

doi:10.3963/j.issn.1001-487X.2025.02.018

不耦合液氧膨胀破岩法孔壁压力计算方法研究*

曾华恒^{1a,1b}, 解叶龙², 胡艳², 陈必港³, 魏勇^{1a,1b}, 霍晓锋^{1a,1b}

(1. 福州大学 a. 紫金地质与矿业学院; b. 爆炸技术研究所, 福州 350108;

2. 中昌核工(福建)建设发展有限公司, 南平 353200; 3. 福建省交通科研院所有限公司, 福州 350004)

摘要: 针对目前高压气体破岩机理研究还不够充足的现状,参考钻爆法中孔壁峰值压力的计算方法,在分析了液氧膨胀破岩法破岩的整个流程后,基于激波管理论,推导了一种不同岩石介质和不耦合系数下液氧膨胀破岩孔壁峰值压力计算模型。通过混凝土模型实验,利用动态应变测试仪测试孔壁峰值压力,在固定膨胀管直径60 mm,在4种不同孔径(75~120 mm)的条件下,进行孔壁峰值压力测试。测试结果表明:在液氧当量与岩石介质条件一致时,仅改变不耦合系数,测得的孔壁压力到达峰值的时间随着不耦合系数的增大而增加,其线性拟合式为 $t=230.6k-127.85$;随不耦合系数的增大,孔壁峰值压力逐渐减小,且衰减程度逐渐放缓;对比孔壁峰值压力测试结果与理论计算结果,得出二者的孔壁峰值压力随不耦合系数的衰减趋势相近,验证了理论计算的可靠性。

关键词: 液氧膨胀破岩法; 径向不耦合安装; 孔壁峰值压力; 模型实验

中图分类号: TD235.3 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-487X(2025)02-0146-12

A Calculation Method of Wall Pressure for Uncoupled Liquid Oxygen Explosion for Rock Fracturing

ZENG Hua-heng^{1a,1b}, XIE Ye-long², HU Yan², CHEN Bi-gang³, WEI Yong^{1a,1b}, HUO Xiao-feng^{1a,1b}

(1. a. Zijin College of Geology and Mining; b. Institute of Explosive Technology,

Fuzhou University, Fuzhou 350108, China; 2. Zhongchang Nuclear Industry (Fujian)

Construction Development Co., Ltd., Nanping 353200, China; 3. Fujian Transportation

Research Institute Co., LTD., Fuzhou 350004, China)

Abstract: Given the current lack of comprehensive research on the mechanism of rock fracturing by high-pressure gas, this study draws upon the research method used to determine peak pressure at the borehole wall in the drilling and blasting method. By analyzing the complete rock fracturing process through the liquid oxygen expansion method, a calculation model for the peak pressure at the borehole wall was derived from the shock tube theory, considering the changes in the rock medium and uncoupling coefficient. Using a dynamic strain tester, a concrete model experiment was conducted to measure the peak pressure at the borehole. Under fixed conditions of a 60 mm expansion tube diameter and four different apertures (75~120 mm), the peak pressure was measured. The test results show that,

收稿日期 (Date of reception): 2024-06-25

网络首发日期 (Published online): 2024-10-13

作者简介: 曾华恒(2000-), 男, 福建泉州人, 硕士研究生, 主要研究方向爆破工程与采矿工程, (E-mail) 1377563102@qq.com。

通讯作者: 霍晓锋(1994-), 男, 河北平山人, 博士、硕士生导师, 主要从事采矿工程、爆破工程方面的教学与研究, (E-mail) huoxiaofeng0705@gmail.com。

基金项目: 国家自然科学基金(52109124)

About the author: ZENG Hua-heng(2000-), male, born in Quanzhou, Fujian, master's degree candidate, mainly engaged in blasting engineering and mining engineering, (E-mail) 1377563102@qq.com

Corresponding author: HUO Xiao-feng(1994-), born in Pingshan, Hebei Province, Ph. D, master supervisor, mainly engaged in teaching and research in mining engineering and blasting engineering, (E-mail) huoxiaofeng0705@gmail.com.

Fund Programs: National Natural Science Foundation of China(52109124)

with the same liquid oxygen equivalent and rock medium conditions, the time to peak pressure increases linearly with the uncoupling coefficient, following the relationship $t = 230.6k - 127.85$. As the uncoupling coefficient increases, the peak pressure at the borehole wall decreases gradually, with the attenuation rate gradually slowing. A comparison between the experimental results with the theoretical calculations shows a similar trend in peak pressure attenuation with the uncoupling coefficient, confirming the reliability of the theoretical model.

Key words: liquid oxygen expansion rock breaking method; radial uncoupled installation; peak hole wall pressure; model experiment

随着我国城市化发展,城市中的地下隧道、地下空间、邻近铁路隧道施工等建设也愈发密集,地下施工中常用于开挖的炸药爆破在城市中引起的危害较大,严重威胁周围建筑及居民安全,为此在地下开挖掘进时需尽可能减少由爆破的危害,特别是爆破振动带来的危害,传统的炸药爆破在一些特定爆破作业环境下无法满足需求。而液氧膨胀破岩技术作为高压膨胀气体破岩的新技术之一,其爆破振动较小,能够适用于对振动要求较小的作业环境,并更加绿色环保。

对于钻爆法,减少爆破振动危害,可通过调整径向和轴向不耦合装药降低冲击波压力来减小爆破振动,因此孔壁压力的计算研究对降低爆破振动有重要意义,陈明等利用冲击波理论和数值模拟方法得到一种新的孔壁压力计算方法^[1];楼晓明等利用Starfield迭加法分析得到柱状药包的孔壁初始压力计算式并通过数值模拟与实验验证一致性^[2];叶志伟等考虑空气冲击波在小空间间隔的传播与爆轰产物膨胀的过程^[3],得到了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;刘云川等利用爆轰概念和等效能量的角度得到了径向不耦合装药的孔壁初始压力^[4];Huo Xiaofeng等通过物理模型实验研究了在不同填充介质和不耦合系数条件下^[5],孔壁峰值压力的加载速率,并对原有的理论公式进行改进,获得更为准确的理论计算公式。但相较于钻爆法,近几年出现的气体膨胀破岩法,例如高压气体膨胀法、二氧化碳相变破岩技术、液氧膨胀破岩技术等方法,它们在岩体隧道开挖时具有破岩效率高、爆破振动小、对周围建筑环境危害较小等优点。在高压膨胀气体爆破研究中,张宏伟等利用压力转化率测试实验证明液态CO₂致裂技术能够有效减少冲击地压和生产振动^[6];Lu Tingkan等是通过射流速度计算得到液态CO₂的爆炸能量^[7];彭怀德等对比高压气体膨胀技术与传统的钻爆法的破岩机理^[8],并通过现场隧道实验得到了高压气体膨胀法引起的振动小于钻爆法;魏海霞等利用间断伽辽金(discontinuous Galerkin, DG)法系统地分析了高压

气体作用孔壁过程^[9],提出了一种应用于地表的振动预测方法;Yang Xuelin等通过对比不同当量CO₂与TNT炸药的振动波形^[10],得出CO₂与TNT炸药的能量转换式;袁永等的通过高压CO₂气体与孔壁的相互作用得到初始孔壁压力 p_k ^[11]

$$p_k = n_m p_m \left(\frac{d_a}{d_b} \right)^6 \quad (1)$$

式中: p_m 为CO₂致裂管能承受的极限压力; d_a 为CO₂致裂管直径; d_b 为炮孔直径; n 为压力增大倍数,该式中的压力增大倍数 n_m 的取值范围仍然还有待确定。

