

DOI: 10.11779/CJGE201407010

爆炸载荷作用下岩石损伤破裂过程的数值分析

冯 春, 李世海, 周 东, 张青波

(中国科学院力学研究所, 北京 100190)

摘要: 探讨了JWL爆源模型与朗道模型、应变强度分布模型与应变软化模型的异同点, 并在CDEM源程序中引入了JWL爆源模型及应变强度分布模型。利用改进的CDEM程序研究了爆炸载荷作用下岩石损伤破裂的物理过程, 重点分析了压碎区、破损区比半径及总破裂度随岩石应变强度的变化规律。研究发现: ①最大应变强度是控制岩石破裂范围的关键量, 最大应变强度从0.5%增加至5%, 压碎区比半径从37降至4, 破损区比半径从45降至12, 岩石总破裂度从55%降至5%; ②相同应变强度情况下, 岩石更容易发生剪切破坏, 剪切破坏产生的破坏区域的比半径较拉伸破坏产生的大2~5, 总破裂度大3%左右; ③拉伸破坏为主导(拉伸应变强度主控), 破损区的裂缝将沿着径向平直发展; 剪切破坏为主导(剪切应变强度主控), 破损区的裂缝将弧状向外扩展。

关键词: 数值分析; 爆炸; 岩石; 损伤破裂; JWL; 应变强度分布

中图分类号: TU45 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2014)07-1262-09

作者简介: 冯 春(1982-), 男, 浙江杭州人, 助理研究员, 博士研究生, 主要从事岩土力学领域数值计算方法的研究。E-mail: fengchun@imech.ac.cn。

Numerical analysis of damage and crack process of rock under explosive loading

FENG Chun, LI Shi-hai, ZHOU Dong, ZHANG Qing-bo

(Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China)

Abstract: The similarities and differences between JWL model and Landau model and those between strain strength distribution model and strain softening model are discussed, and the JWL model and strain strength distribution model are adopted and introduced in CDEM source program. By using the improved CDEM program, the failure process of rock under explosive loading is studied, and the dimensionless radii of crushed and damage zones and the total fracture degree are mainly analyzed. According to the study, some useful results are obtained: (1) The maximum strain strength is the key parameter to control the failure process. With the increase of the maximum strain strength, from 0.5% to 5%, the dimensionless radius of crushed zone decreases from 37 to 4, the dimensionless radius of damage zone decreases from 45 to 12, and the total fracture degree of rock decreases from 55% to 5%. (2) Under the same strain strength, the occurrence of shear failure is easier than that of tensile failure. The dimensionless radius of failure zone due to shear failure is 2~5 larger than that due to tensile failure, and the total fracture degree is 3% larger. (3) If the tensile failure is the main factor, the fractures in damage zone will propagate along the radial direction straightly. If the shear failure is dominant, the curved fractures will happen.

Key words: numerical analysis; blasting; rock; damage and crack; JWL; strain strength distribution

0 引言

爆炸破岩技术已经广泛应用于土石方工程、矿山开采、隧道掘进等实际工程中^[1], 并在低渗油气田(如页岩气田)的储层改造方面有所应用^[2-3]。为了精确控制爆破效果, 优化爆破方案, 需要掌握爆炸载荷下岩石破碎区域、破裂程度与炸药类型及岩体动态强度的对应关系。

一般认为, 爆炸载荷下岩石按照破裂程度从内到外可划分为压碎区、破损区及弹性区等3个部分, 且压碎区主要以压剪破坏为主, 破损区主要以张拉破坏

为主^[4]。关于压碎区及破损区的比半径(分区半径与装药半径的比), 国内外学者进行了大量研究。Hagan^[5]认为岩体压碎区的比半径为1~10; 哈努卡耶夫^[6]的研究认为, 压碎区比半径为2~3, 破损区比半径为10~15; 张奇^[7]通过理论分析, 获得了2号铵梯柱状炸药的压碎区比半径为1.65~3.05; 戴俊^[8]利用Mises

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(973)计划(2010CB731506); 国家科技支撑计划(2012BAK10B00); 国家自然科学基金青年基金项目(11302230)

收稿日期: 2013-08-21

准则并结合岩体应变率效应计算出压碎区比半径为 1.3~2.7, 破损区比半径为 10.5~16.7; 夏祥等^[9]利用 LS-Dyna 计算出爆炸载荷下角岩岩体压碎区比半径约为 6.5, 破损区比半径约为 75。总体而言, 国内外学者给出的压碎区及破损区比半径的差异较大。事实上, 爆炸作用下岩体压碎区及破损区的比半径与炸药类型及岩体强度密切相关, 但国内外学者均未对岩体强度及炸药类型的影响规律进行详细分析, 且均没有深入分析岩体总体破裂程度与岩体强度的对应关系。

基于连续介质力学的离散元方法 (CDEM)^[10-11]通过有限元与离散元的有机结合, 采用显式求解策略, 可以分析材料在各类静、动载荷作用下的损伤破裂过程。本文以 CDEM 方法为基础, 通过引入 JWL 爆源模型^[12-13]实现了爆生气体膨胀过程的准确刻画, 通过引入应变强度分布模型^[14]实现了动载荷下岩石损伤破裂行为的精确描述。并基于上述改进的 CDEM 方法, 对典型爆炸载荷下, 不同应变强度岩石的压碎区、破损区比半径及岩石总破裂度进行了研究。

1 JWL 爆源模型的引入

传统 CDEM 中假设爆炸后的瞬间爆生气体立即充满药包的体积区域, 且爆生气体与周围介质之间不存在热交换 (绝热膨胀过程), 并采用朗道—斯坦纽科维奇公式 (γ 率方程) 进行爆炸气体膨胀压力的计算^[15]:

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

式中 $\gamma = 3$, $\gamma_1 = 4/3$; P 和 V 分别为高压气球的瞬态压力和体积; P_0 和 V_0 分别为高压气球初始时刻的压力和药包的体积, P_k 和 V_k 分别为高压气球在两段绝热过程边界上的压力和体积,

