

基于修正莫尔-库仑准则的围岩瞬态卸荷 塑性变形分析

周靖人, 魏 炯, 王青元, 李如飞

(东北大学 资源与土木工程学院, 辽宁 沈阳 110819)

摘 要: 将卸荷视为动态过程, 采用包含拉伸截断和帽盖模型的修正莫尔-库仑准则, 对不同开挖形状和应力状态条件下围岩瞬态卸荷塑性区进行了分析. 研究表明: 瞬态卸荷可导致自由面附近产生塑性变形, 造成围岩损伤弱化甚至破坏; 拉伸应力是造成围岩动态卸荷破坏的重要因素; 塑性变形随着埋深的增加而增大; 最大压应力方向易于产生塑性变形, 以拉伸变形为主, 当初始应力满足一定条件时, 最小压应力方向将产生严重压剪塑性变形; 从卸荷的角度考虑, 巷道断面曲率较大为宜, 尽量避免直线形边界.

关 键 词: 岩石动力学; 塑性力学; 开挖; 瞬态卸荷; 屈服准则

中图分类号: TU 43

文献标志码: A

文章编号: 1005-3026(2017)02-0275-05

Research on Transient Unloading-Induced Plastic Zone in Surrounding Rock Based on Modified Mohr-Coulomb Criterion

ZHOU Jing-ren, WEI Jiong, WANG Qing-yuan, LI Ru-fei

(School of Resources & Civil Engineering, Northeastern University, Shenyang 110819, China. Corresponding author: WEI Jiong, E-mail: jiong.wei@foxmail.com)

Abstract: Taking the unloading as a dynamic process, the plastic zone generated from different excavation sections and in-situ stress conditions due to transient unloading was analyzed using modified Mohr-Coulomb criterion including tension cut-off and elliptic cap models in surrounding rock. The numerical results indicate that transient unloading will cause plastic deformation in the vicinity of excavation perimeter. The plastic deformation increases with the increase of depth and in-situ stress. Tensile stress is a key factor in accounting for the surrounding rock plastic deformation during transient unloading. The plastic deformation direction coincides with the maximum compressive principal stress. But it can induce serious compressive deformation in the minimum principal stress if the in-situ stress satisfies certain condition. The bigger the section curvature is, the smaller the plastic deformation becomes, so it is better to avoid linear boundary.

Key words: rock dynamics; plasticity; excavation; transient unloading; yield criterion

开挖岩体和保护围岩是岩石工程中普遍存在的相互矛盾而又必须解决的问题^[1]. 地下工程的开挖必然造成围岩应力的重新分布和损伤破坏, 认清应力重新分布及开挖损伤区的时空演化规律, 对于工程稳定性评价及支护参数优化至关重要^[2].

目前, 对围岩稳定性的研究大多集中于岩体开挖之后^[2-4]. 但事实上, 开挖将在围岩中激起强烈的卸载扰动, 尤其在高地应力条件下, 应力场的重新分布是由动力响应过渡到静力作用的动态过

程. 这一动态卸荷过程中应力和损伤的演变直接影响开挖的扰动强度及岩体的自稳特性.

近年来, 动态卸荷问题引起了越来越多国内外学者的关注: Cook 等^[5]认为在动态卸荷过程中岩石可能产生破坏; 周小平和李树忱等^[6-7]认为动态卸荷是造成深部岩体分区破裂化的原因; 殷志强等^[8]发现砂岩的分形维数随着卸荷速率的增加而增加; 陶明等^[9]认为卸荷不但对开挖近区产生影响, 而且对远区也有影响.

然而,上述研究大多采用拉伸截断和莫尔-库仑准则,并未考虑静水压力引起的塑性屈服;而在其基础上加一帽盖,以反映均压屈服,更加符合事实. 本文采用包含拉伸截断和帽盖模型的修正莫尔-库仑准则和关联流动法则,对不同开挖形状和地应力条件下围岩瞬态卸荷塑性区进行了分析,以期对巷道开挖和支护提供一些参考.

