

DOI: 10.11779/CJGE201605011

考虑岩体完整程度的岩石爆破损伤模型及应用

陈俊桦^{1, 2}, 张家生^{1, 2}, 李新平³

(1. 中南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410075; 2. 高速铁路建造技术国家工程实验室, 湖南 长沙 410075;

3. 武汉理工大学道路桥梁与结构工程湖北省重点实验室, 湖北 武汉 430070)

摘 要: 现有爆破损伤本构模型未能考虑岩体完整程度对爆破作用效果的影响。为此, 对 Yang 等提出的爆破损伤模型进行了改进, 建立考虑初始损伤的弹塑性爆破损伤本构模型及提出用于评价围岩受爆破影响的损伤判据。该本构模型包含初始损伤变量和岩体完整性指数、声波波速等参数间的关系式, 并利用岩体初始完整性指数的变化考虑其完整程度对爆破损伤作用的影响。把该模型引入到 LS-DYNA 数值软件中, 并结合工程实例进行数值模拟, 得到爆破损伤云图及相应的爆破影响范围。然后将计算得到的爆破影响范围与现场实测值、基于常用的 TCK 爆破损伤模型的数值计算结果进行了对比。最后, 分析了爆破影响最大半径、最大深度与岩体初始完整性指数间的关系。研究表明, 爆破影响最大半径、最大深度均随岩体初始完整性指数的减小而增大, 且前者的变化更为显著。基于所提出模型的数值计算结果和现场实测值较为符合; 提出的损伤模型可为考虑岩体完整程度对爆破开挖影响的理论研究和工程实践提供参考。

关键词: 岩石; 爆破损伤; 岩体完整性指数; 数值模拟; 声波波速

中图分类号: TU45; TV542

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 4548(2016)05 - 0857 - 10

作者简介: 陈俊桦(1983 -), 男, 博士研究生, 主要从事岩土工程、爆破工程方面的研究工作。E-mail: jhchan@126.com。

Model of rock blasting-induced damage considering integrity of rock mass and its application

CHEN Jun-hua^{1, 2}, ZHANG Jia-sheng^{1, 2}, LI Xin-ping³

(1. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China; 2. National Engineering Laboratory for High Speed

Railway Construction, Changsha 410075, China; 3. Hubei Key Laboratory of Road-Bridge and Structure Engineering, Wuhan University

of Technology, Wuhan 430070, China)

Abstract: The influences of the integrity of rock mass on blasting effects are not taken into account by the current models for rock blasting-induced damage. Based on the blasting-induced damage model proposed by R. Yang et al., an elastic-plastic constitutive model for blasting-induced damage and the corresponding criterion for determining the blasting influence zone of the surrounding rock, both of which consider the initial damage of rock, are suggested by connecting the initial damage with the initial values of integrity index and acoustic wave velocity of rock mass. This model can be used to consider the influence of the initial integrity of rock mass on the blasting damage effects by changing its initial integrity index. The constitutive model is introduced into software LS-DYNA for blasting simulation in line with practical engineering. The blasting-induced damage nephogram and the blasting influence zone are obtained. The blasting influence zones obtained respectively by the suggested model, the field tests and the conventional model-TCK are compared. In the end, for the maximum influence radius of blasting and the maximum influence depth of blasting, the relations between them with the initial integrity index of rock mass are analyzed. The results show that, for the maximum influence radius and the maximum influence depth, their values decrease with the decrement of the initial integrity index of rock mass while the change of the former is more remarkable than that of the latter. The proposed model considering the initial integrity of rock mass is rational. The results obtained by the suggested numerical model agree well with those from the field tests. The proposed model can provide references for theoretical research and engineering practice, in both of which the influences of integrity of rock mass on blasting excavation should be considered.

Key words: rock; blasting-induced damage; integrity index of rock mass; numerical simulation; acoustic wave velocity

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51274157, 51378514)

收稿日期: 2015 - 05 - 03

0 引言

岩石爆破理论的发展主要经历了弹塑性理论、断裂力学理论和损伤力学理论 3 个阶段。目前, 爆破损伤理论代表了岩石爆破理论研究的发展前沿^[1]。现有爆破损伤本构模型通常为各向同性损伤模型。如 Taylor 等^[2-3]建立的岩石爆破各向同性损伤模型。该模型为经典的体积拉伸损伤模型, 常被称作 TCK 爆破损伤模型。根据该损伤模型, 岩石力学性质的损伤劣化是因其内部微裂纹的动态演化导致。损伤由体积拉应力或者体积拉应变引起。损伤累积过程中, 岩石本构关系为弹性损伤关系。体积压应力作用或者体积压缩状态下, 岩石内部裂纹不扩展, 其本构关系为弹塑性关系。为考虑拉伸损伤对塑性阶段的岩石力学性质影响, 杨军等^[4]和胡英国等^[5]引入损伤影响系数, 该影响系数和塑性功、拉伸损伤变量等相关。Yang 等^[6]同样认为岩石破坏方式有脆性破坏和塑性破坏两种, 并从岩石抗压、抗拉强度不同出发, 提出了等效拉伸损伤模型。总体看, 爆破损伤模型在不断的改进中发展。现有爆破损伤模型常用损伤变量表示损伤过程中岩石力学性质相对其初始状态的劣化程度。这些模型虽然假定损伤是在岩石内部初始损伤(内部已有缺陷)的基础上发展, 但由模型中的损伤演化方程却无法直接分析初始损伤对损伤计算的影响。由朱传云等^[12]的研究成果可知, 岩体初始完整程度与其初始损伤程度相关。岩体完整程度对爆破作用效果有重要影响。

目前, 岩石爆破损伤模型广泛应用于爆破数值模拟, 解决了许多工程问题。常用的数值方法为有限元法和有限差分法^[6-10], 代表性数值分析软件有 LS-DYNA 和 FLAC^{3D} 等。如 Wang 等^[10]将 TCK 模型导入 LS-DYNA 中并进行爆破数值模拟, 分析爆破漏斗的形成规律。李新平等^[11]则把 Yang 等提出的损伤模型导入 FLAC^{3D} 中并进行爆破数值模拟, 对围岩爆破损伤影响范围进行了预测。

对三峡、溪洛渡和白鹤滩等大型水电站地下开挖工程, 开挖区内岩体的岩性基本相同, 其完整程度会有一定变化。在个别施工段中这种变化可能较大。该条件下, 岩体完整程度是爆破参数设计和爆破作用下围岩安全稳定性分析所需考虑的重要参数。为此, 在现有爆破损伤模型的基础上, 笔者提出考虑岩体完整程度影响的爆破损伤模型, 同时结合工程实例进行数值模拟和分析, 验证所提出模型的合理性, 以期研究成果为考虑岩体完整程度影响的爆破开挖工程提供参考。

