

DOI: 10.19951/j.cnki.1672-9331.20230927001

文章编号: 1672-9331(2024)04-0091-12

引用格式: 李浩田, 阿比尔的, 贺林林, 等. CO<sub>2</sub>相变冲击下岩石损伤演化规律研究[J]. 长沙理工大学学报(自然科学版), 2024, 21(4): 91-102.

Citation: LI Haotian, ABI Erdi, HE Linlin, et al. Research on evolution law of rock damage under CO<sub>2</sub> phase change impact[J]. J Changsha Univ Sci Tech (Nat Sci), 2024, 21(4): 91-102.

# CO<sub>2</sub>相变冲击下岩石损伤演化规律研究

李浩田, 阿比尔的, 贺林林, 蒲运杰, 刘明维, 韩亚峰

(重庆交通大学国家内河航道整治工程技术研究中心 山区公路水运交通地质减灾重庆市教委重点实验室, 重庆 400074)

**摘要:**【目的】CO<sub>2</sub>相变致裂技术具有环保、低危险、便于控制等优点, 被广泛应用于矿产开采、工程施工等领域。探究CO<sub>2</sub>相变致裂损伤演化规律对爆破施工参数的选取具有重要意义。【方法】针对等当量炸药损伤模型描述CO<sub>2</sub>相变破岩过程的局限性, 采用理想气体状态方程表述超临界CO<sub>2</sub>相变过程, 结合Mises准则给出相变作用下的岩石损伤半径计算模型, 基于LS-DYNA软件建立相变作用下岩石损伤计算模型, 分析了CO<sub>2</sub>相变作用下岩石损伤演化规律, 并进一步讨论了破裂压力、致裂管型号等参数对岩石损伤演化的影响。【结果】建立的相变岩石损伤半径计算模型能较好地评价岩石的损伤范围; 相变冲击使岩石产生径向裂隙, CO<sub>2</sub>相变气体嵌入主裂纹附近的裂缝中, 裂纹尖端效应促使岩体产生更为密集的环向裂隙及细小的轴向裂隙。数值模拟结果显示, 在174、250、290 MPa三种破裂压力下, 85型致裂管产生的裂隙区范围分别为0.42、0.43、0.46 m; 裂隙长度的增大幅度则随着管径的增大而减小, 51型、85型、100型三种型号致裂管在290 MPa的破裂压力下产生的裂隙平均长度比在174 MPa下的分别提高13.2%、5.75%、1.41%; 破裂压力为250 MPa时, 三种致裂管所产生的裂隙区范围分别为0.42、0.43、0.47 m; 在这三种破裂压力下, 100型致裂管下的裂隙平均长度比51型致裂管下的分别增加14.2%、11.1%、2.4%; 此外, 随着破裂压力和致裂管管径两个参数的增大, 相变致裂所产生的主裂隙和环向裂隙增多, 岩石的裂隙平均长度增大。【结论】研究结果可为CO<sub>2</sub>相变致裂施工的损伤控制、技术参数选取等提供参考。

**关键词:** CO<sub>2</sub>相变致裂; 等当量炸药; 损伤半径; 影响因素; 裂隙尺寸

中图分类号: TD872

文献标志码: A

## Research on evolution law of rock damage under CO<sub>2</sub> phase change impact

LI Haotian, ABI Erdi, HE Linlin, PU Yunjie, LIU Mingwei, HAN Yafeng

(National Engineering Research Center for Inland Waterway Regulation of Chongqing Jiaotong University, Key Laboratory of Geological Disaster Reduction for Highway and Water Transportation in Mountainous Areas, Chongqing Municipal Education Commission, Chongqing 400074, China)

**Abstract:** [Purposes] CO<sub>2</sub> phase change fracturing technology has the advantages of environmental protection, low risk, and easy control, and it is widely used in mineral mining, engineering construction, and other fields. Exploring the evolution law of CO<sub>2</sub> phase change fracturing-induced damage is of great significance for the selection of blasting construction parameters. [Methods] In response to the limitations of the damage model of equivalent explosives to describe CO<sub>2</sub> phase change rock breaking process, the ideal gas state equation was used to

收稿日期: 2023-09-27; 修回日期: 2023-10-31; 接受日期: 2023-11-06

基金项目: 国家自然科学基金青年基金项目(41907261、42302332); 重庆市自然科学基金资助项目(CSTB2023NSCQ-MSX0913、CSTB2022NSCQ-BHX0738); 重庆交通大学研究生科研创新项目(2022S0023)

通信作者: 阿比尔的(1988—)(ORCID: 0000-0001-5203-0349), 男, 副教授, 主要从事卸荷岩石力学、岩石冲击损伤力学、水利工程致灾机理及防护措施研究。E-mail: abierdi@163.com

投稿网址: <http://csjgxbzk.csust.edu.cn/cslgdxxbzk/home>

describe the supercritical  $\text{CO}_2$  phase change process. Combined with the Mises criterion, a calculation model for rock damage radius under phase change was given. Based on LS-DYNA software, a rock damage calculation model under phase change was established, and the evolution law of rock damage under phase change was analyzed. Furthermore, the influence of parameters such as the fracturing pressure and the type of fracturing tube on the evolution of rock damage was analyzed. [Findings] The established model for calculating the rock damage radius under phase change can effectively evaluate the damage range of rocks. Phase change impact causes radial cracks in the rock, and  $\text{CO}_2$  phase change gas is embedded in the cracks near the main crack. The crack tip effect promotes the formation of denser circumferential cracks and smaller axial cracks in the rock mass. According to numerical simulations, the range of crack zones generated by the type 85 fracturing tube is 0.42, 0.43, and 0.46 m, respectively, under fracturing pressures of 174, 250, and 290 MPa. The increase amplitude of crack length slows down with the increase in pipe diameter. The average length of cracks generated by the three types of fracturing tubes including type 51, type 85, and type 100 under a fracturing pressure of 290 MPa is 13.2%, 5.75%, and 1.41% higher than that under 174 MPa, respectively. When the fracturing pressure is 250 MPa, the range of crack zones generated by the three types of fracturing tubes is 0.42, 0.43, and 0.47 m, respectively. Under the three fracturing pressures, the average crack length generated by the type 100 fracturing tube increases by 14.2%, 11.1%, and 2.4% compared to that generated by the type 51 fracturing tube. In addition, with the increase in the fracturing pressure and the diameter of the fracturing tube, the main and circumferential cracks generated by phase change fracturing increase, and the average crack length of the rock increases. [Conclusions] The results can provide a reference for damage control and technical parameter selection in  $\text{CO}_2$  phase change fracturing construction.

**Key words:**  $\text{CO}_2$  phase change fracturing; equivalent explosive; damage radius; influencing factor; crack size

**Foundation items:** Projects (41907261, 42302332) supported by the National Natural Science Foundation Youth Fund; Projects (CSTB2023NSCQ-MSX0913, CSTB2022NSCQ-BHX0738) supported by Chongqing Natural Science Foundation; Project (2022S0023) supported by Chongqing Jiaotong University Graduate Research Innovation

**Corresponding author:** ABI Erdi (1988—) (ORCID: 0000-0001-5203-0349), male, associate professor, research interest: unloading rock mechanics, rock impact damage mechanics, disaster mechanism and protective measures of hydraulic engineering. E-mail: abierdi@163.com

## 0 引言

在铁路、矿山和地下隧道等大型工程中,破岩任务是必不可少的。然而,传统的炸药爆破会带来强烈振动、巨大噪声、大量飞石和有毒气体等有害效应,并且这种方法存在污染环境、对邻近建筑物产生较大扰动等缺点。因此,一些非炸药爆破技术逐步出现,其中液态  $\text{CO}_2$  相变破岩技术开始受到越来越多的关注, $\text{CO}_2$  相变冲击波下的破岩效率也是学者们关注的主要方面。