1 力学模型

假设某一地下岩体其垂直应力为 p , 水平应力为 κp , κ 表示侧压力系数. 考虑开挖三种巷道的断面形状, 分别为圆形、椭圆形和马蹄形. 问题可简化为平面应变模型, 三个模型的总尺寸为 $1\text{ m} \times 1\text{ m}$, 圆形的直径、椭圆形的横轴和马蹄形巷道横向跨度取整个模型横向尺寸的 $1/10$, 边界无反射. 文献[10]研究了静应力条件下巷道周边的应力分布和损伤演化规律, 却并未考虑由初始应力场变化到二次应力场这一过程对围岩的影响. 事实上, 围岩应力重分布是由动力响应过渡到二次静力作用的动态过程. 开挖后巷道自由面处应力瞬时变为零, 初始地应力值可根据弹性力学进行计算, 本文统一表示为 p_b , 如图 1 所示. 本文旨在研究这一过程中围岩的变化特征.

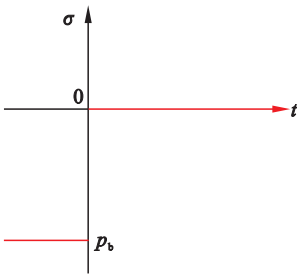


图 1 开挖后自由面处应力变化

Fig. 1 Variation of stress at free surface after excavation

在研究塑性变形问题时, 选择合理的屈服准则是非常重要的. 岩石的屈服准则众多, 其中莫尔-库仑准则是岩石力学中应用最广泛的. 该理论认为, 岩石某平面上的剪应力 τ 达到某一特定值时, 材料就开始屈服. 该特定值不仅取决于岩石自身性质, 且与同平面上的正应力有关:

$$\tau = c_0 + \sigma \tan \varphi . \tag{1}$$

根据应力莫尔圆和应力不变量关系, 式(1)可转化为

$$-\sigma_3 + \sigma_1 \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} - \frac{2c \cos \varphi}{1 - \sin \varphi} = 0 . \tag{2}$$

$$\sqrt{J_2} + \alpha I_1 - k = 0 . \tag{3}$$

$$p = \frac{I_1}{3} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} , \tag{4a}$$

$$q = \sqrt{3J_2} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}} , \tag{4b}$$

$$\alpha = \frac{\sin \varphi}{3 \cos \theta_\sigma - \sqrt{3} \sin \theta_\sigma \sin \varphi} , \tag{4c}$$

$$k = \frac{3 \cos \varphi \cdot c_0}{3 \cos \theta_\sigma - \sqrt{3} \sin \theta_\sigma \sin \varphi} . \tag{4d}$$

式中: σ_1, σ_2 和 σ_3 分别表示第一、第二和第三主应力(拉为正); c_0 表示内聚力; φ 表示内摩擦角; I_1 表示应力第一不变量; J_2 表示应力偏量第二不变量; θ_σ 表示罗德角. 该理论的实质是岩石需要克服潜在屈服面上的内摩擦力才能遭到破坏, 它较好地反映了岩石压剪屈服破坏的实质. 但在某些情况下, 莫尔-库仑准则不能很好地反映岩石的真实破坏特性, 主要是不能很好地反映拉应力和静水压力条件下的破坏. 因此, 本文采用包含拉伸截断和帽盖模型的修正莫尔-库仑准则. 最大拉应力准则^[11]首先由 Rankine 提出:

$$\sigma_1 - f_0 = 0 . \tag{5}$$

f_0 表示单轴抗拉强度. Brady 和 Brown^[12] 建议将单斜直线改为一条斜直线和一条与单轴拉伸应力圆相切的垂直线相交的双直线强度包络线, 又称之为拉伸截断准则, 如图 2a 所示. 图中 σ_0 表示根据莫尔强度包络线计算所得抗拉强度, σ_t 表示实测抗拉强度.

