、20 和 200 GPa/cm，其余计算参数同 4.1 节；其次取节理切向刚度 K_s 分别为 0.8、8 和 80 GPa/cm，其余计算参数仍同 4.1 节，计算结果如图 6 所示。可以看出：(1)当节理法向刚度由 2 GPa/cm 依次增大到 20 和 200 GPa/cm 时，即节理法向刚度依次增大到原来的 10 倍及 100 倍时，试件的峰值强度则由 25.65 MPa 依次降低到23.35 和 22.34 MPa，这说明随着节理法向刚度的增大，试件动态峰值强度是降低的。这是因为在同样的垂直应力下，随着节理法向刚度的增大，节理面上的法向应力会相应减小，进而节理面上抵抗节理发生滑移的摩擦力就会减小，最终导致节理更易发生滑移破坏，进而峰值强度降低。(2)当节理切向刚度由 0.8 GPa/cm依次增大到8和 80 GPa/cm 时，即节理切向刚度依次增大到原来的 10 倍及 100 倍时，试件的峰值强度则由 25.65 MPa 依次增大到31.82和 32.32 MPa，这说明节理切向刚度对试件的动态峰值强度有较大影响，且随着节理切向刚度逐渐增大，节理切向刚度对岩体动态峰值强度的影响则逐渐趋于定值。(3)如前所述，由图 6(a)、(b)分别看出，随着节理法向及切向刚度的增大，试件的动态峰值强度分别减小及增大。然而 Prudencio 等[12]研究发现随着节理法向及切向刚度的增大，试件动态峰值强度则是增大的。分析认为对图 6(a)、(b)两种工况，节理的法向及切向刚度的选取是任意的。而节理法向及切向刚度则首先是由 Goodman 等[23-24]提出用以描述法(切)向应力与法(切)向位移之间的关系。Bandis 等[25]发现节理的切向刚度远小于其法向刚度，并研究了 K_n/K_s 的值随法向应力的变化关系。这说明二者应该是按比例变化的。然而图 6(a)、(b)中所给出的结果却并没有考虑这一因素。为此，下面就研究二者按比例变化时岩体的动态应力应变曲线。取节理法向及切向刚度的初始值分别为 2 和 0.8 GPa/cm，然后分别增大到 10 倍及 100 倍，结果如图 6(c)所示。可以看出，岩体的动态峰值强度则由 26.65 MPa 分别增大到 30.36 和 32.64 MPa。这说明随着节理法向及切向刚度的增大，岩体动态峰值强度是增大的，这与 Prudencio 等[12]的研究成果则是一致的。(4)从应力应变曲线的斜率还可以看出，节理法向及切向刚度对试件的动态弹性模量也均

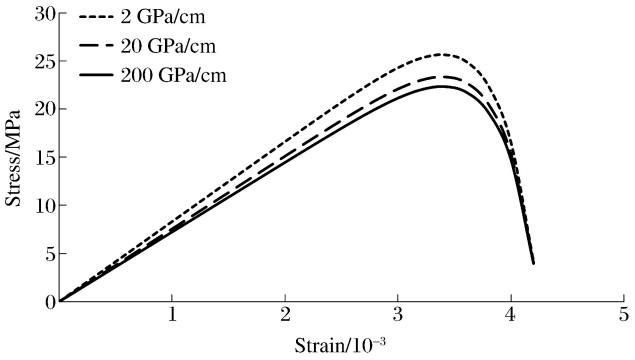


图 6(a) 不同节理法向刚度试件的动态应力应变曲线

Fig. 6(a) Dynamic stress-strain curves of the samples with different joint normal stiffnesses

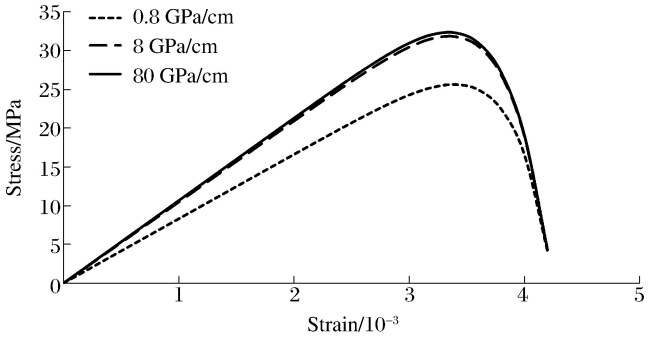


图 6(b) 不同节理切向刚度试件的动态应力应变曲线

Fig. 6(b) Dynamic stress-strain curves of the samples with different joint shear stiffnesses

