

爆破动载下锯齿状岩-充界面胶结充填体损伤规律

邱泓杰, 邱贤阳, 张舒, 史秀志, 陶明, 曹日红, 曹铭宇

(中南大学资源与安全工程学院, 湖南长沙 410083)

摘 要: 地下矿山采矿和充填作业过程中形成的胶结充填体在爆破动载作用下的损伤失稳与岩-充界面形态有直接关系。以往研究常将岩-充界面简化为平面状, 但根据采场空区探测结果, 岩-充界面往往具有锯齿状特征。运用连续介质理论和有限差分法数值模拟软件, 建立了 3 种不同形态的锯齿状岩-充界面胶结充填体模型为试验组, 1 种平直状岩-充界面胶结充填体模型为对照组; 推导岩体爆破等效腔腔壁上的爆炸荷载, 并将其添加到数值模型中以模拟二步骤采场边孔爆破; 结合充填体破坏损伤判据, 研究了爆破动载作用下胶结充填体动力损伤响应, 获得了岩-充界面锯齿宽度 S_W 、灰砂比 C_{SR} 、孔边距 S_{HD} 、垂直应力 σ_h 等因素对充填体损伤范围和破坏模式的影响规律。结果表明: 平面状岩-充界面下胶结充填体的损伤区域形状近似于矩形, 而锯齿状岩-充界面的锯齿宽度越大, 胶结充填体的损伤区域形状越接近菱形, 更易发生楔形破坏; 当 σ_h 相近时, 对于 C_{SR} 不同的两层相邻胶结充填层, C_{SR} 越大, 充填体各质点的峰值振动速度衰减越慢, 损伤区域面积也随之越大, 相邻两层充填体之间越容易因振动速度不一致而诱发层间错动; 当 C_{SR} 相同时, σ_h 越大, 损伤区域面积越小。此外, 胶结充填体的损伤区域面积与 S_{HD} 呈明显负相关。在工程实践中, 当边孔药量不可减小时, 应选择合理的 S_{HD} 以维持胶结充填体矿柱稳定。

关键词: 爆破动载; 胶结充填体; 岩-充界面; 动力响应; 损伤

中图分类号: TD853 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-9993(2025)04-2037-14

Damage pattern of the cemented backfill at the jagged rock-fill interface under dynamic loading of blasting

QIU Hongjie, QIU Xianyang, ZHANG Shu, SHI Xiuzhi, TAO Ming, CAO Rihong, CAO Mingyu

(School of Resources and Safety Engineering, Central South University, Changsha 410083, China)

Abstract: The morphology of the rock-fill interface, formed during mining and filling operations in underground mines, is directly related to the destabilization and damage of the cemented backfill under dynamic blasting loads. Previous studies often simplify the rock-fill interface to a planar shape; however, exploration results of empty areas in the quarry often characterize the rock-fill interface with jagged undulations. Applying continuum mechanics and numerical simulation software based on the finite difference method, three models of cemented backfill with different morphologies of serrated rock-fill interfaces were established as the experimental group, and one model with a flat and straight rock-fill interface was established as the control group; The time-history curve of the explosive load on the walls of equivalent cavities after rock

收稿日期: 2023-11-30 策划编辑: 郭晓炜 责任编辑: 黄小雨 DOI: 10.13225/j.cnki.jccs.2023.1635

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (52374152); 广西重点研发计划资助项目 (2022AB31023); 湖南省研究生科研创新资助项目 (2025ZZTS0079)

作者简介: 邱泓杰 (1996—), 男, 云南楚雄人, 博士研究生。E-mail: 245501016@csu.edu.cn

通讯作者: 邱贤阳 (1987—), 男, 江西赣州人, 教授, 博士。E-mail: qiuixianyang_csu@163.com

引用格式: 邱泓杰, 邱贤阳, 张舒, 等. 爆破动载下锯齿状岩-充界面胶结充填体损伤规律[J]. 煤炭学报, 2025, 50(4): 2037-2050.

QIU Hongjie, QIU Xianyang, ZHANG Shu, et al. Damage pattern of the cemented backfill at the jagged rock-fill interface under dynamic loading of blasting[J]. Journal of China Coal Society, 2025, 50(4): 2037-2050.



移动阅读

blasting was derived and incorporated into a numerical model to simulate the two-step perimeter hole blasting in quarries. The dynamic damage response of cemented backfill under blasting loads was investigated by combining it with the backfill's damage criteria, and the influences of factors such as sawtooth width (S_w) at the rock-fill interface, cement-sand ratio (C_{SR}), side hole distance (S_{HD}), vertical stress (σ_h), and others on the damage extent and mode were determined. The results show that: The damage area of the cemented backfill at a planar rock-fill interface resembles a rectangle, whereas at a jagged rock-fill interface with larger sawtooth widths, the damage area tends to approximate a rhombus, making it more prone to wedge-shaped damage; When vertical stress (σ_h) is similar, between two adjacent cemented backfill layers with differing C_{SR} , the layer with the higher C_{SR} exhibits slower attenuation of the peak vibration velocity at each mass point, resulting in a larger damage area and an increased likelihood of interlayer misalignment due to inconsistent vibration velocities; With the C_{SR} constant, a larger σ_h results in a smaller damage area; Furthermore, the damage area of the cemented backfill is inversely correlated with S_{HD} , and in engineering practice, selecting a reasonable S_{HD} is crucial to maintaining the stability of the cemented backfill when the quantity of explosives for side holes cannot be reduced.