帽盖模型源于剑桥黏土模型^[13], 引入帽盖的目的是为了考虑静水压力作用导致的岩石类材料屈服现象^[14], 因此在剪切破坏面加上帽盖封口 F . 为便于理解莫尔-库仑准则与帽盖模型的关系, 对罗德角取一定值, 将式(3)对 θ_σ 求导, 并使之等于零, 可得

$$\tan \theta_\sigma = \frac{\sin \varphi}{\sqrt{3}} , \tag{6a}$$

$$\alpha = \frac{\sin \varphi}{\sqrt{3}(\sqrt{3} + \sin^2 \varphi)} = \frac{\tan \varphi}{\sqrt{9 + 12 \tan^2 \varphi}} , \tag{6b}$$

$$k = \frac{\sqrt{3} \cos \varphi \cdot c_0}{\sqrt{3} + \sin^2 \varphi} = \frac{3c_0}{\sqrt{9 + 12 \tan^2 \varphi}} . \tag{6c}$$

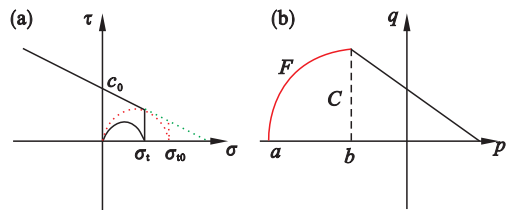


图 2 修正莫尔-库仑准则

Fig. 2 Modified Mohr-Coulomb criterion

(a)—拉伸截断; (b)—帽盖模型.

此时,莫尔 - 库仑准则转化为德鲁克 - 普拉格准则. 在 Haigh - Westergaard 应力空间屈服面上,如图 2b 所示, a 表示岩石所能承受的最大静水压力, C 表示莫尔 - 库仑准则失效,帽盖模型生效. 其表达式^[15]为

$$\left. \begin{aligned} q &= -3\sqrt{3}\alpha p + \sqrt{3}k, & p \geq b; \\ \frac{(p-b)^2}{(a-b)^2} + \frac{q^2}{C^2} &= 0, & p < b. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

$$\left. \begin{aligned} a &= -A_1 \exp(-B_1 \varepsilon_{\text{pev}}), \\ b &= -A_2 \exp(-B_2 \varepsilon_{\text{pev}}), \\ C &= -3\sqrt{3}\alpha b + \sqrt{3}k. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

式中: ε_{pev} 为有效塑性应变; A_1, B_1, A_2, B_2 为材料

强度参数. 岩石力学参数见表 1.

2 模拟结果与分析

2.1 瞬态卸荷对径向应力的影响

图 3 为卸荷过程中围岩径向应力 σ_r 随时间变化云图. 瞬态卸荷在围岩中激起应力波,它随时间从巷道周边向外传播. 图 4 给出了巷道右侧中心线上不同时刻的径向应力 σ_r . 从中可以观察到拉应力的存在(2 μs),随后扰动不断向远处传播,围岩最终处于静态二次应力状态(512 μs).

表 1 岩石力学参数

Table 1 Mechanical parameters of rock

弹性模量/GPa	泊松比	密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	内摩擦角/($^\circ$)	内聚力/MPa	抗拉强度/MPa	A_1 /MPa	B_1	A_2 /MPa	B_2
47.2	0.27	2 700	35	26	7	56	0.4	16	0.2

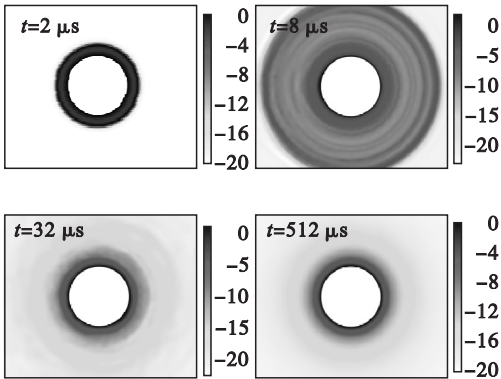


图 3 开挖后瞬态径向应力 σ_r (MPa) 云图 ($p=25$ MPa)
Fig. 3 Contour of transient radial stress σ_r (MPa) after excavation ($p=25$ MPa)

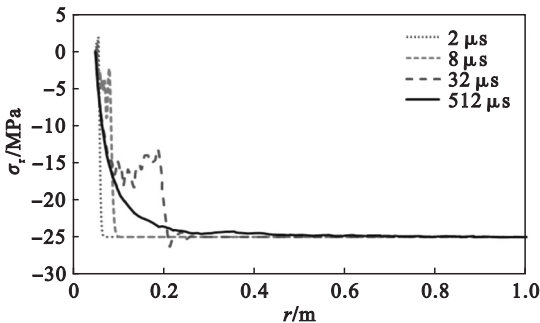


图 4 巷道右侧中心线上不同时刻径向应力 σ_r 分布
Fig. 4 Distribution of radial stress σ_r at different time in the centerline on the right side of opening