关于冲击破岩规律,国内外学者开展了一系列研究。戴俊<sup>[1]</sup>基于 Mises 强度准则,考虑岩石三向受力及其强度的应变率效应,推导出柱状炸药包爆破在岩石中引起的压碎圈与裂隙圈半径的计算公式。詹德帅<sup>[2]</sup>根据爆破理论、断裂力学理论及煤体的结构特征,详细分析了液态  $\text{CO}_2$  爆破煤体的作用过程,以及各个作用阶段的破坏标准。郭云龙等<sup>[3-4]</sup>利用乳化炸药当量和施加等效荷载两种方式模拟  $\text{CO}_2$  膨胀致裂岩体过程,发现采用这两种方式计算得到的岩体应力变化规律大致相似。高壮<sup>[5]</sup>、张嘉凡等<sup>[6]</sup>基于 LS-DYNA 的数值模拟,对比

分析了液态CO<sub>2</sub>爆破和传统炸药爆破的裂纹扩展特征及爆破效果,认为CO<sub>2</sub>致裂的裂隙区范围更大。ISHIDA等<sup>[7]</sup>通过室内试验对比分析了在相同条件下CO<sub>2</sub>相变致裂和水力压裂的破岩损伤效果,结果表明CO<sub>2</sub>相变破岩效果远高于水力压裂破岩效果。孙建中<sup>[8]</sup>分析了高压CO<sub>2</sub>气体在煤体致裂过程中的应力波传播规律,并根据损伤断裂力学理论,分析了在高压CO<sub>2</sub>气体作用下裂纹在煤体中的扩展规律。孙可明等<sup>[9-11]</sup>对超临界CO<sub>2</sub>相变致裂煤体的过程进行了数值模拟,分析了煤体在各阶段的破坏规律。王明宇<sup>[12]</sup>建立了宏观裂纹的有效应力强度因子,计算了由高压CO<sub>2</sub>冲击形成的应力波造成的粉碎区和裂隙区范围。贾进章等<sup>[13]</sup>优化了液态CO<sub>2</sub>相变爆破钻孔布置参数,对液态CO<sub>2</sub>相变爆破后煤体的损伤程度和致裂半径进行了研究,探究了CO<sub>2</sub>气爆增透的机理。郭志兴<sup>[14]</sup>通过在地面模拟煤体爆破,认为CO<sub>2</sub>的充装量和剪切片强度是决定破岩效果的两个主要因素。田泽础<sup>[15]</sup>研究发现CO<sub>2</sub>充装量越大,裂纹发育越多,岩块破碎程度越高。孟朝贵<sup>[16]</sup>从煤体性质和爆破参数两方面研究了影响CO<sub>2</sub>相变预裂增透高瓦斯煤层效果的主要影响因素,优化了充装量、破裂压力和致裂孔间距等CO<sub>2</sub>相变爆破参数。ZHANG等<sup>[17]</sup>对混凝土试件进行了液态CO<sub>2</sub>爆破试验,建立了在液体CO<sub>2</sub>相变作用下岩石破裂的动力学模型,分析了在液态CO<sub>2</sub>相变作用下裂纹的扩展情况,以及致裂压力、释放孔的数量和半径等参数的影响。胡少斌等<sup>[18]</sup>利用真三轴试验与数值模拟验证的方法探究了热源功率与CO<sub>2</sub>初始压力对CO<sub>2</sub>相变致裂损伤的影响,建立了热-流-固-损伤多场耦合模型,分析了在相变致裂过程中CO<sub>2</sub>温度场、压力场及损伤的演化规律,然而该研究是在将CO<sub>2</sub>视为散粒体并假设满足菲克定律扩散规律的前提下进行的。

综上所述,相关学者通过将相变致裂与炸药、水、氮气等对比,证明了CO<sub>2</sub>相变致裂的有效性,也开展了CO<sub>2</sub>相变致裂损伤演化和参数影响分析。然而,当前研究主要将CO<sub>2</sub>相变致裂简化为等当量的炸药,利用炸药的相关损伤模型描述破岩过程。该研究方法虽然有较为成熟的等当量理论支撑,但由于炸药爆破的作用时间为微秒级,而CO<sub>2</sub>相变致裂的时间为毫秒级,在不同能量释放率下岩石的损伤效应差异明显,故将CO<sub>2</sub>致裂过程用等当量炸药替换存在局限性,影响了损伤效果的评价。

鉴于传统炸药与CO<sub>2</sub>相变在化学状态下的差异,如何采用数值仿真手段模拟CO<sub>2</sub>相变的物理过程,仍需要开展深入的研究。

综上所述,本文采用理想气体状态方程模拟CO<sub>2</sub>相变致裂过程,通过数值模拟与理论推导相结合的研究手段,分析CO<sub>2</sub>相变致裂产生的压碎区和裂隙区的破裂尺寸,结合等当量炸药爆破损伤规律,进一步讨论破裂压力、致裂管型号等参数的影响。该研究可为CO<sub>2</sub>相变致裂施工的损伤控制、技术参数选取等提供参考。

## 1 相变冲击致裂的损伤半径模型

### 1.1 超临界相变能量计算模型

致裂管储液管内的CO<sub>2</sub>处于超临界状态,在致裂过程中CO<sub>2</sub>发生液气转化。当前,针对相变过程中的能量转化常用的模型有三种,分别为介质全部为液体的爆破能量模型、压缩气体与水蒸气容器爆破能量模型、液化气体与高温饱和水的爆破能量模型<sup>[19]</sup>。致裂管内超临界态的CO<sub>2</sub>状态类似于饱和蒸气状态,在发热管作用下,定压泄能片受到破坏,CO<sub>2</sub>转化为饱和气体并瞬间膨胀对外做功。这个过程符合介质在容器中以气态形式存在并发生物理膨胀做功的过程<sup>[20]</sup>,可采用压缩气体与水蒸气容器爆破能量模型<sup>[21]</sup>计算超临界CO<sub>2</sub>相变致裂时释放的能量,如式(1)所示:

$$E_g = \frac{p_a V}{k-1} \left[ 1 - \left( \frac{0.1013 \frac{k-1}{k}}{p_n} \right) \right] \times 10^3 \quad (1)$$

式中: $E_g$ 为气体的爆破能量,J; $V$ 为容器的容积,m<sup>3</sup>; $p_n$ 为容器内绝对压力,MPa; $k$ 为绝热系数,CO<sub>2</sub>的 $k$ 值取1.295。

### 1.2 相变冲击致裂的损伤半径模型

CO<sub>2</sub>相变致裂是一个物理过程,可以采用MAT\_NULL理想气体材料模型对其模拟,其状态方程可用线性多项式描述:

$$p_1 = C_0 + C_1 \nu + C_2 \nu^2 + C_3 \nu^3 + (C_4 + C_5 \nu + C_6 \nu^2) E \quad (2)$$

式中: $p_1$ 为爆轰压力,MPa; $\nu$ 为体积参数, $\nu = 1/(V_1 - 1)$ ,其中 $V_1$ 为相对体积,m<sup>3</sup>; $C_0 \sim C_6$ 均为常数,其中 $C_4 = C_5 = k - 1$ , $C_0 = C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0$ ,当气体为空气时 $C_4 = C_5 = 0.4$ ,为CO<sub>2</sub>时 $C_4 = C_5 = 0.295$ ;  $E$ 为

单位体积内能,为空气时其值取  $2.068 \times 10^{-2} \text{ J/m}^3$ ,为  $\text{CO}_2$  时其取值因破裂压力不同而有所不同,当破裂压力为 174、250、290 MPa 时,  $E$  的取值分别为 59.119、84.746、98.542  $\text{J/m}^3$ 。

采用  $\text{CO}_2$  致裂管破岩时,由于钻孔直径大于致裂管直径,常视为不耦合装管,相变高压气体碰撞孔壁激起的岩石冲击波初始压力  $P_m$  计算式如式(3)所示:

$$P_m = p \left( \frac{d_g}{d_0} \right)^6 n \quad (3)$$

式中:  $n$  为  $\text{CO}_2$  高压气体和孔壁发生碰撞后的压力放大倍数,受入射空气冲击波压力的影响,取  $n=8$ ;  $p$  为致裂管泄能片压力阈值的压力;  $d_g$  为致裂管的外径;  $d_0$  为致裂钻孔的直径。