Key words: blasting dynamic load; cemented backfill; rock-fill interface; dynamic response; damage

0 引 言

近年来,随着世界范围内对矿产资源需求的增加,地球浅部矿产资源储量逐渐减小,深部开采已成为国内外众多矿山可持续发展的必经之路^[1-2]。充填采矿法因其具有控制采场地压,减少围岩破坏,矿石损失贫化低等优点,已成为未来深部资源安全高效开采的主要方法^[3-4]。其中,阶段空场嗣后充填采矿法更已成为厚大矿体开采的首选。但这种采矿方法采用了大直径深孔爆破的崩矿方式,其大药量设计在释放产能和保障矿石破碎效果的同时,约 70%~80% 炸药能量经爆炸空腔、粉碎区和裂隙区后转化为强烈的弹性振动,进而易导致相邻胶结充填体发生片落、断裂、坍塌而造成贫化损伤,甚至引发整体垮落风险^[5-8]。

国内外众多学者针对爆破作用下充填体的损伤失稳规律做了大量研究。TAN 等^[9]通过 SHPB 试验装置对不同灰砂比和固体颗粒含量的尾砂胶结充填试件进行冲击试验,分析了试件的应力应变特征关系、动态强度特征和动态破坏特征。LIU 等^[10]对含节理面的充填体试件进行 SHPB 冲击试验,利用高速摄影机和电镜扫描仪,分析了含充填节理面的充填试件在动态冲击下的破坏机理。CAO 等^[11]研究了动态冲击下充填体试件动态峰值抗压强度与平均应变率、灰砂比、养护龄期的关系,并通过数值分析验证了试验结果,认为动态峰值抗压强度随平均应变率的增大而增大。谭玉叶等^[12]运用 SHPB 实验装置对循环冲击下充填体试件进行分析,探索了充填体不发生宏观破坏下循环冲击的应力-应变、动载强度和变形破坏特征,认为循环冲击有利于提高充填体破坏时的动载强度及整体承载能力。姜立春等^[13]构建了充填体多自由度结构响应方法,对分层胶结充填体的动力响应机制

进行分析,并结合数值模拟和现场监测结果进行验证,结果表明远场爆破水平应力波的频率对充填体的速度、位移响应情况有显著影响。黄欣成等^[14]分析了爆炸应力波在充填体中的传播及其岩-充界面的相互作用规律,提出了不同灰砂比充填体的破坏模式和对应的质点振速阈值。朱鹏瑞等^[15]建立了爆破动载下充填体的张拉破坏理论模型,分析了频繁爆破扰动对充填体的破坏机制。SUAZO 等^[16]运用 LS-DYNA,分析了起爆顺序、爆破次数等因素对充填体孔隙压力的影响。EMAD 等^[17-18]利用 FLAC3D 模拟了爆破过程,分析了充填体的稳定性;通过对充填体爆破振动进行监测和数据处理,在校准数值模型的基础上讨论了充填体破坏机理,并对动载下充填体稳定性进行评价。LI 等^[19]通过数值模拟方法研究了爆破方案与灰砂比对相邻充填体的影响,并通过巴西劈裂法和单轴压缩试验对试件的参数进行标定,发现同时起爆对充填体影响较小。胡建华等^[20]运用 LS-DYNA 分析了爆破动载下岩-充界面耦合体模型的力学特征,获取了不同界面粗糙度、养护龄期和起爆方式等对充填体裂隙扩展和应力峰值的影响。

在上述研究中,为了便于探究充填体整体损伤失稳规律,大多将岩-充界面简化为平面。实际上,在未充填前,一步骤采场边孔爆破时就已经形成了类似锯齿状的临空面,由此导致二步骤采场开采时,岩-充界面形态为具有一定规律的锯齿状。锯齿状岩-充界面的锯齿宽度将改变爆炸应力波的入射角、频率、幅值、波速等,进而影响爆炸应力波的传播规律以及充填体的损伤区域范围^[21-22]。

基于此,笔者运用有限差分法数值模拟方法,分别构建了 1 种平面状岩-充界面充填体数值模型作为

对照组, 3种锯齿状岩-充界面的充填体模型作为试验组, 基于等效腔理论对二步骤采场边孔施加爆破动载, 分析岩-充界面锯齿宽度 S_W 、灰砂比 C_{SR} 、孔边距 S_{HD} 、垂直应力 σ_h 等因素影响下, 爆破动载对充填体的损伤范围和破坏模式的影响。本文研究可为地下金属矿开采过程中形成的不同形态岩-充界面胶结充填体在爆破动载下的稳定性控制技术提供必要的理论依据, 这对我国地下矿山岩体爆破施工及安全控制具有重要意义。