综上所述,目前对高压膨胀气体破岩的孔壁压力计算还需进一步研究,这对孔网参数、破岩效果优化和降低振动危害有重要意义,本文通过一种新型液氧膨胀破岩技术对高压膨胀气体的孔壁峰值压力进行研究^[12],首先利用范德华方程描述液氧膨胀管内高温高压膨胀气体状态方程,随后结合激波管理理论分析各种波系在高压膨胀气体、空气间隔、弹性孔壁和岩石之间的相互作用,提出一种在径向不耦合条件下的孔壁峰值压力计算模型,并通过模型实验得到液氧膨胀破岩孔壁峰值压力、压力峰值时刻随不耦合系数的变化规律,验证理论计算孔壁峰值压力的可靠性。

1 液氧膨胀破岩技术

1.1 液氧膨胀破岩设备

新型液氧膨胀破岩设备主要由智能充装机、柔性膨胀管以及杜瓦罐三部分组成。杜瓦罐用于运输和现场存放液态氧气,智能充装机能够实现智能化自动调节液氧的充填速度(1~10 kg/min),柔性膨胀管主要由充液管、排气管、电点火头(电阻片)、外套管、燃烧介质组成,形状为圆柱形。现场设备运作过程如下:

液氧膨胀管破岩,采用现场充气方式,将膨胀管放入炮孔中,并完成堵塞,液氧首先从杜瓦罐中流出,经智能充装机的智能调控,再通过分流管对各个炮孔的膨胀管进行充氧。液氧充入膨胀管后由于无

保温措施,随着环境温度的提高,自然发生汽化现象,为防止膨胀管内压力过大,多余气体通过排气管泄出,保证点火前内外压力平衡。破岩方式为:使用电点火头点燃燃烧介质,燃烧介质在液氧的助燃下发生爆燃,迅速放出高温气体,破坏膨胀管冲击孔壁,使孔内温度、压力升高,剩余未参加反应的液氧相变为气体,继续作用于孔壁并扩大初始裂隙,完成破岩,作业流程如图1所示。



图1 液氧膨胀破岩作业设备图

Fig. 1 Equipment diagram of liquid oxygen expansion rock breaking operation

1.2 液氧膨胀破岩法机理分析

液氧膨胀产生的大量膨胀气体作用于孔壁,破坏初始岩体,在后续对裂隙的扩展中主要依靠相变产生的膨胀气体的气楔作用,使岩石破裂达到预期破岩效果,使用液氧膨胀破岩产生冲击波较小,膨胀气体的气楔作用要大于应力波作用时长,其中大部分的能量都表现为气楔作用于岩石破裂^[13],破岩示意图如图2所示。

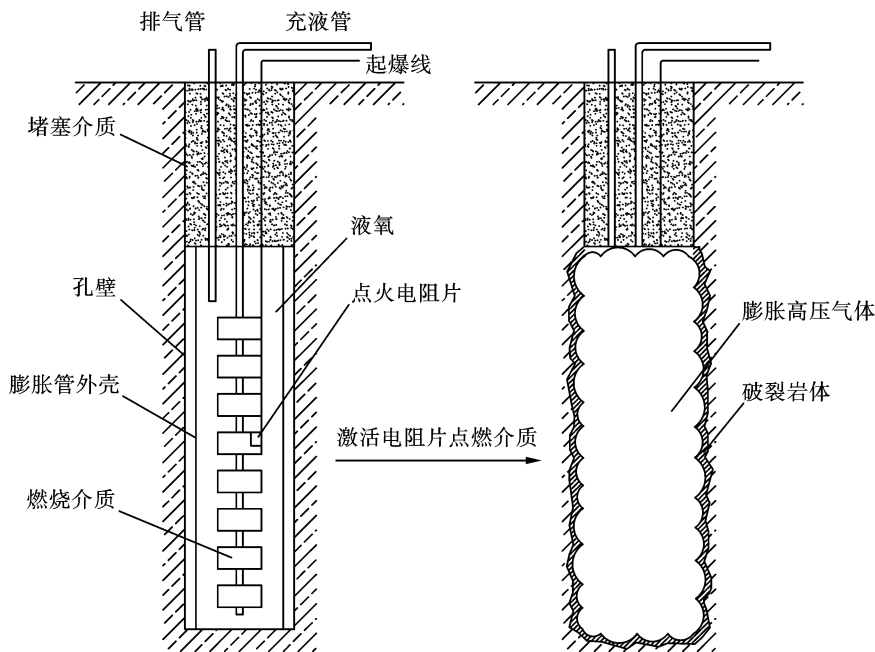


图2 液氧膨胀管破岩示意图

Fig. 2 Rock breaking diagram of liquid oxygen expansion pipe

2.2 膨胀管内气体状态方程

在点火时,管内燃烧介质主要成分为木质纤维

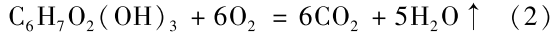
2 高压膨胀气体与孔壁相互作用

2.1 基本假设

现场安装膨胀管时采用孔内不耦合安装,在径向上,膨胀管与孔壁之间有空气间隔,轴向上无间隔。在液氧膨胀破岩时,高压膨胀气体破坏膨胀管,当膨胀气体破坏膨胀管碰撞空气时,产生冲击波和稀疏波,此时由于膨胀气体波阻抗要远大于空气侧,在空气侧产生冲击波,膨胀气体侧产生稀疏波,在球形装药爆破过程中,在10~15倍装药半径时才会分离^[14],膨胀气体碰撞到空气时产生冲击波,扰动空气,其膨胀速度与冲击波速度都极快,冲击波掠过空气间隔碰撞孔壁,同时膨胀气体压缩空气,假定空气冲击波与膨胀气体之间受扰动的空气间隔段距离为 Δx ,对 Δx 段受扰动空气间隔,冲击波碰撞孔壁产生的反射波,当波反射到空气与膨胀气体间断处,继续发生反射和透射,其反射波再碰撞孔壁,继续形成透射和反射波,如此往复。对孔壁的峰值压力求解方式为,将初次空气冲击波入射孔壁的透射压力视为孔壁峰值压力,把高压膨胀气体、空气和孔壁之间的作用界面简化为一维平面,假定孔壁为弹性壁,膨胀管-膨胀气体-空气-孔壁-岩石的系统不与外界产生热交换。