岩石中的应力波随着冲击波不断向外传播而逐渐衰减,根据这一规律可推导岩石中任意一点径向和切向应力峰值的衰减规律<sup>[22]</sup>,分别如式(4)、式(5)所示:

$$\sigma_r = p_0 (\bar{r})^{-\alpha} \quad (4)$$

$$\sigma_\theta = -b\sigma_r \quad (5)$$

式(4)~(5)中:  $\sigma_r$ 、 $\sigma_\theta$  分别为岩石中的径向应力和切向应力峰值;  $p_0$  为  $\text{CO}_2$  气体冲出后的压力;  $\bar{r}$  为比距离,  $\bar{r} = r/r_h$ ,  $r$  为计算点到装药中心的距离,  $r_h$  为炮孔半径;  $\alpha$  为衰减系数,对于冲击波,通常  $\alpha \approx 3$ ;  $b$  为侧向应力系数,  $b = \mu_d / (1 - \mu_d)$ ,  $\mu_d$  为岩石材料的动泊松比。

岩石的泊松比与应变率相关,且泊松比随着应变率的提高而减小。根据相关研究成果<sup>[23-24]</sup>在工程爆破的加载率范围内可以认为  $\mu_d = 0.8\mu$ ,其中  $\mu$  为岩石材料的静态泊松比。

对于岩石中任意一点的等效应力  $\sigma_i$  可按式(6)计算:

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[ (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_r - \sigma_z)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (6)$$

为便于分析计算,按平面应变问题进行处理<sup>[1]</sup>,可得计算式(7):

$$\sigma_z = \mu_d (\sigma_r + \sigma_\theta) = \mu_d (1 - b) \sigma_r \quad (7)$$

将式(5)与式(7)带入式(6),可得式(8),此时岩石任意一点的等效应力  $\sigma_i$  计算如式(8)所示:

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sigma_r \left[ (1 + b)^2 - 2\mu_d (1 - b)^2 (1 - \mu_d) + (1 + b^2) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (8)$$

根据 Mises 准则及损伤定义,当岩石材料中的应力满足以下条件时,则岩石发生破坏。

$$\sigma_i > \sigma_0 \quad (9)$$

$$\sigma_i = \begin{cases} \sigma_{cd} & (\text{粉碎区}) \\ \sigma_{td} & (\text{裂隙区}) \end{cases} \quad (10)$$

式中:  $\sigma_0$  为岩石材料在单轴受压情况下的破坏强度;  $\sigma_{cd}$ 、 $\sigma_{td}$  分别为岩石单轴动态抗压强度与单轴动态抗拉强度。

应力波在粉碎区内传播时的衰减系数计算式如式(11)所示:

$$\alpha = 2 + \frac{\mu_d}{1 - \mu_d} \quad (11)$$

将式(3)、式(4)、式(11)带入式(8),并结合式(10)进行判据,可以推导得到致裂后岩体粉碎区半径的计算公式,如式(12)所示:

$$R_s = \left( \frac{O \times P_m}{\sqrt{2} \sigma_{cd}} \right)^{1/\alpha} r_b \quad (12)$$

$$O = \left[ (1 + b)^2 + (1 + b^2) - 2\mu_d (1 - \mu_d) (1 - b)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (13)$$

式中:  $R_s$  为粉碎区半径。

对于应力波在岩石中的衰减系数计算公式,除式(11),即前苏联人员给出的衰减系数与泊松比间计算公式外,还有如下所示公式。

前苏联科学家<sup>[25]</sup>根据实际数据,对理论公式进行修正,得出径向应力传播衰减规律,其衰减系数为

$$\alpha = \frac{P_0}{\left( \sqrt{r} \right)^{\alpha_1}} \quad (14)$$

式中:  $\alpha_1$  为应力衰减系数。

中国科学院武汉岩土力学研究所通过现场试验,得出了衰减系数与波阻抗间的关系式<sup>[26-27]</sup>,如式(15)所示:

$$\alpha = 4.11 e^{-7} \rho C_p + 2.92 \quad (15)$$

此外,柱状药包应力波的衰减系数与波阻抗间的关系式<sup>[25]</sup>如式(16)所示:

$$\alpha = 2.86 e^{-7} \rho C_p + 1.89 \quad (16)$$

式(15)~(16)中:  $\rho C_p$  为岩石波阻抗,其中  $\rho$  为岩石密度,  $C_p$  为纵波(P波)的传播速度。

根据式(12)计算粉碎区范围发现,当破岩能量衰减至不足以发生压缩破坏时,粉碎区停止扩展,并伴随着拉应力对径向张拉裂隙的促进作用,



在粉碎区和裂隙区分界面上的应力满足式(17)所示关系式:

$$\sigma_R = \sigma_r \Big|_{r=R_i} = \frac{\sqrt{2} \sigma_{cd}}{O} \quad (17)$$

式中: $\sigma_R$ 为粉碎区与裂隙区分界面上的应力。在粉碎区以外,应力波继续向外围传播,此时衰减系数 $\beta$ 计算式如式(18)所示:

$$\beta = 2 - \frac{\mu_d}{1 - \mu_d} \quad (18)$$

利用式(4)、式(8)、式(10)、式(12)和式(18),可推得不耦合装药爆破裂隙区半径 $R_i$ ,如式(19)所示:

$$R_i = \left( \frac{\sigma_R \times O}{\sqrt{2} \sigma_{cd}} \right)^{\frac{1}{\beta}} R_s \quad (19)$$

## 2 相变致裂数值模型构建

### 2.1 数值模型

CO<sub>2</sub>相变致裂是一个瞬时的高温、高压动态过程。LS-DYNA是一个通用的结构分析非线性有限元程序,在处理材料失效与大变形问题方面具有突出优势,可以模拟研究爆炸动荷载破岩过程<sup>[28]</sup>。因此,采用LS-DYNA数值分析软件可以分析破裂压力与致裂管型号对相变致裂所产生裂隙的影响。考虑到计算机配置条件和数值计算能力,在不影响研究结果的前提下,本文选用准二维数值计算模型,采用单孔无荷载方案,设置相等的初始破裂压力,分析破裂压力、充装质量对破岩效果的影响。计算模型及其边界条件如图1所示。

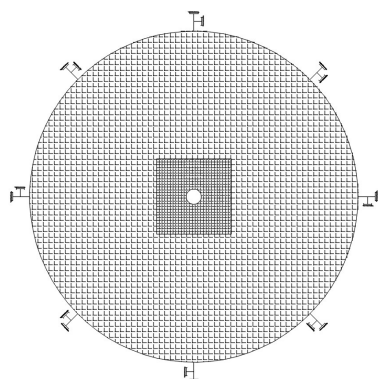


图1 计算模型及其边界条件

Fig. 1 Calculation model and its boundary conditions

模型尺寸为1.0 m(半径)×0.5 mm(厚度)。孔径根据工况不同而有所不同,分别设置为34.00、7.32、23.00、42.00 mm。根据炮孔尺寸及计算精细化划分计算网格。为保证对比的严谨性,网格尺寸统一为0.6 mm。模型划分为三个部分,共有3 981 176个单元体及7 965 120个节点。考虑平面应变条件,计算模型环形边界采用黏弹性边界以消除边界效应影响。

### 2.2 计算参数及工况

CO<sub>2</sub>相变致裂过程中空气与CO<sub>2</sub>均采用MAT\_NULL理想气体材料模型。采用这些模型用来定义沙漏系数,以控制致裂过程能量的传递和转换。参数按照式(2)取值。

相变致裂管选用51型、85型、100型三种型号,剪切片厚度取值为5.8、8.3、9.6 mm,致裂岩石为中等强度砂岩,选用模型为LS-DYNA软件自带的弹塑性本构模型。致裂管参数见表1,岩石物理参数见表2,超临界CO<sub>2</sub>相变致裂的具体工况参数见表3。

