

DOI: 10.11883/bzcyj-2020-0185

小不耦合系数装药爆破孔壁压力峰值计算方法*

叶志伟^{1,2}, 陈 明^{1,2}, 李 桐^{1,2}, 卢文波^{1,2}, 严 鹏^{1,2}

(1. 武汉大学水资源与水电工程科学国家重点实验室, 湖北 武汉 430072;

2. 武汉大学水工岩石力学教育部重点实验室, 湖北 武汉 430072)

摘要: 基于轮廓爆破孔壁压力峰值计算方法的相关研究, 充分考虑空气冲击波的传播与爆轰产物膨胀的过程, 理论分析了小不耦合系数装药爆破过程中空气冲击波与炮孔壁的相互作用, 建立了三维空气介质径向不耦合装药单孔爆破有限元模型, 研究了工程爆破中常用的多种小不耦合系数装药组合工况下, 炸药单点起爆后的炮孔壁压力峰值, 并获得了相应工况下的孔壁压力峰值较爆生气体准静态等熵膨胀压力的压力增大倍数。结果表明: 小不耦合系数装药爆破过程中, 爆轰产物参数会对空气冲击波后物质参数产生显著影响, 揭示了小不耦合系数装药爆破与轮廓爆破在孔壁压力峰值计算方法上的本质差异; 柱状装药结构爆轰波沿轴向传播使得空气冲击波撞击炮孔壁时存在叠加效应, 孔壁压力峰值也相应增大, 通过统计分析不同炸药类型、不同岩石类型工况下压力增大倍数与不耦合系数的关系, 发现压力增大倍数随不耦合系数的增大近似呈线性增长; 基于理论推导结果及常用爆破孔壁压力峰值计算形式, 综合考虑炸药性能、孔壁岩石介质条件、不耦合装药系数对空气冲击波撞击炮孔壁后压力增大倍数的影响, 提出了不耦合系数较小时爆破孔壁压力峰值计算方法。

关键词: 不耦合装药; 爆炸压力; 冲击波; 压力增大倍数

中图分类号: O383

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

A calculation method of the peak pressure on borehole wall for low decoupling coefficient charge blasting

YE Zhiwei^{1,2}, CHEN Ming^{1,2}, LI Tong^{1,2}, LU Wenbo^{1,2}, YAN Peng^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Water Resources and Hydropower Engineering Science,

Wuhan University, Wuhan 430072, Hubei, China;

2. Key Laboratory of Rock Mechanics in Hydraulic Structural Engineering of Ministry of Education,

Wuhan University, Wuhan 430072, Hubei, China)

Abstract: The peak pressure on a borehole wall is an important parameter for the analysis of rock blasting rupture and the non-fluid solid coupling explosion impact dynamic response. Based on the relevant research of calculation methods for the peak pressure on the borehole wall for contour blasting, the interaction between the air shock waves and the borehole wall during low decoupling coefficient charge blasting was theoretically analyzed, and the influencing factors of pressure increase ratio were obtained by fully considering the process of air shock wave propagation and detonation product expansion. The parameters of detonation products were used instead of those of shock wave products in theoretical derivation. The single-hole finite element blasting model with radial decoupling charge for air medium was established, and the peak pressure of the borehole wall after single-point detonation of explosives was studied under the combination conditions of multiple low decoupling coefficient charge structure commonly used in engineering blasting. Moreover, the pressure increase ratio which was the ratio of the peak pressure on the borehole wall to the quasi-static isentropic expansion pressure of explosion gas was

* 收稿日期: 2020-06-08; 修回日期: 2020-09-30

基金项目: 国家自然科学基金(51979205, 51779193)

第一作者: 叶志伟(1994—), 男, 博士研究生, whuyzw@whu.edu.cn

通信作者: 陈 明(1977—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, whuchm@whu.edu.cn

obtained under the corresponding conditions. The results show that in the process of explosive blasting with a low decoupling coefficient, there is no separation of air shock waves and detonation products, the parameters of the detonation products have a significant effect on the parameters after air shock waves, which in turn affects the interaction between the air shock waves and the borehole wall. It reveals the essential difference between the calculation methods for the peak pressure on the borehole wall in low decoupling coefficient charge blasting and contour blasting. In addition, the propagation of the axial detonation wave in the cylindrical charge structure causes a superposition effect when the air shock wave impacts the borehole wall, and the peak pressure increases accordingly. Through statistical analysis of the relationship between the pressure increase ratio and the decoupling coefficient under different explosive types and different rock types, it is found that the pressure increase ratio increases approximately linearly with the increase of the decoupling coefficient. Based on the the results of theoretical derivation and the commonly used calculation methods for the peak pressure on the borehole wall, a method for calculating the peak pressure on the borehole wall was proposed for low decoupling coefficient charge blasting by considering the effects of explosive characteristics, medium conditions of the borehole wall, and decoupling coefficient on the pressure increase ratio after the air shock wave colliding with the borehole wall.

Keywords: decoupling charge; explosion pressure; shock wave; pressure increase ratio

爆破施工过程中常采用不耦合装药结构, 不耦合装药结构可以使爆炸冲击波的波峰变缓、压力峰值降低, 从而减小炮孔近区粉碎区范围, 有效提高炸药的能量利用率^[1]。作用于炮孔孔壁的压力峰值, 直接影响岩石粉碎区范围及爆破破坏程度, 是进行岩石爆破破坏分析和非流固耦合爆炸冲击动力响应的关键参数之一。因此, 研究不耦合装药爆破孔壁压力峰值, 对提高炸药能量利用率及获得理想的爆破效果具有十分重要的意义^[2]。