1 工程背景

沙溪铜矿共有铜泉山、凤台山2个矿段, 矿体埋藏深度、延度极大, 属于典型的厚大低品位矿体。矿山采用大直径深孔阶段空场嗣后充填采矿法开采矿体, 如图1a所示。其中一步骤采场结构参数为 $80\text{ m} \times 20\text{ m} \times 60\text{ m}$ (长 $\times$ 宽 $\times$ 高), 二步骤采场结构参数为 $80\text{ m} \times 34\text{ m} \times 60\text{ m}$ (长 $\times$ 宽 $\times$ 高)。图1b所示为沙溪铜矿某大直径深孔采场爆后与相邻充填体间岩-充界面形态的扫描结果, 经分析, 岩-充界面锯齿宽度在 $0 \sim 0.5\text{ m}$ 范围内, 这证明了岩-充界面起伏形态类似于锯齿状。

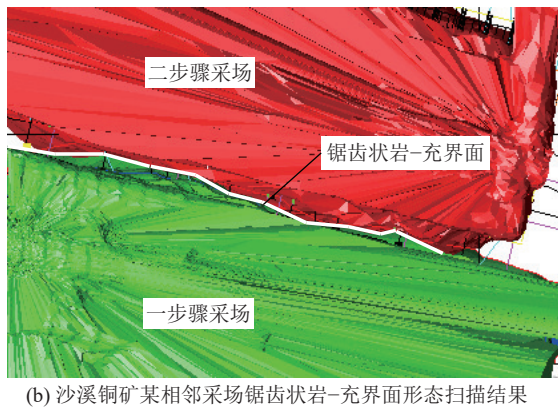
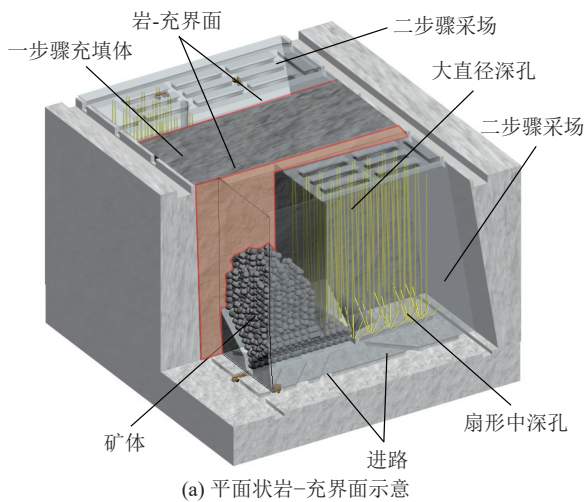
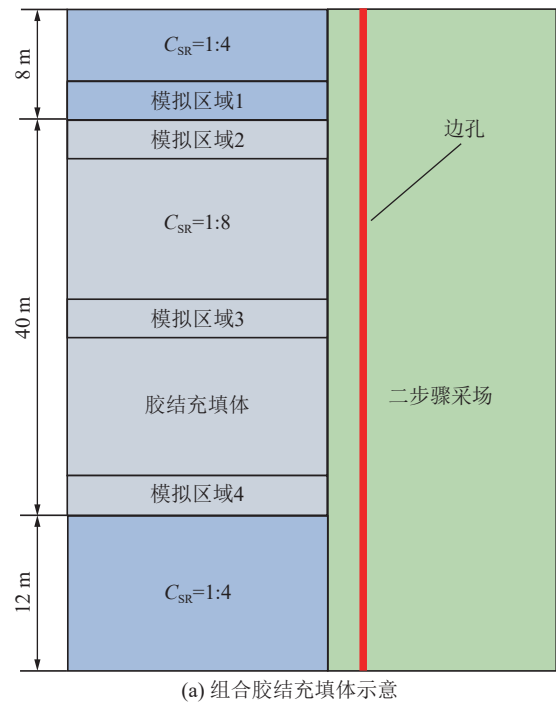