表1 不同致裂管参数

Table 1 Parameters of different fracturing tubes

型号	致裂管 长度/mm	致裂管 外径/mm	夹持 直径/mm	内部容积/ (10 <sup>-4</sup> m <sup>3</sup> )	充装CO <sub>2</sub> 质量/g
51型	1 000	51	23	5.8	900
85型	938	83	34	15.7	1 400
100型	1 520	95	42	42.1	3 500

表2 砂岩物理参数

Table 2 Physical parameters of sandstone

密度/ (kg·m <sup>-3</sup> )	弹性模量/ MPa	泊松比	抗压强度/ MPa	抗拉强度/ MPa
2 600	8 031.6	0.3	150	5

表3 超临界CO<sub>2</sub>相变致裂试验工况

Table 3 Working conditions of supercritical CO<sub>2</sub> phase change fracturing test

工况编号	致裂管 型号	剪切片 厚度/mm	破裂压力/ MPa
GK1	85型	5.8	174
GK2	85型	8.3	250
GK3	85型	9.6	290
GK4	51型	8.3	250
GK5	85型	8.3	250
GK6	100型	8.3	250
GK7	等当量炸药致裂		

### 2.3 模型验证

图2为85型致裂管在 $\text{CO}_2$ 相变作用下岩石的损伤裂隙扩展云图,岩石的最大裂隙扩展距离为0.43 m。通过式(12)和式(19)计算岩石损伤范围,两者的对比结果如图3所示。由图3可以看出, $\text{CO}_2$ 相变致裂岩石损伤半径的理论计算结果与数值模拟结果相差不大,其中粉碎区半径的数值模拟结果比理论计算的增加1.8%,裂隙区半径的数值模拟结果比理论计算的增加3.8%。另外, $\text{CO}_2$ 裂隙区半径与粉碎区半径的理论比为7.58,数值模拟比为7.73。由此可见,相变致裂的数值模型是可靠的。

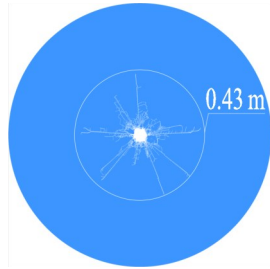


图2 85型致裂管在 $\text{CO}_2$ 相变作用下岩石损伤裂隙扩展云图

Fig. 2 Cloud image of rock damage propagation by type 85 fracturing tube under  $\text{CO}_2$  phase change

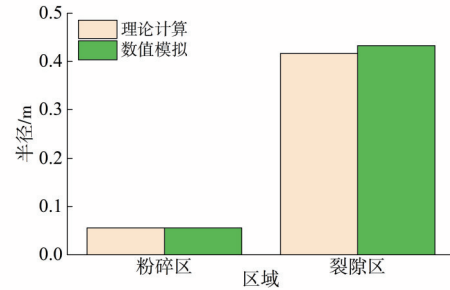


图3 85型的致裂管在 $\text{CO}_2$ 相变作用下岩石损伤半径对比柱状图

Fig. 3 Comparative histogram of rock damage radius by type 85 fracturing tube under  $\text{CO}_2$  phase change

## 3 $\text{CO}_2$ 相变冲击下岩石损伤演化规律

### 3.1 $\text{CO}_2$ 相变冲击下岩石损伤演化

图4为 $\text{CO}_2$ 相变致裂破岩效果时程云图。由图4可以看出, $\text{CO}_2$ 相变致裂在相变初期产生膨胀高压并作用于炮孔壁上,在 $16 \mu\text{s}$ 时,粉碎区四周具有较高的压力,因该压力远大于岩石的抗压强度,故产生粉碎破坏区,如图4(a)所示;冲击压力继续向外扩展,在 $25 \mu\text{s}$ 时,能量衰减至不足以使

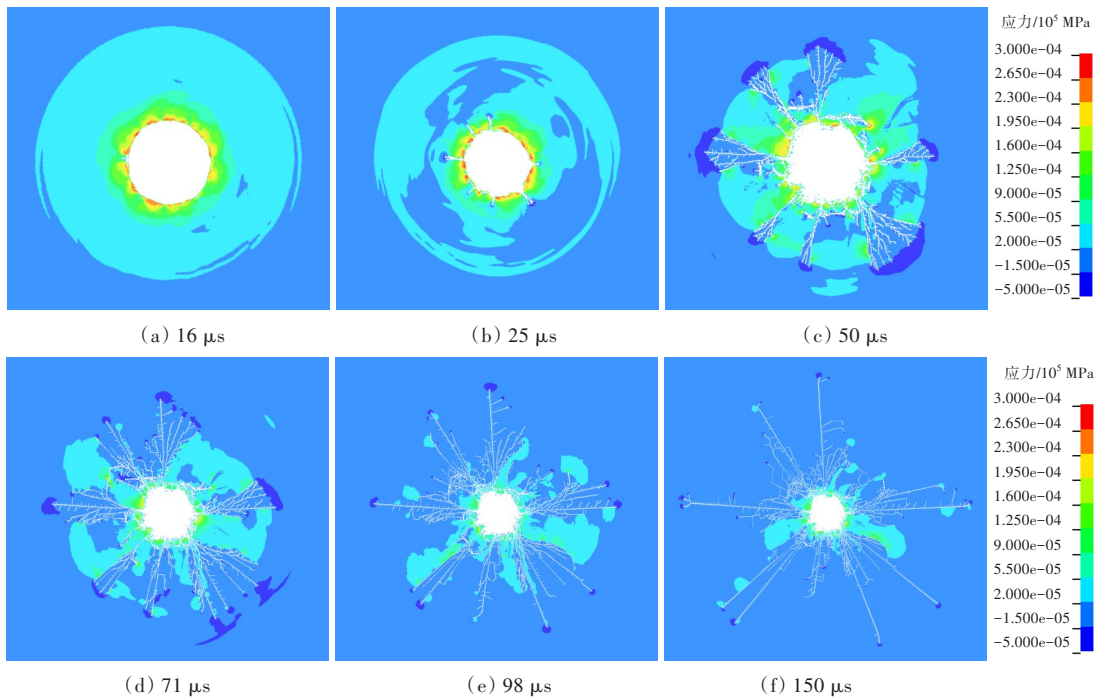


图4  $\text{CO}_2$ 相变致裂破岩效果时程云图

Fig. 4 Time cloud image of rock breaking effect by  $\text{CO}_2$  phase change fracturing

岩石发生压缩破坏,粉碎区停止扩展,同时岩体产生环向的应力作用,拉应力导致岩石产生径向裂

隙,裂隙尖端产生拉力,初始裂隙沿着径向进一步扩展,主裂隙萌生,如图4(b)所示;在 $50 \mu\text{s}$ 后,爆

生气体灌入初始裂隙的尖端,形成应力集中区,促使初始裂隙二次扩展,直至扩展停止形成完整的裂隙区。相变致裂呈径向放射状,主裂隙周围伴随大量的次生裂隙网,如图4(f)所示。

### 3.2 破裂压力(剪切片厚度)对岩石损伤的影响

图5为GK1、GK2、GK3三种工况下(破裂压力分别为174、250、290 MPa)的岩石致裂损伤范围对比图。由图5可以看出,三种破裂压力下的致裂半径分别约为0.42、0.43、0.46 m,随着剪切片厚度及破裂压力的增大,产生的冲击压力变大,岩石致裂半径逐渐增大。另外,相变致裂所产生的主裂隙数量由7~8条变为9~10条,呈倾泻状发展,而主裂隙中微小分支较多的细微裂隙条数、环向裂隙范围、裂隙平均长度均有所增加,破裂压力越大,产生的裂隙区范围越大。