1 现有岩石爆破损伤本构模型

1.1 损伤演化规律

现有爆破损伤模型认为, 当动力荷载未超过岩石塑性屈服极限时, 岩石破坏主要表现为裂纹扩展导致的弹脆性破坏。因此, 损伤演化一般由岩石单元裂纹密度的变化确定。假定岩石为各向同性材料, 损伤变量一般表达式为

$$D_r = f(\Delta C_d) \quad (1)$$

式中 D_r 为岩石单元相对损伤变量, 为标量, 表示相对初始状态力学性质的劣化程度; ΔC_d 为裂纹密度, 一般由拉应变水平确定; f 为以裂纹密度为变量的表达式。

常用的爆破损伤变量定义见表 1。本文统一假定拉为正, 压为负。表 1 中, Thorne 模型由 Thorne 等提出。该模型和 TCK 模型均为体积拉应力作用下的体积拉伸损伤模型。根据 Yang 等^[6]提出的 Yang 模型, 体积应力为压、拉状态时, 岩石均会产生损伤累积。这在室内试验中得到了验证。如对于体积应力为压应力状态的单轴或者三轴抗压试验, 岩石试件常发生损伤累积导致的压剪脆性破坏。

表 1 常用的岩石爆破损伤变量定义^[1-6]

Table 1 Conventional definition of rock blasting-induced damage variables

损伤模型	损伤变量 D_r	裂纹密度 ΔC_d
TCK	$\frac{16(1-\bar{\mu}^2)}{9(1-2\bar{\mu})} \Delta C_d$	$\frac{5kK_{IC}^2 \varepsilon_v^m}{2(\rho c \varepsilon_{\max})^2}$
Thorne	$\frac{(1-\bar{\mu}^2)(1-e^{-\frac{16}{9}\Delta C_d})}{1-2\bar{\mu}}$	$\frac{5kK_{IC}^2 (\varepsilon_v - \varepsilon_d)^m}{2(\rho c \varepsilon_{\max})^2}$
Yang	$1 - e^{-\Delta C_d^2}$	$\int_0^t \alpha(\theta - \theta_c)^\beta dt$

注: $\bar{\mu}$ 为有效泊松比; K_{IC} 为岩石材料断裂韧度; ε_{\max} 为极限应变率; ρ 和 c 分别为岩石密度和岩石声波波速; k, m, α 和 β 为材料参数; ε_v 为体积应变; θ 为等效拉伸变形, 一般有 $\theta \leq \varepsilon_v$; ε_d 为体积应变临界值; θ_c 为等效拉应变临界值; t 为时间。TCK、Thorne 和 Yang 模型成立的条件分别为 $\varepsilon_v > 0, \varepsilon_v > \varepsilon_d$ 和 $\theta > \theta_c$ 。

1.2 本构关系

上述各个模型的基本假设如下: 损伤变量 $D_r > 0$ 时, 本构关系为弹性损伤关系。 $D_r = 0$ 时, 本构关系为弹塑性关系。各个模型的具体本构关系式参见文献[1~6]。这里给出 Yang 等提出的弹性损伤本构关系式。

损伤增加会导致岩石体积模量和剪切模量减小。表示体积模量和剪切模量劣化的关系式为^[6]

$$K = (1 - D_r)K_0, \quad (2)$$

$$G = (1 - D_r)G_0, \quad (3)$$

式中, K_0 和 G_0 分别为岩石初始体积模量和初始剪切模量, K 和 G 分别为损伤岩石的体积模量和剪切模量。

将应力分解为平均静水压力和偏应力, 则岩石弹性损伤本构关系如下:

$$\sigma_m = K\varepsilon_v, \quad (4)$$

$$s_{ij} = 2Ge_{ij}, \quad (5)$$

式中, σ_m 为平均静水压力, s_{ij} 为偏应力张量的分量, e_{ij} 为偏应变张量的分量。

1.3 存在的问题

由式(2)~(5)以及表1可以看出, 现有爆破损伤模型一般假定处于初始状态(未加载前)的岩石为无损状态。如未加载前, 对3种模型分别有 $\varepsilon_v = 0$, $\varepsilon_d < \varepsilon_v = 0$ 和 $\theta = 0$, $t = 0$, 此时均有 $D_r = 0$ 。即初始损伤均为0。而通常情况下岩石为初始损伤材料。此外, 损伤演化方程中的参数与岩石初始物理力学参数相对应。因此, 当岩石的初始体积模量和初始剪切模量等确定后, 将有相应的爆破损伤关系与之对应。显然, 对于开挖爆破工程, 当施工段岩石的初始损伤相差不大时, 应用现有模型能有效解决实际问题。反之, 初始损伤相差较大时, 解决问题的效率会偏低。

2 改进后的爆破损伤本构模型

2.1 考虑岩石初始损伤的损伤变量定义

由以上分析可知, 相对于 TCK 等体积拉伸损伤本构模型, Yang 损伤模型较全面地考虑了岩石的破坏特性。因此, 选取表1中的 Yang 损伤模型作为拟改进的爆破损伤模型。

考虑初始裂纹密度的影响时, 假定 Yang 模型中裂纹密度表达式的基本形式保持不变, 裂纹密度计算如下:

$$C_d = \Delta C_d + C_{d0} = \begin{cases} \int_0^t \alpha(\theta - \theta_c)^\beta dt + C_{d0} & (\theta > \theta_c) \\ 0 & (\theta \leq \theta_c) \end{cases}, \quad (6)$$

式中, C_d 和 C_{d0} 为岩石单元裂纹密度和初始裂纹密度, 当 $C_{d0} = 0$ 时, 即不考虑初始裂纹密度的影响时, 该式为 Yang 等提出的裂纹密度表达式。

应用 Yang 等基于断裂概率准则提出的损伤变量表达式:

$$D = 1 - e^{-C_d^2}, \quad (7)$$

式中, D 为相对无损岩石的等效拉伸损伤变量。

当 $C_d = C_{d0}$ 时, 岩石单元的初始损伤计算为

$$D_0 = 1 - e^{-C_{d0}^2}, \quad (8)$$

式中, D_0 为岩石单元初始损伤值, $D_0 \leq D$, 与初始裂纹密度 C_{d0} 对应。当 $C_{d0} = 0$ 时, 有 $D_0 = 0$ 。

式(6)中等效拉应变 θ 计算为^[6]

$$\theta = \sum_{i=1}^3 \ln[1 + (\varepsilon_i + |\varepsilon_i|)/2], \quad (9)$$

式中, ε_i 为 i 方向主应变。

由单轴动态抗拉试验近似确定等效拉伸应变的临界值:

$$\theta_c = \ln(1 + \varepsilon_t), \quad (10)$$

式中, ε_t 为对应比例极限的拉应变, 与初始损伤 D_0 相关。

对式(6)积分变换后, 得到裂纹密度与等效拉伸应变率的关系为

$$C_d = \int_{\theta_c}^{\theta} \frac{\alpha}{\dot{\theta}} (\theta - \theta_c)^\beta d\theta + C_{d0}, \quad (11)$$