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

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

式中, Q_w 为单位质量炸药爆热 (J/kg), ρ_w 为装药密度 (kg/m³), D 为爆轰速度 (m/s)。

一般认为, 在爆轰产物等熵膨胀过程中, γ 指数不可能保持恒定。在爆轰初期, γ 指数接近于 3, 但随着膨胀做功, 气体密度下降, γ 指数逐渐减小, 最后接近空气的绝热指数 4/3。朗道模型中将爆炸产物的绝热膨胀过程人为地分成高压段及低压段, 无法真实刻画爆炸产物的压力衰减过程。因此, 文章在 CDEM 中引入了能较为精确反映爆炸产物膨胀驱动

过程的 JWL 方程, 并编制了相应的程序。

JWL 状态方程由 Lee 于 1965 年在 Jones 和 Wilkins 工作的基础上提出, 具体可表述为

$$P = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V'} \right) e^{-R_1 V'} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V'} \right) e^{-R_2 V'} + \frac{\omega E}{V'}, \quad (4)$$

式中, P 为爆轰产物瞬时压力, V' 为爆轰产物相对体积 (V/V_0), A , B , R_1 , R_2 , ω 为圆筒试验拟合得出的参数, E 为爆炸产物任意时刻的比内能 (GJ/m³), 可由式 $E = E_0 / V'$ 给出, 其中 E_0 为爆炸产物初始比内能。

本文采用到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 , 炸药的爆速为 D , 则点火时间为 $t_1 = d/D$ 。当爆炸时间 $t > t_1$ 时, 该单元才根据式 (5) 进行爆炸压力的计算, 式中 P_t 为真实爆炸压力, $P(V', E)$ 为 JWL 状态方程, ξ 为能量释放率,

$$P_t = \xi P(V', E), \quad (5)$$

$$\xi = \begin{cases} \min \left(\frac{2(t-t_1)DA_{e-\max}}{3V_e}, 1 \right) & (t > t_1) \\ 0 & (t \leq t_1) \end{cases}, \quad (6)$$

式中, V_e 为单元初始体积, $A_{e-\max}$ 为单元最大面积。

程序实现时, 首先根据式 (5) 计算单元爆炸压力, 而后将该压力转换为单元节点力 (以三维四面体单元为例):

$$f_i^N = - \int_S P_r n_i ds \approx - P_r \sum_{k=1}^3 \left(n_i^k \frac{\Delta S^k}{3} \right). \quad (7)$$

以三维四面体单元为例), 累加各炸药单元贡献的节点力形成节点合力, 根据牛顿定律计算节点的加速度、速度、位移, 根据节点位移计算单元的当前体积, 根据当前体积及式 (5) 计算下时步的爆炸压力。式 (7) 中, f_i^N 表示某单元第 N 个节点第 i 个方向的力, k 为与节点 N 相关的面序号 (四面体中每个节点有 3 个相关面), n_i^k 为与节点 N 相关的第 k 个面的单位外法向量在 i 方向的分量, ΔS^k 为第 k 个面的面积。

与围岩耦合计算时, 如果围岩单元与炸药单元共节点, 则炸药单元产生的爆炸压力通过公用节点自动作用到围岩体上; 如果炸药单元与围岩节点独立, 则需设定接触单元进行爆炸压力的传递, 本文采用半弹簧接触模型^[16]实现相应的压力传递过程, 计算过程中令切向耦合刚度为 0。

为比较朗道模型及 JWL 模型的计算效果, 依据式 (1)、(4) 进行曲线绘制, 炸药类型为 TNT, 球状药包半径 1 cm。朗道模型的参数: 密度为 1630 kg/m³, 爆速为 6930 m/s, 爆热为 4.23 MJ/kg。JWL 模型中密度与爆速的值与朗道模型的一致, 其他参数: $A=371.2$

GPa , $B=3.2$ GPa, $R_1=4.2$, $R_2=0.95$, $\omega=0.3$, $E_0=7.0$ GJ/m³。

两个模型计算所得爆炸压力随相对体积的变化曲线如图 1 所示。

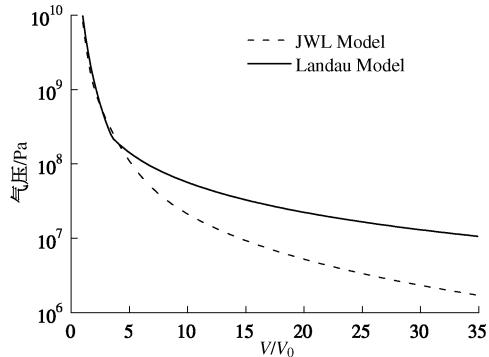


图 1 JWL 模型与朗道模型的压力对比

Fig. 1 Comparison between JWL model and Landau model

由图可得, 在高压段, 朗道模型与 JWL 模型的解基本一致; 但随着相对体积的增加, 朗道模型计算所得爆炸压力明显高于 JWL 模型, 在相对体积为 15 时, 两者已经相差近 3.5 倍, 由此表明, 朗道模型在中压及低压段的计算不准确。此外, 由于朗道模型在高压段及低压段采用了不同的绝热指数 γ , 因此爆炸压力随相对体积的变化曲线存在突变点, 图 1 中的突变点在 229 MPa。

2 应变强度分布模型的引入

传统 CDEM 中采用应变软化的 Mohr-Coulomb 模型及最大拉应力模型描述岩石的弹塑性变形及损伤破裂过程^[17]

$$C = \begin{cases} C_0(1 - |\gamma_p|/\gamma_{lim}) & (|\gamma_p| < \gamma_{lim}) \\ 0 & (|\gamma_p| \geq \gamma_{lim}) \end{cases}, \quad (8)$$

$$T = \begin{cases} (1 - \varepsilon_p/\varepsilon_{lim}) & (0 < \varepsilon_p < \varepsilon_{lim}) \\ 0 & (\varepsilon_p \geq \varepsilon_{lim}) \end{cases}, \quad (9)$$

式中, C , C_0 , T , T_0 分别表示黏聚力、抗拉强度的当前值及初始值, γ_p , γ_{lim} , ε_p , ε_{lim} 分别表示剪切塑性应变、拉伸塑性应变的当前值、极限值。