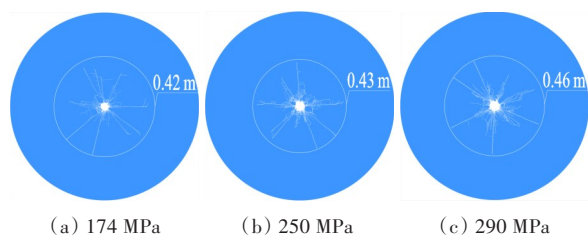


图5 不同破裂压力下的岩石致裂损伤范围

Fig. 5 Rock damage range under different fracturing pressures

图6为51型致裂管在174、250、290 MPa三种破裂压力下的主裂纹长度折线图。由图6可以看出,主裂隙的总体长度随着破裂压力的增加而增加。此外,相对较长的裂隙占有所有裂隙的绝大部分,且在云图中分布均匀。由此可推得,CO<sub>2</sub>破岩生成裂隙的绝大部分能量均用来生成延伸长且分支广的主裂隙,余下的部分则在气体劈裂等多种方式综合作用下生成细小的裂隙分支以及环向裂隙等次要裂隙。

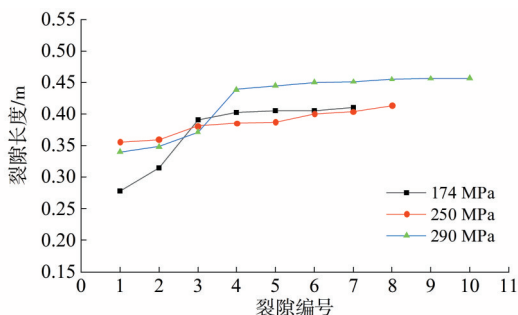


图6 51型致裂管在三种破裂压力下的主裂隙长度

Fig. 6 Main crack length under three types of fracturing pressures for type 51 fracturing tube

图7所示为在51型、85型、100型的致裂管下的平均裂隙长度和最大裂隙长度的变化折线图。由图7可以看出,平均裂隙长度和最大裂隙长度均随破裂压力的增大而增大。51型、85型、100型三种型号破裂管在290 MPa的破裂压力下产生的裂隙平均长度比在174 MPa下产生的分别提高13.2%、5.75%、1.41%。由此可见,随着致裂管径的增大,破裂压力对相变致裂裂隙平均长度的增大作用逐渐降低。

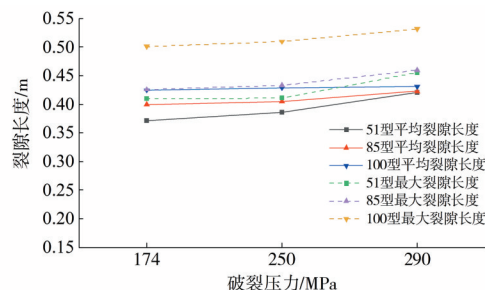


图7 三种致裂管下平均与最大裂隙长度变化折线图

Fig. 7 Curves of average and maximum crack length changes with three types of fracturing tubes

### 3.3 致裂管型号对岩石损伤的影响

图8为GK4、GK5、GK6三种工况下的岩石致裂损伤范围对比图。由图8可以看出,51型、85型、100型三种致裂管的致裂半径分别约为0.42、0.43、0.47 m,损伤半径随着管径的增加即充装质量的增加逐渐增大。另外,相变致裂所产生的主裂隙条数从51管的8~9条增加到了100管的11~12条,裂隙的延伸方向分布较为均匀,且大管径下相变致裂产生的主裂隙会衍生出更为密集且分布更广的环向裂隙。

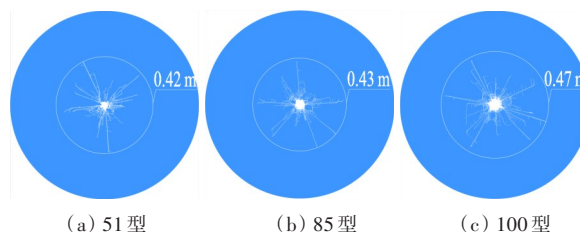


图8 不同致裂管型号下的岩石致裂损伤范围

Fig. 8 Rock damage range under different types of fracturing tubes

图9所示为在290 MPa破裂压力下的主裂隙长度随管径增大的变化规律。表4列出了不同型号的致裂管在不同破裂压力下的主裂隙平均长度和最大长度。由图9可以看出,在恒定的破裂压力下主裂隙长度随着管径的增大而增大。由表4可



知,在 174、250、290 MPa 三种破裂压力下,100 型致裂管下的平均裂隙长度比 51 型致裂管下的分别增加 14.2%、11.1%、2.4%。由此可见,随着破裂压力的增大,裂隙长度的增长幅度随致裂管径的增大而逐渐减小。

图 10 展示了三种管径下相变致裂形成的主裂隙(具有明显的线性发展趋势,且长度突出)条数。

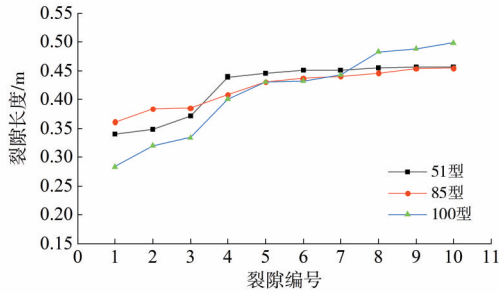


图 9 290 MPa 破裂压力下不同型号致裂管主裂隙长度  
Fig. 9 Main crack length under fracturing pressure of 290 MPa with different types of fracturing tubes

表 4 不同型号致裂管在不同破裂压力下的主裂隙平均及最大长度值

Table 4 Average and maximum lengths of main crack under different fracturing pressures with different types of fracturing tubes

致裂管型号	破裂压力/MPa	主裂隙平均长度/m	主裂隙最大长度/m
51 型	174	0.372	0.410
	250	0.386	0.411
	290	0.421	0.456
85 型	174	0.400	0.426
	250	0.405	0.433
	290	0.423	0.460
100 型	174	0.425	0.501
	250	0.429	0.510
	290	0.431	0.532

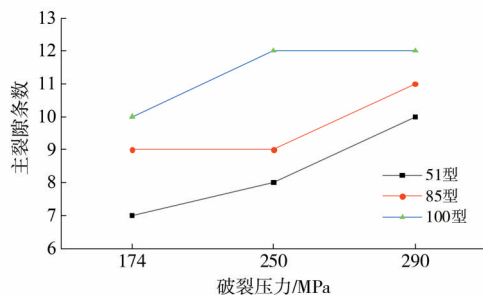


图 10 不同管径下主裂隙条数随破裂压力的变化折线图  
Fig. 10 Variation of number of main cracks with fracturing pressure under different pipe diameters

由图 10 可以看出,随着破裂压力的增大,三种管径下主裂隙的条数均呈上升趋势,且管径越大,主裂隙条数越多。经综合分析,这是因为在相变致裂过程中,破裂压力的增大会使初始裂隙开始形成时受到朝向更多的压应力,而致裂管管径的增大会使初始裂隙在延伸过程中因充装量的增加而受到更强的气体劈裂作用,两种因素都会使相变致裂产生的主裂隙数量呈增大趋势。

### 3.4 相变致裂和炸药爆破对比分析

#### 3.4.1 基本参数

为进一步对比分析超临界 CO<sub>2</sub> 相变致裂和炸药爆破的损伤区,采用 LS-DYNA 软件自带的 JWL 状态方程模拟炸药爆炸过程<sup>[29-31]</sup>,以获得相变损伤范围。

炸药本构模型使用 JWL 状态方程模拟炸药爆炸过程。环三亚甲基三硝胺(RDX 基)炸药参数见表 5,岩石相关参数见表 6。

表 5 RDX 基炸药参数

Table 5 RDX-based explosive parameters

密度 $\rho$ / (g·cm <sup>-3</sup> )	爆速 $D$ / (km·s <sup>-1</sup> )	$A$ /Pa	$B$ /Pa	$R_1$	$R_2$
1.65	8.19	937.29	16.279	5.2	1.0
$\omega$	初始比内能 $E_0$ / (J·mm <sup>-3</sup> )	热力学参数 $\gamma_c$	爆轰压 $P_c$ /GPa	单位爆炸能 $Q_c$ / (kJ·g <sup>-1</sup> )	
0.43	8.5	3.0	27.67	5.152	