式中, $\dot{\theta}$ 为等效拉伸应变率。

从式(11)看出, 裂纹密度 C_d 与应变率 $\dot{\theta}$ 相关。再由式(7)可知, 损伤演化方程考虑了加载应变率对岩石动力破坏的影响。

式(11)中材料常数 α 和 β 通常利用常应变率下的单轴动态抗拉或者抗压试验近似确定。对式(11)进行积分运算后, 裂纹密度表达式为

$$C_d = \frac{\alpha}{\dot{\theta}_{con}(\beta+1)} (\theta - \theta_c)^{\beta+1} + C_{d0}, \quad (12)$$

式中, $\dot{\theta}_{con}$ 为岩石单轴动态抗拉或者抗压试验采用的加载应变率, $10 \text{ s}^{-1} \leq \dot{\theta}_{con} \leq 10^3 \text{ s}^{-1}$ 。

针对材料受损过程, Ahrens 等建立的相对损伤变量和声波波速间的关系式如下^[13]:

$$D_r = 1 - (c/c_0)^2, \quad (13)$$

式中, c 为损伤岩石中的声波波速, c_0 为初始声波波速, $0 \leq D_r \leq 1$, $0 \leq c \leq c_0$ 。

由式(13), 当岩石为无损材料时, 有如下关系:

$$D_r = 1 - (c/\hat{c})^2, \quad (14)$$

式中, \hat{c} 为无损岩石中的声波波速。自然界中几乎不存在无损岩石。可在完整性指数大于 0.8 的岩体内取岩块, 并将该岩块近似作为无损材料。

式(14)中的 D_r 表示相对无损岩石的损伤变量, 与式(7)中基于无损岩石的损伤变量 D 对应, 比较式(7)和式(14), 可知 D 满足

$$D = 1 - (c/\hat{c})^2. \quad (15)$$

由式(15), 岩石材料的初始损伤值计算为

$$D_0 = 1 - (c_0/\hat{c})^2. \quad (16)$$

岩石材料在工程中的应用对象一般称为岩体。岩体的初始完整程度与其初始损伤程度相关^[12]。定量划

分岩体完整程度的指标为岩体完整性指数。初始状态下的岩体完整性指数计算为

$$\eta_0 = (c_0 / c_m)^2, \quad (17)$$

式中, η_0 为岩体初始完整性指数, c_m 为岩块的声波波速。

声波测试所取岩块的完整程度高, 近似为无损状态, 可取 $c_m = \hat{c}$ 。对比式 (16)、(17), 初始损伤值和岩体初始完整性指数间的近似关系为

$$D_0 = 1 - \eta_0. \quad (18)$$

由式 (8)、(18), 岩石初始裂纹密度和初始完整性指数的关系为

$$C_{d0} = [-\ln \eta_0]^{\frac{1}{2}}. \quad (19)$$

2.2 考虑岩石初始损伤的本构关系

受损过程中, 岩石单元的体积模量和剪切模量计算如下:

$$K = (1 - D)\hat{K}, \quad (20)$$

$$G = (1 - D)\hat{G}, \quad (21)$$

式中, \hat{K} 和 \hat{G} 分别为无损岩石的体积量和剪切模量。

由式 (20)、(21), 岩石单元的初始体积模量 K_0 和初始剪切模量 G_0 计算如下:

$$K_0 = (1 - D_0)\hat{K}, \quad (22)$$

$$G_0 = (1 - D_0)\hat{G}. \quad (23)$$

由式 (2)、(3)、(22)、(23), 当本构关系采用初始体积模量、初始剪切模量表示时, 表示体积模量、剪切模量损伤劣化的公式为

$$K = K_0(1 - D) / (1 - D_0), \quad (24)$$

$$G = G_0(1 - D) / (1 - D_0). \quad (25)$$

即考虑初始损伤后, 现有爆破损伤本构关系式中的式 (2)、(3) 可分别用式 (24)、(25) 代替。

将式 (24)、(25) 分别代入式 (5)、(6) 中, 得到考虑初始损伤的弹性损伤本构关系为

$$\sigma_m = K_0 \varepsilon_v (1 - D) / (1 - D_0), \quad (26)$$

$$s_{ij} = 2G_0 e_{ij} (1 - D) / (1 - D_0), \quad (27)$$

式中, $D_0 \leq D \leq 1$ 。

数值计算一般采用增量计算方式, 为此, 将式 (26)、(27) 写成率相关的形式, 表达式为

$$\dot{\varepsilon}_v = \frac{[\dot{\sigma}_m(1 - D) + \dot{D}\sigma_m]}{K_0(1 - D)^2 / (1 - D_0)} \quad (\theta > \theta_c), \quad (28)$$

$$\dot{e}_{ij} = \frac{[\dot{s}_{ij}(1 - D) + \dot{D}s_{ij}]}{2G_0(1 - D)^2 / (1 - D_0)} \quad (\theta > \theta_c). \quad (29)$$

式 (28)、(29) 为考虑初始损伤的岩石爆破弹性损伤应变率相关本构关系式。

当 $\theta \leq \theta_c$, 由式 (6) ~ (8), 可知 $D = D_0$ 。此时, 若岩石单元不发生破坏, 则其本构关系为线弹性

本构关系。在式 (28)、(29) 中取 $D = D_0$, 可得到线弹性本构关系式。如果岩石单元发生破坏, 该破坏方式为塑性屈服破坏^[6]。这种破坏现象通常发生在炮孔壁附近的爆炸高压区。该区域内的加载应变率较大, 岩石破坏方式由脆性向塑性转换^[14-15]。常用的塑性屈服函数为 Mises 屈服函数^[5-6]。由于动力加卸载过程中岩石单元可能经历损伤和塑性屈服的交替作用, 考虑塑性屈服发生前的损伤历史影响时, 塑性屈服函数表示如下:

$$F = \sqrt{\frac{1}{2}s_{ij}s_{ij}} - (1 - D_p)Y \quad (\theta \leq \theta_c). \quad (30)$$

式中, F 为考虑损伤影响的屈服函数, $F \geq 0$ 。当 $F = 0$ 时, 单元发生静态屈服破坏; D_p 为损伤影响因数, 该参数反映了屈服发生前的拉伸损伤历史对屈服强度劣化的影响程度, $0 \leq D_p \leq 1$ 。当 $D_p = 0$, F 退化为常用的 Mises 屈服函数; Y 为静载屈服强度, 由无损试样的三轴抗压试验确定。

损伤影响因数与损伤历史变量的关系为^[16]

$$\dot{D}_p = \frac{\lambda_1 \dot{W}_p}{1 - D_H} \quad (\theta \leq \theta_c), \quad (31)$$

$$W_p = \int \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^p. \quad (32)$$