利用成品炸药卷进行钻孔爆破作业时, 一般采用不耦合装药结构。根据不耦合系数的大小, 不耦合装药爆破又大致可分为两类: 一类是主爆孔、缓冲孔、崩落孔、掏槽孔中应用的不耦合系数通常小于 1.5 的不耦合装药爆破, 本文中统称为小不耦合系数装药爆破; 另一类是轮廓爆破中使用的不耦合系数一般大于 1.5 的不耦合装药爆破。对小不耦合装药条件下的孔壁压力峰值已有较多研究: 朱瑞赓等^[3]较早地推导出考虑时间和不耦合系数的孔壁压力计算公式; 万元林等^[4]分析了 5 种常见的不耦合装药条件下孔壁压力计算方法的优缺点; 刘云川等^[1]指出常用的孔壁压力峰值计算方法不适用于小不耦合装药爆破; 李玉民等^[5]基于爆破过程中炸药实际爆轰过程、空气冲击波与岩石相互作用过程, 建立了一种新的物理模型; 朱振海等^[6]基于动光弹方法, 分析了不耦合系数对爆炸应力场的影响; Feldgun 等^[7]提出了一种模拟爆炸荷载的试验方法, 并研究了爆炸荷载的峰值压力及其变化过程。对小不耦合装药爆破炮孔的压力峰值问题也有大量研究^[8-10], 但都没有根据炮孔直径与药卷直径的关系进行细化研究, 即认为研究成果对于任意不耦合系数下的爆破孔壁压力峰值计算都是适用的, 且大部分研究侧重于轮廓爆破的孔壁压力峰值的计算, 对小不耦合系数装药爆破孔壁压力峰值计算方法的研究则较缺乏。总体上, 由于炮孔内炸药起爆后作用于炮孔壁的过程十分复杂, 从理论与试验的角度均很难精确获得爆破炮孔壁压力峰值, 且与小不耦合系数装药爆破孔壁压力峰值计算直接相关的理论分析与数值模拟计算的缺乏, 使得现有的不耦合装药爆破孔壁压力峰值计算方法应用于不耦合系数较小的不耦合装药爆破时, 计算结果与实际情况差距较大。

目前, 被用作计算任意不耦合系数下爆破孔壁压力峰值的常用方法有以下两种。

(1) 等熵膨胀法, 小不耦合系数装药爆破过程中, 爆生气体的膨胀只经历等熵膨胀过程^[11], 炮孔孔壁压力峰值计算公式为:

$$p_r = np_w \left(\frac{d_c}{d_b} \right)^{2\gamma} \quad (1)$$

式中: p_r 为孔壁压力峰值; p_w 为平均爆轰压力, $p_w = (\rho_c D^2) / 2(\gamma + 1)$, ρ_c 为炸药密度, D 为炸药爆速, γ 为等熵指数, 通常取 $\gamma = 3.0$; d_c 为装药直径, d_b 为炮孔直径; n 为压力增大倍数, 一般取 $n = 8 \sim 11$ 。

(2) 爆轰产物最大扩散速度法, 基于炮孔中空气冲击波特性计算。炮孔孔壁压力峰值计算公式为:

$$p_r = \frac{2n}{\bar{k} + 1} \rho_a D_a^2 \quad (2)$$

式中: ρ_a 为空气密度; D_a 为孔壁空气冲击波的传播速度, \bar{k} 为空气的平均绝热指数; 压力增大倍数 n 的值取决于入射波的压力^[12], 一般为 0~20。

应用这两种常用的计算方法得到的孔壁压力峰值均与压力增大倍数 n 的取值密切相关。方法(1)中不耦合系数对孔壁压力峰值的影响体现在其对炮孔内压力的影响, 方法(2)中不耦合系数对孔壁压力峰值的影响体现在其对空气冲击波强度的影响, 两种常用的计算方法均没有考虑不耦合系数对空气冲击波与炮孔壁相互作用的影响, 即认为对于任意不耦合系数都是适用的, 这显然是不合理的。原因在于, 当不耦合系数较小时, 方法(1)中 n 取小值 8 时, 计算得到的爆破孔孔壁压力峰值会比耦合装药爆破孔壁压力峰值还要大, 方法(2)中 n 值会远大于 20, 计算得到的孔壁压力峰值也比耦合装药爆破孔壁压力峰值大。文献 [13] 中提出了一种轮廓爆破(不耦合系数大于 1.5)孔壁压力峰值计算方法, 表明不耦合系数对炮孔孔内压力及冲击波与炮孔壁相互作用均有着显著的影响, 这从侧面反映了研究小不耦合系数装药爆破孔壁压力峰值计算方法的必要性。

综上所述, 目前小不耦合系数装药爆破孔壁压力峰值计算方法有待优化和改进。本文在轮廓爆破孔壁压力峰值计算方法研究的基础上, 针对小不耦合系数装药爆破孔壁压力峰值的计算问题, 结合理论推导结果与数值模拟计算结果, 考虑炸药与炮孔壁间的空气冲击波与爆轰膨胀产物没有分离的实际情况, 理论分析空气冲击波正入射爆破孔壁的透、反射效应, 研究小不耦合系数工况下爆破孔壁上的压力峰值与爆轰产物历经一阶段等熵膨胀后的压力之间的关系, 提出一种小不耦合系数装药爆破孔壁压力峰值计算方法。

1 空气冲击波与炮孔壁相互作用

1.1 基本假定

不耦合装药爆破过程中, 炸药的爆轰过程、空气冲击波的产生与传播过程、空气冲击波与炮孔壁的相互作用过程十分复杂, 炮孔壁的弧面特征导致的冲击波透、反射叠加效应, 柱状装药爆破点起爆条件下爆轰波沿轴向传播等, 均增加了从理论上精确计算炮孔孔壁压力峰值的困难。为了便于研究, 将空气冲击波与炮孔壁的作用界面简化为一平面, 并假定炮孔壁为弹性壁, 且假设空气冲击波正入射交界面, 同时, 将空气冲击波与炮孔壁的相互作用简化为一维平面问题, 即不考虑爆轰波沿轴向传播对炮孔孔壁压力峰值的影响。

1.2 爆轰产物膨胀过程与冲击波传播过程

考虑一维平面流动情况下, 空气不耦合装药爆破过程中, 爆轰波传播至炸药与空气间隔的分界面及初始透射入空气的压力分布如图 1 所示。图中 p_0 为空气初始压力, p_s 为透射入空气的压力, p_x 为分界面处的压力, p_H 为爆轰波波阵面压力。图 1(a) 表示爆轰波未传至炸药与空气间隔分界面前的阶段; 图 1(b) 表示爆轰波透射入空气间隔后的阶段, 此时, 爆轰过程已经结束, 初始爆轰产物压缩空气形成初始空气冲击波^[14]; 同时, 在爆轰产物中传入的稀疏波降低了爆轰产物压力, 爆轰产物与空气的分界面速度和压力分别为 u_x 、 p_x 。空气冲击波与爆轰产物的分

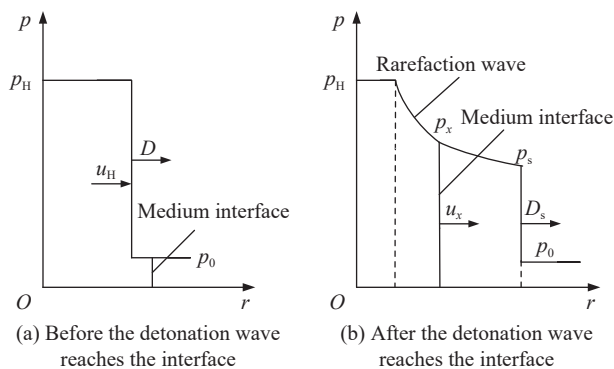


图 1 爆轰波到达分界面前、后压力分布

Fig. 1 Pressure distribution before and after detonation wave reaches the interface

