

· 采矿工程 ·

爆破开采诱发周边岩体损伤破裂的数值模拟研究

潘鹏飞¹ 孙厚广¹ 韩忠和¹ 冯春^{2,3} 郭汝坤^{2,3} 李世海^{2,3}

(1. 鞍钢集团鞍千矿业有限责任公司 辽宁 鞍山 114000; 2. 中国科学院力学研究所, 北京 100190; 3. 流固耦合系统力学重点实验室 北京 100190)

摘 要 基于连续-非连续单元方法(CDEM)中的朗道点火爆炸模型及拉剪复合应变软化模型,探讨了爆破开采与炮孔周边岩体损伤破裂程度的对应关系。通过量纲分析,确定了爆破诱发岩体损伤破裂的主要影响因素;通过应变软化的 Mohr-Coulomb 模型及最大拉应力模型,详细探讨了不同黏聚力及抗拉强度下,炮孔周边岩体的损伤因子随爆破距离的变化规律。数值计算结果表明:炮孔附近以压剪破坏为主,岩体处于完全损伤状态,出现具有一定半径的密集破碎带;在远离炮孔的区域,以张拉破坏为主,出现若干条贯通性的张拉裂缝;损伤因子随爆破距离的增加呈指数型衰减,并拟合获得了损伤因子与无量纲爆破距离、无量纲黏聚力及无量纲抗拉强度间的函数关系;强损伤区(损伤因子大于0.9的区域)的临界半径一般在2.5~5.5 m,仅受黏聚力控制;弱损伤区(损伤因子小于0.1的区域)的临界半径一般大于8 m,受黏聚力及抗拉强度的联合控制。

关键词 爆破开采 岩体 数值模拟 渐进破坏 损伤因子

中图分类号 TD231.1 文献标志码 A 文章编号 1001-1250(2016)-06-001-07

Numerical Study on Damage and Fracture Degree of Rock Mass Induced by Blasting Mining

Pan Pengfei¹ Sun Houguang¹ Han Zhonghe¹ Feng Chun^{2,3} Guo Rukun^{2,3} Li Shihai^{2,3}

(1. Anshan Iron and Steel Group Anqian Mining Co. Ltd. Anshan 114000, China;

2. Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China;

3. Key Laboratory for Mechanics in Fluid Solid Coupling Systems, Beijing 100190, China)

Abstract Based on Landau firing blasting model and strain softening shear tensile composite constitutive model in Continuum-discontinuum Element Method(CDEM), the relationship between blasting mining and damage fracture degree of rock mass surrounding the bore hole is discussed. According to dimensional analysis, the major influence factors related to the damage and fracture process of rock mass under blasting load are determined. By adopting Mohr-Coulomb model and maximal tensile stress model considering strain softening effect, the relationship between damage factors of rock mass and blasting distance under different cohesion and tensile strength is studied. Numerical results show that, a dense fracture zone with compressive shear failure appears near the bore hole, and the rock mass in this zone is totally damaged. In the area far from the hole, the major failure pattern is tensile failure, and some straight tensile fractures appear in this area. With the increase of blasting distance, the damage factor decreases gradually with decaying exponential pattern, and the fitting function between damage factor and dimensionless blasting distance, dimensionless cohesion and dimensionless tensile strength is obtained. The critical radius of strong damage region (the area damage factor greater than 0.9) varies about from 2.5 m to 5.5 m, only controlled by cohesion. The critical radius of weak damage region (the area damage factor less than 0.1) is generally greater than 8 m, and controlled by cohesion and tensile strength.

Keywords Blasting mining, Rock mass, Numerical simulation, Progressive failure, Damage factor

炸药起爆后,爆区内的岩体在爆炸应力波及爆生气体的双重作用下发生损伤破裂,进而解体为具有一定块度分布的爆堆;爆区外一定距离的岩体也在强烈

的地冲击作用下,出现一定程度的损伤破裂;爆区外更远距离的岩体,由于所受到的爆炸应力波幅值小于岩体的动态强度,因此仅发生弹性变形。相关学者分

收稿日期 2016-03-24

基金项目 中国科学院战略性先导科技专项(编号: XDB10030303),国家自然科学基金青年基金项目(编号: 11302230),鞍钢矿业集团项目(编号: 2014-科 C12)。

作者简介 潘鹏飞(1969—),男,高级工程师。

别将上述 3 个区域定义为破碎区、破损区及弹性区，且破碎区以压剪破坏为主，破损区以张拉破坏为主^[1-2]。若用损伤因子解释上述 3 个区域，破碎区的损伤因子等于 1，弹性区的损伤因子等于 0，而破损区的损伤因子介于 0 与 1 之间。