式中 W_p 为塑性功; λ_1 为损伤敏感系数; ε_{ij}^p 为塑性应变张量的分量; σ_{ij} 为应力张量的分量。 D_H 为岩石单元产生塑性屈服前的等效拉伸损伤变量, 是损伤历史变量, 由式 (7) 确定。

由式 (30)、(32) 可知, 当 $D_H = 0$ 时, 即不考虑等效拉伸损伤历史的影响时, 塑性阶段的应力水平将偏高。此外, D_H 与初始损伤 D_0 相关, 故式 (30) 实际上考虑了爆破前和爆破过程中损伤历史对岩石塑性屈服的影响。

假定塑性变形和时间相关, 即塑性变形考虑黏性效应。塑性变形计算如下:

$$d\varepsilon_{ij}^p = dt \cdot \lambda_2 \cdot \frac{\partial F}{\partial s_{ij}} \phi(F), \quad (33)$$

$$\phi(F) = \begin{cases} \left(\frac{F}{\lambda_3 - F} \right)^{\lambda_4} & (0 < F < \lambda_3) \\ 0 & (F \leq 0) \end{cases}. \quad (34)$$

式中 λ_2 为黏塑性因子; ε_{ij}^p 为塑性偏应变; $\phi(F)$ 为黏性动力强度因子; λ_3 和 λ_4 为材料参数, 可通过高应变率 (一般为 $10^2 \sim 10^4 \text{ s}^{-1}$) 动态抗压试验获得。

考虑塑性屈服时, 式 (28)、(29) 改写为

$$\dot{\varepsilon}_v = \dot{\varepsilon}_v^e = \frac{[\dot{\sigma}_m(1 - D) + \dot{D}\sigma_m]}{K_0(1 - D)^2 / (1 - D_0)}, \quad (35)$$

$$\dot{e}_{ij} = \dot{e}_{ij}^e + \dot{e}_{ij}^p = \frac{[\dot{s}_{ij}(1-D) + \dot{D}s_{ij}]}{2G_0(1-D)^2/(1-D_0)} + \lambda_2 \frac{\partial F}{\partial s_{ij}} \phi(F). \quad (36)$$

式中, ε_v^e 和 e_{ij}^e 分别为弹性体积应变和弹性偏应变张量的分量, $D_0 \leq D \leq 1$ 。

式(35)、(36)为考虑初始损伤的岩石爆破弹塑性损伤应变率相关本构关系。

式(6)~(8)以及式(35)、(36)构成了岩石爆破损伤计算的封闭方程组。将式(18)代入式(35)、(36)后,可考虑岩体完整性指数对本构关系的影响,进而可分析岩体完整程度对爆破损伤计算的影响。对于待开挖的基岩,若采用式(4)、(5)的本构关系,对应每一种完整程度下的基岩,均需要一定量的试验次数才能获得本构关系中相应的参数。显然,所需试验次数随着开挖段岩体的完整性指数的离散性增加而增加。而采用式(35)、(36)的本构关系时,因考虑了岩体初始完整性指数这一参数的影响,本构关系中的其它参数可通过对几种完整性指数不同的岩样进行动力加载试验获得,即只需要较少的试验次数就能确定相关参数。由试验获得的本构模型适用于一定完整性指数范围内的岩石。岩石全应力-应变试验和循环加载变形试验揭示了岩石具有记忆加载历史的能力^[17]。综合前面分析可知,对于本文提出的本构模型,无论是弹性损伤阶段,还是塑性屈服阶段,均考虑了损伤加载历史的影响。

2.3 基于损伤变量的爆破影响范围判据

地下洞室开挖爆破扰动范围一般采用声波测试判定^[18-20]。受现有技术水平限制及场地复杂性影响,声波数据采集存在一定的误差。较难直接采用声波测试法判定爆破损伤范围。为此,根据 DL/T5389—2007《水工建筑物岩石基础开挖工程施工技术规范》,当爆破后某测点的声波波速相对爆破前初始波速的下降超过 15%,可判定该点受爆破影响或产生爆破裂隙。由式(15)、(16),当 $c = 0.85c_0$, 该影响范围边缘对应的损伤值为

$$D_{lim} = 0.28 + 0.72D_0, \quad (37)$$

式中, D_{lim} 为爆破损伤门槛值,与初始损伤 D_0 对应,可判定岩石受爆破影响或产生爆生裂隙。

由式(37)可知,与 TCK 或 YANG 损伤模型中的爆破损伤门槛值为一定值^[1,2,6](分别为 0.20 和 0.22)不同,本文提出的爆破损伤门槛值不是一定值,而是和岩石初始损伤相关,这与 Liu 等^[21]认为爆破损伤门槛值是一变量的结论相符。当岩石中某点的损伤值满足 $D \geq D_{lim}$ 或 $D \geq D_0$ 时,可分别判定该点受爆破影响或产生损伤。这些点在空间中分布的集合构成了岩石爆破影响范围或损伤范围。在损伤区向外扩展过程中,

损伤值逐渐减小,且 $D_{lim} > D_0$, 故爆破影响范围包含在爆破损伤范围内。相对于爆破损伤范围内的其它区域,爆破影响范围为宏观爆生裂隙发育区。在该区域内,岩石的力学性质劣化较为显著,因此,水工隧洞开挖工程一般要求判定围岩的爆破影响范围。

当爆破损伤门槛值 D_{lim} 确定后,由式(7)、(12)、(19),可得

$$\ln\left(\frac{1}{1-D_{lim}}\right) = \left[\frac{\alpha}{\dot{\theta}_{con}(\beta+1)} (\theta_{lim} - \theta_c)^{\beta+1} + [-\ln \eta_0]^{\frac{1}{2}} \right]^2, \quad (38)$$

式中, θ_{lim} 为单轴动态加载试验中与 D_{lim} 对应的等效拉应变门槛值。

Yang 等^[6]认为参数 β 可设为常数, $\beta = 1$ 。由于 D_{lim} 与 θ_c 均与初始损伤 D_0 或者岩体初始完整性指数 η_0 相关,因此,由式(38)可知,参数 α 和初始损伤 D_0 或者岩体初始完整性指数 η_0 相关。