素化学式为 $C_6H_7O_2(OH)_3$,管内液氧的容量远大于介质容量,经测验,管内液氧容量约占60%,助燃介

质约占40%。将其燃烧反应视为完全反应,其反应化学式为



该反应完全燃烧放出的热能为 $q = 2832 \text{ kJ/mol}$ 即焓变 h_1 , 燃烧介质密度约为 $\rho_z = 0.5 \text{ g/cm}^3$, 1 g 介质燃烧释放的热能约为 $17\,164 \text{ J}^{[15]}$, 液氧相变为 O_2 气体吸收的热量为 $q_1 = 213.1 \text{ J/g}$, (氧气相变图图3)理论上完全燃烧 1 g 介质可供 81 g 液氧汽化, 在标准状态下每消耗 1 kg 介质和 8.225 L 液氧, 管内反应释放出 5749 L 氧气, 830 L CO_2 和 691 L H_2O , 共 7270 L 气体, 是非常可观的能量, 但燃烧热能必须全被液氧吸收, 显然无法达到此条件, 因为部分热能将转化为气体内能。管内介质燃烧无法消耗全部液氧, 此刻膨胀管内的反应产生的气体为 CO_2 、 H_2O 、 O_2 三者共存状态。假定管内热系统不与外界发生热交换, 燃烧反应热能全部转化为气体能量, 定燃烧产生的热能部分被液氧吸收为 Q_1 , 其余热能转化为管内气体内能 Q_2 , 该过程中无能量损失, 将膨胀管破坏前反应视为定容过程。根据能量守恒定律, 定燃烧放出总热量为 Q , 满足

$$Q = Q_1 + Q_2 \quad (3)$$

管内的 O_2 气体仅在相变反应下产生, 吸收的热量为 Q_1 , 相变产生的 O_2 气体物质的量 n_1 , 液氧与介质燃烧放出的 CO_2 气体物质的量 n_2 和 H_2O 气体物质的量 n_3 可表示为

$$n_1 = \frac{Q_1}{q_1} \quad (4)$$

$$n_2 = 6 \frac{Q}{q} \quad (5)$$

$$n_3 = 5 \frac{Q}{q} \quad (6)$$

管内反应中, 产生的膨胀气体总物质的量 n 为 $n = n_1 + n_2 + n_3$ 。

在膨胀管破坏前, 管内初始状态为满装液氧和助燃介质, 反应开始后根据燃烧反应放出热量 Q , 确定管内气体体积变化程度及气体密度、压力。当放出燃烧反应放出热量 Q 后, 管内参与反应的液氧和助燃介质减少的体积为 ΔV , 即管内混合膨胀气体增加体积 V 为

$$V = \Delta V = \frac{q_1 \rho_y M_1 Q + 6q_1 \rho_z M_2 Q + q \rho_z Q_1}{qq_1 \rho_y \rho_z} \quad (7)$$

式中: M_1 为木质纤维素摩尔质量, 165; M_2 为液氧氧气的摩尔质量, 32; ρ_y 为液氧密度, 1.141 g/cm^3 。此刻管内气体为高温、高压、高密度气体, 并且管内

的燃烧和相变反应持续进行, 使用理想气体状态方程不适合描述该情况。基于此, 对于管内的 O_2 、 CO_2 和 H_2O 混合膨胀气体, 利用范德华方程联立上式子结合燃烧和相变过程, 得到膨胀管内膨胀气体的热力学方程为

$$\left(p + \frac{a}{v^2}\right)(v - b) = KT \quad (8)$$

式中: p 为气体压强; K 为玻尔兹曼常数; v 为单个分子占据体积; a 为度量分子间引力的唯象参数, 在高温条件下气体分子的热运动很剧烈, 远远大于气体分子间的相互作用力, 因此分子间的相互作用力可以忽略不计, 即忽略 a ; b 为单个分子占有的体积大小, 联立式(3)~(8)管内膨胀气体的 v 、 b 、 p 可表示为

$$v = \frac{M_1 \rho_y q_1 Q + 6M_2 \rho_z q_1 Q + \rho_z q Q_1}{\rho_y \rho_z (q Q_1 + 11q_1 Q) N_A} \quad (9)$$

$$b = \left(0.032 \frac{q Q_1}{q Q_1 + 11q_1 Q} + 0.043 \frac{5q Q_1}{q Q_1 + 11q_1 Q} + 0.031 \frac{6q Q_1}{q Q_1 + 11q_1 Q}\right) / N_A \quad (10)$$

$$p = \frac{KT}{v - b} \quad (11)$$

式中: N_A 为阿伏加德罗常数; 联立式(8)、式(9)式结合燃烧和相变过程, 可得释放热量 Q 的条件下, 膨胀管内膨胀气体的热力学压力为

$$p_g = f(Q_1, Q_2) = \frac{g(Q_1, Q_2) K N_A}{v - b} \quad (12)$$

式中: $g(Q_1, Q_2)$ 为气体温度变化 ΔT 的表达式。根据气体内能变化公式, ΔT 可表示为

$$\Delta T = \frac{2\Delta e}{i v R} = \frac{2Q_2}{i v R} \quad (13)$$

式中: 气体变化内能 Δe 等于 Q_2 ; i 为气体自由度, O_2 气体为 5, CO_2 和 H_2O 气体为 6。按照三种气体物质的量占比, 可得到混合膨胀气体的自由度为

$$i = \frac{5q Q_1 + 66q_1 Q}{q Q_1 + 11q_1 Q} \quad (14)$$

联立上式(13)、式(14), $T = g(Q_1, Q_2)$ 可表示为

$$T = g(Q_1, Q_2) = \frac{2Q_2 (q Q_1 + 11q_1 Q)^2 \rho_y \rho_z N_A}{(5q Q_1 + 66q_1 Q) (M_1 q_1 Q \rho_y + 6M_2 q_1 Q + q Q_1 \rho_z)} \quad (15)$$

联立式(9)~式(15), 得到膨胀气体压力 p_g

$$p_g = \frac{2Q_2 (q Q_1 + 11q_1 Q)^2 \rho_y \rho_z}{(v - b) (5q Q_1 + 66q_1 Q) (M_1 q_1 Q \rho_y + 6M_2 q_1 Q + q Q_1 \rho_z)} \quad (16)$$

上式即为关于热量 Q_1, Q_2 的管内膨胀气体压力方程。根据质量守恒定律,管内膨胀气体密度 ρ_g 可表示为

$$\rho_g = \frac{q_1 \rho_z \rho_y N_A (M_1 + 6M_2)}{q_1 \rho_y M_1 Q + 6q_1 \rho_z M_2 Q + q \rho_z Q_1} \quad (17)$$

式中: γ 为气体膨胀指数。膨胀气体比内能 e 与对应的声速 a 可表示为

$$e = \frac{p(1 - b\rho)}{\rho(\gamma - 1)} \quad (18)$$

$$a = \left[\frac{\gamma p}{(1 - b\rho)\rho} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (19)$$

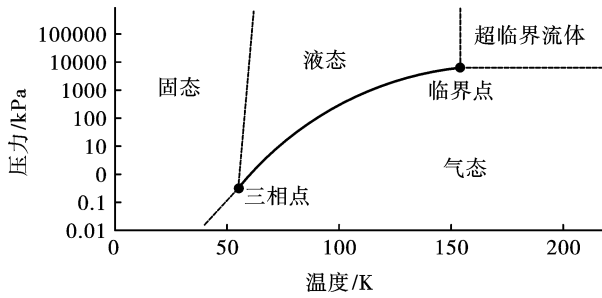


图3 氧气相变图

Fig. 3 Oxygen phase transition diagram

2.3 膨胀气体与空气间隔的相互作用

膨胀气体的流动特性遵循流体基本的流动定律,满足流体力学的三大基本方程。高速膨胀气体的雷诺数很大,粘性对其的作用较小,可以简化忽略粘性,将高速膨胀气体视为无粘性可压缩流体。当膨胀管破坏时,将膨胀气体接触空气间隔的作用简化为一维问题,显然初始碰撞时左侧膨胀气体的波阻抗要远大于空气间隔的波阻抗^[16],在空气侧形成冲击波,在膨胀气体侧形成稀疏波,将膨胀气体侧的边界定为药包半径 r_b ,且边界完全反射波的能量。冲击波与膨胀气体在间隔 Δx 段距离,在 Δx 段的空气为受扰动空气。一维 Euler 方程^[17]

$$\begin{cases} U_t + F(\alpha)_x \\ U = \begin{bmatrix} \rho \\ \rho u \\ E \end{bmatrix}, F = \begin{bmatrix} \rho u \\ \rho u^2 + P \\ u(E + P) \end{bmatrix} \end{cases} \quad (20)$$