国内外的学者对爆破诱发周边岩体损伤破裂的机理、过程及规律进行了大量研究。Fernando 等^[3]提出了一种可以预测爆破作用下岩体损伤程度的理论模型，该模型包含 3 个输入参数，分别为炮孔壁面加载的能量、耦合因子及岩体常数。Shao 等^[4]提出了一种考虑岩体应变率效应及初始损伤的基于统计损伤力学的损伤演化模型，并通过逾渗理论与重整化群方法的结合探讨了岩体损伤过程的临界阈值。Ramulu 等^[5]通过钻孔多点位移计、钻孔内窥镜及地质电话（用于微震监测）等多种设备，监测地铁隧道爆破开挖过程中玄武岩的变形、破裂及振动情况，并提出了基于岩体塑性变形及振动速度峰值的岩体损伤程度现场评估模型。朱传云等^[6]依据弹性波理论，建立了声波波率、岩体完整性系数及岩体弹性模量损失系数三者之间的关系，并基于水电边坡的实际爆破开挖案例提出了爆破诱发岩体损伤破裂的判别方法。杨栋等^[7]采用三维有限差分软件 FLAC^{3D} 讨论了爆破荷载与地应力动态卸荷复合作用下隧道围岩的损伤分布情况，并重点研究了侧压力系数、岩体力学性质、卸荷速率对围岩损伤范围的影响，最后通过赣龙铁路梅花山隧道开挖损伤区检测结果进行了验证。杨建华等^[8]通过在 LS-DYNA 中引入统计损伤演化模型，研究了隧道开挖过程中，重复爆破载荷下围岩的累计损伤特性，并发现围岩地应力对爆破张拉损伤具有非常敏感的“抑制”作用。罗忆等^[9]对乌东德水电站左岸导流洞爆破开挖过程中的爆破振动和围岩变形进行了监测和数值分析，并指出考虑累积损伤的计算结果无论是爆破振动速度还是围岩变形均更接近于实测值。单仁亮等^[10]通过模型实验研究了冻结钻爆法掘进过程中冻结岩壁的损伤情况，实验结果表明，冻结岩壁的损伤具有累积效应，临近炮孔位置处的岩体损伤因子大于其他部位，在高度方向上，模型上端损伤最大。胡英国等^[11]在 LS-DYNA 中进行二次开发，初步建立了爆破近区采用 SPH 粒子、远区采用有限元法（FEM）计算的 SPH-FEM 耦合的空间全方位爆破损伤计算方法。

总体而言，目前国内外学者的研究方向以隧道中钻爆法掘进诱发的岩体损伤破裂为主，关于露天矿爆破开采诱发岩体损伤破裂的研究较少。此外，目前的研究大多从实际工程出发，探讨某一爆破方式或某一

特定地质条件下，围岩的损伤特性及累计损伤过程，较少涉及爆破诱发岩体损伤破裂的一般规律及与岩体强度参数、爆破距离的对应关系。

本研究以连续-非连续单元方法（CDEM）为基础，借助 CDEM 中的朗道点火爆炸模型及拉剪复合应变软化模型，探讨露天矿爆破开采过程中，损伤因子与岩体强度、爆破距离间的定量关系。

1 计算模型

1.1 CDEM 简介

CDEM 方法是一种将有限元与离散元进行耦合计算，通过块体边界及块体内部的断裂来分析材料渐进破坏过程的数值模拟方法^[12-13]。CDEM 中包含块体及界面 2 个基本概念，块体由 1 个或多个有限元单元组成，用于表征材料的连续变形特征；界面由块体边界组成，通过在块体边界上引入可断裂的一维弹簧实现材料中裂纹扩展过程的模拟。

CDEM 方法的控制方程为质点运动方程，并采用基于增量方式的显式欧拉前差法进行动力问题的求解，在每一时步包含有限元的求解及离散元的求解等 2 个步骤，整个计算过程中通过不平衡率表征系统受力的平衡程度。

1.2 朗道点火爆炸模型

采用朗道点火爆炸模型^[14]模拟炸药的爆轰及爆生气体的膨胀过程，该模型的输入参数包括装药密度、炸药爆速、爆热及点火点位置。该模型主要基于朗道-斯坦纽科维奇公式（ γ 率方程）

$$\left. \begin{aligned} PV^\gamma &= P_0 V_0^\gamma, P \geq P_k \\ PV^{\gamma_1} &= P_k V_k^{\gamma_1}, P < P_k \end{aligned} \right\}, \quad (1)$$

式中 $\gamma = 3$ ， $\gamma_1 = 4/3$ ， P 、 V 分别为高压气球的瞬态压力和体积， P_0 、 V_0 分别为高压气球初始时刻的压力和药包的体积， P_k 、 V_k 分别为高压气球在 2 段绝热过程边界上的压力和体积。

P_k 的表达式为

$$P_k = P_0 \left\{ \frac{\gamma_1 - 1}{\gamma - \gamma_1} \left[\frac{(\gamma - 1) Q_b \rho_b}{P_0} - 1 \right] \right\}^{\frac{\gamma}{\gamma_1 - 1}}, \quad (2)$$