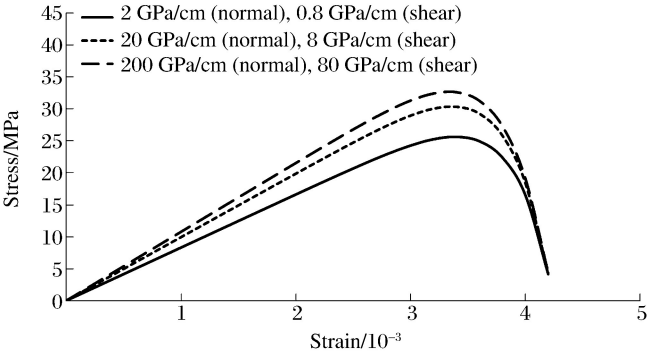


图 6(c) 节理法向及切向刚度按相同比例变化时的试件动态应力应变曲线

Fig. 6(c) Dynamic stress-strain curves of the samples at the same joint normal-to-shear stiffnesses ratios

有一定的影响。总之，节理法向及切向刚度对试件动态峰值强度及弹性模量均有一定影响。

4.4　节理长度对岩体动力学特性的影响

计算模型如图 3 所示，取节理长度 $2a$ 分别为 10、20 和 30 mm，其余计算参数同 4.1 节，计算结果如图 7 所示。由图 7 可知，当 $2a$ 由 10 mm 依次增大到 20 和 30 mm 时，试件峰值强度则由 30.57 MPa 依次降低到25.65 和 20.63 MPa，即分别减小为完整岩石峰值强度的 93.49%、78.44%和 63.09%，即随节理长度的增大，试件动态峰值强度明显下降。这是由于节理长度的增大引起岩体损伤变量的增大及节理传压和传剪系数的变化，进而导致强度降低。同时岩体动态弹性模量也随节理长度的增大而减小。

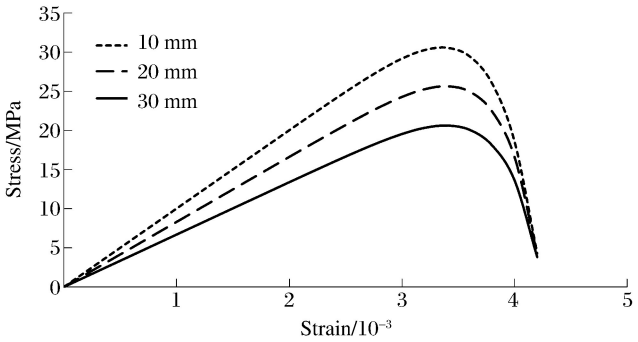


图 7　节理长度对试件动态特性的影响

Fig. 7　Effects of joint length on dynamic mechanical behaviors of the samples

4.5　载荷应变率对岩体动力学特性的影响

计算模型如图 3 所示，取载荷应变率分别为 100、200 和300 s^{-1}，其余计算参数同 4.1 节，计算结果如图 8 所示。由图 8 可知，当载荷应变率由 100 s^{-1} 依次升高到 200 和 300 s^{-1}时，试件峰值强度则由 25.65 MPa 依次增大到 31.65 和 35.71 MPa，即试件具有明显的应变率效应。关于应变率对岩体动态力学特性的影响机理已有较多阐述[11-26]。

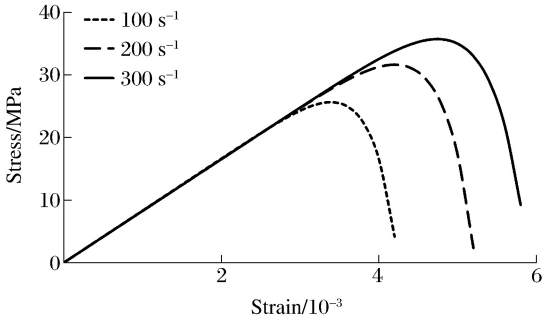


图 8　应变率对试件动态特性的影响

Fig. 8　Effects of strain rate on dynamic mechanical behaviors of the samples

5　结　论

(1)针对目前节理岩体宏观损伤张量计算中仅考虑了节理几何及强度参数的不足，根据前人的研究成果，提出了能够同时考虑节理几何参数(如节理长度及倾角等)、强度参数(如节理摩擦角)及变形参数(如节理法向及切向刚度)的宏观损伤张量计算方法，这将使得宏观岩体损伤张量的计算更符合实际。