离距离很难确定, 球形装药爆破过程中, 二者在 10~15 倍装药半径时才会分离^[15], 因此, 对于较小不耦合系数的柱状装药爆破来说, 空气冲击波在传播过程中并没有与爆轰产物分离。

1.3 空气冲击波与炮孔壁相互作用

不耦合系数较小的工况下, 炸药与炮孔壁之间空气间隔很薄, 空气冲击波与爆轰产物并没有分离, 空气冲击波在薄层空气间隔传播过程中, 空气冲击波波后物质受到爆轰产物的影响, 使得波后参数不能直接按照空气冲击波三大守恒方程计算, 空气间隔越薄, 爆轰产物对空气冲击波波后物质影响越大, 因此可以近似用爆轰产物参数作为空气冲击波波后参数来分析空气冲击波与炮孔壁的相互作用。本文中主要讨论空气冲击波正入射炮孔壁, 且将炮孔壁简化为图 2 所示的弹性界面 F-F, 空气冲击波传至炮孔壁时, 透射入岩体中形成右传冲击波, 反射入空气冲击波波后物质中形成左传冲击波或稀疏波。

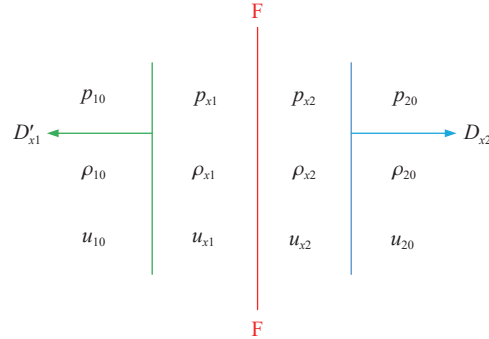


图 2 空气冲击波碰撞炮孔壁时的参数

Fig. 2 Parameters when the air shock wave impacts the borehole wall

假设 p_{10} 、 ρ_{10} 、 u_{10} 分别代表空气冲击波波后物质的压力、密度和速度, $p_{20} \approx 0$ 、 ρ_{20} 、 $u_{20} \approx 0$ 分别代表岩体原始压力、密度和速度; D'_{x1} 为左传的冲击波或稀疏波波速, D_{x2} 为右传的冲击波波速; p_{x1} 、 ρ_{x1} 、 u_{x1} 分别为左侧界面的压力、密度和速度, p_{x2} 、 ρ_{x2} 、 u_{x2} 分别为右侧界面的压力、密度和速度。下面基于弹性理论与波动理论分析空气冲击波与弹性壁的相互作用。

空气冲击波作用下, 岩石介质中一定会形成冲击波, 空气冲击波波后物质中形成的反射波是冲击波还是稀疏波则取决于空气冲击波波后物质与岩石冲击阻抗的大小。当空气冲击波波后物质中形成的反射波是稀疏波时, 波后产物发生等熵膨胀得到一个附加速度 u_r , 因此, 左侧界面的速度 u_{x1} 为^[16]:

$$u_{x1} = u_{10} + u_r \tag{3}$$

u_r 满足:

$$u_r = u_{x1} - u_{10} = \int_{p_{x1}}^{p_{10}} \frac{dp}{\rho c} \tag{4}$$

波后产物的等熵方程与声速分别为:

$$p = A\rho^\gamma \tag{5}$$

$$c^2 = \left(\frac{\partial p}{\partial \rho} \right)_s \tag{6}$$

式中: p 为压力, γ 为等熵指数, c 为波后产物声速, ρ 为密度。

联立式(4)~(6)可求得附加速度 u_r :

$$u_r = \frac{2\gamma p_{10}}{(\gamma - 1)\rho_{10}c_{10}} \left[1 - \left(\frac{p_{x1}}{p_{10}} \right)^{\frac{\gamma-1}{2\gamma}} \right] \tag{7}$$

式中: p_{x1} 为炮孔壁左侧界面压力, c_{10} 为空气冲击波初始波后产物声速。

定义 $n_1 = p_{x1}/p_{10}$, 将式(7)代入式(3), 可以计算左侧分界面速度:

$$u_{x1} = u_{10} + \frac{2\gamma p_{10}}{(\gamma - 1)\rho_{10}c_{10}} \left(1 - n_1^{\frac{\gamma-1}{2\gamma}} \right) \tag{8}$$

当空气冲击波波后物质中形成的反射波是冲击波时, 冲击波波后产物的质点速度由 u_{10} 减低为左侧分界面的运动速度 u_{x1} , 波后产物也获得一个附加速度 u_r , 这一速度等于 u_{x1} 与 u_{10} 之差, 即:

$$u_r = u_{x1} - u_{10} = -\sqrt{(p_{x1} - p_{10})(v_{10} - v_{x1})} \quad (9)$$

式中: v_{10} 为爆轰产物的比容, v_{x1} 为左侧反射冲击波波后物质的比容。空气冲击波波后物质中形成的反射冲击波的 Hugoniot 方程为:

$$\frac{v_{x1}}{v_{10}} = \frac{(\gamma + 1)p_{10} + (\gamma - 1)p_{x1}}{(\gamma + 1)p_{x1} + (\gamma - 1)p_{10}} \quad (10)$$

联立式(9)~(10), 并化简成关于 n_1 的关系式:

$$u_{x1} = u_{10} - \sqrt{p_{10}v_{10}(n_1 - 1) \left[1 - \frac{(\gamma - 1)n_1 + (\gamma + 1)}{(\gamma + 1)n_1 + (\gamma - 1)} \right]} \quad (11)$$

p_{10} 可以按照爆轰产物历经等熵膨胀过程计算:

$$p_{10} = \frac{\rho_c D^2}{2(\gamma + 1)} \left(\frac{d_c}{d_b} \right)^{2\gamma} \quad (12)$$

对于瞬时爆轰来说, 静止高压气体膨胀使得爆轰产物自由飞散, 其初始膨胀压力为 $p_0 = \rho_c D^2 / 2(\gamma + 1)$, 初始膨胀速度为 $u_0 = 0$ 。利用黎曼积分描述高压气体的膨胀过程:

$$u_{10} = u_0 - \int_{p_0}^{p_{10}} \frac{dp}{\rho c} \quad (13)$$

求解式(13)中积分, 可得到空气冲击波传过后的产物速度:

$$u_{10} = \frac{2c_0}{\gamma - 1} \left[1 - \left(\frac{p_{10}}{p_0} \right)^{\frac{\gamma - 1}{2\gamma}} \right] \quad (14)$$