式中 Q_b 为单位质量炸药爆热 J/kg； ρ_b 为装药密度，kg/m³。

P_0 的表达式为

$$P_0 = \frac{\rho_b D_b^2}{2(\gamma + 1)}, \quad (3)$$

式中 D_b 为爆轰速度 m/s。

本研究采用倒时起爆的方式模拟点火过程及爆轰波在炸药内的传播过程。设某一炸药单元到点火点的距离为 d_i ，炸药的爆速为 D_b ，则点火时间为 $t_1 =$

d_i / D_b 。当爆炸时间 $t > t_1$ 时, 该单元才根据式 (1) 进行爆炸压力的计算。

1.3 拉剪复合应变软化模型

采用考虑应变软化效应的 Mohr - Coulomb 模型及最大拉应力模型^[15]描述爆炸载荷下单元的拉伸损伤破裂及剪切损伤破裂过程。

首先利用增量形式的有限元法计算本时步单元的应力增量 $\Delta\sigma_{ij}$,

$$\Delta\sigma_{ij} = 2G\Delta\varepsilon_{ij} + \left(K - \frac{2}{3}G\right)\Delta\theta\delta_{ij}, \quad (4)$$

式中 $\Delta\varepsilon_{ij}$ 为当前时步的应变增量, $\Delta\theta$ 为当前时步的体应变增量, K 为体积模量, G 为剪切模量, δ_{ij} 为 Kronecker 记号。

而后计算本时步单元的试探应力 σ_{ij} ,

$$\sigma_{ij} = \Delta\sigma_{ij} + \sigma_{ij-old}, \quad (5)$$

式中 σ_{ij-old} 为上一时步的应力。

根据试探应力 σ_{ij} 计算当前时步的主应力 σ_1 、 σ_2 及 σ_3 根据式 (6) 判断该应力状态是否已经达到或超过 Mohr - Coulomb 准则及最大拉应力准则:

$$\left. \begin{aligned} f^s &= \sigma_1 - \sigma_3 N_\varphi + 2c(t) \sqrt{N_\varphi} \\ f^t &= \sigma_3 - \sigma_1(t) \\ h &= f^t + \alpha^p (\sigma_1 - \sigma^p) \end{aligned} \right\}, \quad (6)$$

式中 $c(t)$ 、 φ 、 $\sigma_1(t)$ 为块体当前时步的黏聚力、内摩擦角及抗拉强度, N_φ 、 α^p 、 σ^p 为常数,

$$\left. \begin{aligned} N_\varphi &= \frac{1 + \sin(\varphi)}{1 - \sin(\varphi)} \\ \alpha^p &= \sqrt{1 + N_\varphi^2} + N_\varphi \\ \sigma^p &= \sigma_1(t) N_\varphi - 2c(t) \sqrt{N_\varphi} \end{aligned} \right\}, \quad (7)$$

如果 $f^s \geq 0$ 且 $h \leq 0$, 单元发生剪切破坏; 如果 $f^t \geq 0$ 且 $h > 0$, 则发生拉伸破坏。

当单元发生剪切破坏时, 采用式 (8) 进行主应力的修正:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{1-new} &= \sigma_1 - \lambda^s (\alpha_1 - \alpha_2 N_\psi) \\ \sigma_{2-new} &= \sigma_2 - \lambda^s \alpha_2 (1 - N_\psi) \\ \sigma_{3-new} &= \sigma_3 - \lambda^s (-\alpha_1 N_\psi + \alpha_2) \end{aligned} \right\}, \quad (8)$$

式中 λ^s 、 N_ψ 、 α_1 和 α_2 为常数, 其表达式为

$$\left. \begin{aligned} \lambda^s &= \frac{f^s}{(\alpha_1 - \alpha_2 N_\psi) - (-\alpha_1 N_\psi + \alpha_2) N_\psi} \\ \alpha_1 &= K + \frac{4}{3}G \\ \alpha_2 &= K - \frac{2}{3}G \\ N_\psi &= \frac{1 + \sin(\psi)}{1 - \sin(\psi)} \end{aligned} \right\}, \quad (9)$$

其中, ψ 表示剪胀角。

当单元发生拉伸破坏时, 采用式 (10) 进行主应力的修正:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{1-new} &= \sigma_1 - \left[\sigma_3 - \sigma_1(t) \right] \frac{\alpha_2}{\alpha_1} \\ \sigma_{2-new} &= \sigma_2 - \left[\sigma_3 - \sigma_1(t) \right] \frac{\alpha_2}{\alpha_1} \\ \sigma_{3-new} &= \sigma_1(t) \end{aligned} \right\}, \quad (10)$$

将经过 Mohr - Coulomb 准则及最大拉应力准则修正后的主应力转换至整体坐标系, 根据有限元法计算由单元应力贡献出的节点力。

同时, 根据当前时步的等效塑性剪应变及等效塑性体应变, 对黏聚力及抗拉强度值进行折减:

$$\left. \begin{aligned} c(t + \Delta t) &= -c \times \gamma_p / \gamma_{lim} + c \\ \sigma_1(t + \Delta t) &= -\sigma_1 \times \varepsilon_p / \varepsilon_{lim} + \sigma_1 \end{aligned} \right\}, \quad (11)$$

其中 $c(t + \Delta t)$ 及 $\sigma_1(t + \Delta t)$ 为下一时步的黏聚力及抗拉强度值, Δt 为计算时步, c 及 σ_1 为初始时刻的黏聚力及抗拉强度值, γ_p 及 ε_p 为当前时刻等效塑性剪应变及等效塑性体应变, γ_{lim} 及 ε_{lim} 为剪切断裂应变及拉伸断裂应变。