(2)基于完整岩石动态 TCK 模型及宏细观损伤耦合的观点，建立了考虑宏细观缺陷耦合的非贯通节理岩体动态单轴压缩损伤本构模型。该模型中同时考虑了节理几何、强度及变形参数对非贯通节理岩体动态力学特性的影响。

(3)算例分析表明，节理的存在降低了岩体的动态弹性模量，削弱了岩体的峰值强度。同时利用该模型讨论了节理摩擦角、节理法向及切向刚度、节理长度及应变率等对岩体动态力学特性的影响，计算结果与已有研究成果吻合较好，说明该模型是合理性的。

参考文献：

[1]　AKIN M. Slope stability problems and back analysis in heavily jointed rock mass: A case study from Manisa, Turkey[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2013,46(2):359-371.

[2]　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.
ZHANG Limin, LÜ Shuran, LIU Hongyan. A dynamic damage constitutive model for rock mass by comprehensively considering macroscopic and mesoscopic flaws[J]. Explosion and Shock Waves, 2015,35(3):428-436.

[3]　刘红岩，杨艳，李俊峰，等. 基于 TCK 模型的断续节理岩体动态损伤本构模型[J]. 爆炸与冲击，2016,36(3):319-

325.
LIU Hongyan, YANG Yan, LI Junfeng, et al. Dynamic damage constitutive model for rock mass with non-persistent joints based on the TCK model[J]. Explosion and Shock Waves, 2016,36(3):319-325.

[4] KYOYA T, ICHIKAWA Y, KAWAMOTO T. A damage mechanics theory for discontinuous rock mass[C]// Proceedings of the 5th International Conference on Numerical Methods in Geomechanics. Nagoya, 1985:469-480.

[5] KAWAMOTO T, ICHIKAWA Y, KYOYA T. Deformation and fracturing behavior of discontinuous rock mass and damage mechanics theory[J]. International Journal for Numerical Analysis Method in Geomechanics, 1988,12(1):1-30.

[6] SWOBODA G, SHEN X P, ROSAS L. Damage model for jointed rock mass and its application to tunneling[J]. Computers and Geotechnics, 1998,22(3/4):183-203.

[7] YUAN X P, LIU H Y, WANG Z Q. An interacting joint-mechanics based model for elastoplastic damage model of rock-like materials under compression[J]. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 2013,58(9):92-102.

[8] SWOBODA G, YANG Q. An energy-based damage model of geomaterials: Ⅰ: Formulation and numerical results [J]. International Journal of Solids and Structures, 1999,36(9):1719-1734.

[9] LI N, CHEN W, ZHANG P, et al. The mechanical properties and a fatigue-damage model for jointed rock mass subjected to dynamic cyclical loading[J]. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 2001,38(7): 1071-1079.

[10] LIU Hongyan, ZHANG Limin. A damage constitutive model for rock mass with non-persistently closed joints under uniaxial compression[J]. Arabian Journal for Science and Engineering, 2015,40(1):3107-3117.

[11] 刘红岩,王新生,张力民,等.断续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, ZHANG Limin, et al. 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.

[12] PRUDENCIO M, JAN M V S. Strength and failure modes of rock mass models with non-persistent joints[J]. International Journal of Rock mechanics & Mining Sciences, 2007,46(6):890-902.

[13] TAYLOR L M, CHEN E P, KUSZMAUL J S. Microjoint induced damage accumulation in brittle rock under dynamic loading[J]. Computer Method in Applied Mechanics & Engineering, 1986,55:301-320.

[14] GRADY D E, KIPP M E. Continuum modeling of explosive fracture in oil shale[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1987,17(3):147-157.

[15] HUANG C, SUBHASH G, VITTON S J. A dynamic damage growth model for uniaxial compressive response of rock aggregates[J]. Mechanics of Materials, 2002,34(5):267-277.