上述模型通过将黏聚力及抗拉强度与塑性应变建立函数关系, 实现了黏聚力及抗拉强度随塑性应变的线性衰减, 因此该模型可唯像地反映材料失稳过程中的软化效应。然而, 应变软化模型无法准确刻画材料本构曲线中的非线性上升段, 且无法真实反映材料非线性上升与软化的细观机理。

李世海等^[14]提出的应变强度分布模型, 从细观层面上描述了岩石的损伤破裂机制。该模型假设岩石的

破裂是其应变达到一定程度造成的, 且岩石中代表性体积单元的应变强度服从某种概率分布。

以一维应变强度分布模型为例(图 2), 假设代表性体积单元由大量细长纤维构成, 每根纤维的应变强度不同, 且在统计意义上服从某种概率分布; 当对单元施加相同拉伸应变后, 低应变强度的纤维出现了拉伸断裂, 高应变强度的纤维保持弹性状态; 随着拉伸应变的增加, 不同应变强度的纤维依次发生断裂, 单元的损伤因子逐渐增加; 当所有纤维全部拉断, 即表明代表性体积单元已经完全拉裂。

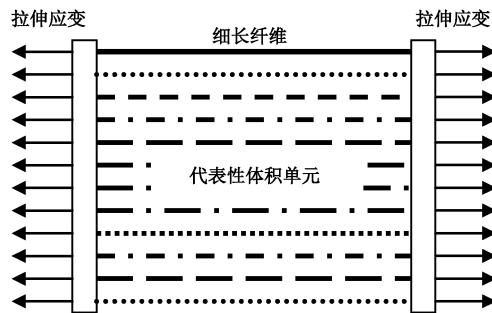


图 2 一维应变强度分布模型

Fig. 2 1D strain strength distribution model

CDEM 中可通过单元边界的断裂实现岩石渐进破坏过程的模拟。因此, 文章在 CDEM 的单元边界上引入上述应变强度分布模型:

$$F_n = \begin{cases} -\alpha\beta K_n \Delta u_n & (\Delta u_n > 0) \\ -K_n \Delta u_n & (\Delta u_n \leq 0) \end{cases}, \quad (10)$$

$$F_s = \begin{cases} \alpha\beta F'_s + \frac{F'_s}{|F'_s|} (1 - \alpha\beta) F_n \tan \varphi & (|F'_s| > F_n \tan \varphi, \Delta u_n \leq 0) \\ F'_s & (|F'_s| \leq F_n \tan \varphi, \Delta u_n \leq 0) \\ \alpha\beta F'_s & (\Delta u_n > 0) \end{cases}. \quad (11)$$

式(10)、(11)表明, 岩石的代表性体积单元在微观上可以分为连续及断裂两个区域; 连续域保持弹性, 断裂域受拉时应力为零, 受剪时服从库伦摩擦定律。其中, F_n , F_s 为界面上的法向、切向弹簧力, α , β 为拉伸、剪切完整度因子, $K_n = EA/L$, $K_s = GA/L$ 为界面上的法向、切向弹簧刚度, Δu_n (大于 0 表示拉伸位移, 小于 0 表示压缩位移)、 Δu_s 为法向、切向弹簧位移, E , G 为弹性模量及剪切模量, L 为界面的特征厚度, A 为界面的特征面积, φ 为内摩擦角, $F'_s = -K_s \Delta u_s$ 为不考虑损伤情况下的切向弹簧力。

拉伸、剪切完整度因子 α , β 与界面上特征拉伸应变 ε 、特征剪切应变 γ 之间存在函数关系:

$$\alpha = \begin{cases} 1 & (\varepsilon < \varepsilon_{min}) \\ F(\varepsilon) & (\varepsilon_{min} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{max}) \\ 0 & (\varepsilon > \varepsilon_{max}) \end{cases}, \quad (12)$$

$$\beta = \begin{cases} 1 & (\gamma < \gamma_{\min}) \\ F(\gamma) & (\gamma_{\min} \leq \gamma \leq \gamma_{\max}) \\ 0 & (\gamma > \gamma_{\max}) \end{cases}, \quad (13)$$

式中, $\varepsilon = \Delta u_n / L$, $\gamma = \Delta u_s / L$, ε_{\min} , γ_{\min} 为出现拉伸、剪切损伤时的最小应变值, ε_{\max} , γ_{\max} 为完整度因子为零(完全破坏)时的拉伸、剪切应变值。 $F(\varepsilon)$, $F(\gamma)$ 为与应变相关的完整度概率, 介于 0 与 1 之间。

$F(\varepsilon)$, $F(\gamma)$ 的概率分布可以选择不同的模式, 如均为分布、正态分布、韦伯分布等。以均匀分布为例, $F(\varepsilon)$, $F(\gamma)$ 可表述为

$$\left. \begin{aligned} F(\varepsilon) &= (\varepsilon_{\max} - \varepsilon) / (\varepsilon_{\max} - \varepsilon_{\min}), \\ F(\gamma) &= (\gamma_{\max} - \gamma) / (\gamma_{\max} - \gamma_{\min}). \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

由拉伸、剪切完整度因子 α , β 可定义三类损伤因子, 分别为拉伸损伤因子 D_T ($D_T = 1 - \alpha$)、剪切损伤因子 D_S ($D_S = 1 - \beta$) 及联合损伤因子 D_C ($D_C = 1 - \alpha\beta$)。

由于应变强度分布模型为全量模型, 当某一界面完全断裂产生较大滑移并卸载时, 会出现虚假反弹现象。为此, 本文所述方法中, 一旦某一界面完全断裂(联合损伤因子为 1), 即刻采用增量法进行后续接触力的计算:

$$\left. \begin{aligned} F_n(t + \Delta t) &= F_n(t) - K_n \cdot \Delta u'_n, \\ F_s(t + \Delta t) &= F_s(t) - K_s \cdot \Delta u'_s, \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

$$\left. \begin{aligned} F_n &= F_s = 0 & (-F_n \geq 0), \\ F_s &= F_n \cdot \tan \varphi & (F_s \geq F_n \cdot \tan \varphi). \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