3 工程实例应用及分析

3.1 工程实例

溪洛渡水电站地下开挖工程为大型地下爆破开挖工程。开挖基岩为坚硬的玄武岩,完整岩石的单轴抗压和抗拉强度可分别达到 100, 10 MPa 以上。地下厂房中围岩主要为 II、III 类。岩体完整程度描述主要为完整性差、较完整和完整,完整性指数取值为 $0.35 \leq \eta_0 \leq 0.80$ 。大型水电站一般要求对爆炸近区的爆破影响范围进行评价。对于溪洛渡主厂房爆破开挖,评价时需定量考虑岩体完整性指数对爆破影响范围的影响。为此,在现场不同完整程度的岩体内进行了多组垂直单孔爆破试验。现场爆破试验和钻孔声波试验测点布置示意图见图 1。其中钻孔声波试验测点布置参照文献[5]。爆破孔孔深为 4.5 m, 钻孔直径为 90 mm; 炸药为 #2 岩石乳化炸药,药卷直径为 70 mm。装药结构为径向不耦合装药,轴向连续装药。声波孔孔深约为 8.0~8.5 m, 孔距约为 0.4~0.6 m。声波孔的直径为 56 mm。爆破孔和声波孔均垂直开挖地表。声波测试设备为一发双收的换能器及岩海 RS-ST01C 超声波检测仪。起爆前,在待爆破开挖的岩体附近开凿约 8.0 m 深的声波孔。将在声波孔内测得的平均波速近似作为岩体初始声波波速。然后把该初始波速代入式(16),获得岩体初始损伤值,并由式(17)得到岩体初始完整性指数。起爆后,在图 1 所示的声波孔内测试声波波速,观察波速变化。当某点的波速变化满足式(37)时,可判定该点为爆破影响范围临界点。

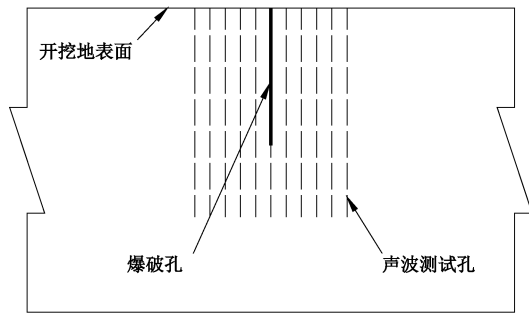


图1 现场试验测点布置示意图

Fig. 1 Layout of monitoring points on site

3.2 数值模拟计算

(1) 数值几何模型

数值计算采用 LS-DYNA 有限元动力计算分析软件。考虑到对称性, 参考文献[5]的方法建立三维数值计算模型。数值计算模型的几何断面见图2。图2中, 数值模型外观为1/4圆柱体, 高为10.0 m, 半径为10.0 m。装药段长为2.5 m, 堵塞段长为2.0 m。炮孔单元半径为45 mm。

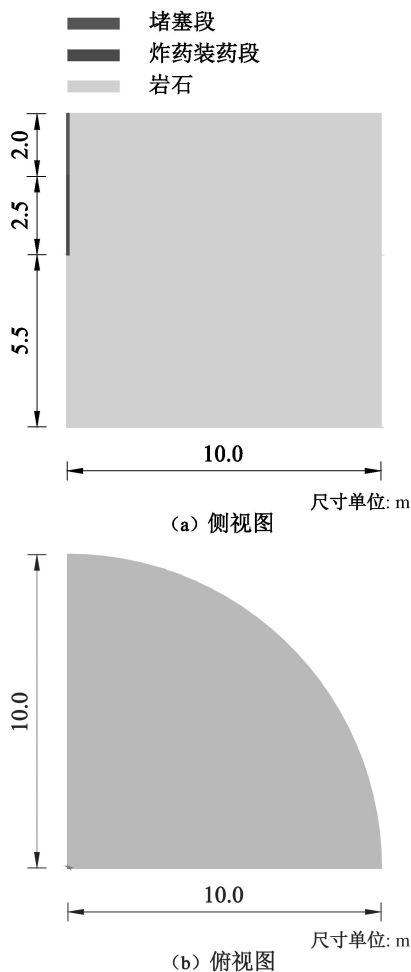


图2 数值几何模型示意图

Fig. 2 Plot of geometric model for numerical simulation

(2) 材料单元本构关系及状态方程

对于岩石单元, 采用式(6)、(7)、(35)、(36)确定的弹塑性损伤本构关系。将该本构关系通过编程方式导入 LS-DYNA 中。

对于炸药单元, 炸药起爆后, 爆轰产物压力变化由JWL状态方程描述如下:

$$f_e(t) = \begin{cases} \frac{2(t-t_1)c_e S_{e,\max}}{3V_e} & (t \geq t_1) \\ 0 & (t < t_1) \end{cases}, \quad (39)$$

$$p_e = f_e(t) \cdot p_{\text{eos}}, \quad (40)$$

$$-p_{\text{eos}} = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_e}{V}. \quad (41)$$

式中 $f_e(t)$ 为化学能释放率; c_e 为炸药爆速; $S_{e,\max}$ 为炸药单元横截面积的最大值; V_e 为炸药单元体积; t_1 为炸药起爆时间; t 为当前时间; p_e 为炸药爆炸后的膨胀压力; p_{eos} 为爆轰压力; A , B , R_1 , R_2 和 ω 为材料常数; V 为相对体积; E_e 为炸药单元的内能; p_{eos} 前负号表示压为负, 与前文规定一致。针对#2岩石乳化炸药, 状态方程中材料常数取值参见文献[22]。

由于装药结构为径向不耦合装药, 炸药和孔壁间隙采用空气单元填充, 空气状态方程为

$$-p_{\text{air}} = C_1 + C_2 \left(\frac{1}{V} - 1 \right) E_{\text{air}}, \quad (42)$$

式中, p_{air} 为空气压力, “ p_{air} ” 前负号意义同前, E_{air} 为空气单元内能, C_1 和 C_2 为材料常数。

岩石材料参数为: $\hat{K}=29.8$ GPa, \hat{G} 为 20.5 GPa, 岩石密度 ρ 为 2650 kg/m³, $\alpha=3.2 \times 10^6$, $\beta=1$, Y 为 80.0 MPa, λ_1 为 2.2×10^{-4} m³/J, λ_2 为 1000 s⁻¹, λ_3 为 1.0 GPa, $\lambda_4=1$ 。炸药材料参数为: c_e 为 3600 m/s, 炸药密度 ρ_e 为 1200 kg/m³, 炸药单元半径 r_e 为 35 mm, A 为 351 GPa, B 为 0.3 GPa, R_1 为 4.5, R_2 为 1.11, ω 为 0.33, E_e 为 5.2 GJ/m³。空气材料参数为: ρ_{air} 为 1.225 kg/m³, C_1 , C_2 均为 0.4。

(3) 加卸载条件

先进行静力平衡计算, 然后进行动力计算。静力加载时: 图2中, 炮孔顶部地表面(俯视图中的扇形面)为自由面; 侧视图中底部边界和炮孔所在边界设为位移固定边界; 俯视图中除圆弧边界外, 其它两个边界设为位移固定边界。圆弧边界设为应力边界。边界上的应力值由现场原岩应力测定试验确定。对于数值计算, 取值为 10.0 MPa。动力加载时: 炮孔顶部地表面仍为自由边界; 其它边界设为黏滞无反射边界。卸载时, 累积的损伤变量保持不变, 且体积模量和剪切模量按照式(24)、(25)计算, 并在卸载过程中不变。