设初始膨胀气体的压力、密度、质点速度分别为 p_1, ρ_1, u_1 ,空气间隔的压力、密度、质点速度分别为 p_2, ρ_2, u_2 间隔面右侧冲击波波速为 D_2 ,左侧稀疏波波速为 D_1 ,间断左侧受扰动膨胀气体的压力、密度、质点速度分别为 p_1^*, ρ_1^*, u_1^* ,间断右侧的受扰动空气间隔压力、密度、质点速度分别为 p_2^*, ρ_2^*, u_2^* 。见

图4。

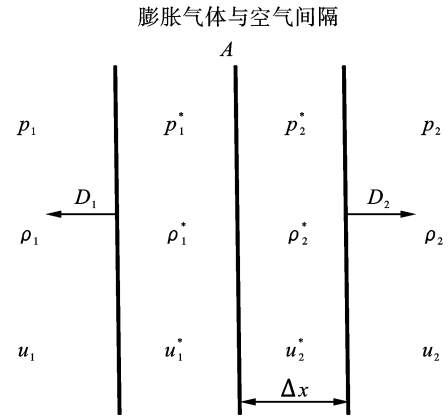


图4 膨胀气体碰撞空气间隔时参数图

Fig. 4 Parameter diagram when expanding gas collides with air interval

管内气体为高温高压气体,使用式(18)、(19)状态方程式表示。膨胀气体的质点速度为

$$|u_1| = \frac{2}{\gamma + 1} a_1 \quad (21)$$

式中: a_1 为膨胀气体初始声波速度。由平面正冲击波关系式可求得冲击波波速为^[18]

$$D_2 = u_2 + \tau_2 \sqrt{\frac{p_2^* - p_2}{\tau_2 - \tau_2^*}} \quad (22)$$

式中: $\tau_1, \tau_1^*, \tau_2, \tau_2^*$ 分别为膨胀气体、受扰动膨胀气体、空气和受扰动空气比容。间隔 Δx 可用时间 t 表示为

$$\Delta x = (D_2 - u_2^*) t \quad (23)$$

对于左侧稀疏波,波后产物发生等熵膨胀产生加速度 $u_{x1} = u_1 - u_1^*$,用代数表示为 $f_l(p_1^*, U_l)$ 满足^[19]

$$u_{x1} = f_l(p_1^*, U_l) = \int_{p_1^*}^{p_1} \frac{1}{\rho a} dp \quad (24)$$

按照等熵变化有

$$P = A(\rho)^\gamma \quad (25)$$

等熵变化过程中气体的 ρ, P 满足 $d_\rho/d_p = a^2$,联立(24)、(25)得到 $f_l(p_1^*, U_l)$ 的表达式为

$$f_l(p_1^*, U_l) = \frac{2a_1(1 - b\rho_1)}{1 - \gamma} \left[1 - \left(\frac{p_1^*}{p_1} \right)^{\frac{\gamma-1}{2\gamma}} \right] \quad (26)$$

根据式(25)等熵变化过程 ρ_1^* 表示为

$$\rho_1^* = \rho_1 \left(\frac{p_1^*}{p_1} \right)^{\frac{1}{\gamma}} \quad (27)$$

对右侧冲击波,由 Rankine-Hugoniot 关系式有

$$\rho_2^* (u_2^* - D_2) = \rho_2 (u_2 - D_2) \quad (28)$$

$$\rho_2^* (u_2^* - D_2)^2 + p_2^* = \rho_2 (u_2 - D_2)^2 + p_2 \quad (29)$$

$$(u_2^* - D_2)(E^* + p_2^*) = (u_2 - D_2)(E_2 + p_2) \quad (30)$$

联立式(18)、(28)~(30)式子可得关于 ρ_2^* 、 ρ_2 的关系式

$$\frac{\rho_2^*}{\rho_2} = \frac{\frac{\gamma - 1}{\gamma + 1} + \frac{p_2^*}{p_2}}{\frac{\gamma - 1}{\gamma + 1} + \frac{2b\rho_2 p_2^*}{p_2} + \frac{\gamma + 1 - 2b\rho_2}{\gamma + 1}} \quad (31)$$

冲击波附加速度 $u_{x2} = u_2^* - u_2$, 由式(28)、式(29), u_{x2} 可用代数 $f_r(p_s, U_r)$ 表示为

$$u_{x2} = f_r(p_s, U_r) = u_2^* - u_2 = \frac{p_2 - p_2^*}{\rho_2^* (u_2^* - D_2)} = \frac{p_2 - p_2^*}{\rho_2 (u_2 - D_2)} \quad (32)$$

由式(28)、(32)可得 $f_r(p_2^*, U_r)$

$$f_r(p_2^*, U_r) = \sqrt{(p_2 - p_2^*)(\tau_2 - \tau_2^*)} \quad (33)$$

联立式(31)~(33)得到 $f_r(p_2^*, U_r)$

$$f_r(p_2^*, U_r) = \left\{ p_2 \tau_2 \left(1 - \frac{p_2^*}{p_2} \right) \left[1 - \frac{(A+B)\frac{p_2^*}{p_2} - B + 1}{A + \frac{p_2^*}{p_2}} \right] \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (34)$$

式中

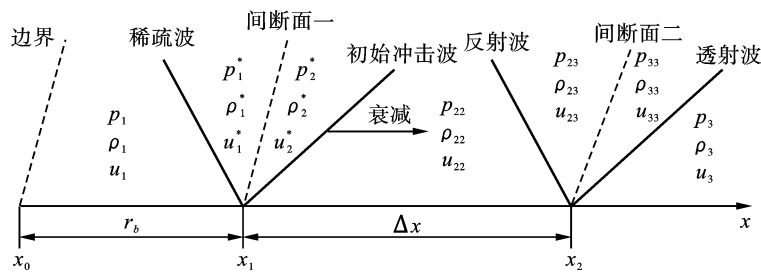


图5 膨胀气体、空气、岩石系统的各个间断参数图

Fig. 5 Each discontinuity parameter diagram of the expanding gas, air and rock system

根据界面连续原则,间断处只发生密度突变,压力与质点速度相等,在间断一处有 $p_2^* = p_1^*$, $u_2^* = u_1^*$, 即 $u_1 - u_{x1} = u_2 + u_{x2}$, 由式(26)、(34)有

$$u_1 - \frac{2a_1(1 - b\rho_1)}{1 - \gamma} \left[1 - \left(\frac{p_2^*}{p_2} \right)^{\frac{\gamma-1}{2\gamma}} \right] = u_2 + \left\{ p_2 \tau_2 \left(1 - \frac{p_2^*}{p_2} \right) \left[1 - \frac{(A+B)\frac{p_2^*}{p_2} - B + 1}{A + \frac{p_2^*}{p_2}} \right] \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (36)$$

2.4 空气冲击波、膨胀气体与孔壁的相互作用

空气冲击波、膨胀气体与孔壁相互作用时,系统中存在膨胀气体、受扰动膨胀气体、受扰动空气、受扰动岩石、岩石五种介质,存在受扰动膨胀气体与受扰动空气间断界面和孔壁间断界面,定受扰动空气与受扰动膨胀气体间断为间断一,孔壁间断界面为间断二。