基于拉剪复合应变软化模型, 可以定义三类损伤因子, 分别为拉伸损伤因子 α 、剪切损伤因子 β 及联合损伤因子 χ ,

$$\left. \begin{aligned} \alpha &= 1 - \sigma_1(t) / \sigma_1 \\ \beta &= 1 - c(t) / c \\ \chi &= 1 - (1 - \alpha)(1 - \beta) \end{aligned} \right\}, \quad (12)$$

下文进行爆破作用下岩体损伤破裂的数值分析时, 统计指标均采用联合损伤因子 χ , 并简称为损伤因子。

2 数值计算

2.1 量纲分析

炸药起爆后, 爆炸压力波将向四周传播, 并导致周边岩体出现严重的损伤破坏; 随着距离的增加, 这种破坏作用将逐渐减弱; 当大于某一特定距离时, 爆炸波将不再引起岩体的损伤, 仅通过弹性波的形式向远处传播。

为了便于分析, 需对露天矿爆破开采诱发岩体损伤破裂的力学过程进行简化。考虑到目前露天矿的爆破多采用逐孔爆破技术, 因此可重点研究单一炮孔作用下周边岩体的损伤破裂过程。此外, 由于炮孔中的药柱高度远大于炮孔直径, 因此可将露天矿的爆破过程简化为无限大空间中柱状药包起爆后周边岩体损伤破裂的过程。

基于上述的简化过程, 爆破诱发岩体损伤破裂的主要影响因素包括装药密度 ρ_b 、爆速 D_b 、爆热 Q_b 、炮孔直径 d 、岩体密度 ρ 、岩体弹性模量 E 、岩体泊松比

μ 、岩体黏聚力 c 、岩体内摩擦角 φ 、岩体抗拉强度 σ_t 、岩体拉伸断裂应变 ε_{lim} 、岩体剪切断裂应变 γ_{lim} 、到炮孔的距离(爆破距离) r 等。

为了确定爆炸引起周边岩体损伤破裂的范围及程度,需要建立损伤因子 D 与上述参量间的关系:

$$D = f(\rho_b, D_b, Q_b, d, \rho, E, \mu, \varphi, \sigma_t, \varepsilon_{lim}, \gamma_{lim}, r) \quad (13)$$

选取 ρ_b 、 D_b 及 d 为基本量,对式(13)进行无量纲化:

$$D = f\left(\frac{Q_b}{D_b^2}, \frac{\rho}{\rho_b}, \frac{E}{\rho_b D_b^2}, \mu, \frac{c}{\rho_b D_b^2}, \varphi, \frac{\sigma_t}{\rho_b D_b^2}, \varepsilon_{lim}, \gamma_{lim}, \frac{r}{d}\right) \quad (14)$$

式(14)中共包含 10 个无量纲自变量及 1 个无量纲因变量。考虑到露天矿爆破现场一般采用 1 种或几种固定的炸药(如乳化炸药、重铵油炸药等),且岩体的密度、弹性模量、泊松比、内摩擦角、拉伸断裂应变、剪切断裂应变差异不大,因此需要研究的无量纲量减少为 3 个,即 $c/(\rho_b D_b^2)$ 、 $\sigma_t/(\rho_b D_b^2)$ 及 r/d 。简化后的无量纲公式可表示为

$$D = f\left(\frac{c}{\rho_b D_b^2}, \frac{\sigma_t}{\rho_b D_b^2}, \frac{r}{d}\right) \quad (15)$$

2.2 计算方案及计算参数

建立直径为 60 m 的柱状岩体模型,在模型正中心设置直径为 25 cm 的柱状乳化炸药。乳化炸药采用朗道点火爆炸模型进行模拟,其中装药密度为 1 150 kg/m³,爆轰速度为 4 250 m/s,爆热为 3.4 MJ/kg。岩体采用考虑应变软化效应的 Mohr - Coulomb 准则及最大拉应力准则进行模拟,其中密度为 3 200 kg/m³,弹性模量为 60 GPa,泊松比为 0.25,内摩擦角 40°,剪胀角 40°,拉伸断裂应变及剪切断裂应变

均为 0.5%。为了模拟无限大空间中的柱状药包起爆,在岩体模型外边界施加无反射边界条件。

根据式(15),主要研究无量纲抗拉强度、无量纲黏聚力对爆破损伤场的影响,共进行 25 组算例的计算。抗拉强度及黏聚力均取 5 个水平,且抗拉强度与黏聚力的 5 个水平一致,分别为 5 MPa、15 MPa、25 MPa、35 MPa 及 45 MPa。

3 计算结果分析

3.1 破坏模式分析

抗拉强度为 15 MPa,黏聚力从 5 MPa 增加至 45 MPa 时,爆破后炮孔周边岩体的损伤破裂情况如图 1 所示。由图 1 可得:相同抗拉强度下,随着黏聚力的增大,爆破作用下周边岩体的破裂模式逐渐由压剪破裂向拉伸破裂转变;压剪破裂主控时,炮孔周边岩体出现弧状旋转裂缝;拉伸破裂主控时,炮孔周边岩体出现径向直缝;拉伸破裂与剪切破裂的转化点在黏聚力 25 MPa 左右。