式中, $\Delta u'_n$, $\Delta u'_s$ 为法向、切向弹簧位移增量。

基于式(8)~(11), 选取一组近似相同的参数: $E=3$ GPa, $G=2$ GPa, $A=1$ m², $L=0.01$ m, $C_0=15.0$ MPa, $T_0=9.0$ MPa, $\gamma_{\lim}=3\%$, $\varepsilon_{\lim}=1\%$, $\gamma_{\min}=0.3\%$, $\varepsilon_{\min}=0.1\%$, $\gamma_{\max}=3\%$, $\varepsilon_{\max}=1\%$, $\varphi=30^\circ$ 。对比分析应变软化模型(PSSM)及应变强度分布模型(SSDM)在刻画岩石拉伸破坏及剪切破坏方面的效果。应变强度分布模型中, 概率模型选择均匀分布模型; 剪切破坏分析时, 正压力取恒定值 10 MPa。

拉伸及剪切情况下的曲线对比如图 3, 4 所示。图中的轴向应力由式 $\sigma_n = -F_n / A$ 计算获得, 切向应力由式 $\sigma_s = -F_s / A$ 计算获得。由图 3, 4 可得, 应变软化模型(PSSM)只能描述材料的弹性及软化两个阶段, 且两个阶段的应力值均是线性变化的; 而应变强度分布模型(SSDM)则可以刻画材料的线弹性、应变强化及应变软化等 3 个阶段, 且强化与软化阶段的过渡是连续光滑的。此外, 应变强度分布模型是从细观上给出材料的失稳破裂准则, 且可以通过选择不同的概率分布模式实现不同的应变强化及应变软化效应, 因此更为合理。

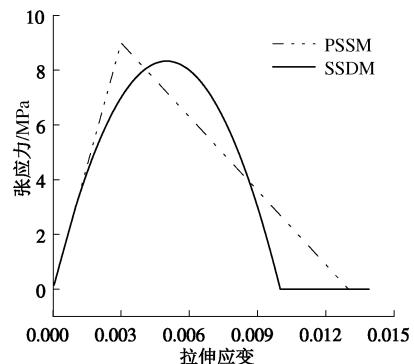


图 3 拉伸本构关系的对比

Fig. 3 Comparison of tensile constitutive laws

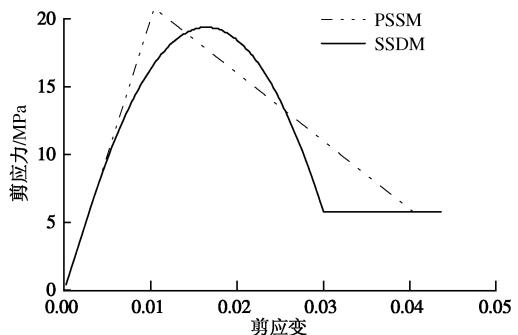


图 4 剪切本构关系的对比

Fig. 4 Comparison of shear constitutive laws

3 爆炸载荷下岩石破损过程分析

爆炸载荷下, 岩石将发生粉化、破碎、张裂等现象, 从爆源开始由内向外, 可根据岩石的破损情况及破损机制依次分为压碎区、破损区及弹性区。一般认为压碎区主要受控于岩石的剪切强度, 破损区主要受控于岩石的拉伸强度。

为模拟无限大岩石中的爆炸效果, 建立直径为 1 m 的岩石数值模型, 并采用 12458 个单元进行离散。在模型外周表面施加无反射边界条件(黏性边界), 以消除爆炸应力波在外边界的虚假反射。在圆柱中心设置直径为 2 cm 的柱状 TNT 药包。

本文采用改进的 CDEM 数值方法进行分析, 单元设定为线弹性模型, 其中密度为 2500 kg/m³, 弹性模量为 50 GPa, 泊松比为 0.25。单元间的界面设定为应变强度分布模型, 其中法向及切向单位面积刚度分别为 5×10^{14} , 3×10^{14} Pa/m, 特征厚度为 0.1 mm, 内摩擦角为 40° , 应变强度的概率分布模式选为均匀分布。

关于 CDEM 方法模拟爆炸破岩问题的可靠性及精确性, 文献[15, 18]通过与实验的对比进行了详细阐述, 此处不再赘述。本文的关注重点是, 通过调整

ε_{\min} , ε_{\max} , γ_{\min} , γ_{\max} 等 4 个参数, 研究应变强度分布模型中不同参数对爆炸作用下岩石破裂过程的影响规律, 重点分析压碎区半径、破损区半径及总破裂度的变化规律。

数值结果分析时, 为了定量化表述压碎区与破损区的半径, 现将两个区域做如下定义:

(1) 压碎区: 区域破裂度 $F_r \geq 70\%$ 的区域。

(2) 破损区: 平均联合损伤因子 $\bar{D}_c \geq 20\%$ 且区域破裂度 $< 70\%$ 的区域。

其中, F_r 及 \bar{D}_c 为

$$\left. \begin{aligned} F_r &= n_b / N, \\ \bar{D}_c &= \sum_{i=1}^N D_{ci} / N. \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

式中, n_b 为统计区域内破裂界面数, N 为统计区域内总界面数, D_{ci} 为统计区域内第 i 个界面的联合损伤因子。此处, 统计区域指从爆心出发的同心圆。

总破裂度 F_t 指的是数值模型中总破裂界面数与总界面数的比值。 F_t 与 F_r 的区别仅在于统计区域不同, F_t 的统计区域为整个数值模型, F_r 的统计区域为数值模型中的一部分。

3.1 最大应变强度的影响

最大应变强度表征了岩石完全断裂时的应变值。当研究最大拉应变强度 ε_{\max} 的影响时, 固定 ε_{\min} 为 0.05%, 同时将 γ_{\min} , γ_{\max} 设置为无限大 (排除剪切应变强度的影响)。同理, 当研究最大剪应变强度 γ_{\max} 的影响时, 固定 γ_{\min} 为 0.05%, 同时将 ε_{\min} , ε_{\max} 设置为无限大 (排除拉伸应变强度的影响)。分别设计 5 组算例, 最大应变强度分别取 0.5%, 1.0%, 1.5%, 2.5% 及 5.0%, 研究最大拉伸应变强度、最大剪切应变强度对岩石损伤破裂规律的影响。