3.3 结果及分析

(1) 爆破损伤范围及爆破影响范围

图 3 为初始损伤 $D_0=0.4$, 岩体初始完整性指数为 $\eta_0=0.6$ 时的爆破损伤分布云图。图 3 中, 损伤值满足 $D_0 \leq D \leq 1$ 。假定损伤区某点至炮孔轴线的水平距离为爆破损伤半径 R_D 。损伤区某点至地表自由面的垂直距离为爆破损伤深度 H_D 。从图 3 可以看出, 炮孔底部以下爆破损伤半径 R_D 随深度的增加而逐渐减小; 与炮孔中部装药段部分平行的岩石中, 爆破损伤半径随深度变化不大; 随着损伤区向外扩展, 最外沿的损伤区边界线上, 装药段以上的爆破损伤半径随深度的减小而增大。总体看, 爆破损伤半径在地表附近(深度约为 0.3 m)达到最大值, 约为 3.3 m。在孔底正下方约 2.0 m 处损伤半径最小, 为 0 m。孔底正下方附近的损伤深度最大, 约为 6.5 m。对由图 3 得到的规律分析可知, 因为炮孔内炸药起爆后在岩石中激发了压缩波。压缩波波阵面径向为压应力, 环向为拉应力。当强度足够大时, 压缩波经过的部位产生第一次损伤。压缩波传播到地表自由面时产生反射拉伸波。拉伸波作用下, 岩石产生拉伸损伤, 为二次损伤。这导致地表附近损伤半径增大。沿深度方向传播过程中, 拉伸波强度逐渐降低。故拉伸波作用产生的损伤范围是有限的。因此, 地表附近损伤半径只在一定深度呈增大趋势(图 3 中该深度约为 1.3 m)。炮孔底部无自由面反射, 该区域附近的损伤半径比地表自由面附近的小。

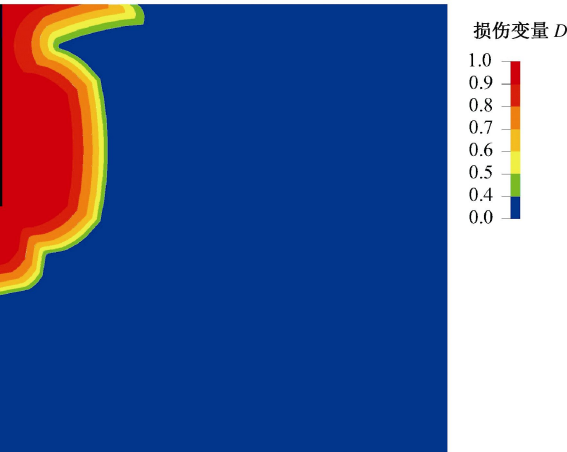


图 3 数值计算损伤分布云图

Fig. 3 Plot of damage nephogram of numerical calculation

当初始损伤 $D_0=0.4$, 由式 (37) 计算得到判定爆破影响范围的损伤变量为 $D_{lim}=0.57$ 。为验证本文建立的本构模型的合理性, 将前文提到的 TCK 爆破损伤本构关系导入本文建立的数值几何模型中进行数值计算。把基于 TCK 模型的爆破影响范围计算结果、基于所提出本构模型的数值计算结果和现场试验实测结果进行对比。爆破影响范围对比见图 4。相应于爆破损伤半径 R_D 和深度 H_D , 有爆破影响最大半径 R_{max} 和最

大深度 H_{max} , 这两个参数的对比结果见表 2。

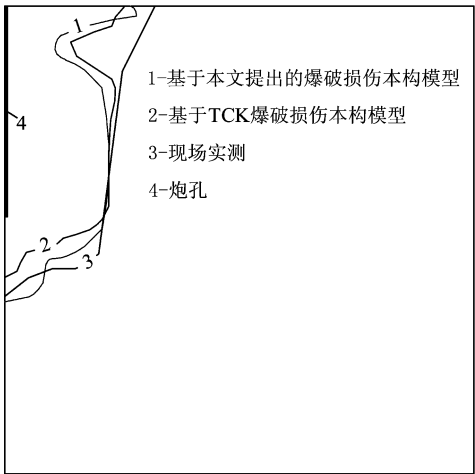


图 4 爆破影响范围

Fig. 4 Plot of influence zone of blasting

表 2 3 种方法得到的爆破影响最大半径、最大深度

Table 2 Comparison of maximum values of blasting influence

radius and depth among three methods		
方法	爆破影响最大 半径 R_{max} / m	爆破影响最大 深度 H_{max} / m
基于所提出损伤模型 的数值计算	2.80	6.32
基于 TCK 模型的数值 计算	2.56	5.80
现场实测	3.20	6.20

图 4 中, 曲线 1、2 和 3 为 $D = D_{lim} = 0.57$ 的损伤等值线, 即爆破影响临界曲线。该临界线与地表、炮孔中心线合围的面积(图 4 中左上角部分)为爆破影响范围。结合图 3、4 可知, 由于爆破影响范围包含在爆破损伤范围内, 其沿深度和水平径向的扩展特点和爆破损伤范围相似。爆破影响最大半径、最大深度分别出现在地表自由面附近和炮孔底部正下方。由图 2、4 可知, 数值计算结果和实测值间的吻合度由高到低的区域依次为: 与炸药装药段同一水平的区域、炮孔底部以下区域和地表自由面附近区域。从表 2 看出, 对于爆破影响最大半径, 基于所提出模型的数值计算结果和基于 TCK 模型的数值计算结果分别为 2.80 m 和 2.56 m, 相对实测值 3.20 m 的误差分别为 -12.5% 和 -20.0%; 对于爆破影响最大深度, 基于所提出模型的数值计算结果和基于 TCK 模型的数值计算结果分别为 6.32, 5.80 m, 相对实测值 6.20 m 的误差分别为 2.0% 和 -6.5%。

对于爆破影响最大深度, 基于本文提出的本构模型的计算结果和基于 TCK 模型的计算结果都与实测值相差不大。但是对于爆破影响最大半径, 两种数值计算的结果均小于实测值, 且相对误差的绝对值在

12.5%以上。经分析后认为,由于爆破损伤沿深度方向越过炮孔底部继续扩展,现场爆破试验所在部位的岩层不可避免受到其上层开挖爆破的影响。起爆前,现场试验部位自由面或声波孔孔口附近岩体的初始损伤大于声波孔孔身和孔底附近等区域的初始损伤。而数值计算所需初始损伤值由孔口自由面附近到孔底的这段距离的平均声波波速值确定,是初始损伤的平均值。故现场试验中自由面附近岩体的初始损伤实际比数值计算的大。爆炸压力和应力传播距离一定时,自由面附近岩体的初始损伤增大,损伤范围相应也增大。因此,现场自由面附近岩体的爆破影响范围比理论上的数值计算结果大。总体看,当初始损伤 $D_0=0.4$, 岩体初始完整性指数 $\eta_0=0.6$, 针对爆破影响范围的预测,基于所提出模型的数值计算结果和 TCK 模型计算结果均和实测值存在一定差距(主要差距在于爆破影响最大半径的预测),但基于所提出模型的数值计算结果更接近实测值,相对误差的绝对值不超过 13%。