对于岩体中形成的向右传播的冲击波, 其质量与动量守恒方程分别为:

$$\rho_{20}(D_{x2} - u_{20}) = \rho_{x2}(D_{x2} - u_{x2}) \quad (15)$$

$$p_{x2} - p_{20} = \rho_{20}(D_{x2} - u_{20})(u_{x2} - u_{20}) \quad (16)$$

空气冲击波透射入岩体中形成的冲击波迅速衰减为弹性波, 并以恒定速度向前传播, D_{x2} 可近似为岩石纵波波速 D_{x20} 。此时孔壁压力 p_{x2} 可以简化成:

$$p_{x2} \approx \rho_{20} D_{x20} u_{x2} \quad (17)$$

定义孔壁压力增大倍数 $n = p_{x2} / p_{10}$, 孔壁压力增大倍数 n 的解算步骤为:

步骤 1, 联立式(12)、(14)计算空气冲击波波后质点速度 u_{10} ;

步骤 2, 假设 n_1 , 根据 n_1 的定义式计算 p_{x1} , 基于界面两侧应力连续条件得到 p_{x2} , 在给定岩石波阻抗的情况下, 利用式(17)计算岩石介质波后质点速度 u_{x2} ;

步骤 3, 利用式(11)计算反射波波后质点速度 u_{x1} ;

步骤 4, 根据界面两侧速度连续条件, 判断 u_{x1} 、 u_{x2} 是否相等, 若 $u_{x1} = u_{x2}$, 说明 n_1 假设正确, 根据界面两侧应力连续条件可以得到 $n = n_1$, 这样便解算出孔壁压力增大倍数 n , 若 $u_{x1} \neq u_{x2}$, 返回步骤 2 重新假设 n_1 , 直到 $u_{x1} = u_{x2}$ 。

为探寻压力增大倍数 n 的影响因素, 图 3~4 分别给出了乳化炸药和铵油炸药工况和不同等熵指数条件下, 孔壁压力增大倍数 n 与透射介质波阻抗的关系。可见, 压力增大倍数 n 与孔壁介质波阻抗密切相关, 波阻抗较小时, 压力增大倍数变化较大, 波阻抗较大时, 压力增大倍数趋于稳定。对于小不耦合系数装药爆破, 等熵指数对孔壁压力增大倍数 n 的影响较小; 不耦合系数对孔壁压力增大倍数 n 影响明显, 不同不耦合系数工况下, 爆生气体膨胀过程差异较大, 对膨胀压力影响较大的等熵指数在 1.3~3.0 之间变化, 且不耦合系数不同时, 炮孔壁弧面特征使得空气冲击波撞击爆破孔壁的透、反射效应存在显著差异, 相应的孔壁压力增大倍数有很大变化, 除此之外, 不同类型的炸药爆炸后, 动力膨胀特性、爆轰产物成分均有着显著差异, 这也会对孔壁压力增大倍数产生一定的影响, 说明不耦合系数、孔壁介质条件、炸药性能是影响孔壁压力增大倍数 n 的重要参数。

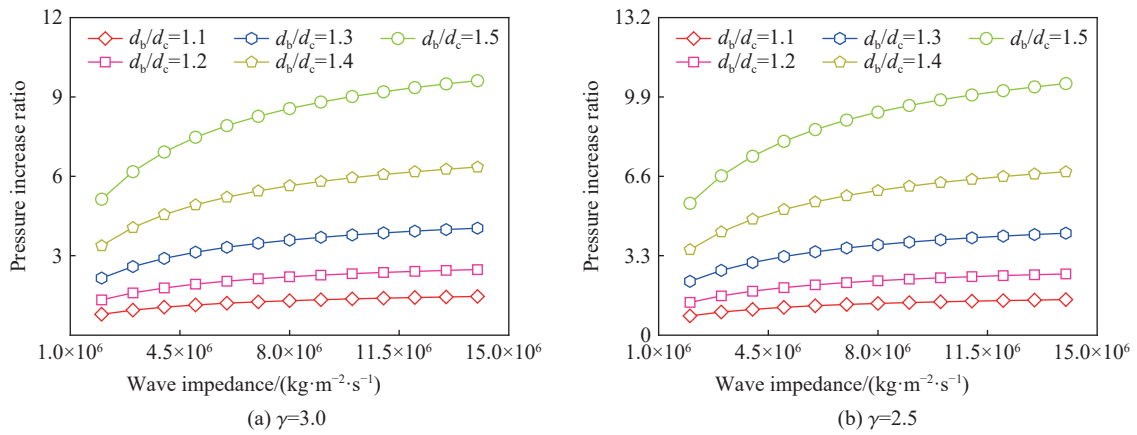


图 3 乳化炸药不同装药结构下孔壁压力增大倍数随介质波阻抗的变化规律

Fig. 3 Change of pressure increase ratio with wave impedance of transmission medium under different charge structures of emulsion explosives

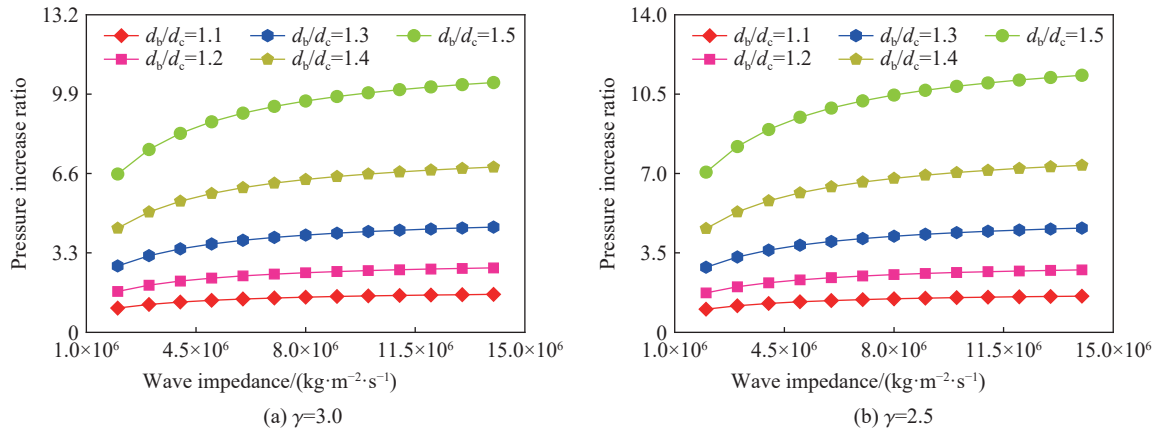


图 4 铵油炸药不同装药结构下孔壁压力增大倍数随介质波阻抗的变化规律

Fig. 4 Change of pressure increase ratio with wave impedance of transmission medium under different charge structures of ANFO explosives