注:  $A$ 、 $B$ 、 $R_1$ 、 $R_2$  和  $\omega$  为 JWL 状态方程系数。

表 6 岩石参数

Table 6 Parameters of rock

泊松比 $\mu$	岩石单轴动态抗压强度 $\sigma_{cd}$ /MPa	岩石单轴动态抗拉强度 $\sigma_{td}$ /MPa	载荷传播衰减系数 $\alpha$	炮孔半径 $r_h$ /m
0.3	150	5	3	0.003 6

#### 3.4.2 相变致裂和炸药致裂的效果对比

图 11 为在 GK5、GK7 两种工况下岩石的粉碎区形态图。由图 11 可以看出,相变致裂粉碎区的形状较为规则,相比于炸药致裂,相变致裂的裂隙根部衍生出更多更密集的细小裂隙以及环向裂隙,这是气体劈裂作用的结果。

图 12 为两种破岩方式下粉碎区的理论计算和数值模拟结果的对比图。由图 12 可以看出,炸药破岩形成的粉碎区理论计算与数值模拟的面积均比 CO<sub>2</sub> 相变致裂破岩粉碎区的大。CO<sub>2</sub> 相变致裂粉碎区的理论值为 0.055 m,等当量炸药爆破粉碎区的理论值为 0.070 m。对比两种致裂方式的炮



孔孔径,以原有炮孔尺寸为基础,相变致裂粉碎区向外蔓延了0.039 m,而等当量炸药致裂的粉碎区则向外蔓延了0.064 m;CO<sub>2</sub>相变致裂产生的粉碎区为炮孔孔径的3.29倍,而炸药爆破则为20倍。在粉碎区尺寸方面,CO<sub>2</sub>相变致裂小于炸药爆破;在扩大比例方面,CO<sub>2</sub>相变致裂所产生的粉碎区同样较小。由此可见,CO<sub>2</sub>相变致裂产生粉碎区的效果不如炸药爆破的效果。经综合分析,这是因为理论计算考虑的是不耦合系数以及衰减系数,所以使得CO<sub>2</sub>相变致裂和等当量炸药爆破之间的理论差略大于设定为耦合装药的数值模拟结果。

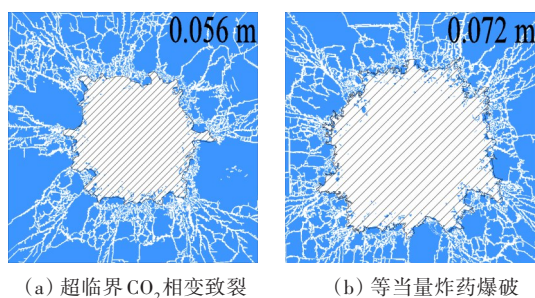


图11 两种破岩方式下岩石粉碎区云图

Fig. 11 Cloud image of rock crushing zone under two rock breaking methods

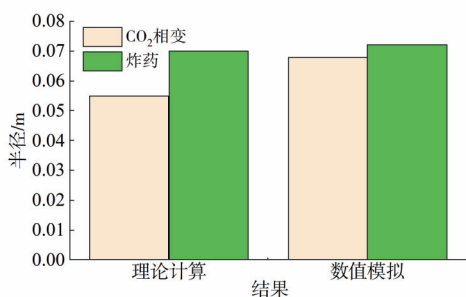


图12 粉碎区结果对比柱状图

Fig. 12 Comparative histogram of crushing zone results

图13所示为两种破岩方式下的岩石裂隙区云图。由图13可以看出,CO<sub>2</sub>相变致裂使岩体产生了8~9条主要轴向裂隙,炸药致裂产生了11~12条。CO<sub>2</sub>相变致裂产生的裂隙延伸得更长,同时产生了更为密集的环向裂隙以及细小的轴向裂隙。原因在于,相比于炸药致裂,CO<sub>2</sub>相变产生的气体嵌入主裂隙附近的裂缝中,使裂隙继续延伸扩展,在气体与冲击波的双重作用下产生了更多的径向与环向裂隙。

图14为在两种破岩方式下裂隙区半径理论计算和数值模拟结果的对比图。由图14可以看出,CO<sub>2</sub>相变致裂形成的裂隙区理论计算与数值模拟

结果均比炸药破岩的大。数值模拟结果显示,CO<sub>2</sub>相变致裂的裂隙区半径比炸药破岩的大5.3%。

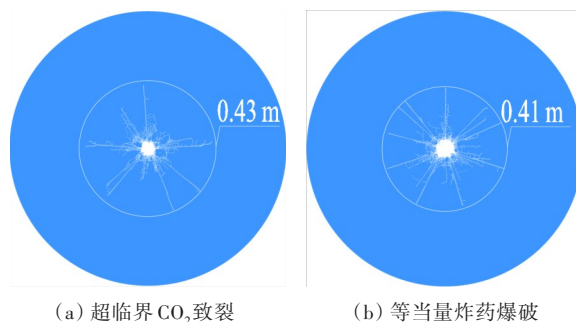


图13 两种破岩方式下岩石裂隙区云图

Fig. 13 Cloud image of rock crack zone under two rock breaking methods

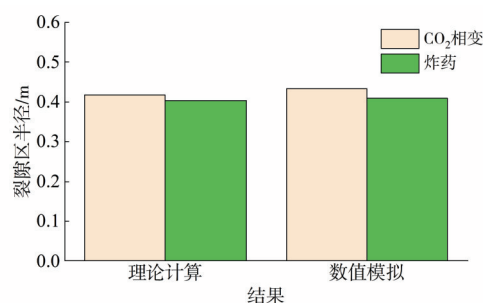


图14 裂隙区结果对比柱状图

Fig. 14 Comparative histogram of crack zone

图15为在250 MPa破裂压力下CO<sub>2</sub>相变致裂与等当量炸药致裂所产生的主裂隙长度对比图。由图15可以看出,图像呈对数曲线状分布,CO<sub>2</sub>相变致裂所产生的主裂隙长度大于炸药破岩产生的主裂隙长度,前者生成的主裂隙平均长度较后者的提高了10.6%。

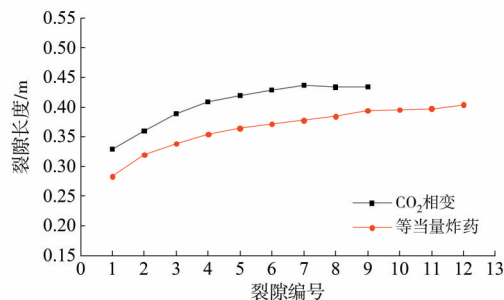


图15 250 MPa破裂压力下CO<sub>2</sub>相变与等当量炸药破岩主裂隙长度

Fig. 15 Main crack length under CO<sub>2</sub> phase change and equivalent explosive rock breaking under fracturing pressure of 250 MPa

对比CO<sub>2</sub>相变致裂和等当量炸药破岩两种破岩方式,发现两者在破岩机理方面存在显著差异。

在炸药爆破中产生的绝大部分能量均以冲击波的形式消耗在距离炮孔两倍炮孔半径的范围内,在该范围内形成了粉碎区,并在应力波和爆生气体的共同作用下形成裂隙区。 $\text{CO}_2$ 相变致裂主要通过相变形成的强大压力在炮孔周围的岩体中形成初始裂隙,初始裂隙在膨胀静压力作用下向炮孔周围岩体延伸、扩张,从而达到破碎岩石的目的。