2.2 埋深对塑性应变的影响

图 5 为静水应力等于 25 MPa 时,不同卸荷条件下围岩产生的有效塑性应变分布云图. 在静态卸荷条件下,围岩塑性变形为零;在动态卸荷条件

下,如果不引入拉伸截断准则,围岩塑性变形也为零. 如果引入拉伸截断准则,围岩产生明显的塑性变形,这说明动态卸荷过程中,拉伸应力是造成围岩破坏的重要因素.

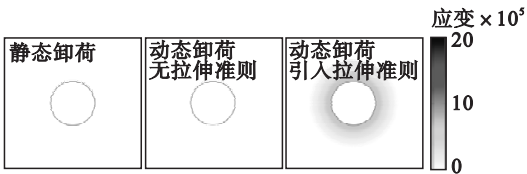


图 5 静水应力场有效塑性应变分布图
Fig. 5 Distribution of effective plastic strain under hydrostatic stress field ($p=25$ MPa)

图 6 表示不同埋深条件下,瞬态卸荷所造成的有效塑性应变云图. 从图中可以看出,随着埋深的增加(地应力的增加),有效塑性区范围增大,塑性变形数值也增大.

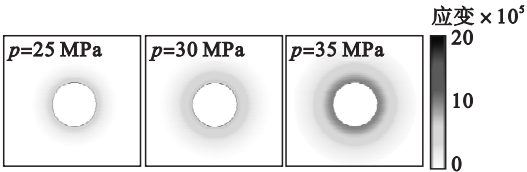


图 6 不同埋深下有效塑性应变 ($\kappa=1.0$)
Fig. 6 Effective plastic strain at different depths ($\kappa=1.0$)

图 7 表示去除拉伸截断后不同巷道断面有效塑性应变. 从图中可看出,垂直地应力为 25 MPa 和 30 MPa 时,围岩有效塑性应变全部为零;垂直地应力为 35 MPa 时,围岩产生塑性应变,表明此刻压应力发挥作用. 可以预见随着地应力的升高,

压剪塑性变形将越来越明显. 在低应力时, 塑性变形是由拉伸应力导致; 在高应力时, 塑性变形是由拉伸和压剪应力共同作用产生.

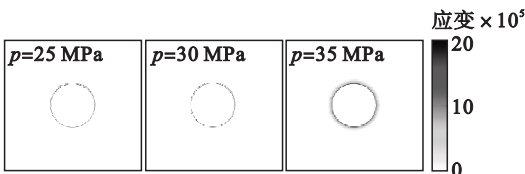


图 7 去除拉伸截断后不同埋深下有效塑性应变 ($\kappa=1.0$)
Fig. 7 Effective plastic strain at different depths without tension cut-off ($\kappa=1.0$)

2.3 侧压力系数对塑性应变的影响

图 8 表示不同侧压力系数下, 瞬态卸荷所造成的有效塑性应变云图. 当侧压力系数等于 0.5 时, 瞬态卸荷造成巷道顶底板产生明显塑性变形, 而对两帮无任何影响; 当侧压力系数等于 1.0 时, 瞬态卸荷造成巷道四周全部产生塑性变形; 当侧压力系数等于 1.2 时, 瞬态卸荷不但造成巷道两帮产生塑性变形, 而且顶底板也产生塑性变形, 但两帮变形更严重. 从而得出结论, 瞬态卸荷过程中, 最大压应力方向易于产生塑性变形.

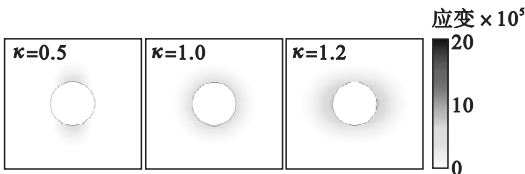


图 8 不同侧压力系数下有效塑性应变 ($p=25\text{ MPa}$)
Fig. 8 Effective plastic strain of different lateral pressure coefficients ($p=25\text{ MPa}$)

当垂直地应力由 25 MPa 增加到 35 MPa 时, 有效塑性应变如图 9 所示. 与图 8 相比, 侧压力系数等于 0.5 和 1.0 时, 塑性变形有所增加, 但塑性区整体形态并无变化. 需要特别指出的是, 当侧压力系数等于 1.2 时, 顶底板变形范围虽小于两帮, 但其自由面附近塑性变形最严重.