黏聚力为 25 MPa,抗拉强度从 5 MPa 增大至 45 MPa 时,炮孔周边岩体的损伤破裂情况如图 2 所示。由图 2 可得:相同黏聚力下,随着抗拉强度的增大,破裂模式逐渐由拉伸破裂向压剪破裂转化,转化点在抗拉强度 25 MPa 左右;抗拉强度等于 5 MPa 时,出现了贯穿整个模型的平直张拉裂缝;抗拉强度为 45 MPa 时,仅在炮孔四周出现局部旋转裂缝。

由图 1 及图 2 还可以看出:在炮孔附近区域,主要以剪切破坏为主,岩体处于完全损伤状态,出现具有一定半径的密集破碎带;在远离炮孔的区域,主要以张拉破坏为主,出现若干条贯通性的平直张拉裂缝。

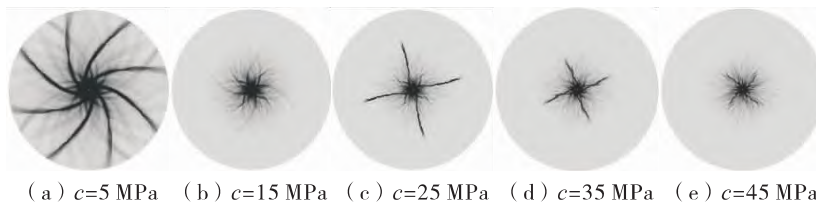


图 1 抗拉强度 15 MPa 时不同黏聚力下的岩体损伤破裂情况

Fig. 1 Damage and fracture status of rock mass with different cohesion when $\sigma_t = 15$ MPa

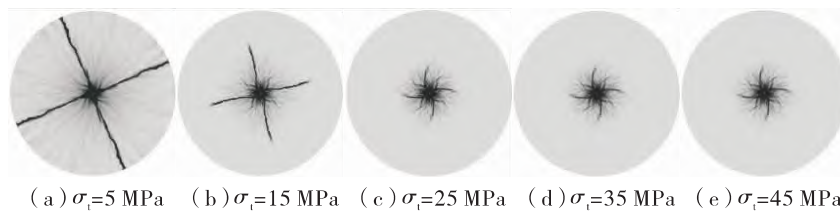


图 2 黏聚力 25 MPa 时不同抗拉强度下的岩体损伤破裂情况

Fig. 2 Damage and fracture status of rock mass with different tensile strength when $c = 25$ MPa

3.2 强、弱损伤区的临界半径

设爆破作用下, 周边岩体的损伤因子大于 0.9 的区域为强损伤区域, 损伤因子小于 0.1 的区域为弱损伤区域; 损伤因子等于 0.9 时的半径定义为强损伤区临界半径, 损伤因子等于 0.1 的半径定义为弱损伤区的临界半径。考虑到柱状炸药起爆的对称性, 现分析强、弱损伤区临界半径与岩体抗拉强度及黏聚力的对应关系。

强损伤区临界半径与抗拉强度及黏聚力的关系如图 3 所示。

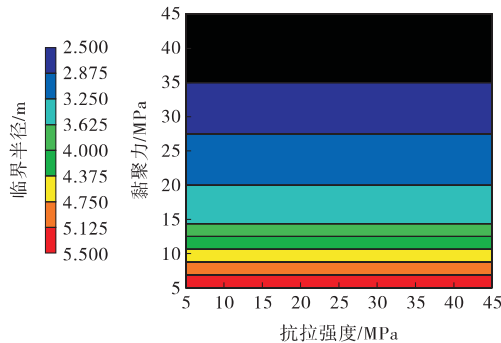


图 3 强损伤区临界半径与岩体强度的关系

Fig. 3 Relationship between critical radius of strong damage region and rock strength

由图 3 可得: 相同黏聚力情况下, 随着抗拉强度的增大, 强损伤区临界半径无变化; 相同抗拉强度下, 随着黏聚力的增大, 强损伤区的临界半径逐渐减小, 但减小趋势逐渐变缓; 黏聚力从 5 MPa 增大至 45 MPa, 强损伤区临界半径从 5.5 m 减小至 2.5 m。由此可以看出, 强损伤区主要受黏聚力控制, 不受抗拉强度控制。

弱损伤区临界半径与抗拉强度及黏聚力的关系如图 4 所示。

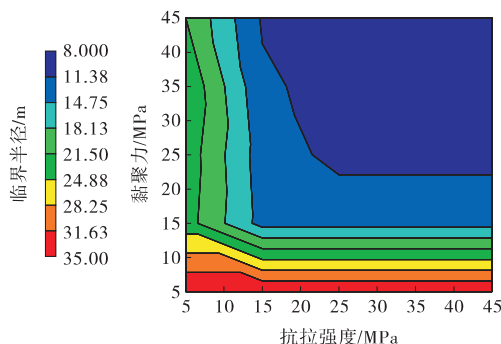


图 4 弱损伤区临界半径与岩体强度的关系

Fig. 4 Relationship between critical radius of weak damage region and rock strength