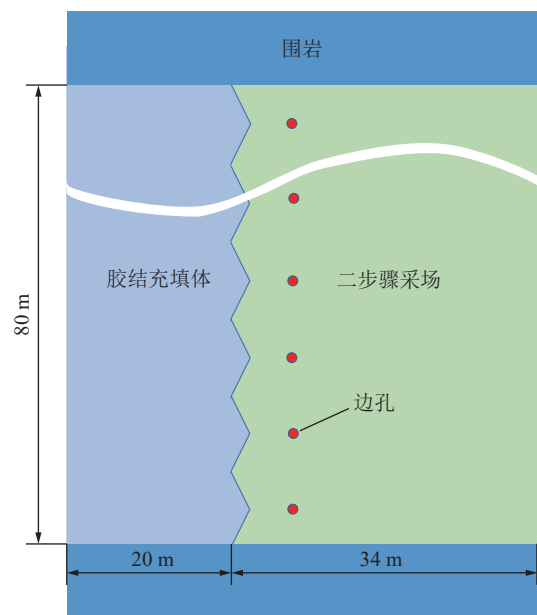
图1 岩-充界面形态

Fig.1 Morphology of the rock-backfill interface

以沙溪铜矿铜泉山矿段的 T101、T102 采场为例, T101 采场为一步骤采场, T102 采场为二步骤采场。T102 采场大孔孔径为 110 mm , 排间距为 $1.8 \sim 2.2\text{ m}$, 孔间距为 $2.0 \sim 2.2\text{ m}$ 。其中, 为控制边帮爆破效果, S_{HD} 设计约为 $1 \sim 1.5\text{ m}$, 采用直径 $d_c=90\text{ mm}$ 的乳化炸药, 炸药密度 ρ_0 为 $1\,300\text{ kg/m}^3$; 炸药爆速 D 为 $4\,600\text{ m/s}$ 。采场开采起爆顺序为: 先起爆拉槽区, 之后以槽区为自由面和补偿空间进行侧向崩矿。一步骤采场采用 C_{SR} 为 $1:4$ 和 $1:8$ 的全尾胶结砂料浆组合充填, 如图2a所示, 第一层和第三层 C_{SR} 均为 $1:4$, 中间第二



(a) 组合胶结充填体示意



(b) 锯齿状岩-充界面示意

图2 矿-充体系示意

Fig.2 Schematic diagram of the ore body-backfill system

层 C_{SR} 为 1 : 8, 二步骤采场采用全尾砂非胶结充填。该矿山矿体与岩体物理力学参数见表 1, 全尾砂胶结充填体物理力学参数见表 2。

一步骤采场开采时, 边孔的爆炸冲击波沿径向扩散传播, 在很短的距离内, 爆炸冲击波衰减为应力波,

不再能够使得岩体破裂。在理想情况下, 边孔爆破后, 一步骤采场和二步骤采场的交界面近似为不规则锯齿状, 为了数值模拟分析时网格划分合理, 以及有效模拟边孔爆破荷载的传递, 将波浪形岩-充界面简化为规则锯齿状界面, 如图 2b 所示。

表 1 矿体、岩体物理力学参数
Table 1 Mechanical properties of orebody and rock

名称	密度 $\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	泊松比 μ_m	内摩擦角 $\Phi_m/(^{\circ})$	黏聚力 c_m/MPa	弹性模量 E_m/GPa	抗压强度 σ_c/MPa	抗拉强度 σ_{mt}/MPa
围岩	2 700	0.30	41.45	3.64	34.64	74.7	3.22
矿体	2 810	0.25	37.92	1.98	38.25	65.3	4.87

表 2 胶结充填体物理力学参数
Table 2 Mechanical properties of backfill

灰砂比	密度 $\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	泊松比 μ	内摩擦角 $\Phi/(^{\circ})$	粘聚力 c/MPa	弹性模量 E/MPa	抗压强度 σ_c/MPa	抗拉强度 σ_t/MPa	动态抗拉强度 σ_{td}/MPa
1:4	1 712	0.28	32.4	1.39	274	1.64	0.32	0.41
1:8	1 730	0.29	29.8	0.40	116	1.26	0.12	0.18

2 数值模拟

2.1 数值模型与模拟方案

二步骤矿体开采时, 边孔爆破冲击常引发充填体边帮垮落失稳。一步骤采场充填结束后无法再进入, 且二步骤采场回采时顶板边帮有垮落风险。考虑到安全和成本问题, 相关振动监测仪器很难安设在充填体内, 且充填体边孔爆破产生的强烈振动容易引起监测仪器数据失真, 难以用监测仪器在现场获取充填体损伤失稳情况。因此, 本文根据图 2 所示矿体-充填体-围岩体系, 在 FLAC^{3D} 中建立如图 3a 的充填体数值模型, 分析组合胶结充填体在边孔爆破动载作用下的损伤情况。其中, 充填体、矿体和围岩均采用摩尔-库伦本构模型, 等效腔和采空区的本构模型均采用空模型。尾砂胶结充填时因需要排水, 导致组合胶结充填体难以接顶, 养护结束后在垂直方向上仅承受组合胶结充填体的自重, 因此, 假设模型顶部不受地压作用。

为了减小模型尺寸和网格数量, 增大研究区域的网格密度以提高计算效率和准确性, 通过改变充填体数值模型所受到的垂直压力 and 不同灰砂比条件下的充填体物理力学参数, 即可模拟计算不同高度方向上各模拟区域的动力响应情况。在相同高度方向上, 水平侧压可假设为一, σ_h 等于单位面积上所覆盖的充填体的重量, 即

$$\sigma_h = \rho g H \tag{1}$$

式中: σ_h 为垂直压力, MPa; ρ 为充填体密度, kg/m^3 ; g 为重力系数, 取 $9.80 \text{ N}/\text{kg}$; H 为上覆充填体的高度, m。