上述研究没有考虑柱状装药结构轴向传爆对径向孔壁压力增大倍数的影响, 实际爆破工程中, 小不耦合装药结构通常应用于主爆破与缓冲爆破施工中, 一般采用雷管引爆, 柱状装药结构爆轰波沿轴向传播, 使各截面空气冲击波撞击孔壁时产生叠加效应, 而球状装药爆轰几乎不产生此叠加效应。对柱状装药结构某一截面 A_0 , 存在其他截面 A_i 处空气冲击波斜撞击截面 A_0 正对着的炮孔壁, 截面 A_0 正对着的炮孔孔壁压力峰值, 是由截面 A_0 处炸药产生的近似的正入射空气冲击波与其他界面 $A_i (i = 1, \dots, n)$ 炸药爆炸产生的斜入射空气冲击波共同作用产生的。因此, 与球状爆破相比, 柱状爆破产生的孔壁压力峰值较大, 使理论计算所得孔壁压力增大倍数偏小, 但由于其他截面 A_i 与截面 A_0 相对位置不同, 空气冲击波斜撞击入射角度不同, 随着入射角逐渐增大, 冲击波撞击孔壁依次发生正反射、正规反射及马赫反射, 因此详细计算各截面 A_i 对截面 A_0 的空气冲击波的撞击叠加效应十分困难, 且柱状装药爆破爆轰波的轴向传爆使各截面正对着的孔壁在变形量和变形时间上均存在明显差异, 斜撞击叠加效应十分复杂。此外, 爆炸过程中爆轰产物等熵指数并不是恒定不变的, 其变化规律一直尚不清楚, 因此从理论上精确计算孔壁压力峰值非常困难。下面采用数值模拟方法分析不同小不耦合系数柱状装药结构下的炮孔壁压力峰值。

2 数值模拟

采用可以模拟爆炸的显式非线性动力分析程序 LS-DYNA, 建立三维空气径向不耦合有限元模型, 研究小不耦合系数装药爆破中不耦合系数、炮孔介质、炸药性能对孔壁压力峰值的影响。

2.1 计算工况

为了探究不耦合系数对炮孔孔壁压力增大倍数的影响, 根据水电工程钻孔爆破作业过程中常用的几种炮孔直径及成品炸药卷直径, 选取钻孔爆破常用的组合 76/60、90/60、90/70、90/80、110/80、110/90 (“/”前的数字为炮孔直径, “/”后的数字为炸药直径, 单位 mm), 这些工况中的不耦合系数约 1.1~1.5, 一定程度上能代表小不耦合系数装药工况; 为了探究炮孔介质对炮孔孔壁压力增大倍数的影响, 选取粉砂岩、石灰岩、花岗岩分别代表软岩、硬岩及坚硬岩炮孔介质; 为了探究炸药性能对炮孔孔壁压力增大倍数的影响, 选取工程爆破中常用的乳化炸药与多孔粒状铵油炸药进行数值模拟计算。

2.2 计算模型与力学参数

基于文献 [13] 探讨小不耦合系数装药爆破孔壁压力峰值计算方法, 计算模型尺寸及边界条件设置均与文献 [13] 一致, 需要说明的是, 小不耦合系数装药爆破通常采用点起爆方式引爆炸药, 本计算模型中通过关键字*INITIAL_DETONTION 将起爆点设置在炸药中部, 如图 5 所示。选取可以考虑应变率的材料模型 MAT_PLASTIC_KINEMATIC 模拟岩石材料, 借助 Cowper-Symonds 模型考虑应变率对强度的影响, 与应变率相关的当前屈服强度为:

$$\sigma_y = \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{P}} \right] (\sigma_0 + \beta E_p \epsilon_{p,eff}) \quad (18)$$

式中: σ_0 为初始屈服应力; $\dot{\epsilon}$ 为应变率; C 和 P 为 Cowper-Symonds 应变率参数; $\epsilon_{p,eff}$ 为有效塑性应变; E_p 为塑性硬化模量, 粉砂岩、石灰岩、花岗岩的相关参数见表 1。

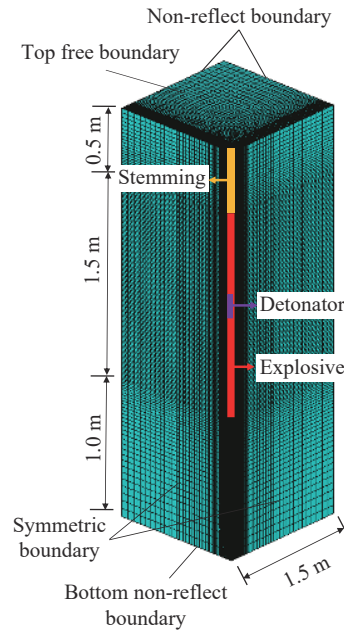


图 5 计算模型示意图

Fig. 5 Sketch of the calculation model

表 1 三种典型岩石的物理力学参数

Table 1 Physical and mechanical parameters of three typical rocks

岩石	密度/(kg·m ⁻³)	泊松比	弹性模量/GPa	屈服应力/MPa	切线模量/GPa
粉砂岩	2170	0.25	6.70	39.20	0.6
石灰岩	2600	0.25	32.50	72.90	3.0
花岗岩	2700	0.24	68.00	150.00	7.0

注: Cowper-Symonds 参数 $C=2.5 \text{ s}^{-1}$, Cowper-Symonds 参数 $P=4.0$ 。

选取 MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 材料模型, 并通过与之对应的 EOS_JWL 状态方程来模拟炸药的爆炸冲击动力作用, JWL 状态方程如下:

$$p_{ex} = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_0}{V} \quad (19)$$

式中: p_{ex} 为爆轰产物的压力, V 为相对体积, E_0 为初始内能密度, A 、 B 、 R_1 、 R_2 和 ω 为常数。参照 LS-DYNA 用户手册^[17], 在表 2 中列出了工程爆破中常用炸药的计算参数。

选取 MAT_NULL 材料模型, 并通过关键字*EOS_LINEAR_POLYNOMIAL 控制的状态方程模拟空气的作用:

$$p = C_0 + C_1 \mu + C_2 \mu^2 + C_3 \mu^3 + (C_4 + C_5 \mu + C_6 \mu^2) e \quad (20)$$

式中: $C_0 = C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0$, $C_4 = C_5 = 0.4$; $\mu = \rho / \rho_0$, 其中 ρ 、 ρ_0 分别为初始材料密度、当前材料密度; e 为比内能。