(2) 初始完整性指数与破坏影响范围的关系

爆破影响最大半径和最大深度是破坏范围评估的重要参数。为此,数值计算中炮孔单元、炸药单元保持几何尺寸、物理属等不变。通过改变初始完整性指数考虑岩体完整性程度对破坏影响范围的影响。数值计算中初始完整性指数取值为 $\eta_0=0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8$ 。为了比较,现场试验部位的岩体初始完整性指数取值为 $\eta_0=0.4, 0.6, 0.8$ 。两种方法得到的结果对比分别见图 5, 6。数值计算结果的拟合关系为

$$R_{\max} = 1.62\eta_0^{-1.08}, \quad (43)$$

$$H_{\max} = 5.49\eta_0^{-0.29}, \quad (44)$$

式中, $0.4 \leq \eta_0 \leq 0.8$, 相关系数分别为 0.954 和 0.950, 数据拟合的相关性良好。

从图 5, 6 看出: ①对于数值计算, 当岩体初始完整性指数从 0.8 减小到 0.4, 爆破影响最大半径、最大深度分别从 2.03, 5.91 m 增大到 4.52, 7.30 m, 增幅分别为 2.49, 1.39 m。即当初始完整性指数减小 50%, 爆破影响最大半径、最大深度增大分别为 122.7% 和 23.5%。可见, 随着初始完整性指数减小, 爆破影响最大半径和最大深度均增大, 但前者增大更为显著。因为随着深度增加, 爆破开挖受到的夹制作用增大。相比自由面附近的岩体, 夹制作用导致孔底爆破损伤沿深度方向的增长受到一定程度的抑制。所以, 虽然爆破影响最大深度也随着岩体完整性指数的减小而增大, 但增大不如爆破影响最大半径显著。由以上分析可知, 岩体完整程度对爆破损伤扩展有较大影响。②岩体初始完整性指数不同时, 爆破影响最大半径和最大深度的数值计算结果与现场实测值间的最大绝对差

值分别为 0.58, 0.29 m, 最大相对误差的绝对值分别为 12.5% 和 4.0%。图 5, 6 中实测值的变化趋势与数值计算的基本相同。总体看, 实测值和数值计算结果间存在差距, 但差距不大。数值计算结果可为实际工程提供参考。产生差距的原因主要在于场地因素的复杂性和本构模型及数值计算均做了一定假设。例如, 为应用连续介质理论, 假设岩石为各向同性材料。而严格来说, 因内部裂纹等缺陷的扩展具有方向性, 岩石通常为各向异性材料。

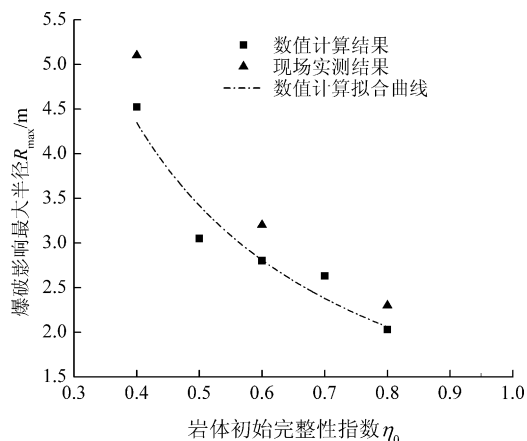


图 5 爆破影响最大半径与岩体初始完整性指数

Fig. 5 Relation between maximum blasting-induced fracture radius and initial integrity index of rock mass

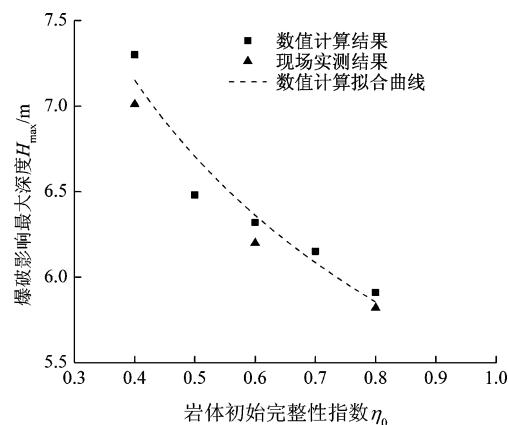


图 6 爆破影响最大深度与岩体初始完整性指数

Fig. 6 Relation between maximum blasting-induced fracture depth and initial integrity index of rock mass

4 结 论

(1) 针对爆破影响范围预测, 基于改进后的爆破损伤模型、常用的 TCK 模型的数值计算结果均和现场实测值有一定差距, 但差距不大, 且基于改进后的损伤模型的数值计算结果更接近实测值。故改进后的模型是较为合理的, 可用于爆破损伤计算和分析。

(2) 爆破影响最大半径和最大深度均随岩体初始

完整性指数的减小而增大, 且前者的变化更为显著。岩体完整程度对爆破影响范围有较大影响。因此, 对于爆破动力破坏分析, 需考虑岩体完整程度的影响。

(3) 由于提出的爆破损伤本构关系和针对爆破影响范围的损伤变量判据均考虑了岩体初始损伤的影响, 并将初始损伤值、岩体完整性指数和声波波速等参数联系起来, 因此, 相对于现有爆破损伤模型, 改进后的爆破损伤模型可应用于不同完整程度下的工程岩体爆破损伤计算和分析, 对爆破损伤理论的应用范围进行了拓展。此外, 岩体完整性指数和声波波速等参数是工程中常用参量故改进后的爆破损伤模型方便工程应用。

(4) 实际工程中, 爆炸近区的岩石动力本构关系及破坏现象较为复杂。因此, 爆破动力本构模型的研究还有待深入。本文提出的各向同性损伤模型及其数值计算应用均做了一定的简化, 故研究成果存在一定局限性, 但对需考虑岩体完整程度影响的爆破开挖工程有一定的参考价值。

参考文献:

- [1] 刘殿书, 于滨, 杜玉兰, 等. 岩石爆破损伤模型及其研究进展[J]. 工程爆破, 1999, 5(4): 78 - 84. (LIU Dian-shu, YU Bin, DU Yu-lan, et al. Damage models of rock fragmentation by blasting and their progress[J]. Engineering Blasting, 1999, 5(4): 78 - 84. (in Chinese))
- [2] TAYLOR L M, KUSZMAUL J S, GHEN E P. Damage accumulation due to macrocracking in brittle rock under dynamic loading[J]. American Society of Mechanical Engineers, Applied Mechanics Division, 1985, 69: 95 - 104.
- [3] TAYLOR L M, CHEN E P, KUSZMAUL J S. Microcrack-induced damage accumulation in brittle rock under dynamic loading[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1986, 55(3): 301 - 320.
- [4] 杨军, 金乾坤. 应力波衰减基础上的岩石爆破损伤模型[J]. 爆炸与冲击, 2000, 20(3): 241 - 246. (YANG Jun, JIN Qian-kun. A new damage model for rock fragmentation by blasting based on stress wave attenuation[J]. Explosion and Shock Waves, 2000, 20(3): 241 - 246. (in Chinese))
- [5] 胡英国, 卢文波, 陈明, 等. 岩石爆破损伤模型的比选与改进[J]. 岩土力学, 2012, 33(11): 3278 - 3284. (HU Ying-guo, LU Wen-bo, CHEN Ming, et al. Comparison and improvement of blasting damage models for rock[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(11): 3278 - 3284. (in Chinese))
- [6] YANG R, BRWDEN W F, KATSABANIS P D. A new constitutive model for blast damage[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1996, 33(3): 245 - 254.
- [7] 冯春, 李世海, 周东, 等. 爆炸载荷作用下岩石损伤破裂过程的数值分析[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(7): 1262 - 1270. (FENG Chun, LI Shi-hai, ZHOU Dong, et al. Numerical analysis of damage and crack process of rock under explosive loading[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(7): 1262 - 1270. (in Chinese))
- [8] 夏祥. 爆炸荷载作用下岩体损伤特征及安全阈值研究[D]. 武汉: 中国科学院武汉岩土力学研究所, 2006. (XIA Xiang. Study on damage characteristics and safety threshold of rock vibration by blast[D]. Wuhan: Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, 2006. (in Chinese))
- [9] 李新平, 陈俊桦, 李友华, 等. 溪洛渡电站地下洞室群爆破地震效应的研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(3): 494 - 501. (LI Xing-pin, CHEN Jun-hua, LI You-hua, et al. Study of blasting seismic effects of underground chamber group Xiluodu hydropower station[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, 29(3): 494 - 501. (in Chinese))
- [10] WANG Zhi-liang, LIA Yong-chi, SHEN R F. Numerical simulation of tensile damage and blast crater in brittle rock due to underground explosion[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2007, 44(5): 730 - 738.
- [11] 李新平, 陈俊桦, 李友华, 等. 溪洛渡电站地下厂房爆破损伤范围及判据研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(10): 2042 - 2048. (LI Xing-pin, CHEN Jun-hua, LI You-hua, et al. study of criterion and damage zone induced by excavation blasting of underground power-house of Xiluodu hydropower station[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2010, 29(10): 2042 - 2048. (in Chinese))
- [12] 朱传云, 喻胜春. 爆破引起岩体损伤的判别方法研究[J]. 工程爆破, 2001, 7(1): 12 - 16. (ZHU Chuang-yun, YU Sheng-chun. Study on the criterion of rockmass damage caused by blasting[J]. Engineering Blasting, 2001, 7(1): 12 - 16. (in Chinese))
- [13] AHRENS T J, RUBIN A M. Impact-induced tensional failure in rock[J]. Journal of Geophysical Research, 1993, 98(EI): 1185 - 1203.

- [14] 戚承志, 钱七虎. 岩石等脆性材料动力强度依赖应变率的物理机制[J]. 岩石力学与工程学报, 2003(2): 177 - 181. (QI Cheng-zhi, QIAN Qi-hu. Physcial mechanism of brittle materials strength-strain rate sensitivity[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2003(2): 177 - 181. (in Chinese))
- [15] GRADY D E. Shock wave properties of brittle solids[J]. Mechanics of Materials, 1998(29): 181 - 203.
- [16] FURLONG J R, DAVIS J F, ALME M L. Modeling the dynamic load/unload behavior of ceramics under impact loading[R]. Arlington: R&D Associates, 1990.
- [17] 唐春安, 徐小荷. 岩石全应力 - 应变过程的统计损伤理论分析[J]. 东北工学院院报, 1987, 51(2): 191 - 195. (TANG Chun-an, XU Xiao-he. Statistical damage analysis of the rock complete stress-strain proecess[J]. Journal of Northeast University of Technology, 1987, 51(2): 191 - 195. (in Chinese))
- [18] 严 鹏, 卢文波, 单治钢, 等. 深埋隧洞爆破开挖损伤区检测及特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(8): 1552 - 1561. (YAN Peng, LU Wen-bo, SHAN Zhi-gang, et al. Detecting and study of blasting excavation-induced damage of deep tunnel and its characters[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(8): 1552 - 1561. (in Chinese))
- [19] 杨卫风, 白伟亮, 翟传明. 爆破震动对小净距隧道岩体损伤的声波测试[J]. 质量检测, 2014, 32(9): 27 - 30. (YANG Wei-feng, BAI Wei-liang, ZHAI Chuan-ming. The sound Wave test of blasting vibration for tunnel rock mass damage[J]. Quality Test, 2014, 32(9): 27 - 30. (in Chinese))
- [20] 闫长斌, 徐国元, 杨 飞. 爆破动荷载作用下围岩累积损伤效应声波测试研究[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(1): 88 - 93. (YAN Chang-bin, XU Guo-yuan, YANG Fei. Measurement of sound waves to study cumulative damage effect on surrounding rock under blasting load[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(1): 88 - 93. (in Chinese))
- [21] LIU Li-qing, KATSABANIS P D. Development of a continuum damage model for blasting analysis[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1997, 34(2): 217 - 231.
- [22] 王娜峰. 乳化炸药能量提高及能量输出结构的若干因素研究[D]. 北京: 北京理工大学, 2014. (WANG Na-feng. Studies on energy improvement and energy output structure of emulsion explosives[D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2014. (in Chinese))

2016 年城市岩土工程西湖论坛 (第 1 号通知) (杭州 2016 年 10 月)

随着我国新型城镇化的推进, 城市岩土工程快速发展, 呈现出巨大的社会需求, 对城市空间资源的开发利用及城市安全也提出了更高的要求。针对城市岩土工程中重大国家需求, 由中国工程院土木、水利与建筑工程学部, 中国土木工程学会土力学及岩土工程分会, 浙江大学滨海和城市岩土工程研究中心将于 2016 年 10~11 月择期在杭州联合主办“城市岩土工程西

湖论坛”, 讨论城市化发展中遇到的岩土工程热点问题和重点问题, 会议主题: 城市地下水控制和城市地下空间开发。本次论坛还设“岩土本构理论前沿问题研讨”专题。

联系人: 陆水琴 (0571-88208775, lusq87@163.com), 王笑笑 (0571-88208775, wangxiuxiu713@163.com)。