爆炸载荷作用下, 不同最大拉伸应变强度、不同最大剪切应变强度条件下岩石的最终破裂状态如图 5, 6 所示 (图中显示的裂纹为联合损伤因子等于 1 的单元边界)。由图可得, 爆炸载荷作用下, 岩石的破坏程度随着最大拉应变强度及最大剪应变强度的减小而逐渐增大, 且当最大应变强度减小为 0.5% 时, 岩石的破裂已经扩展至模型边界; 拉伸破坏往往产生沿径向扩展的平直裂缝 (如图 5, 算例中剪应变强度无限大), 而剪切破坏往往产生旋转裂缝 (如图 6, 算例中拉应变强度无限大)。此外, 拉伸破坏导致的压碎区及破损区的界限并不明显, 随着破裂密度的减小, 压碎区逐渐演化为破损区; 而剪切破坏导致的压碎区与破损区的分界明显, 压碎区外侧的裂缝数明显减少, 仅剩余有限条长裂缝。

压碎区及破损区的比半径 r/R_0 (R_0 为药包半径)

随最大应变强度的变化如图 7 所示、不同最大应变强度下系统总体破裂度的发展规律如图 8 所示。

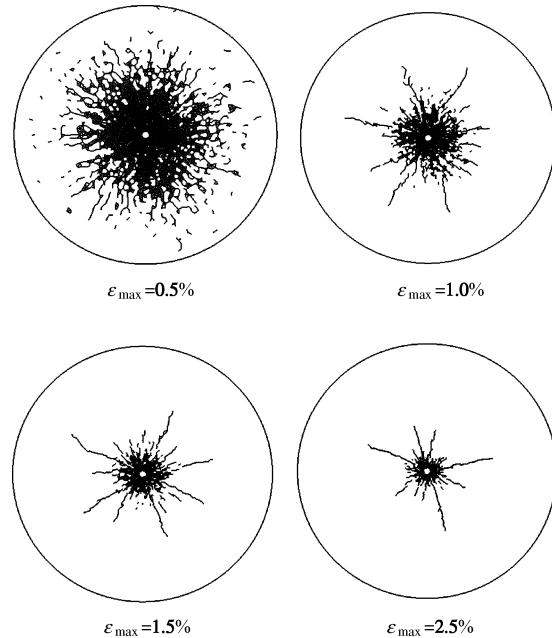


图 5 不同最大拉应变强度对岩石破坏规律的影响 ($\varepsilon_{\min} = 0.05\%$)

Fig. 5 Different failure laws due to different maximum tensile strain strengths ($\varepsilon_{\min} = 0.05\%$)

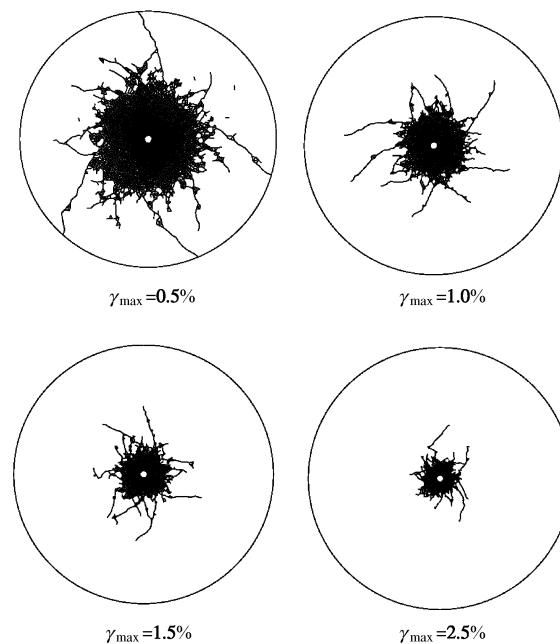


图 6 不同最大剪应变强度对岩石破坏规律的影响 ($\gamma_{\min} = 0.05\%$)

Fig. 6 Different failure laws due to different maximum shear strain strengths ($\gamma_{\min} = 0.05\%$)

由图 7 可得, 随着最大应变强度的增加, 压碎区及破损区的比半径逐渐减小, 但减小趋势逐渐变缓;

破损区的比半径总体比压碎区的比半径大 10 左右; 相同应变强度情况下, 剪切破坏产生的压碎区及破损区的比半径较拉伸破坏产生的大 2~5 左右。由图 8 可得, 随着最大应变强度的增加, 拉伸及剪切破坏产生的总破裂度均逐渐减小, 但减小趋势逐渐变缓; 当最大应变强度为 0.5% 时, 总破裂度值约为 55%, 当最大应变强度为 5% 时, 总破裂度仅为 5%; 相同应变强度下, 剪切破坏产生的总破裂度较拉伸破坏的大 2%~5% 左右。

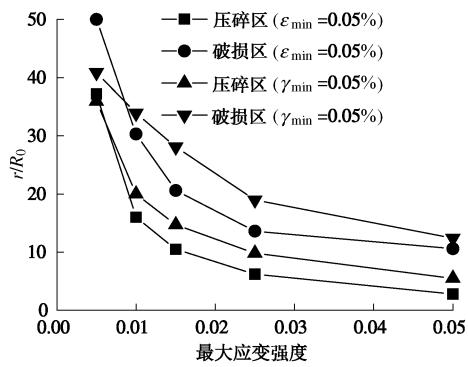


图 7 压碎区及破损区比半径随最大应变强度的变化规律

Fig. 7 Variation of r/R_0 with maximum strain strength

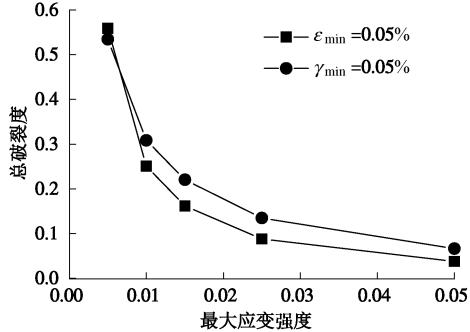


图 8 总破裂度随最大应变强度的变化规律

Fig. 8 Variation of total fracture degree with maximum strain strength

3.2 最小应变强度的影响

最小应变强度表征了岩石开始出现损伤破坏时的应变值。当研究最小拉伸应变强度的影响规律时, 固定 ϵ_{\max} 为 5%, 同时将 γ_{\min} , γ_{\max} 设置为无限大。当研究最小剪切应变强度的影响规律时, 固定 γ_{\max} 为 5%, 同时将 ϵ_{\min} , ϵ_{\max} 设置为无限大。分别设计 5 组算例, 最小应变强度分别取 0.05%, 0.1%, 0.5%, 1.0% 及 2.5%, 研究其对岩石破裂过程的影响规律。