表 2 两种常用炸药的计算参数

Table 2 Calculation parameters of two commonly used explosives

炸药	密度/(kg·m ⁻³)	爆速/(m·s ⁻¹)	A/GPa	B/GPa	R ₁	R ₂	ω	E ₀ /GPa
乳化炸药 ^[18]	1 300	4 000	214.40	0.182	4.20	0.90	0.15	4.192
多孔粒状铵油炸药 ^[19]	1 100	2 700	191.21	0.164	4.20	0.90	0.15	2.800

2.3 模拟结果分析

图 6 为部分典型工况下孔壁的压力时程曲线, 表 3~4 分别给出了乳化炸药、铵油炸药作用下空气冲击波透射压力与入射压力的比值, 可以看出, 空气冲击波透射入孔壁岩石中的压力增大倍数的影响因素与文献 [13] 中的相同, 主要有不耦合系数、孔壁介质条件和炸药性能, 不耦合系数的影响尤其显著。相同条件下, 波阻抗较大的透射介质, 炮孔壁透射压力较大, 反之较小, 且波阻抗只在其值较小的范围内对透射压力影响显著, 这与图 3~4 给出的结论一致。对于小不耦合系数装药爆破, 不同岩石介质条件下, 透射压力增大倍数相差较小, 然而入射压力较大时, 较小的透射压力增大系数也会对孔壁压力峰值产生显著影响, 不耦合系数越小, 这种影响越大, 例如表 3~4 中相同条件下, 装药结构为 90/80 的计算工况下, 粉砂岩与石灰岩、花岗岩孔壁压力峰值相差较大, 石灰岩与花岗岩孔壁压力峰值相差较小。需要注意的是, 本研究理论计算中炸药特性的差异主要体现在爆轰产物的膨胀压力不同, 流-固耦合 (ALE) 数值计算中炸药特性差异体现在爆轰产物膨胀压力、膨胀规律、产物流体特性等多个方面, 这是理论计算和数值计算中, 二者在炸药特性对孔壁压力峰值影响敏感度方面存在差异的主要因素。此外, 数值计算中, 在炸药中部设置了起爆点, 可以再现爆轰波沿柱状炸药轴向传播的过程, 使数值模拟结果能够较好地体现炸药其他横截面处的空气冲击波对某一横截面正对着的炮孔壁产生的斜撞击叠加效应。

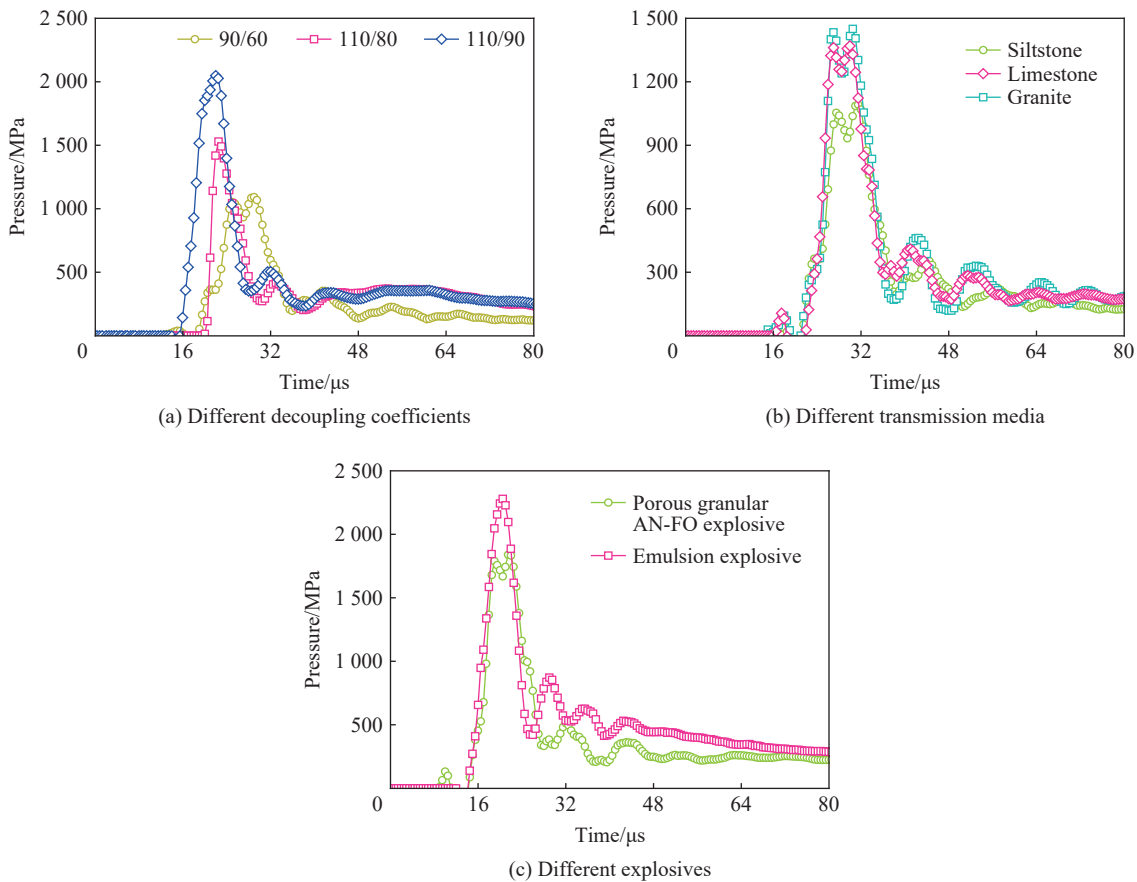


图 6 部分典型工况下孔壁压力时程曲线

Fig. 6 Time history curves of the pressure on borehole wall under some typical working conditions

表 3 乳化炸药作用下空气冲击波透射压力与入射压力的比值

Table 3 Transmission-to-incident pressure ratio of air blast wave induced by emulsion explosive

装药条件	不耦合系数	p_{10}/MPa	粉砂岩		石灰岩		花岗岩		平均值	
			p_{s2}/MPa	p_{s2}/p_{10}	p_{s2}/MPa	p_{s2}/p_{10}	p_{s2}/MPa	p_{s2}/p_{10}	p_{s2}/MPa	p_{s2}/p_{10}
90/80	1.13	1283	3000	2.34	4260	3.32	4500	3.51	3920	3.06
110/90	1.22	780	2331	2.99	3083	3.95	3524	4.52	2979	3.82
76/60	1.27	630	2080	3.30	2610	4.15	2820	4.48	2503	3.98
90/70	1.29	576	2030	3.53	2870	4.99	2800	4.86	2567	4.46
110/80	1.38	385	1577	4.10	2297	5.97	2334	6.07	2069	5.38
90/60	1.50	228	1320	5.78	1860	8.15	1810	7.93	1663	7.29