图16所示为在粉碎区形成阶段( $0 \sim 30 \mu\text{s}$ ),两种致裂方式下岩体能量变化趋势图。由图16可以看出,两种致裂方式下的岩体总能量均呈逐渐减小的变化趋势,破岩能量在距离炮孔较近的区域衰减速度较快,随着冲击波在岩体中传播,能量衰减速率逐渐变慢,能量曲线逐渐趋于平稳。对比两种破岩方式的能量衰减曲线发现,炸药爆破在粉碎区形成期间消耗了更多的能量,其能量衰减曲线斜率明显比 $\text{CO}_2$ 相变致裂的大,而 $\text{CO}_2$ 相变致裂生成的粉碎区较小,其能量衰减曲线的衰减比炸药致裂的小,因此 $\text{CO}_2$ 相变致裂更利于裂隙区的形成。在 $25 \mu\text{s}$ 时, $\text{CO}_2$ 相变致裂所剩的能量较高,即 $\text{CO}_2$ 相变致裂用于形成裂隙区的能量占比高于炸药致裂的,能量利用率较高。

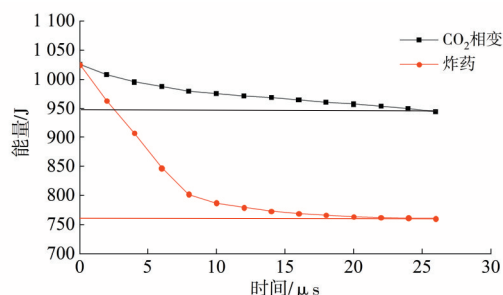


图16 粉碎区形成阶段两种致裂方式下岩体能量衰减曲线图

Fig. 16 Energy attenuation curves of rock mass under two types of fracturing methods during formation of crushing zone

综上所述,炸药破岩生成的裂隙范围略小于 $\text{CO}_2$ 相变致裂的裂隙范围,而 $\text{CO}_2$ 相变致裂过程中出现类似炸药爆破的强冲击波和较小的岩石粉碎区,这在一定程度上提高了破岩能量的利用率,在实际施工过程中能够节省成本。

## 4 结论

由于利用等当量炸药的损伤模型描述相变破岩过程具有局限性,因此本文采用理想气体状态

方程表述超临界 $\text{CO}_2$ 相变全过程,给出相变作用下的岩石损伤半径计算模型。本文基于LS-DYNA建立相变作用下岩石损伤计算模型,分析相变作用下岩石的损伤演化规律,并进一步讨论破裂压力、致裂管型号等参数对致裂效果的影响。得到以下结论:

1) 建立的基于理想气体状态方程的相变岩石损伤半径计算模型能较好地评价岩石的损伤范围。

2) 相变冲击力作用于孔壁,岩石产生径向裂隙,相变气体的准静态应力场作用在初始裂隙尖端,形成应力集中区,促使初始裂隙进一步扩展,最终形成放射状裂隙网。 $\text{CO}_2$ 相变气体嵌入主裂隙附近的裂缝中,在气体与冲击波的双重作用下, $\text{CO}_2$ 相变致裂产生了比炸药致裂更为密集的环向裂隙及更为细小的轴向裂隙。

3) 破裂压力和充装质量是岩石损伤的重要影响参数。数值模拟结果显示,随着破裂压力由174 MPa增大到250、290 MPa,85型的致裂管产生的裂隙区范围由0.42 m增大到0.43、0.46 m;51型、85型、100型三种型号的致裂管在290 MPa破裂压力下产生的裂隙平均长度比在174 MPa下的分别提高13.20%、5.75%、1.41%,即随着破裂压力的增大,相变致裂所产生的主裂隙数量并无明显变化,但裂隙的平均长度、裂隙区范围有所增大,而增大幅度随着管径的增大而减小。当破裂压力为250 MPa时,随着充装质量的增加,相变致裂所产生的裂隙区范围逐渐增加,51型、85型、100型致裂管的裂隙区范围分别为0.42、0.43、0.47 m;在174、250、290 MPa三种破裂压力下,100型致裂管下的裂隙平均长度比51型致裂管下的分别增加14.2%、11.1%、2.4%。随着充装质量的增加,相变致裂所产生的主裂隙条数也明显增多,且环向裂隙区域也相对增大,岩石平均裂隙长度随充装质量的增大而增大。

## [参考文献]

- [1] 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(2): 144-147. DOI: 10.3969/j.issn.1008-0562.2001.02.005.  
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(2): 144-147. DOI: 10.3969/j.

- issn.1008-0562.2001.02.005.
- [2] 詹德帅. 二氧化碳充装量与致裂效果的模拟分析[D]. 北京: 煤炭科学研究总院, 2017.  
ZHAN Deshuai. Carbon dioxide filling capacity and cracking effect simulation analysis [D]. Beijing: General Institute of Coal Science and Research, 2017.
- [3] 郭云龙, 李纪宝, 孙崔源, 等. 孔间距对二氧化碳相变爆破效果的影响模拟分析[J]. 铁道建筑, 2022, 62(6): 125-129. DOI: 10.3969/j. issn. 1003-1995. 2022.06.27.  
GUO Yunlong, LI Jibao, SUN Cuiyuan, et al. Simulation analysis of influence of borehole spacing on effect of CO<sub>2</sub> phase change blasting [J]. Railway Engineering, 2022, 62(6): 125-129. DOI: 10.3969/j. issn.1003-1995.2022.06.27.
- [4] 郭云龙, 孟海利, 孙崔源, 等. 二氧化碳膨胀爆破岩体数值模拟分析[J]. 铁道建筑, 2021, 61(9): 85-88, 93. DOI: 10.3969/j.issn.1003-1995.2021.09.17.  
GUO Yunlong, MENG Haili, SUN Cuiyuan, et al. Numerical simulation and analysis of rock mass blasting by CO<sub>2</sub> expansion[J]. Railway Engineering, 2021, 61(9): 85-88, 93. DOI: 10.3969/j.issn.1003-1995.2021.09.17.
- [5] 高壮. 液态二氧化碳爆破作用下煤岩体破坏机理研究[D]. 西安科技大学, 2020. DOI: 10.27397/d.cnki. gxaku.2020.000077.  
GAO Zhuang. Research on the destruction mechanism of coal rock body under the action of liquid carbon dioxide blasting [D]. Xi'an University of Science and Technology, 2020. DOI: 10.27397/d.cnki. gxaku. 2020. 000077.
- [6] 张嘉凡, 高壮, 程树范, 等. 煤岩HJC模型参数确定及液态CO<sub>2</sub>爆破特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2021, 40(增刊1): 2633-2642. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2020.0267.  
ZHANG Jiafan, GAO Zhuang, CHENG Shufan, et al. Parameters determination of coal-rock HJC model and research on blasting characteristics by liquid CO<sub>2</sub> [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2021, 40(sup 1): 2633-2642. DOI: 10.13722/j.cnki. jrme.2020.0267.
- [7] ISHIDA T, AOYAGI K, NIWA T, et al. Acoustic emission monitoring of hydraulic fracturing laboratory experiment with supercritical and liquid CO<sub>2</sub> [J]. Geophysical Research Letters, 2012, 39(16): 1125-1128. DOI: 10.1029/2012GL052788.
- [8] 孙建中. 基于不同爆破致裂方式的液态二氧化碳相变增透应用研究[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2015.  
SUN Jianzhong. Applied research on permeability increasing by liquid carbon dioxide phase transition blasting based on different initiating condition [D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2015.
- [9] 孙可明, 辛利伟, 王婷婷, 等. 超临界CO<sub>2</sub>气爆煤体致裂规律模拟研究[J]. 中国矿业大学学报, 2017, 46(3): 501-506. DOI: 10.13247/j.cnki.jcunt.000669.  
SUN Keming, XIN Liwei, WANG Tingting, et al. Simulation research on law of coal fracture caused by supercritical CO<sub>2</sub> explosion [J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2017, 46(3): 501-506. DOI: 10.13247/j.cnki.jcunt.000669.
- [10] 孙可明, 辛利伟, 吴迪. 超临界CO<sub>2</sub>气爆煤体致裂机理实验研究[J]. 爆炸与冲击, 2018, 38(2): 302-308. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0230.  
SUN Keming, XIN Liwei, WU Di. Experimental study on fracture mechanism of coal caused by supercritical CO<sub>2</sub> explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2018, 38(2): 302-308. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0230.
- [11] 孙可明, 辛利伟, 张树翠, 等. 超临界CO<sub>2</sub>气爆致裂规律实验研究[J]. 中国安全生产科学技术, 2016, 12(7): 27-31. DOI: 10.11731/j.issn.1673-193x.2016.07.005.  
SUN Keming, XIN Liwei, ZHANG Shucui, et al. Experimental study on laws of crack caused by gas burst of supercritical carbon dioxide [J]. Journal of Safety Science and Technology, 2016, 12(7): 27-31. DOI: 10.11731/j.issn.1673-193x.2016.07.005.
- [12] 王明宇. 液态二氧化碳相变爆破裂纹扩展规律研究及应用[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2018.  
WANG Mingyu. Study on crack propagation law of liquid carbon dioxide phase transition blasting and its application [D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2018.
- [13] 贾进章, 柯丁琳, 李斌. 液态CO<sub>2</sub>爆破钻孔布置参数优化[J]. 辽宁工程技术大学学报(自然科学版), 2021, 40(2): 97-103. DOI: 10.11956/j. issn. 1008-0562.2021.02.001.  
JIA Jinzhang, KE Dinglin, LI Bin. Optimization of drilling arrangement parameters for liquid CO<sub>2</sub> blasting [J]. Journal of Liaoning Technical University (Natural Science), 2021, 40(2): 97-103. DOI: 10.11956/j. issn.1008-0562.2021.02.001.
- [14] 郭志兴. 液态二氧化碳爆破筒及现场试爆[J]. 爆破, 1994, 11(3): 72-74.  
GUO Zhixing. Liquid carbon dioxide explosion canister and field test explosion [J]. Blasting, 1994, 11(3): 72-74.
- [15] 田泽础. 液态二氧化碳相变致裂裂缝形态及影响因素研究[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2018.  
TIAN Zechu. Crack form and influencing factors of liquid carbon dioxide phase transition fracturing [D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2018.
- [16] 孟朝贵. 二氧化碳相变爆破致裂煤体的影响因素与