在初始空气冲击波碰撞孔壁前,首先掠过空气间隔导致 Δx 段的压力、质点速度与密度变化,在间断一处,根据界面连续原则,两种波后产物的压力、质点速度相等,可计算出间断一处压力值,随后根据冲击波在空气中的衰减公式,可得初始空气冲击波在碰撞孔壁前的受扰动空气间隔段的波后产物。当初始冲击波碰撞孔壁后,发生透射与反射,同理根据界面连续原则,在孔壁间断处,左右两侧的波后产物的压力、质点速度应相同,可求解得到孔壁峰值压力。

图5表示膨胀气体、空气、岩石系统的各个间断参数, p_{22} 、 ρ_{22} 、 u_{22} 为初始冲击波掠过的 Δx 段空气经衰减后的压力、密度、质点速度; p_{33} 、 ρ_{33} 、 u_{33} 为间断二右侧受初始扰动岩石的压力、密度、质点速度; $p_3 = 0$, $\rho_3, u_3 = 0$ 为岩石介质的压力、密度、质点速度; p_{23} 、 ρ_{23} 、 u_{23} 为间断二左侧空气间隔受再扰动参数,间断二岩石透射波波速为 D_3 。

根据空气冲击波的衰减公式^[20]

$$p_{22} = \left(\frac{r}{r_b} \right)^{n'} p_2^* \quad (37)$$

式中: r 为膨胀管中心到空气间隔处任意位置的距离; n' 为压力衰减系数,取 $1 \sim 3$ 。

由 Rankine-Hugoniot 关系式,对间断二左侧膨胀气体处加速度有

$$f_{t23}(p_{23}, U_{23}) =$$

$$\left\{ p_{22} \tau_{22} \left(\frac{p_{23}}{p_{22}} - 1 \right) \left[1 - \frac{(A+B) \frac{p_{23}}{p_{22}} - B_1 + 1}{A + \frac{p_{23}}{p_{22}}} \right] \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (38)$$

式中: B_1 表示为

$$B_1 = \frac{2b\rho_{22}}{\gamma + 1} \quad (39)$$

质点速度 u_{23} 可表示为

$$u_{23} = u_{22} - f_{123}(p_{11}, U_{11}) \quad (40)$$

对右侧岩石冲击波满足质量守恒和动量守恒^[21]

$$\rho_{33}(u_{33} - D_3) = \rho_3(u_3 - D_3) \quad (41)$$

$$p_{33} - p_3 = \rho_3(u_3 - D_3)(u_3 - u_{33}) \quad (42)$$

联立式(41)、(42)孔壁压力 p_{33} 可表示为^[3]

$$p_{33} = \rho_3 D_3 u_{33} \quad (43)$$

式中: D_3 为可近似为岩石纵波速度 D_y 。

根据界面连续原则,有 $u_{23} = u_{33}$, $p_{23} = p_{33}$, 定 $n = p_{33}/p_{22}$, 联立式(40)、(43), 那么孔壁压力 p_{33} 的表达式为

$$p_{33} = \rho_3 D_y \left(u_{22} - \left\{ p_{22} \tau_{22} (n-1) \cdot \left[1 - \frac{(A+B_1)n + B_1 + 1}{A+n} \right] \right\}^{\frac{1}{2}} \right) \quad (44)$$

根据文献[22], 可查询当介质为木质纤维素, 液氧膨胀破岩的爆速约为 3700 m/s, 测得满装时膨胀管密度 $\rho_e = 884.6 \text{ kg/m}^3$, 由平均爆轰压力计算式^[23]: $p_1 = (\rho_e D^2) / (2(\gamma + 1))$ 。对 ρ_{22} , 由等熵膨胀式: $\rho_{22} = \rho_2 (p_2^* / p_{22})^{1/\gamma}$ 。

为探究液氧膨胀破岩孔壁峰值压力的变化规律, 经理论计算, 图6给出了液氧膨胀破岩法在不同不耦合系数和不同介质波阻抗条件下的条件下, 孔壁峰值压力的变化规律。分析图6可知: 在相同不耦合系数条件下, 随着波阻抗的增大, 孔壁峰值压力逐渐增大, 并增大趋势逐渐趋于稳定; 在相同波阻抗条件下, 随着不耦合系数的增大, 孔壁峰值压力逐渐减小, 衰减趋势也逐渐变缓; 观察不耦合系数为 1.25~2.00 孔壁峰值压力变化曲线, 可见波阻抗对小不耦合系数的孔壁峰值压力影响较大, 随着不耦合系数的增大, 波阻抗的影响逐渐减小。

3 不耦合液氧膨胀破岩法孔壁压力测试实验

为探究不同不耦合系数条件下使用液氧膨胀破岩法孔壁压力的变化规律, 基于电阻应变原理, 采用动态应力应变测量技术, 在浇筑混凝土厚壁圆筒时,

与粘贴好电阻应变计的应变砖一同浇筑, 使混凝土模型一体化, 利用 Blast-Ultra 高速多路动态应变测试系统, 监测爆破过程中混凝土模型孔壁压力的变化值。

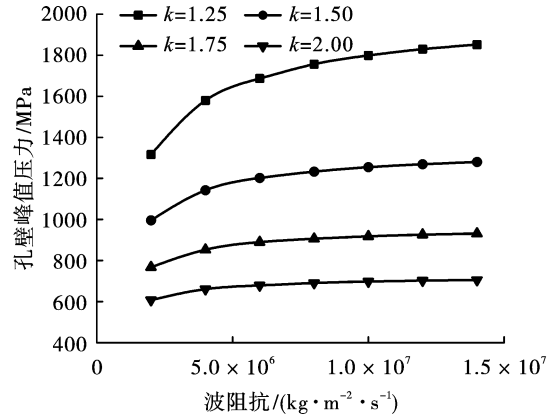


图6 不同装药结构下孔壁峰值压力与波阻抗关系图
Fig. 6 Relation between peak pressure of hole wall and wave impedance under different charging structures

3.1 实验系统

实验系统由的 KD60009A 型应变放大器、Blast-Ultra 多通道冲击测试仪和数据分析软件 Tytes-Data view 构成, 使用的应变片型号为 BFH120-50AA-R1-D150。测试流程如图7所示, 应变片和应变放大仪之间使用桥盒连接, 再接入动态应变测试仪, 最后使用分析软件分析数据。

3.2 实验设计

实验前准备主要为制作应变砖和混凝土厚壁圆筒模型。应变砖规格为 2 cm × 2 cm × 10 cm 长方体, 应变砖与圆筒模型制作材料相同, 保证爆破瞬间信号不发生反射, 质量配比为水:水泥:砂:石子 = 1:1.54:3.13:3.99, 混凝土模型试块的密度为 2280 kg/m³, 抗压强度 26 MPa, 纵波速度为 3160 m/s, 弹性模量 26.55 GPa。应变砖采用长方形塑料模具制作, 制作时需喷脱模剂。在粘贴应变砖前, 对粘贴处用砂纸打磨至光滑, 再采用树脂基胶水粘贴, 并将脚线与引线分开、固定, 防止短路, 一个应变砖上粘贴 4 个应变片, 应变片布置位置为应变砖的 4 个 2 × 10 cm 面中心对称位置各一个, 成型应变砖见图8。