爆炸载荷下, 不同最小拉应变强度及不同最小剪应变强度岩石的最终破裂情况如图 9, 10 所示。由图 9, 10 可得, 随着最小应变强度的增加, 岩石的破裂范围逐渐减小, 但减小的趋势并不明显; 拉伸破坏产生的裂缝基本沿着径向向外扩展, 而剪切破坏产生的

裂缝呈弧状向外扩展, 这与 3.1 节中的规律基本一致。

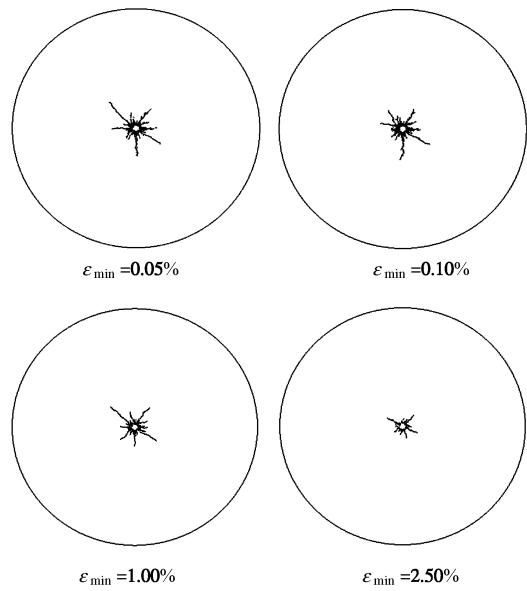


图 9 不同最小拉应变强度对岩石破坏规律的影响 ($\epsilon_{\max} = 5\%$)

Fig. 9 Different failure laws due to different minimum tensile strain strengths ($\epsilon_{\max} = 5\%$)

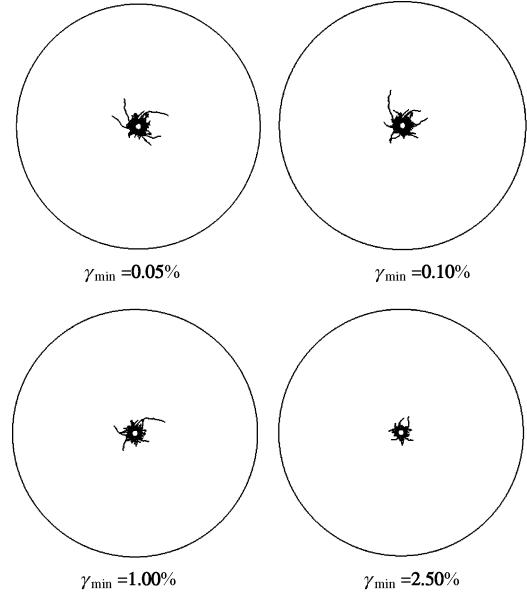


图 10 不同最小剪应变强度对岩石破坏规律的影响 ($\gamma_{\max} = 5\%$)

Fig. 10 Different failure laws due to different minimum shear strain strengths ($\gamma_{\max} = 5\%$)

为了更清晰地表征岩石压碎区比半径、破损区比半径、总体破裂度随最小应变强度的变化规律, 绘制了上述参量随最小应变强度的变化曲线, 如图 11, 12 所示。由图 11 可得, 随着最小应变强度的增加, 压碎区的比半径基本无变化, 破损区的比半径仅减小了 7; 相同应变强度下, 剪切破坏形成的压碎区比半径较拉伸破坏的大 2 左右, 但两者形成的破损区比半径基本一致。

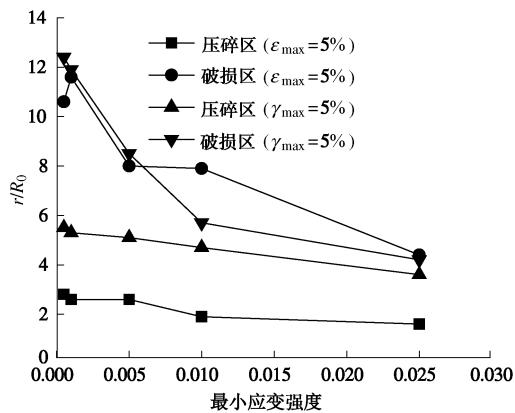


图 11 压碎区及破损区比半径随最小应变强度的变化规律

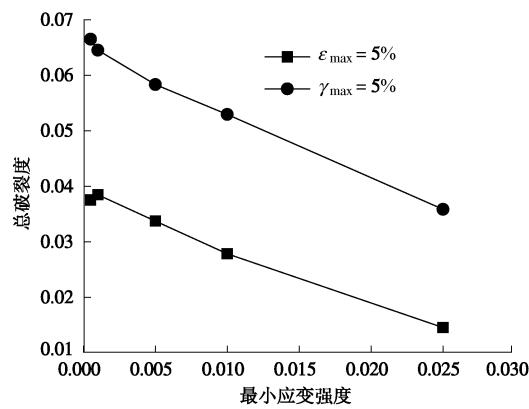
Fig. 11 Variation of r/R_0 with minimum strain strength