由此探究典型模拟区域 1~区域 4 在不同 S_w 、 C_{SR} 、 S_{HD} 、 σ_h 工况下的动力响应情况。岩-充边界上各点与等效腔之间的距离不同, 爆炸应力波的叠加程度不同, 导致胶结充填体的最大损伤长度 L 也不同。中间等效腔的爆炸应力波作用区域受上下 2 个等效腔的影响, 因此, 在中间等效腔附近, 沿岩-充边界布置 3 条监测线, 分别为 K_1 、 K_2 、 K_3 , 每条监测线上等距布置 7 个监测点, 序号按照顺序依次标记为 A~G, 如图 3b 所示。

2.2 等效爆炸荷载

炸药起爆后, 将在炮孔周围形成粉碎区, 裂隙区和弹性振动区, 粉碎区内的岩体不再是弹性体, 且不具有连续性, 而 FLAC^{3D} 作为连续介质理论分析软件, 不适用于重现炸药爆炸后粉碎区岩体的一系列复杂力学过程。基于此, 为了更好地模拟边孔爆破对充填体的影响, 在爆破区域内, 用柱状等效腔代替柱状边孔, 将爆破荷载添加到柱状等效腔壁面上。该方法在模拟爆破对岩体的损伤破坏效应时常被运用^[23-26]。在以往研究中, 常以粉碎区直径作为等效腔直径^[27-28]; 但由于岩性和炸药性质的差异, 国内外学者经研究后, 认为粉碎区直径一般为炮孔直径的 3~5 倍^[29-30]。因此, 笔者设定等效腔的直径为 5 倍炮孔直径^[31], 即

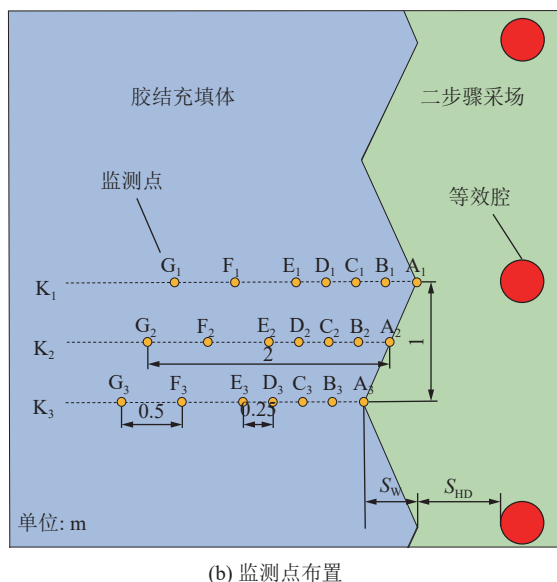
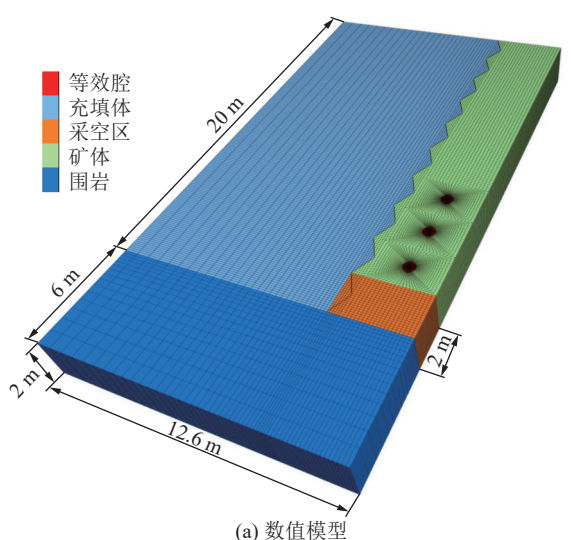


图3 数值模型及监测点布置示意

Fig.3 Schematic of the numerical model and the monitoring points

550 mm。

对于相邻2个采场,穿脉巷道掘进完毕后,在采场长度方向上2个采场交界区域内的矿体长度参数已经固定,以沙溪铜矿为例,其一、二步骤采场长度均为80 m。因采矿方法一致,采场在进行爆破设计时,相邻两个采场的边孔孔网参数相同,则两采场的边孔在长度方向上的相对位置大致为平行状态。在此基础上,为了使爆炸应力波能量尽可能多地透射到充填体内,同时简化数值计算模型,最终设定等效腔中心位置与岩-充界面右侧齿间位置在同一直线上。

对于非耦合装药的圆柱形炮孔,炮孔壁上压力峰值 P_0 计算公式^[32]为

$$P_0 = K \frac{\rho_0 D^2}{2(1+\beta)} \left(\frac{d_c}{d_b} \right)^{2\beta} \quad (2)$$

式中: ρ_0 为炸药密度, kg/m^3 ; D 为炸药爆速, m/s ; β 为炸药的绝热指数,无量纲; d_c 、 d_b 分别为药卷直径和炮孔直径, mm ; K 为压力增大倍数,一般取 $K=8\sim 11$ 。