- 参数优化研究[D]. 徐州: 中国矿业大学, 2020. DOI: 10.27623/d.cnki.gzkyu.2020.002103.
- MENG Chaogui. Study on the influencing factors and parameter optimization of coal body caused by carbon dioxide phase change blasting [D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2020. DOI: 10.27623/d.cnki.gzkyu.2020.002103.
- [17] ZHANG Y N, DENG J R, DENG H W, et al. Peridynamics simulation of rock fracturing under liquid carbon dioxide blasting [J]. International Journal of Damage Mechanics, 2019, 28(7): 1038-1052. DOI: 10.1177/1056789518807532.
- [18] 胡少斌, 蔡余康, 王恩元, 等. 高温高压CO<sub>2</sub>反应流动相变致裂机理[J]. 中国矿业大学学报, 2023, 52(6): 1203-1215, 1240. DOI: 10.13247/j.cnki.jcunt.20220621.
- HU Shaobin, CAI Yukang, WANG Enyuan, et al. Mechanism of phase change cracking in high temperature and high pressure CO<sub>2</sub> reaction flow [J]. Journal of China University of Mining & Technology, 2023, 52(6): 1203-1215, 1240. DOI: 10.13247/j.cnki.jcunt.20220621.
- [19] 董庆祥, 王兆丰, 韩亚北, 等. 液态CO<sub>2</sub>相变致裂的TNT当量研究[J]. 中国安全科学学报, 2014, 24(11): 84-88. DOI: 10.16265/j.cnki.issn1003-3033.2014.11.007.
- DONG Qingxiang, WANG Zhaofeng, HAN Yabei, et al. Research on TNT equivalent of liquid CO<sub>2</sub> phase-transition fracturing [J]. China Safety Science Journal, 2014, 24(11): 84-88. DOI: 10.16265/j.cnki.issn1003-3033.2014.11.007.
- [20] 范迎春, 霍中刚, 姚永辉. 复杂条件下二氧化碳深孔预裂爆破增透技术[J]. 煤矿安全, 2014, 45(11): 74-77. DOI: 10.13347/j.cnki.mkaq.2014.11.022.
- FAN Yingchun, HUO Zhonggang, YAO Yonghui. Application of deep hole presplitting blasting and permeability increasing technology by carbondioxide under complex conditions [J]. Safety in Coal Mines, 2014, 45(11): 74-77. DOI: 10.13347/j.cnki.mkaq.2014.11.022.
- [21] 徐开林, 周波. CO<sub>2</sub>致裂技术在煤层瓦斯抽采中的应用研究[J]. 能源与环保, 2018, 40(6): 9-12. DOI: 10.19389/j.cnki.1003-0506.2018.06.002.
- XU Kailin, ZHOU Bo. Study on improving gas drainage of coal seam by CO<sub>2</sub> cracking technology [J]. China Energy and Environmental Protection, 2018, 40(6): 9-12. DOI: 10.19389/j.cnki.1003-0506.2018.06.002.
- [22] 冯青, 李世武, 张丽. 工程热力学[M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2006: 21-24.
- FENG Qing, LI Shiwu, ZHANG Li. Engineering thermodynamics[M]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University Press, 2006: 21-24.
- [23] 李夕兵, 古德生. 岩石冲击动力学[M]. 长沙: 中南工业大学出版社, 1994.
- LI Xibing, GU Desheng. Rock impact dynamics [M]. Changsha: Central South University of Technology Press, 1994.
- [24] 刘慧, 冯叔瑜. 爆破块度分布预测的分形损伤模型[J]. 铁道工程学报, 1997, 14(1): 115-121.
- LIU Hui, FENG Shuyu. Distribution forecast according frag-size after blasting by using fragmentation model of fracture [J]. Journal of Railway Engineering Society, 1997, 14(1): 115-121.
- [25] 哈努卡耶夫 A H. 矿岩爆破物理过程[M]. 刘殿中, 译. 北京: 冶金工业出版社, 1980.
- XAHYKAEB A H. Physical process of ore-rock blasting [M]. LIU Dianzhong, Trans. Beijing: Metallurgical Industry Press, 1980.
- [26] RINEHART J S. Stress Transients in Solid. Hyper Dynamics [M]. Santa Fe New Mexico: Hyper Dynamics, 1975: 90-99.
- [27] 钮强. 岩石爆破机理[M]. 沈阳: 东北工学院出版社, 1990: 54-57.
- NIU Qiang. Rock blasting mechanism [M]. Shenyang: Northeast University Press, 1990: 54-57.
- [28] CHEN S G, ZHAO J, ZHOU Y X. UDEC modeling of a field explosion test [J]. International Journal for Blasting and Fragmentation, 2000, 4(2): 149-163. DOI: 10.1076/frag.4.2.149.7451.
- [29] 张东川, 王东虎, 张栋. CO<sub>2</sub>碳爆破技术在石方开挖中的应用[J]. 中国设备工程, 2017(24): 185-186. DOI: 10.3969/j.issn.1671-0711.2017.24.097.
- ZHANG Dongchuan, WANG Donghu, ZHANG Dong. The application of CO<sub>2</sub> carbon blasting technology in stone excavation [J]. China Plant Engineering, 2017(24): 185-186. DOI: 10.3969/j.issn.1671-0711.2017.24.097.
- [30] 李莹. 高应力岩体爆破作用效果的数值模拟[D]. 沈阳: 东北大学, 2013.
- LI Ying. Numerical simulation of rock mass blasting effect under high stress [D]. Shenyang: Northeastern University, 2013.
- [31] 丁晨曦. 爆炸动静破岩作用与高应力状态下爆破动力学行为研究[D]. 北京: 中国矿业大学(北京), 2020. DOI: 10.27624/d.cnki.gzkbu.2020.000068.
- DING Chenxi. Study on dynamic-static rock fracture mechanism of blasting and blasting dynamic behavior under high stress condition [D]. Beijing: China University of Mining and Technology (Beijing), 2020. DOI: 10.27624/d.cnki.gzkbu.2020.000068.

(责任编辑: 刘平; 校对: 赵冰)