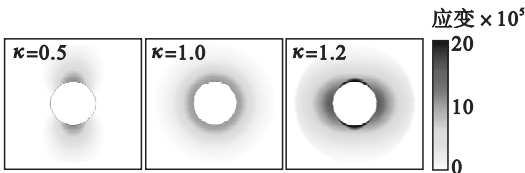


图 9 不同侧压力系数下有效塑性应变 ($p=35\text{ MPa}$)
Fig. 9 Effective plastic strain of different lateral pressure coefficients ($p=35\text{ MPa}$)

图 10 给出了垂直地应力等于 35 MPa 时, 去除拉伸截断后不同侧压力系数下有效塑性应变云图. 侧压力系数等于 0.5 时, 围岩无塑性变形; 侧

压力系数等于 1.0 时, 自由面附近产生小范围塑性变形; 侧压力系数等于 1.2 时, 只有巷道顶底板产生严重塑性变形, 且与图 9 同一位置处变形几乎完全对应. 这表明瞬态卸荷时塑性变形主要由拉伸应力导致, 但当初始应力满足一定条件时, 最小压应力方向将产生严重压剪塑性变形.

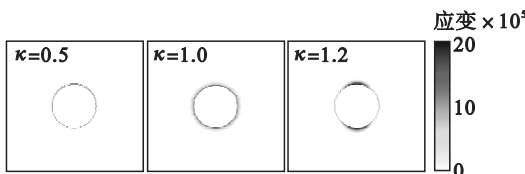


图 10 去除拉伸截断后不同侧压力系数下有效塑性应变 ($p=35\text{ MPa}$)
Fig. 10 Effective plastic strain of different lateral pressure coefficients without tension cut-off ($p=35\text{ MPa}$)

2.4 巷道断面对塑性应变的影响

图 11 表示不同开挖断面情况下, 卸荷所造成的有效塑性应变云图. 塑性变形必然受开挖断面的影响, 圆形断面和椭圆形断面差别较小, 但马蹄形断面与前者差别明显, 两帮和底板塑性变形较为严重, 且从椭圆形巷道也可看出, 两帮变形大于顶底板变形. 因此, 单从卸荷的角度考虑, 断面曲率较大为宜, 尽量避免直线形边界.

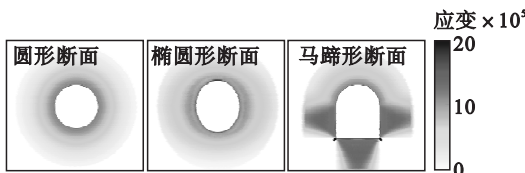


图 11 不同巷道断面下有效塑性应变 ($p=35\text{ MPa}$, $\kappa=1.0$)
Fig. 11 Effective plastic strain of different tunnel sections ($p=35\text{ MPa}$, $\kappa=1.0$)

图 12 表示去除拉伸截断后不同巷道断面有效塑性应变. 圆形巷道自由面附近产生小范围塑性变形, 椭圆形巷道无塑性变形, 马蹄形巷道只有底板尖角处产生了少量的压剪塑性变形, 但其数值较大. 由此表明, 压剪塑性变形不仅取决于初始地应力条件, 且与巷道断面紧密相关.