由于等效腔建立在粉碎区的边界上(5倍炮孔直径边界处),因此式(2)不能作为爆炸载荷输入到等效腔壁上,需求解等效腔腔壁上的爆炸荷载曲线。根据单个炮孔周围的爆炸荷载随距离衰减的规律^[33]:

$$P_{(t)} = P_{(x,t)} \left(\frac{r_0}{r_1} \right)^\alpha \quad (3)$$

式中: $P_{(t)}$ 为随距离衰减的爆炸荷载, MPa ; r_0 为炮孔半径, mm ; r_1 为粉碎区半径, mm ; α 为应力波衰减指数,无量纲,在粉碎区内,对于爆炸冲击波, $\alpha=2+\mu/(1-\mu)$, μ 为岩石泊松比; $P_{(x,t)}$ 为任意距离截面上的爆破荷载,可由下式给出^[34-35]:

$$P_{(x,t)} = P_{VN} (e\gamma/n)^n H_{(t)} t^n e^{-\gamma t} \quad (4)$$

式中: P_{VN} 是炸药产生的爆炸前沿的峰值压力,在爆破初始阶段,爆炸压力直接作用于炮孔壁上,因此对于柱状非耦合装药,可由式(2)中 P_0 表示 P_{VN} ; $H_{(t)}$ 是 Heaviside 单位阶跃函数; n 为整数; γ 为压力衰减系数; t 为时间, s 。其中 $H=1$, $n=3$, $\gamma=0.7$ ^[36]。

结合式(2)~式(4),可以得出,在等效腔模型中,施加到等效腔壁上的爆破荷载表达式为

$$P_0 = K \frac{\rho_0 D^2}{2(1+\beta)} \left(\frac{d_c}{d_b} \right)^{2\beta} (e\gamma/n)^n H_{(t)} t^n e^{-\gamma t} \left(\frac{r_0}{r_1} \right)^\alpha \quad (5)$$

根据 T102 采场矿体物理力学参数和边孔采用的炸药的属性, $D=4\,600\text{ m/s}$, $\rho_0=1\,300\text{ kg/m}^3$, $d_c=90\text{ mm}$, $d_b=110\text{ mm}$, $K=10$, $\beta=3.0$, $\gamma=0.7$, $\alpha=3$, $r_0=55\text{ mm}$, $r_1=275\text{ mm}$ 。将各参数详细取值代入式(5),可得到在数值模型等效腔上施加的爆破荷载时程曲线,如图4所示,施加在等效腔壁上的爆破荷载峰值压力 P_{VN} 为 238 MPa,持续时间约为 21 μs 。

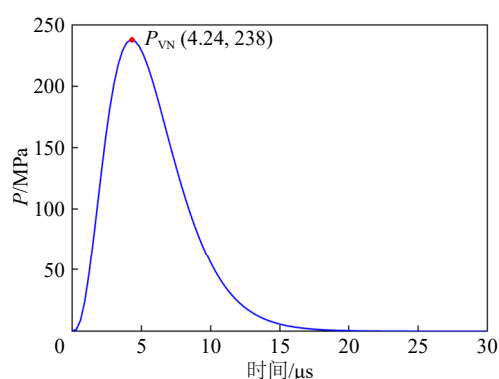


图4 施加在等效腔上的爆破荷载曲线

Fig.4 Blast load curve applied to equivalent cavity

2.3 动力阻尼和边界条件

在工程实际中,岩体材料受到外力冲击时,材料内部的摩擦以及原生、次生微裂纹和裂隙之间存在的滑动将导致能量损失。在 FLAC^{3D} 模拟中,常通过设置阻尼的方式来复现岩体在外力荷载作用下的能量损失,但局部阻尼只适合简单问题的求解,并不能有效地衰减复杂波形的高频部分^[37]。因此,本文选用能减弱系统自然振动的瑞利阻尼。对于岩土类材料而言,临界阻尼比在 2%~5% 范围内,本文选取 4%;最小中心频率通过对模型进行无阻尼自振计算,求得其值为 18.38 Hz^[38]。

爆破载荷输入到等效腔上后,爆炸应力波传播到模型边界时将会发生反射,使模型受到二次扰动,因此,需要设置边界条件来减少模型边界上爆炸应力波的反射。在本文数值模型中,爆破荷载入射波在胶结充填体和矿体边界上的入射角均大于 30°,因此,边界条件设置静态边界,一方面能达到完全吸收爆炸应力波的目的,另一方面,在不影响分析结果的前提下还可以缩小数值模型的尺寸,减轻计算负担。

3 模拟结果分析

3.1 胶结充填体振动安全判据

根据弹性应力波理论,岩石的物理力学参数与其声学特性有关,进而可建立岩体的动态应力与质点振动速度的关系^[39-40],如下

$$\begin{cases} V = \sigma_{\text{id}} / (\rho c_1) \\ \eta = 1 - c_1 / c_0 \end{cases} \quad (6)$$