表 4 铵油炸药作用下空气冲击波透射压力与入射压力比值

Table 4 Transmission-to-incident pressure ratio of air blast wave induced by ANFO explosive

装药条件	不耦合系数	p_{10}/MPa	粉砂岩		石灰岩		花岗岩		平均值	
			p_{s2}/MPa	p_{s2}/p_{10}	p_{s2}/MPa	p_{s2}/p_{10}	p_{s2}/MPa	p_{s2}/p_{10}	p_{s2}/MPa	p_{s2}/p_{10}
90/80	1.13	494	2740	5.54	3440	6.96	3570	7.22	3250	6.57
110/90	1.22	301	2049	6.81	2756	9.17	2893	9.62	2566	8.53
76/60	1.27	243	1710	7.04	2215	9.12	2402	9.88	2109	8.68
90/70	1.29	222	1630	7.35	2430	10.95	2340	10.55	2133	9.61
110/80	1.38	148	1530	10.32	1837	12.38	2098	14.14	1822	12.28
90/60	1.50	88	1090	12.39	1370	15.57	1450	16.48	1303	14.81

3 小不耦合系数装药爆破孔壁压力峰值的确定方法

不耦合系数较小时,采用目前常用的爆破孔壁压力峰值计算方法,计算结果与实际情况不符,寻找一种既符合实际情况又简单方便的小不耦合系数装药爆破孔壁峰值压力计算方法是十分必要的。由前述分析可知,孔壁压力峰值的影响因素主要有不耦合系数、孔壁介质条件与炸药性能。本文中理论推导结果与数值计算结果相结合,基于数值计算结果中多种工况下的孔壁压力峰值,研究小不耦合系数装药爆破孔壁压力峰值计算方法。

小不耦合系数装药爆破中,径向不耦合系数一般分布在 1.0~1.5 之间,爆轰产物的膨胀压力按照其完成等熵膨胀过程计算,因此,以式(12)中的压力 p_{10} 为入射压力,数值模拟的透射压力为孔壁压力峰值 p_r ,定义压力增大倍数 $n'=p_r/p_{10}$,得到不同不耦合装药工况下的压力增大倍数,由于岩石介质波阻抗只在较小的取值范围内对透射压力影响显著,且对于小不耦合系数装药爆破来说,这种影响不能忽略,因此选用粉砂岩孔壁压力增大倍数、石灰岩与花岗岩孔壁压力增大倍数平均值,分析岩石介质对孔壁压力峰值的影响,见表 5。同时在图 7 中给出不同炸药类型、不同岩石类型条件下孔壁压力峰值随不耦合系数的变化情况。通过对不同炸药类型、不同岩石类型下压力增大倍数随不耦合系数变化曲线进行拟合,结果表明,压力增大倍数随不耦合系数的增大近似呈线性增长,拟合结果的相关系数均高达 0.97 以上。

综合考虑炮孔径向不耦合系数、炸药性能及孔壁岩石介质条件对压力增大倍数的影响,基于爆生气体完成等熵膨胀时的压力 p_{10} ,拟合炮孔壁的爆炸压力峰值,提出采用下式计算小不耦合系数装药爆破孔的孔壁压力峰值:

$$p_r = n' p_{10} = n' p_w \left(\frac{d_c}{d_b} \right)^{2\gamma} \quad (21)$$

式中: n' 为压力增大倍数,其余参数见前述方法(1)。

对于乳化炸药,计算压力增大倍数的线性拟合公式为:

$$n' = \alpha(9.1K - 8.1) \quad R = 0.980 - 0.983 \quad (22)$$

对于多孔粒状铵油炸药, 计算压力增大倍数的线性拟合公式为:

$$n' = \alpha(19.5K - 17.1) \quad R = 0.975 - 0.991 \quad (23)$$

式中: K 为不耦合系数, $K=d_b/d_c=1.13\sim 1.50$; α 为孔壁介质影响系数, 采用乳化炸药时, $\alpha=1.0\sim 1.4$; 采用多孔粒状铵油炸药时, $\alpha=1.0\sim 1.3$; 对于软岩, α 取小值, 对于硬岩, α 取大值; R 为拟合结果的相关系数。

表 5 压力增大倍数 n'

Table 5 Pressure increase ratio n'

装药条件	不耦合系数	乳化炸药		铵油炸药	
		粉砂岩	石灰岩与花岗岩平均值	粉砂岩	石灰岩与花岗岩平均值
90/80	1.13	2.34	3.42	5.54	7.09
110/90	1.22	2.99	4.24	6.81	9.40
76/60	1.27	3.30	4.32	7.04	9.50
90/70	1.29	3.53	4.93	7.35	10.75
110/80	1.38	4.10	6.02	10.32	13.26
90/60	1.50	5.78	8.04	12.39	16.03

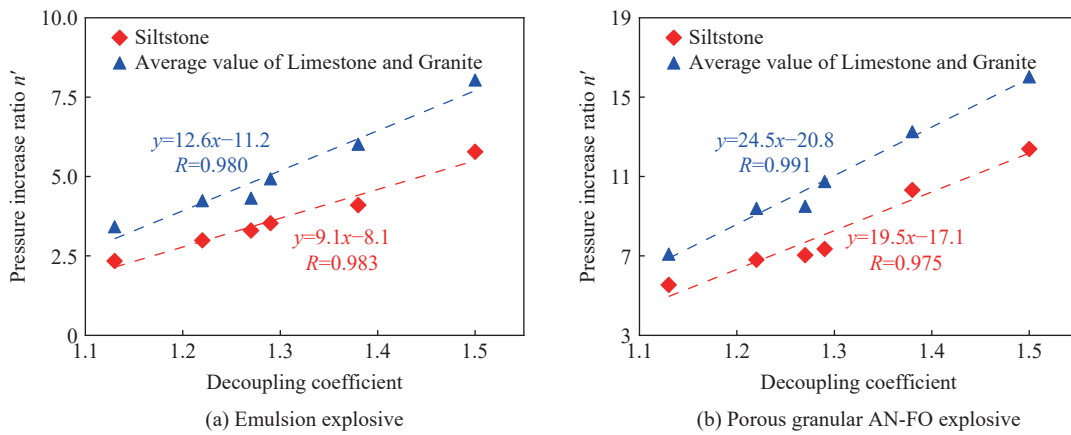


图 7 压力增大倍数随不耦合系数变化曲线

Fig. 7 Variation curves of pressure increase ratio with decoupling coefficient

4 结 论

(1) 小不耦合系数装药爆破时, 空气间隔中产生的冲击波与爆轰产物没有分离, 爆轰产物参数会对空气冲击波波后物质参数产生显著影响, 空气冲击波作用于炮孔壁后, 炮孔壁的压力会显著增大, 柱状装药爆轰波的轴向传播使空气冲击波撞击孔壁时产生叠加效应, 炮孔壁压力峰值相应增大。