图 12 总破裂度随最小应变强度的变化规律

Fig. 12 Variation of total fracture degree with minimum strain strength

由图 12 可得, 随着最小应变强度的增加, 总破裂度线性减小, 减小幅度为 3%左右; 相同应变强度下, 剪切破坏形成的总破裂度较拉伸破坏形成的大 3%左右。

3.3 典型岩石的损伤破裂过程

取典型岩石的 ε_{\max} 及 γ_{\max} 为 1%, ε_{\min} 及 γ_{\min} 为 0.1%, 研究爆炸载荷下岩石的损伤破裂过程及压力、速度、破裂度的变化规律。

爆炸载荷作用下岩石中联合损伤因子 D_C 随时间的演化规律如图 13 所示。由图 13 可得, 随着爆炸时间的增加, 岩石中损伤破裂区的半径逐渐增大, 当 $t = 3.0 \times 10^{-5}$ s 时, 压碎区基本形成; 当 $t = 2.60 \times 10^{-4}$ s 时, 破损区基本形成。由图还可以看出, 爆炸初期, 应力波到达处的岩石均呈完全损伤状态 ($D_C = 1$); 随着时间的增加, 应力波幅值逐渐衰减, 完全损伤区逐渐集中至某几个特定的方向, 岩石中大部分区域处于非完全损伤状态。

径向应力峰值及径向速度峰值延径向的衰减规律如图 14 所示。由图可得, 随着到中心距离的增加, 径向压力及径向速度迅速衰减, 距中心 0.1 m 处的压力及速度峰值分别为 1.25 GPa 及 97.2 m/s, 距中心 0.5 m 处, 压力及速度峰值分别衰减为 0.20 GPa 及 14.1 m/s。

模型总破裂度随爆炸时间的演化规律如图 15 所示。由图可得, 随着爆炸时间的增加, 系统的总破裂度逐渐增加, 并最终稳定在 37.2%; 爆炸初期破裂度增加速度较快, 后期较慢, 当爆炸时间为 5.0×10^{-5} s 时, 破裂度已经增加至 30.8%。

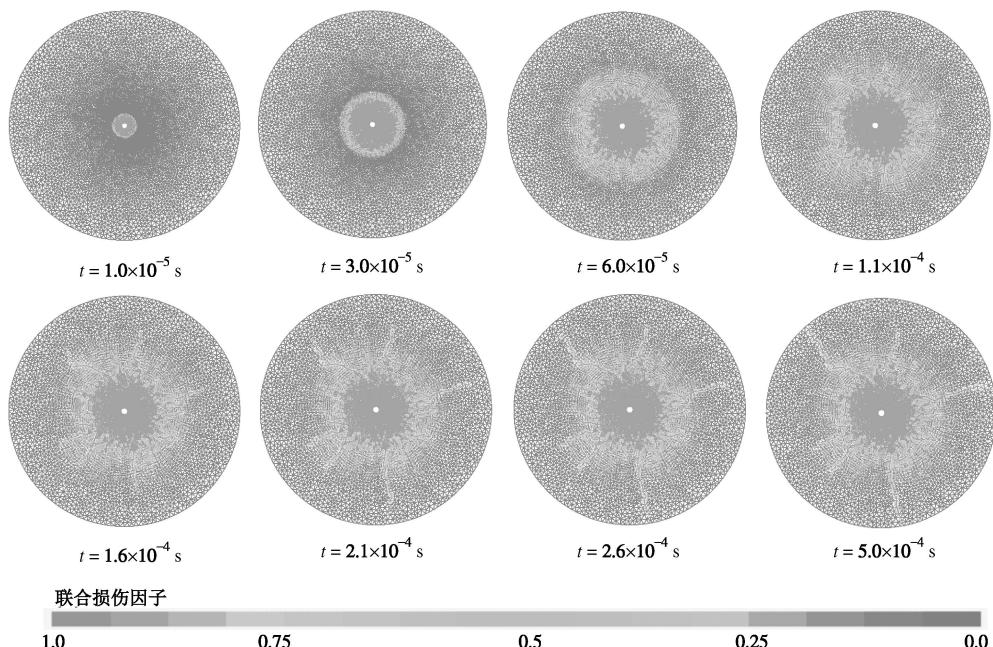


图 13 联合损伤因子云图随爆炸时间的变化

Fig. 13 Variation of contours of combined damage factor with explosion time

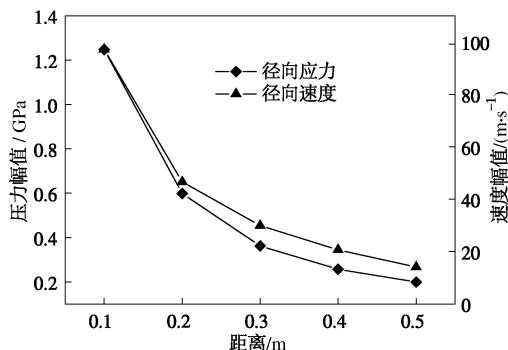


图 14 压力及速度幅值延轴向的衰减规律

Fig. 14 Variation of stress and velocity amplitude with distance to center

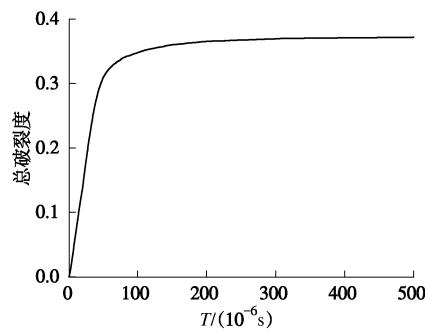


图 15 总破裂度随时间的变化规律

Fig. 15 Variation of total fracture degree with explosion time

4 结 论

通过在传统 CDEM 中引入 JWL 爆源模型及应变强度分布模型, 可以较好地模拟爆炸载荷作用下岩体的损伤破裂过程。JWL 爆源模型与 CDEM 中原有的朗道模型相比, 可以准确描述爆炸产物在低压段的膨胀规律, 同时通过点火起爆方式可以模拟爆轰波在炸药内的传播过程。应变强度分布模型与 CDEM 中已有的应变软化模型相比, 从细观尺度解释了材料因应变强度的非均匀性导致的损伤破裂现象, 可以准确刻画材料失稳过程中的强化及软化特性, 并可通过拉伸、剪切及拉剪联合损伤因子精细表述材料破裂过程中的损伤演化规律。