浇筑混凝土厚壁圆筒模型时, 采用两种不同直径的 PVC 排水管, 内模具用于模拟炮孔孔径, 内模具分别采用直径为 75、90、105、120 mm 的 PVC 排水管, 外模具统一采用直径 300 mm 的 PVC 排水管, 浇筑时需喷脱模剂, 并在浇筑前根据提前标号的应变砖位置放置应变砖, 保证模型一体化, 16~24 h 后脱模, 放置在温度 18~22 °C 和湿度 95% 的环境下,

养护 28 d。混凝土圆筒模型高度为 1.1 m、底部厚度为 100 mm,药包长度为 600 mm,直径为 60 mm,药包由充液管、排气管、电点火头(电阻片)、柔性外套管、燃烧介质组成,形状为圆柱形,介质堵塞长度

为 400 mm,实验所用的膨胀管外形如下图 9 所示,成型厚壁圆筒模型如图 10 所示,浇筑过程及混凝土最终模型如图 11、12 所示。

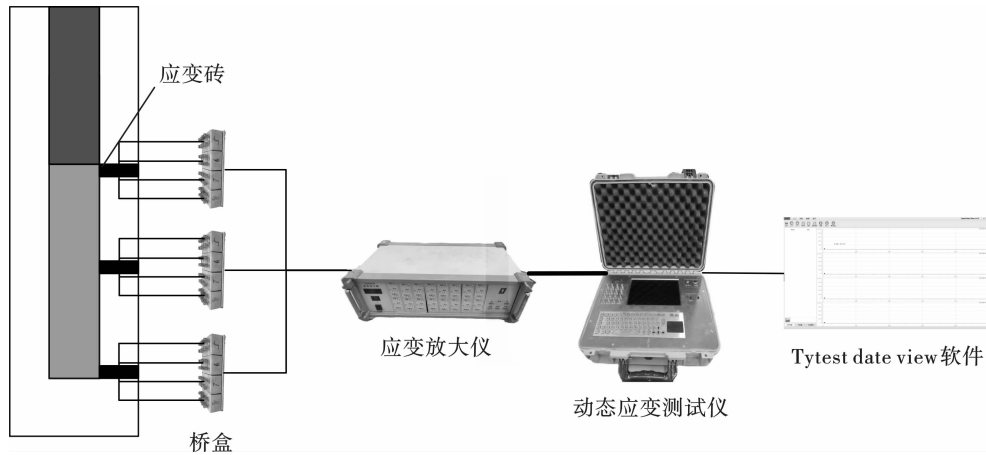


图 7 孔壁压力测试流程图

Fig. 7 Flow chart of hole wall pressure test

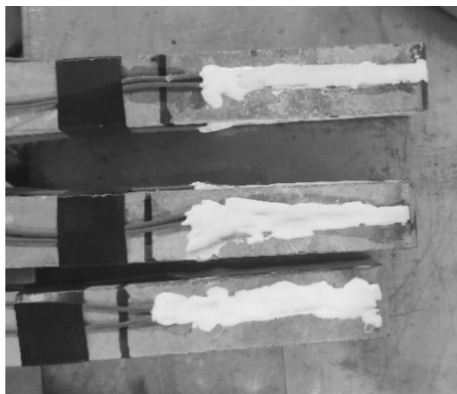


图 8 应变砖粘连示意图

Fig. 8 Adhesion diagram of strain brick



图 9 膨胀管图

Fig. 9 Expansion tube diagram

厚壁圆筒模型的测点布置为等距布置,间隔为 300 mm,在模型底部布置测点 S_1 ,往轴向方向上等间距布置 S_2 、 S_3 ,如图 13、14 所示。

3.3 实验过程

液氧膨胀管孔壁压力测试实验,采用轴向耦合,径向不耦合安装,其炮孔直径分别为 75、90、105、

120 mm,膨胀管直径为 60 mm,通过固定膨胀管直径,调整混凝土模型炮孔直径,来调整实验中的不耦合系数。相同安装条件进行两次实验,共 8 次。实验场地为南平市建阳区某市政隧道施工场地,现场测试装置布置如图 15 所示。



图 10 厚壁圆筒模型图

Fig. 10 Thick-walled cylinder model

3.4 实验结果与分析

为探究不同不耦合系数条件下安装膨胀管孔壁压力的变化规律,基于电阻应变原理,当应变砖受到动态应力作用时,应变砖受力发生变形,而粘贴在应

变砖上的应变片随着应变砖的变形发生应变,对应地引起电阻的变化,进而引起电压的变化,应变砖发生的应变 ε 计算式如下

$$\varepsilon = \frac{4U \times 10^6}{KU_0 iG} \quad (45)$$

式中: U 为输出电压,V; K 为应变片的灵敏度系数; U_0 为应变放大仪的桥压,V; i 为桥臂数; G 为应变放大仪增益倍数。孔壁压力 σ 计算式如下

$$\sigma = E\varepsilon \quad (46)$$

式中, E 为应变砖的弹性模量,GPa。



图 11 混凝土浇筑过程图
Fig. 11 Concrete pouring process



图 12 混凝土模型图
Fig. 12 Concrete model

测试系统测得的电压变化,以实验编号 4,测点 S2 为例,电压随时间变化规律如下图 16 所示。

对各组测试峰值结果取平均值,已测得应变砖弹性模量为 26.55 GPa,根据式(45)、(46),选取 8 组数据中的峰值电压并转换为峰值压力,计算结果如表 1 所示。

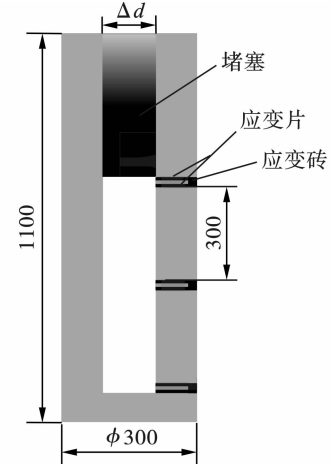


图 13 应变砖布置示意图(单位:mm)
Fig. 13 Schematic diagram of strain brick layout(unit:mm)



图 14 厚壁圆筒应变片布置图
Fig. 14 Strain gauge layout on the thick wall cylinder



图 15 现场测试装置布置图
Fig. 15 Layout of field test device

分析图 17 可知:在液氧质量和岩石介质固定时,仅改变不耦合系数,测得的孔壁峰值压力时刻与不耦合系数关系,随着不耦合系数的增大,孔壁压力达到峰值的时刻也随之增加,且其线性关系式可表示为: $t = 230.6k - 127.85$,拟合相关系数为 0.99177。