式中: V 为胶结充填体内质点振动速度, cm/s; σ_{id} 为胶结充填体动态抗拉强度, MPa; η 为爆破作用前、后声速降低率,工程实践中一般取 $\eta=10\%$; ρ 为胶结充填体密度, kg/m³; c_0 、 c_1 分别为岩体在爆破前、后的纵波波速, m/s。

假定岩体为均质、各向同性体,根据岩体物理力学参数,岩石的爆破前的纵波波速 c_0 将容易求解,进而将动态抗拉强度作为胶结充填体在爆破动载作用下的破坏标准,可得到胶结充填体振速安全阈值判据如下:

$$V_{\text{max}} = \frac{\sigma_{\text{id}}}{0.9\rho c_0} = \frac{\sigma_{\text{id}}}{0.9\sqrt{\frac{\rho E(1-\mu)}{(1+\mu)(1-2\mu)}}} \quad (7)$$

将表 1、表 2 中的物理力学参数代入式 (7),可得到 C_{SR} 分别为 1:4 和 1:8 的胶结充填体振速安全阈值 V_{max} 分别为 29.3 和 17.1 cm/s。以 V_{max} 为判据,针对组合胶结充填体在 S_{W} 、 C_{SR} 、 S_{HD} 、 σ_{h} 等因素影响

下,受爆破动载作用时产生的损伤情况进行分析。

3.2 不同锯齿宽度岩-充界面对胶结充填体损伤的影响

如前文所述,锯齿宽度 S_{W} 的大小与矿体物理力学性质和一步骤矿房回采爆破作业相关,特别是一步骤采场回采时的孔边距、边孔装药量、孔网参数等因素。针对于本文研究的组合胶结充填体,灰砂比 C_{SR} 为 1:8 的充填体占整个组合胶结充填体的 66.67%,因此,本节针对 $C_{\text{SR}}=1:8$, $\sigma_{\text{h}}=0.15$ MPa, $S_{\text{HD}}=1.2$ m 的胶结充填体,讨论 S_{W} 分别为 0、30、40、50 cm 工况下,胶结充填体在爆破动载下的损伤情况,工况方案见表 3,相对应的数值模型位置为图 2a 中的模拟区域 2,特别的,当 $S_{\text{W}}=0$ cm 时,岩-充界面为平面状。

表 3 模拟锯齿宽度变化的工况方案
Table 3 Working condition that simulate variations in the S_{W}

工况编号	模拟区域	C_{SR}	S_{W}/cm	S_{HD}/m	$\sigma_{\text{h}}/\text{MPa}$
工况 1	区域 2	1:8	0	1.2	0.15
工况 2	区域 2	1:8	30	1.2	0.15
工况 3	区域 2	1:8	40	1.2	0.15
工况 4	区域 2	1:8	50	1.2	0.15

3.2.1 不同锯齿宽度下各监测点振动速度变化

如图 5 显示了爆破动载下, S_{W} 分别为 0、30、40、50 cm 时胶结充填体模型在 $t=300$ 、1 500、3 000 us 这 3 个时刻的振动速度变化情况。

从图 5a 中能明显看出,当 $S_{\text{W}}=0$ cm 时,尽管 K_3 监测线附近的岩-充界面在 $t=300$ us 时刻受到爆炸应力波叠加作用,相比 K_1 附近区域, K_3 区域附近的胶结充填体振动速度反而更小。由图 5b、图 5c 可知,当 $S_{\text{W}}=0$ cm 时,随着爆炸应力波的传播,胶结充填体内 K_1 区域的振动速度依旧比 K_3 区域的更大。

与 $S_{\text{W}}=0$ cm 情况类似,当 $S_{\text{W}}=30$ 、40、50 cm 时,所有时刻内 K_1 区域的振动速度比 K_3 区域的振动速度大。但与 $S_{\text{W}}=0$ cm 不同的是,锯齿状岩-充界面的存在使得爆炸应力波传播到充填体内后, K_3 监测线附近的质点总是超前于 K_1 附近的质点产生振动,且锯齿宽度越大,充填体内振动速度相近的区域越趋于离散。

爆破动载施加 15 000 us 后,根据数值模型计算结果,分析 K_1 (监测点 $B_1\sim G_1$)、 K_2 (监测点 $B_2\sim G_2$)、 K_3 (监测点 $B_3\sim G_3$) 等 3 列监测点的速度时程曲线,如图 6 所示,因岩-充界面上承受的爆破动载较大,则图 6 中未包括 A_1 、 A_2 、 A_3 这 3 个监测点的振动速度变化。