基于改进的 CDEM 方法, 以 TNT 柱状炸药为例, 对爆炸载荷作用下岩石损伤破裂过程进行了研究, 获得了如下规律:

(1) 最大应变强度(含最大拉伸应变强度及最大剪切应变强度)是控制岩石破裂范围的关键量; 最大应变强度从 0.5%增加至 5%, 压碎区比半径从 37 降至 4, 破损区比半径从 45 降至 12, 岩石总破裂度从 55% 降至 5%; 最小应变强度对破坏范围的影响不明显。

(2) 相同应变强度情况下, 岩石更容易发生剪切

破坏; 剪切破坏产生的破坏区域的比半径较拉伸破坏产生的大 2~5, 总破裂度大 3%左右。

(3) 拉伸破坏为主导(拉伸应变强度主控), 破损区的裂缝将沿着径向平直发展; 剪切破坏为主导(剪切应变强度主控), 破损区的裂缝将弧状向外扩展。

(4) 最大应变强度为 1%, 最小应变强度为 0.1%时, 压碎区在爆炸后 3.0×10^{-5} s 时基本形成, 破损区在爆炸后 2.6×10^{-4} s 时基本形成; 峰值压力及峰值速度的衰减规律基本一致, 距爆心 0.5 m 处的压力及速度峰值分别衰减为 0.20 GPa 及 14.1 m/s。

参 考 文 献:

- [1] 钱七虎. 岩石爆炸动力学的若干进展[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, 28(10): 1945 - 1968. (QIAN Qi-hu. Some advances in rock blasting dynamics[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(10): 1945 - 1968. (in Chinese))
- [2] FRIEDMARON Bert H. In situ method for recovering hydrocarbon from subterranean oil shale deposits. USA: US4703798A[P]. 1987.
- [3] 丁雁生, 陈 力, 谢 燮, 等. 低渗透油气田“层内爆炸”增产技术研究[J]. 石油勘探与开发, 2001, 28(2): 90 - 96. (DING Yan-sheng, CHEN Li, XIE Xie, et al. On the stimulation with "exploding in fractures", in low permeability reservoirs[J]. Petroleum Exploration and Development, 2001, 28(2): 90 - 96. (in Chinese))
- [4] 郑哲敏, 谢伯民. 关于地下爆炸计算模型的一个建议[M]// 郑哲敏文集. 北京: 科学出版社, 2004. (ZHENG Zhe-min, XIE Bo-min. A proposal for underground explosion computing model[M]// Zheng Zhemin Anthology. Beijing: Science Press, 2004. (in Chinese))
- [5] HAGAN T N. Rock breakage by explosives[J]. Acta Astronautica, 1979, 6(3): 329 - 340.
- [6] 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]. LIU Dian-zhong, trans. Beijing: Metallurgical Industry Press, 1980. (in Chinese))
- [7] 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. (in Chinese))
- [8] 戴 俊. 柱状装药爆破的岩石压碎圈与裂隙圈计算[J]. 辽宁工程技术大学学报 (自然科学版), 2001, 20(20): 144 -

- [147] DAI Jun. Calculation of radii of the broken and cracked areas in rock by a long charge explosion[J]. Journal of Liaoning Technical University (Natural Science Edition), 2001, **20**(20): 144 - 147. (in Chinese))
- [9] 夏 祥, 李海波, 李俊如, 等. 岩体爆生裂纹的数值模拟[J]. 岩土力学, 2006, **27**(11): 1987 - 1991. (XIA Xiang, LI Hai-bo, LI Jun-ru, et al. Numerical simulation of blast-induced cracks in rock[J]. Rock and Soil Mechanics, 2006, **27**(11): 1987 - 1991. (in Chinese))
- [10] 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.
- [11] WANG Y N, ZHAO M H, LI Shi-hai, et al. Stochastic structural model of rock and soil aggregates by continuum-based discrete element method[J]. Scinece in China Series E-Engineering & Materials Science, 2005, **48**(S1): 95 - 106.
- [12] 赵 铮, 陶 钢, 杜长星. 爆轰产物JWL状态方程应用研究[J]. 高压物理学报, 2009, **23**(4): 277 - 282. (ZHAO Zheng, TAO Gang, DU Chang-xing. Application research on jwl equation of state of detonation products[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2009, **23**(4): 277 - 282. (in Chinese))
- [13] LSTC. LS-DYNA keyword user's manual[R]. 2007.
- [14] LI S H, ZHOU D. Progressive failure constitutive model of fracture plane in geomaterial based on strain strength distribution[J]. International Journal of Solids And Structures, 2013, **50**(3/4): 570 - 577.
- [15] 陈保君, 欧阳振华, 王观石, 等. 岩石爆炸增透模型实验及 DEM 数值模拟研究[J]. 爆破, 2008, **25**(3): 1 - 6, 16. (CHEN Bao-jun, OUYANG Zhen-hua, WANG Guan-shi, et al. Experimental study and discrete element method simulation of explosions increase permeability of rock[J]. Blasting, 2008, **25**(3): 1 - 6, 16. (in Chinese))
- [16] 冯 春, 李世海, 刘晓宇. 半弹簧接触模型及其在边坡破坏计算中的应用[J]. 力学学报, 2011, **43**(1): 184 - 192. (FENG Chun, LI Shi-hai, LIU Xiao-yu. Semi-spring contact model and its application to failure simulation of slope[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2011, **43**(1): 184 - 192. (in Chinese))
- [17] 冯 春, 李世海, 王 杰. 基于 CDEM 的顺层边坡地震稳定性分析方法研究[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(4): 717 - 724. (FENG Chun, LI Shi-hai, WANG Jie. Stability analysis method for bedding rock slopes under seismic load[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(4): 717 - 724. (in Chinese))
- [18] FENG C, LI S H, LIU X Y. A combined contact model in CDEM and its application in blasting engineering[C]// Discrete Element Methods, Simulation of Discontinua: Theory and Applications. London: Queen Mary, University of London, 2010: 153 - 158.