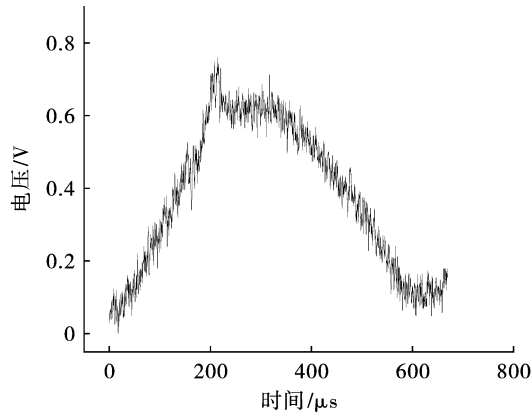


图 16 电压信号波形图

Fig. 16 Waveform diagram of voltage signal

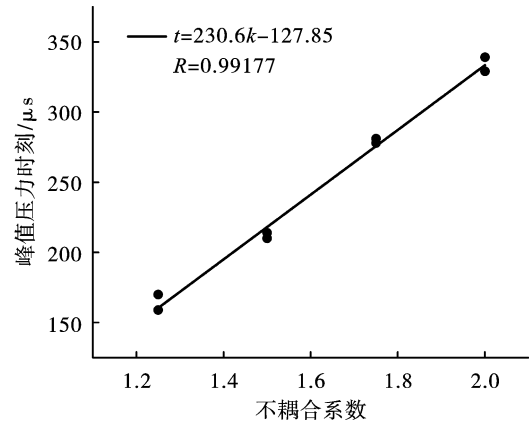


图 17 峰值时刻与不耦合系数拟合曲线图

Fig. 17 Fitting curve of peak time and uncoupling coefficient

表 1 不同不耦合系数模型实验测试结果

Table 1 Experimental test results of different uncoupling coefficient models

实验编号	安装条件	不耦合系数	液氧质量/g	峰值电压/v	峰值应变/ 10^{-6}	峰值时刻/ μs	峰值压力/GPa
1	60/75	1.25	1200	1.131	5504.577	159	1.461
2	60/75	1.25	1200	1.175	5718.725	170	1.518
3	60/90	1.50	1200	0.784	3815.728	210	1.013
4	60/90	1.50	1200	0.759	3694.053	214	0.981
5	60/105	1.75	1200	0.575	2798.525	278	0.743
6	60/105	1.75	1200	0.539	2623.313	281	0.696
7	60/120	2.00	1200	0.477	2321.559	329	0.616
8	60/120	2.00	1200	0.456	2219.352	339	0.589

分析图 18 可知:理论计算所得的孔壁峰值压力随不耦合系数的变化规律与实验测得孔壁峰值压力变化规律近似,皆随不耦合系数的增大,孔壁峰值压力逐渐减小,且随不耦合系数的增大,孔壁峰值压力的衰减逐渐变缓,这是由于空气间隔的增大,冲击波受到衰减效应逐渐变小,导致的孔壁峰值压力变化变缓;通过对比发现,实验测得孔壁峰值压力的衰减程度相较理论计算数值更小,对二者之间的误差数值,这可能是因为:理论计算所得的孔壁峰值压力仅考虑到一维层面,没有考虑到孔壁曲面、膨胀管形状为柱状,起爆时产生的斜入射波,造成孔壁处的波叠加;在冲击波传递过程中,等熵指数将会发生变化,并不是固定数值;使用液氧膨胀破岩时,因起爆与充氧步骤之间的时间误差,将导致部分液氧气化排出膨胀管,致使管内的液氧当量的下降,通常在 20 ~ 30 min 后,因管内液氧气化消耗,将导致液氧膨胀管无法完成起爆。

径向不耦合条件下液氧膨胀破岩过程中,炮孔内初始波系在膨胀气体、空气间隔和岩石 3 种介质中的相互作用,并通过理论分析和实验验证得到在不同径向不耦合条件下采用液氧膨胀破岩技术的孔壁压力计算方法。

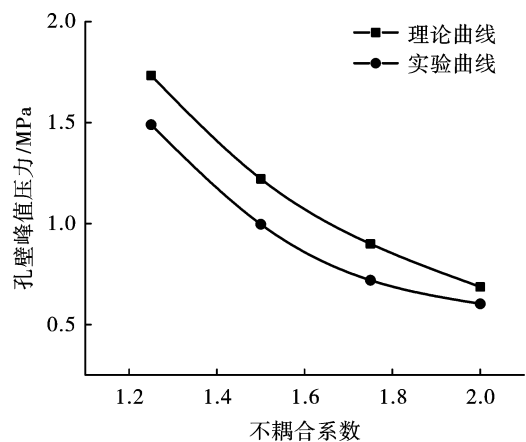


图 18 理论与实验孔壁峰值压力对比图

Fig. 18 Comparison between theoretical and experimental peak pressure of hole wall

4 结论

基于激波管理论,从一维方向的角度上分析了

(1)通过简化液氧膨胀破岩过程的波系、介质与界面的关系模型,推导出液氧膨胀破岩峰值孔壁压力计算方法,理论计算得到的孔壁峰值压力数值,与不耦合系数呈负相关,与岩石介质的波阻抗呈正相关。

(2)在仅改变不耦合系数的条件下,随着不耦合系数的增大,液氧膨胀破岩孔壁压力达到峰值时刻的时间也增加,其线性关系式可表示为: $t = 230.6k - 127.85$ 。

(3)通过实验测得的孔壁峰值压力数值,得到液氧膨胀破岩的孔壁峰值压力随不耦合系数的变化曲线,并验证了理论结果的可靠性。

参考文献 (References)

- [1] 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):103-112.
- [1] CHEN Ming, LIU Tao, YE Zhi-wei, et al. Calculation method for peak pressure of contour blasting hole wall[J]. Explosion and Impact, 2019, 39(6):103-112. (in Chinese)
- [2] 楼晓明,王振昌,陈必港,等.空气间隔装药孔壁初始冲击压力分析[J].煤炭学报,2017,42(11):2875-2884.
- [2] LOU Xiao-ming, WANG Zhen-chang, CHEN Bi-gang, et al. Analysis of initial impact pressure on the wall of air gap charge holes[J]. Journal of China Coal Society, 2017, 42(11):2875-2884. (in Chinese)
- [3] 叶志伟,陈明,李桐,等.小不耦合系数装药爆破孔壁压力峰值计算方法[J].爆炸与冲击,2021,41(6):119-129.
- [3] YE Zhi-wei, CHEN Ming, LI Tong, et al. Calculation method for peak pressure on blasthole wall with small decoupling coefficient charge[J]. Explosion and Impact, 2021, 41(6):119-129. (in Chinese)
- [4] 刘云川,汪旭光,刘连生,等.不耦合装药条件下炮孔初始压力计算的能量方法[J].中国矿业,2009,18(6):104-107,110.
- [4] LIU Yun-chuan, WANG Xu-guang, LIU Lian-sheng, et al. An energy-based method for calculating initial blasthole pressure under decoupled charging conditions[J]. China Mining Magazine, 2009, 18(6):104-107, 110. (in Chinese)
- [5] HUO Xiao-feng, QIU Xian-yang, SHI Xiu-zhi, et al. Experimental and numerical investigation on the peak value and loading rate of borehole wall pressure in decoupled charge blasting[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2023, 170:1-12.
- [6] 张宏伟,朱峰,李云鹏,等.液态CO₂致裂技术在冲击地压防治中的应用[J].煤炭科学技术,2017,45(12):23-29.
- [6] ZHANG Hong-wei, ZHU Feng, LI Yun-peng, et al. Application of liquid CO₂ fracturing technology in the prevention and control of rockburst[J]. Coal Science and Technology, 2017, 45(12):23-29. (in Chinese)
- [7] LU Ting-kan, WANG Zhao-feng, YANG Hong-ming, et al. Improvement of coal seam gas drainage by under-panel cross-strata stimulation using highly pressurized gas[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2015, 77:300-312.
- [8] 彭怀德,刘敦文,褚夫蛟,等.硬岩隧道高压气体膨胀破岩开挖试验[J].岩土力学,2018,39(1):242-248.
- [8] PENG Huai-de, LIU Dun-wen, CHU Fu-jiao, et al. Experimental study on rock excavation by high-pressure gas expansion in hard rock tunnels[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(1):242-248. (in Chinese)
- [9] 魏海霞,祝杰,杨小林,等.高压气体爆破作用下层状岩体的地表振动效应预测方法[J].振动与冲击,2023,42(20):1-11.
- [9] WEI Hai-xia, ZHU Jie, YANG Xiao-lin, et al. Prediction method of surface vibration effect of stratified rock mass under high-pressure gas blasting[J]. Journal of Vibration and Shock, 2023, 42(20):1-11. (in Chinese)
- [10] YANG Xue-lin, WEN Guang-cai, WEN Hai-tao, et al. Environmentally friendly techniques for high gas content thick coal seam stimulation multi-discharge CO₂ fracturing system[J]. Journal of Natural Gas Science and Engineering, 2019, 61:71-82.
- [11] 袁永,陈忠顺,梁小康,等.二氧化碳相变爆破致裂机理与应用研究进展[J].煤炭科学技术,2024,52(2):63-78.
- [11] YUAN Yong, CHEN Zhong-shun, LIANG Xiao-kang, et al. Research progress on the fracturing mechanism and application of carbon dioxide phase transition blasting[J]. Coal Science and Technology, 2024, 52(2):63-78. (in Chinese)
- [12] 方莹,李国良,朱振海,等.液氧相变气体膨胀技术在隧洞开挖中的应用研究[J].爆破,2024,41(2):232-237.
- [12] FANG Ying, LI Guo-liang, ZHU Zhen-hai, et al. Research on the application of liquid oxygen phase change gas expansion technology in tunnel excavation[J]. Blasting, 2024, 41(2):232-237. (in Chinese)
- [13] 陶明,赵华涛,李夕兵,等.液态CO₂相变致裂破岩与炸药破岩综合对比分析[J].爆破,2018,35(2):41-49.
- [13] TAO Ming, ZHAO Hua-tao, LI Xi-bing, et al. Comprehensive comparative analysis of rock breaking by liquid CO₂ phase transition fracturing and explosives[J]. Blasting, 2018, 35(2):41-49. (in Chinese)