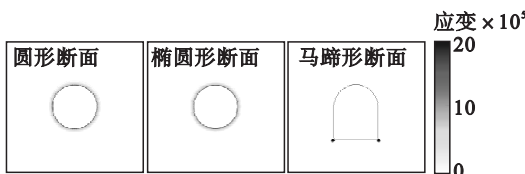


图 12 去除拉伸截断后不同巷道断面下有效塑性应变 ($p=35\text{ MPa}$, $\kappa=1.0$)
Fig. 12 Effective plastic strain of different tunnel sections without tension cut-off ($p=35\text{ MPa}$, $\kappa=1.0$)

3 结 论

- 1) 瞬态卸荷可导致自由面附近产生塑性变形, 将造成围岩损伤弱化甚至破坏.
- 2) 动态卸荷过程中, 拉伸应力是造成围岩破坏的重要因素.
- 3) 塑性变形随着埋深的增加而增大.
- 4) 最大压应力方向易于产生塑性变形, 以拉伸变形为主; 当初始应力满足一定条件时, 最小压应力方向将产生严重压剪塑性变形.
- 5) 单从卸荷的角度考虑, 断面曲率较大为宜, 尽量避免直线形边界. 本文的模拟结果具有特定的力学条件, 对于具体工程, 需具体分析, 以选择最优的开挖和支护方式.

参考文献:

[1] 徐小荷. 试论采矿工程的新学科(岩石破碎学[J]. 有色金属, 1980, 6(1): 39 – 42.
(Xu Xiao-he. Discussion a new discipline of mining engineering—rock fragmentation [J]. *Nonferrous Metals*, 1980, 6(1): 39 – 42.)

[2] Read R S. 20 years of excavation response studies at AECL's underground research laboratory[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2004, 41(8): 1251 – 1275.

[3] Durrheim R J, Haile A, Roberts M K C, et al. Violent failure of a remnant in a deep South African gold mine [J]. *Tectonophysics*, 1998, 289(1): 105 – 116.

[4] 冯夏庭, 陈炳瑞, 明华军, 等. 深埋隧洞岩爆孕育规律与机制: 即时型岩爆[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, 31(3): 433 – 444.
(Feng Xia-ting, Chen Bing-rui, Ming Hua-jun, et al. Evolution law and mechanism of rockburst in deep tunnels; immediate rockburst[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2012, 31(3): 433 – 444.)

[5] Cook M A, Cook U D, Clay R B, et al. Behavior of rock

during blasting [J]. *Transaction of Social Mining Engineering*, 1966, 10(2): 17 – 25.

[6] 周小平, 钱七虎. 深埋巷道分区破裂化机制[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(5): 877 – 885.
(Zhou Xiao-ping, Qian Qi-hu. Zonal fracturing mechanism in deep tunnel [J]. *Chinese Journal Rock Mechanics and Engineering*, 2007, 26(5): 877 – 885.)

[7] 李树忱, 钱七虎. 深埋隧道开挖过程动态及破裂形态分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(10): 2104 – 2112.
(Li Shu-chen, Qian Qi-hu. Analysis of dynamic and fractured phenomena for excavation process of deep tunnel [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2009, 28(10): 2104 – 2112.)

[8] Yin Z Q, Li X B, Jin J F. Failure characteristics of high stress rock induced by impact disturbance under confining pressure unloading[J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2012, 22(1): 175 – 184.

[9] Tao M, Li X B, Wu C Q. Characteristics of the unloading process of rocks under high initial stress[J]. *Computers and Geotechnics*, 2012, 45(1): 83 – 92.

[10] Zhu W C, Liu J, Tang C A, et al. Simulation of progressive fracturing processes around underground excavations under biaxial compression[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2005, 20(3): 231 – 247.

[11] Ottosen N S, Ristinmaa M. Mechanics of constitutive modeling[M]. Oxford: Elsevier Science, 2005: 179 – 181.

[12] Brady H G, Brown E T. Rock mechanics for underground mining[M]. New York: Springer-Verlag, 2002: 105 – 107.

[13] Roscoe K H, Schofield M A, Worth C P. On the yielding of soils[J]. *Geotechnique*, 1958, 8(1): 25 – 53.

[14] Kupfer H, Hilsdorf H K, Rusch H. Behavior of concrete under biaxial stress[J]. *Journal of the American Concrete Institute*, 1969, 66(8): 656 – 666.

[15] 周钟, 王肖钧, 肖卫国, 等. 多孔岩石中应力波传播特性及震源函数[J]. 中国科学技术大学学报, 2008, 38(11): 1310 – 1316.
(Zhou Zhong, Wang Xiao-jun, Xiao Wei-guo, et al. Stress waves and seismic source function in porous rock [J]. *Journal of University of Science and Technology of China*, 2008, 38(11): 1310 – 1316.)