由图 4 可得: 当黏聚力很低时 ($c = 5$ MPa), 随着抗拉强度的增大, 弱损伤区临界半径 (约为 35 m, 由损伤曲线外插获得) 基本不变, 表明此时黏聚力对弱损伤区临界半径起绝对控制作用; 当黏聚力稍高时,

随着抗拉强度的增大, 弱损伤区临界半径逐渐减小, 但减小趋势逐渐变缓, 当抗拉强度超过 15 MPa 时, 弱损伤区临界半径已变化不大。由图 4 还可以看出: 相同抗拉强度下, 随着黏聚力的增大, 弱损伤区临界半径逐渐减小, 但减小趋势逐渐变化; 当黏聚力大于 15 MPa 时, 弱损伤区临界半径已变化不大。总体而言, 黏聚力对弱损伤区临界半径起主要控制作用, 抗拉强度对弱损伤区临界半径起次要控制作用。随着黏聚力及抗拉强度的增大 (从 5 MPa 到 45 MPa), 弱损伤区临界半径从 35 m 减小为 8 m。

3.3 损伤因子的空间演化规律

不同算例下, 最终状态时的岩体损伤因子随着到炮孔距离的变化如图 5 所示。

由图 5 可得: 随着到炮孔距离的增加, 损伤因子呈逐渐减小的趋势, 但减小趋势逐渐变缓, 损伤因子随距离的变化规律可以近似用指数衰减型函数刻画; 在炮孔附近一定区域 (一般为 6 m 以内) 出现完全损伤, 损伤因子为 1, 从曲线上看为一平台段, 且随着黏聚力的增加, 该平台段逐渐变短; 黏聚力为 5 MPa 时的损伤因子变化规律与其他黏聚力获得的规律有明显差别, 无论抗拉强度如何变化, 相同位置的损伤因子明显大于其他算例; 相同抗拉强度下, 随着黏聚力的增大, 相同位置的损伤因子逐渐减小, 但减小趋势逐渐变缓, 当黏聚力大于 15 MPa 以后, 相同位置的损伤因子随黏聚力的变化已经不再明显。

3.4 损伤因子的计算公式

采用指数衰减型函数拟合损伤因子与爆破距离间的关系, 数据的拟合起点选为图 5 中损伤因子小于 1 的点。拟合公式可表示为

$$D(r) = ae^{-br}, \quad (16)$$

式中 a 、 b 均为拟合系数。

拟合系数 a 、 b 随抗拉强度及黏聚力的变化如图 6、图 7 所示。由图可得: 当抗拉强度较低时, 拟合系数 a 、 b 主要受控于抗拉强度; 当黏聚力较低时, 拟合系数 a 、 b 主要受控于黏聚力; 随着黏聚力及抗拉强度的增大, 拟合系数 a 、 b 均逐渐增大。

采用式 (17) 对拟合系数 a 、 b 进行再拟合, 建立拟合系数 a 、 b 与抗拉强度 σ_1 、黏聚力 c 间的对应关系为

$$z = a_0 + a_1 (\sigma_1)^{a_2} + a_3 c^{a_4} + a_5 (\sigma_1)^{a_2} c^{a_4}, \quad (17)$$

其中 z 为因变量 (表示系数 a 、 b), 抗拉强度 σ_1 及黏聚力 c 为自变量, a_0 、 a_1 、 a_2 、 a_3 、 a_4 、 a_5 为待定系数。