- [14] 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
- [15] SKURATOV S M, KOZINA M L, SHTEHER S M, et al. The heats of combustion of several purified compounds, Thermochem. Bull [M]. Moscow; Moscow State Univ, 1957;36-37.
- [16] 楼晓明,官旭晖,曾令峰,等. 孔底间隔装药孔壁冲击压力特性[J]. 爆炸与冲击,2023,43(6):174-188.
- [16] LOU Xiao-ming, GUAN Xu-hui, ZENG Ling-feng, et al. Characteristics of impact pressure on blasthole wall with base-decoupled charging [J]. Explosion and Impact, 2023,43(6):174-188. (in Chinese)
- [17] ELEUTERIO F Toro. Riemann solvers and numerical methods for fluid dynamics [M]. USA; Springer, 2009: 115-138.
- [18] 奥尔连科. 爆炸物理学:全2册[M]. 3版. 北京:科学出版社,2011.
- [19] 刘益儒,胡晓棉. 一种基于 Hugoniot 关系的爆轰产物等熵状态方程[J]. 爆炸与冲击,2018,38(1):60-65.
- [19] LIU Yi-ru, HU Xiao-mian. An isentropic equation of state for detonation products based on the hugoniot relation [J]. Explosion and Impact, 2018, 38(1):60-65. (in Chinese)
- [20] 钮强. 岩石爆破机理[M]. 沈阳:东北大学出版社,1990.
- [21] 戴俊. 岩石动力学特性与爆破理论[M]. 北京:冶金工业出版社,2013:120-136.
- [22] 万纯材. 液氧炸药[J]. 化学通报,1960(2):24-34.
- [22] WAN Chun-cai. Liquid oxygen explosives [J]. Chemistry, 1960(2):24-34. (in Chinese)
- [23] HENRYCH J. The dynamics of explosion and its use [M]. Amsterdam; Elsevier, 1979.

(上接第72页)

- [13] 雷海鑫. 不同炮孔堵塞材料对矿山露天爆破效果的影响[J]. 爆破器材,2017,46(4):51-54.
- [13] LEI Hai-xin. Effect of blocking materials of blast hole on open blasting of mine [J]. Explosive Materials, 2017, 46(4):51-54. (in Chinese)
- [14] 彭磊,王建国,彭鑫,等. 富水矿岩区域爆破参数优化数值模拟研究[J/OL]. 有色金属工程:1-20. [2024-07-30]. <https://link.cnki.net/urlid/10.1004.TF.20240527.1427.006>
- [14] PENG Lei, WANG Jian-guo, PENG Xin, et al. Numerical simulation study of blasting parameters optimization in rich water mine area [J/OL]. Nonferrous Metals Engineering; 1-20. [2024-07-30]. <https://link.cnki.net/urlid/10.1004.TF.20240527.1427.006>. (in Chinese)
- [15] 郭东明,蓝樊革,张伟,等. 炮孔堵塞长度对爆破效果的影响研究[J]. 爆破,2023,40(3):108-115,142.
- [15] GUO Dong-Ming, LAN Fan-Ge, ZHANG Wei, et al. Study of influence of stemming length on blasting effect [J]. Blasting, 2023,40(3):108-115,142. (in Chinese)
- [16] 王晓雷. 爆破工程[M]. 北京:冶金工业出版社,2016.
- [16] WANG Xiao-lei. Blasting engineering [M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2016. (in Chinese)
- [17] 宗琦. 炮孔堵塞物运动规律的理论探讨[J]. 爆破, 1996(1):8-11.
- [17] ZONG Qi. Theoretical study of the mechanism of the stemming structure [J]. Blasting, 1996(1):8-11. (in Chinese)
- [18] 罗勇,沈兆武. 钻孔爆破中炮孔堵塞效果及堵塞长度的研究[J]. 力学与实践,2006(2):48-52.
- [18] LUO Yong, SHEN Zhao-wu. Investigation on length of stemming material and its effect in hole-charged blasting [J]. Mechanics in Engineering. 2006(2):48-52. (in Chinese)
- [19] 赵新涛,程贵海,冯国建. 炮孔堵塞长度的计算与实验研究[J]. 力学季刊,2010,31(2):165-171.
- [19] ZHAO Xin-tao, CHENG Gui-hai, FENG Guo-jian. Calculation and experimental study of blast-hole stemming length [J]. Chinese Quarterly of Mechanics, 2010, 31(2):165-171. (in Chinese)
- [20] CHEN Ming, YE Zhi-wei, WEI Dong, et al. The movement process and length optimization of deep-hole blasting stemming structure [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2021, 146: 104836.
- [21] 葛汝豪. 露天矿炮孔堵塞作用机理与堵塞材料改性研究[D]. 徐州:中国矿业大学,2022.
- [21] GE Ru-hao. Study on the hole stemming theory of blasting and the modification of stemming material in open pit mine [D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2022. (in Chinese)
- [22] 杨淑琴,丁小华,聂守虎,等. 分段装药炮孔地质聚合物改性岩粉堵塞材料的研究[J/OL]. 金属矿山:1-11. [2025-01-13]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/34.1055.TD.20231114.1736.004.html>.
- [22] YANG Shu-qin, DING Xiao-hua, NIE Shou-hu, et al. Research on the application of geopolymer material to blast-hole stemming in deck charge [J/OL] Metal Mine: 1-11. [2025-01-13]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/34.1055.TD.20231114.1736.004.html>. (in Chinese)