(2) 对不同炸药类型、不同岩石类型下压力增大倍数随不耦合系数变化曲线进行拟合, 结果表明, 压力增大倍数随不耦合系数的增大近似呈线性增长, 综合考虑炮孔径向不耦合系数、炸药性能、孔壁岩石介质条件对压力增大倍数的影响, 提出了一种小不耦合系数装药爆破孔壁压力峰值计算方法。

需要说明的是, 本文计算模型是基于理论推导和数值计算结果提出的, 尚缺少实验验证。

参考文献:

[1] 刘云川, 汪旭光, 刘连生, 等. 小不耦合装药条件下炮孔初始压力计算的的能量方法 [J]. *中国矿业*, 2009, 18(6): 104-107, 110. DOI: 10.3969/j.issn.1004-4051.2009.06.031.
LIU Y C, WANG X G, LIU L S, et al. An energy method for calculate borehole pressure under decoupled charging [J]. *China*

- Mining Magazine*, 2009, 18(6): 104–107, 110. DOI: 10.3969/j.issn.1004-4051.2009.06.031.
- [2] 梁为民, LIU H Y, 周丰峻. 不耦合装药结构对岩石爆破的影响 [J]. *北京理工大学学报*, 2012, 32(12): 1215–1218, 1228. DOI: 10.3969/j.issn.1001-0645.2012.12.002.
LIANG W M, LIU H Y, ZHOU F J. Influence of air-decoupling charge on rock blasting [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2012, 32(12): 1215–1218, 1228. DOI: 10.3969/j.issn.1001-0645.2012.12.002.
- [3] 朱瑞赓, 王雪峰. 不耦合装药爆破孔壁压力的计算 (一) [J]. *爆破*, 1990(3): 1–4.
ZHU R G, WANG X F. Calculation of blasthole wall pressure of de-coupled charges [J]. *Blasting*, 1990(3): 1–4.
- [4] 万元林, 王树仁. 关于空气不耦合装药初始冲击压力计算的分析 [J]. *爆破*, 2001, 18(1): 13–15. DOI: 10.3963/j.issn.1001-487X.2001.01.004.
WAN Y L, WANG S R. Analyse of impact pressure about de-coupling charge [J]. *Blasting*, 2001, 18(1): 13–15. DOI: 10.3963/j.issn.1001-487X.2001.01.004.
- [5] 李玉民, 倪芝芳. 不耦合装药岩石冲击波参量的极曲线方法 [J]. *岩石力学与工程学报*, 1998, 17(1): 76–80. DOI: 10.3321/j.issn:1000-6915.1998.01.011.
LI Y M, NI Z F. The polar curve method to calculate the parameters of shock wave in rock blasting with uncoupled charge [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 1998, 17(1): 76–80. DOI: 10.3321/j.issn:1000-6915.1998.01.011.
- [6] 朱振海, 曲广建, 孙强, 等. 不耦合装药爆炸应力场的动光弹研究 [J]. *爆炸与冲击*, 1991, 11(3): 252–257.
ZHU Z H, QU G J, SUN Q, et al. Dynamic photoelastic investigation of the action of decouple [J]. *Explosion and Shock Waves*, 1991, 11(3): 252–257.
- [7] FELDGUN V R, KARINSKI Y S, YANKELEVSKY D Z. Experimental simulation of blast loading on structural elements using rarefaction waves-theoretical analysis [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 102: 86–101. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.12.010.
- [8] SAHARAN M R, MITRI H S. Numerical procedure for dynamic simulation of discrete fractures due to blasting [J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2008, 41(5): 641–670. DOI: 10.1007/s00603-007-0136-9.
- [9] YILMAZ O, UNLU T. Three dimensional numerical rock damage analysis under blasting load [J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2013, 38: 266–278. DOI: 10.1016/j.tust.2013.07.007.
- [10] YI C P, JOHANSSON D, GREBERG J. Effects of in-situ stresses on the fracturing of rock by blasting [J]. *Computers and Geotechnics*, 2018, 104: 321–330. DOI: 10.1016/j.compgeo.2017.12.004.
- [11] HENRYCH J. *The dynamics of explosion and its use* [M]. Amsterdam: Elsevier, 1979.
- [12] 钮强. *岩石爆破机理* [M]. 沈阳: 东北工学院出版社, 1990: 18–19.
- [13] 陈明, 刘涛, 叶志伟, 等. 轮廓爆破孔壁压力峰值计算方法 [J]. *爆炸与冲击*, 2019, 39(6): 064202. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0171.
CHEN M, LIU T, YE Z W, et al. Calculation methods for peak pressure on borehole wall of contour blasting [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2019, 39(6): 064202. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0171.
- [14] 罗兴柏, 张玉令, 丁玉奎. *爆炸及其防护简明教程* [M]. 北京: 国防工业出版社, 2016: 254–259.
- [15] 宁建国, 王成, 马天宝. *爆炸与冲击动力学* [M]. 北京: 国防工业出版社, 2010: 110–112.
- [16] 周霖, 张向荣. *炸药爆炸能量转换原理及应用* [M]. 北京: 国防工业出版社, 2015: 136–141.
- [17] Livermore Software Technology Corporation. *LS-DYNA theoretical manual* [M]. California: Livermore Software Technology Corporation, 2003: 1012–1013.
- [18] 夏祥, 李海波, 李俊如, 等. 岭澳核电站二期工程基岩爆破安全阈值分析 [J]. *岩土力学*, 2008, 29(11): 2945–2951, 2956. DOI: 10.3969/j.issn.1000-7598.2008.11.010.
XIA X, LI H B, LI J R, et al. Research on vibration safety threshold for rock under blasting excavation [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2008, 29(11): 2945–2951, 2956. DOI: 10.3969/j.issn.1000-7598.2008.11.010.
- [19] 刘军. 岩体在冲击载荷作用下的各向异性损伤模型及其应用 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2004, 23(4): 635–640. DOI: 10.3321/j.issn:1000-6915.2004.04.020.
LIU J. Anisotropic damage model and its application to rock materials under impact load [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2004, 23(4): 635–640. DOI: 10.3321/j.issn:1000-6915.2004.04.020.

(责任编辑 曾月蓉)