拟合后各待定系数如表 1 所示, 其中参数 a 的拟合相关系数为 0.70, 参数 b 的拟合相关系数为 0.94。

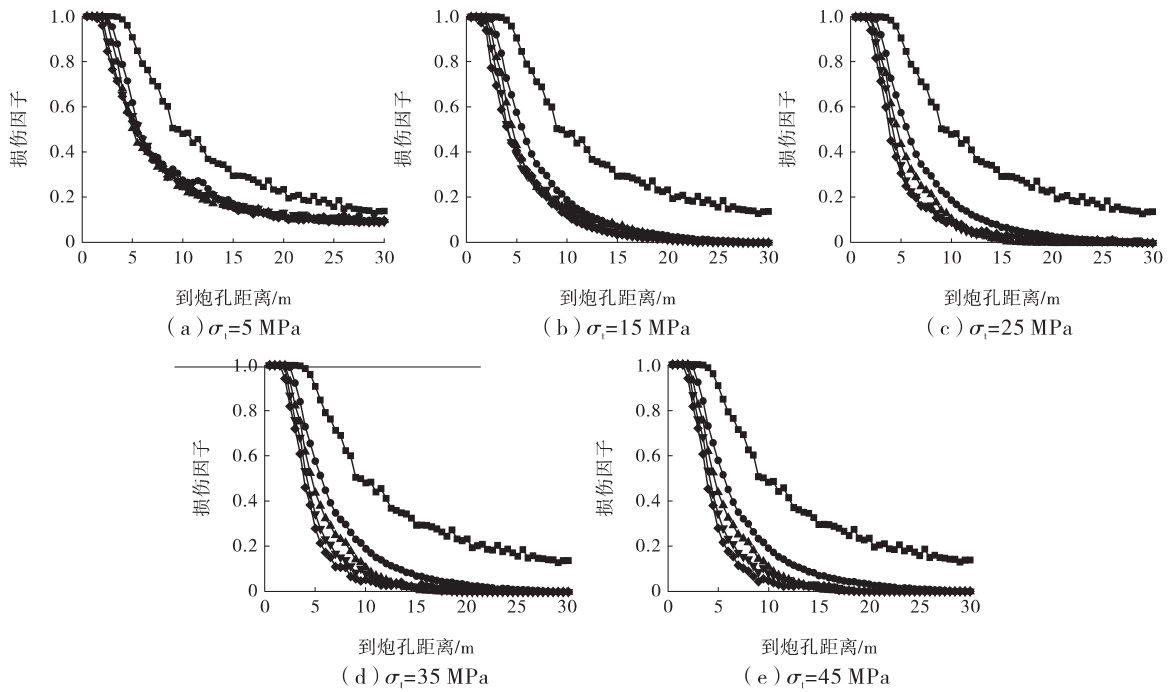


图 5 不同强度下损伤因子与爆破距离的关系

Fig. 5 Relationship between damage factor and blasting distance

■— $c = 5$ MPa; ●— $c = 15$ MPa; ▲— $c = 25$ MPa; ▼— $c = 35$ MPa; ◆— $c = 45$ MPa

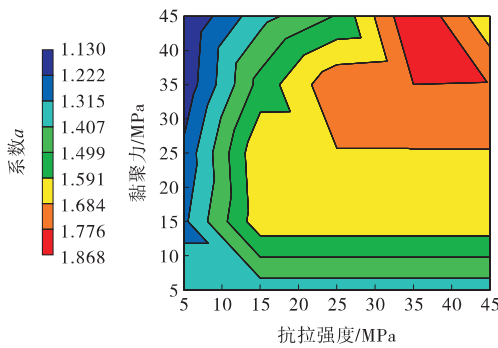


图 6 拟合系数 a 与岩体强度的对应关系

Fig. 6 Relationship between fitting coefficient a and rock strength

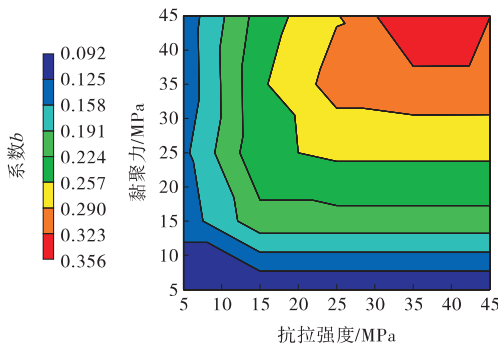


图 7 拟合系数 b 与岩体强度的对应关系

Fig. 7 Relationship between fitting coefficient b and rock strength

基于表 1 将式 (17) 代入式 (16), 即可获得黏聚力 c 、抗拉强度 σ_1 控制下, 某一具体位置 r 处的损伤因子为

表 1 式 (17) 中的待定系数

Table 1 Undetermined coefficient in Eq. 17

参数	待定系数					
	a_0	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5
a	93.03	-85.38	0.029 67	-85.25	0.046 17	79.45
b	21.58	-20.66	0.036 5	-19.69	0.049 55	18.95

$$D(r) = a \times e^{-br}$$

$$a = 93.03 - 85.38\sigma_1^{0.029\ 67} - 85.25c^{0.046\ 17} + 79.45\sigma_1^{0.029\ 67}c^{0.046\ 17}$$

$$b = 21.58 - 20.66\sigma_1^{0.036\ 5} - 19.69c^{0.049\ 55} + 18.95\sigma_1^{0.036\ 5}c^{0.049\ 55}$$

(18)

其中, 抗拉强度 σ_1 及黏聚力 c 的单位为 MPa、距离 r 的单位为 m。

基于式 (15), 对式 (18) 进行无量纲化处理, 可得

$$D\left(\frac{r}{d}\right) = \alpha \times e^{-\beta\frac{r}{d}}$$

$$\alpha = 861.1 - 5.092\left(\frac{\sigma_1}{\rho_b D_b^2}\right)^{-0.66} - 857.5\left(\frac{c}{\rho_b D_b^2}\right)^{-0.000\ 299} + 5.079\left(\frac{\sigma_1}{\rho_b D_b^2}\right)^{-0.66}\left(\frac{c}{\rho_b D_b^2}\right)^{-0.000\ 299}$$

$$\beta = 31.99 - 36.66\left(\frac{\sigma_1}{\rho_b D_b^2}\right)^{0.0155} - 37.97\left(\frac{c}{\rho_b D_b^2}\right)^{0.021\ 0} + 43.55\left(\frac{\sigma_1}{\rho_b D_b^2}\right)^{0.015\ 5}\left(\frac{c}{\rho_b D_b^2}\right)^{0.021\ 0}$$

(19)