[16] HUANG C, SUBHASH G. Influence of lateral confinement on dynamic damage evolution during uniaxial compressive response of brittle solids[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2003,51(6):1089-1105.

[17] PALIWAL B, RAMESH K T. An interacting micro-joint damage model for failure of brittle materials under compression[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2008,56(3):896-923.

[18] LIU Taoying, CAO Ping, LIN Hang. Damage and fracture evolution of hydraulic fracturing in compression-shear rock cracks[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2014,74:55-63.

[19] LEE S, RAVICHANDRAN G. Joint initiation in brittle solids under multiaxial compression[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2003,70(13):1645-1658.

[20] 李建林,哈秋瓠.节理岩体拉剪断裂与强度研究[J].岩石力学与工程学报,1998,17(3):259-266.
LI Jianlin, HA Qiuling. A study of tensile-shear joint and strength related to jointed rock mass[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 1998,17(3):259-266.

[21] 范景伟,何江达.含定向闭合断续节理岩体的强度特性[J].岩石力学与工程学报,1992,11(2):190-199.
FAN Jingwei, HE Jiangda. The strength behavior of rockmasses containing oriented and closed intermittent joints [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 1992,11(2):190-199.

[22] CHEN W, LA BORDERIE C, MAUREL O, et al. Simulation of damage-permeability coupling for mortar under

dynamic loads[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2014,38(5):457-474.

[23] GOODMAN R E. The mechanical properties of joints[C]// Proceeding of the 3rd Congress ISRM. Denver, 1974, I(A):127-140.

[24] GOODMAN R E, TAYLOR R L, BREKKE T. A model for the mechanics of jointed rock[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, 1968,94:637-659.

[25] BANDIS S C, LUMSDEN A C, BARTON N R. Fundamentals of rock joint deformation[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1983,20:249-268.

[26] KUMAR A. The effect of stress rate and temperature on the strength of basalt and granite[J]. Geophysics, 1968, 33(3):501-510.

A dynamic damage constitutive model for rockmass with intermittent joints under uniaxial compression

LIU Hongyan[1], LI Junfeng[1], PEI Xiaolong[2]

(1. *College of Engineering & Technology, China University of Geosciences (Beijing), Beijing* 100083, *China*;
2. *The Fourth Detachment, People's Armed Police Gold Forces, Liaoyang* 111000, *Liaoning, China*)

Abstract: The intermittent joints have obvious effect on the strength and deformability of engineering rockmass. The joint is assumed to be a kind of macroscopic damage to the rockmass in the damage mechanics, therefore the damage tensor is adopted to describe its effect on the rockmass. Now three kinds of joint parameters such as the geometrical ones, strength ones and deformational ones are proposed in the academic circles to describe the joint physical and mechanical properties. However, the existing calculation methods of the rockmass damage tensor consider only the joint geometrical or strength parameters, not its deformational parameters such as normal stiffness and shear stiffness. Therefore, on the basis of the existing studies, the fracture and damage theory is adopted to propose the damage tensor calculation formula of the rockmass caused by an intermittent joint under uniaxial compression, and then that caused by one row or multi-row of joints in one set is given by considering the interaction of the joints. Secondly, based on the rock mesoscopic dynamic damage constitutive model and the viewpoint of macroscopic and mesoscopic damage coupling, a dynamic damage constitutive model for the rockmass with intermittent joints is proposed which can consider the joint geometrical, strength or deformational parameters at the same time. Finally, the effects of joint parameters and load strain rate on the rockmass dynamic mechanical behaviors are discussed with the proposed model. It is found the decrease in the joint length and the increase in the joint friction angle will increase the dynamic climax strength and elastic modulus of the rockmass. While with increasing the joint normal stiffness and shear stiffness, the dynamic climax strength and elastic modulus of the rockmass decrease and increase, respectively. While when the joint normal stiffness and shear stiffness increase in the same proportion, the dynamic climax strength and elastic modulus of the rockmass increase. The dynamic climax strength of the rockmass has a positive correlation with the load strain rate.

Keywords: rockmass; intermittent joints; stress intensity factor; uniaxial compression; dynamic damage; constitutive model; joint deformational parameters　　(责任编辑　张凌云)