利用式(18)或式(19),即可求得爆破载荷作用下,不同黏聚力、不同抗拉强度、不同空间位置处的损伤因子。当式(18)或式(19)计算获得的损伤因子大于1时,令其等于1。

4 结 论

(1) 炮孔附近区域以压剪破坏为主,岩体处于完全损伤状态,出现具有一定半径的密集破碎带;在远离炮孔的区域,以张拉破坏为主,出现若干条贯通性的张拉裂缝。

(2) 强损伤区(损伤因子大于0.9的区域)的临界半径一般在2.5~5.5 m,仅受黏聚力控制;弱损伤区(损伤因子小于0.1的区域)的临界半径一般大于8 m,弱损伤区受黏聚力及抗拉强度的联合控制,随着强度的减弱,弱损伤区的临界半径逐渐增大。

(3) 随着到炮孔距离的增大,损伤因子按照指数衰减模式逐渐减小;探讨了无量纲量 $c/(\rho_b D_b^2)$ 、 $\sigma_t/(\rho_b D_b^2)$ 及 r/d 与岩体损伤因子的对应关系,给出了岩体周边任意位置损伤因子的计算公式。

参 考 文 献

- [1] 哈努卡耶夫 A H. 矿岩爆破的物理过程[M]. 刘殿中,译. 北京:冶金工业出版社,1980.
Hanukayefu A H. Physical Processes in Ore Explosion[M]. Translated by Liu Dianzhong. Beijing: Metallurgical Industry Press, 1980.
- [2] 张 奇. 岩石爆破的粉碎区及其空腔膨胀[J]. 爆炸与冲击, 1990, 10(1): 79-82.
Zhang Qi. Smash districts and expanding of cavities in rock blasting [J]. Explosion and Shock Waves, 1990, 10(1): 79-82.
- [3] Fernando García Bastante, Leandro Alejano, Jose González-Cao. Predicting the extent of blast-induced damage in rock masses[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2012, 56: 44-53.
- [4] Shao Peng, Xu Zhiwei, Zhang Houquan, et al. Evolution of blast-induced rock damage and fragmentation prediction[J]. Procedia Earth and Planetary Science, 2009, 1(1): 585-591.
- [5] Ramulu M, Chakraborty A K, Sitharam T G. Damage assessment of basaltic rock mass due to repeated blasting in a railway tunnelling project: A case study[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2009, 24(2): 208-221.
- [6] 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 Chuanyun, Yu Shengchun. Study on the criterion of rock mass damage caused by blasting[J]. Engineering Blasting, 2001, 7(1): 12-16.
- [7] 杨 栋, 李海波, 夏 祥, 等. 高地应力条件下爆破开挖诱发围岩损伤的特性研究[J]. 岩土力学, 2014(4): 1110-1116.
Yang Dong, Li Haibo, Xia Xiang, et al. Study of blasting-induced dynamic damage of tunnel surrounding rocks under high in-situ stress [J]. Rock and Soil Mechanics, 2014(4): 1110-1116.
- [8] 杨建华, 卢文波, 胡英国, 等. 隧洞开挖重复爆炸荷载作用下围岩累积损伤特性[J]. 岩土力学, 2014, 35(2): 511-518.
Yang Jianhua, Lu Wenbo, Hu Yingguo, et al. Accumulated damage in surrounding rocks due to repeated blasting loads during blasting excavation of tunnels [J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, 35(2): 511-518.
- [9] 罗 忆, 李新平, 徐鹏程, 等. 考虑累积损伤效应的围岩变形特性研究[J]. 岩土力学, 2014, 35(11): 3041-3048.
Luo Yi, Li Xinping, Xu Pengcheng, et al. Characteristic study of surrounding rock mass deformation considering accumulative damage effect [J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, 35(11): 3041-3048.
- [10] 单仁亮, 宋立伟, 白 瑶, 等. 爆破作用下冻结岩壁损伤评价的模型试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, 33(10): 1945-1952.
Shan Renliang, Song Liwei, Bai Yao, et al. Model test studies of damage evaluation of frozen rock wall under blasting loads [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, 33(10): 1945-1952.
- [11] 胡英国, 卢文波, 陈 明, 等. SPH-FEM 耦合爆破损伤分析方法的实现与验证[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(S1): 2740-2748.
Hu Yingguo, Lu Wenbo, Chen Ming, et al. Implementation and verification of SPH-FEM coupling blasting damage analytical method [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(S1): 2740-2748.
- [12] Li S H, Wang J G, Liu B S, et al. Analysis of critical excavation depth for a jointed rock slope using a face-to-face discrete element method [J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2007, 40(4): 331-348.
- [13] Feng C, Li S H, Liu X Y, et al. A semi-spring and semi-edge combined contact model in CDEM and its application to analysis of Jiweishan landslide [J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2014, 6(1): 26-35.
- [14] 冯 春, 李世海, 周 东, 等. 爆炸荷载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 Shihai, 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.
- [15] Lanru Jing, Ove Stephansson. Fundamentals of Discrete Element Methods for Rock Engineering Theory and Applications [M]. Amsterdam: Elsevier Press, 2007.

(责任编辑 石海林)