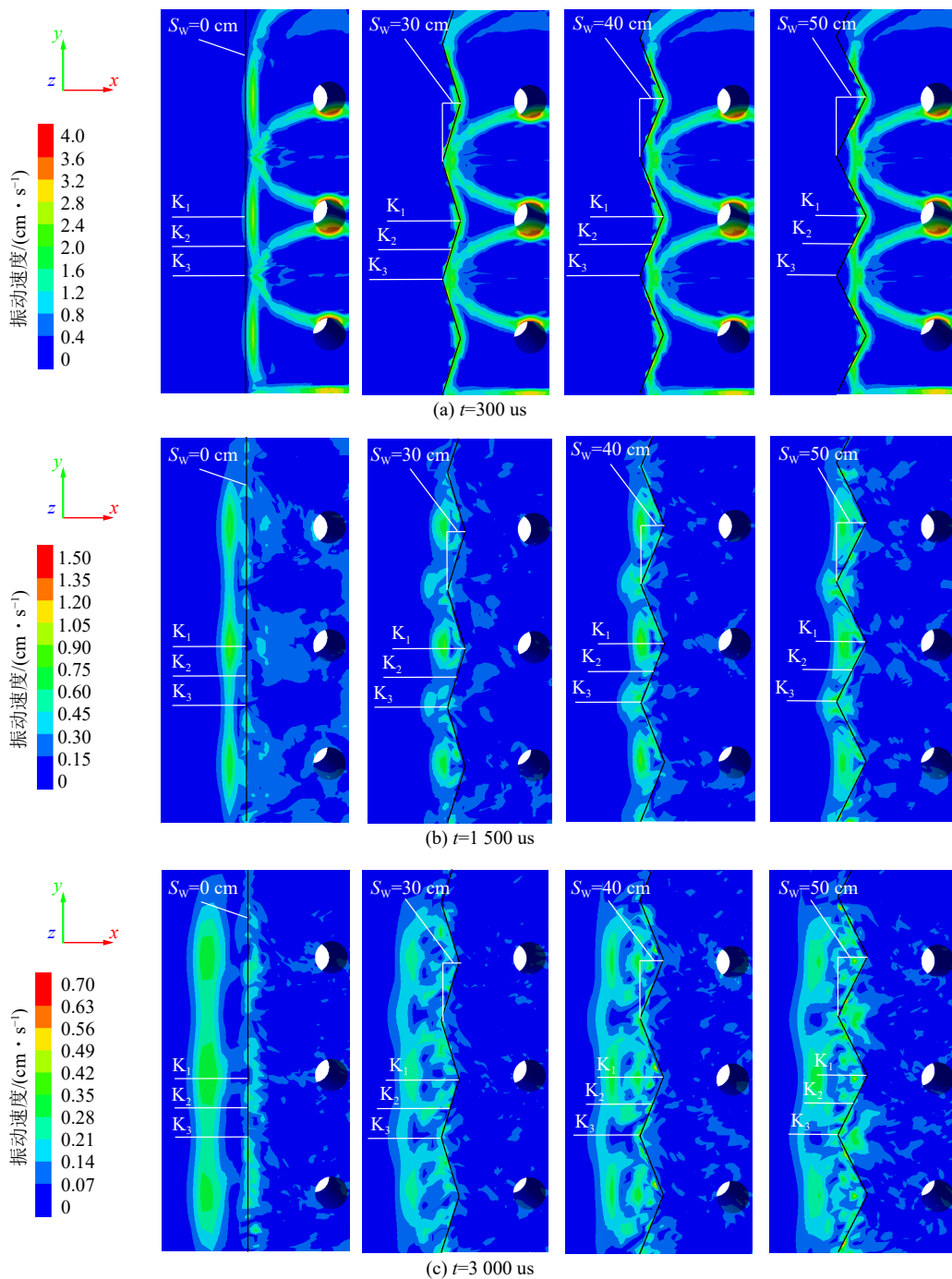


图5 不同锯齿宽度下胶结充填体的振动速度变化情况

Fig.5 Variation of vibration velocity of backfill at the different S_W

从图 6a 可知,在相同工况下,当 $S_W=0$ cm 时,共有 12 个监测点的峰值振动速度 (PPV) 超过安全值 $V_{\max}$ (17.1 cm/s),距离岩-充界面最远发生破坏的监测点分别为 E_1 、 E_2 、 E_3 。当 $S_W=30$ 、40、50 cm 时,各个充填体模型中均有 9 个监测点超过 PPV 的安全值 $V_{\max}$ (17.1 cm/s),距离岩-充界面最远的监测点均为 K_1 列的 E_1 监测点。值得注意的是,对于 K_1 列和 K_3 列的各监测点,其监测点振动速度随着时间变化而逐渐递减,而 K_2 列的监测点受到爆炸应力波叠加影响,其

振动速度变化更为复杂,导致振动周期规律性较差,例如 B_2 。

此外,由图 6b—图 6d 可知,当 S_W 增大时, K_1 和 K_2 列监测点的 PPV 随之增大;但 S_W 变化引起叠加后的爆炸应力波入射角度不同,使 K_3 列监测点的 PPV 反而随 S_W 增大而减小。

3.2.2 不同锯齿宽度岩-充界面对胶结充填体损伤的影响

由以上可知,在相同爆破动载作用下,不同 S_W 对

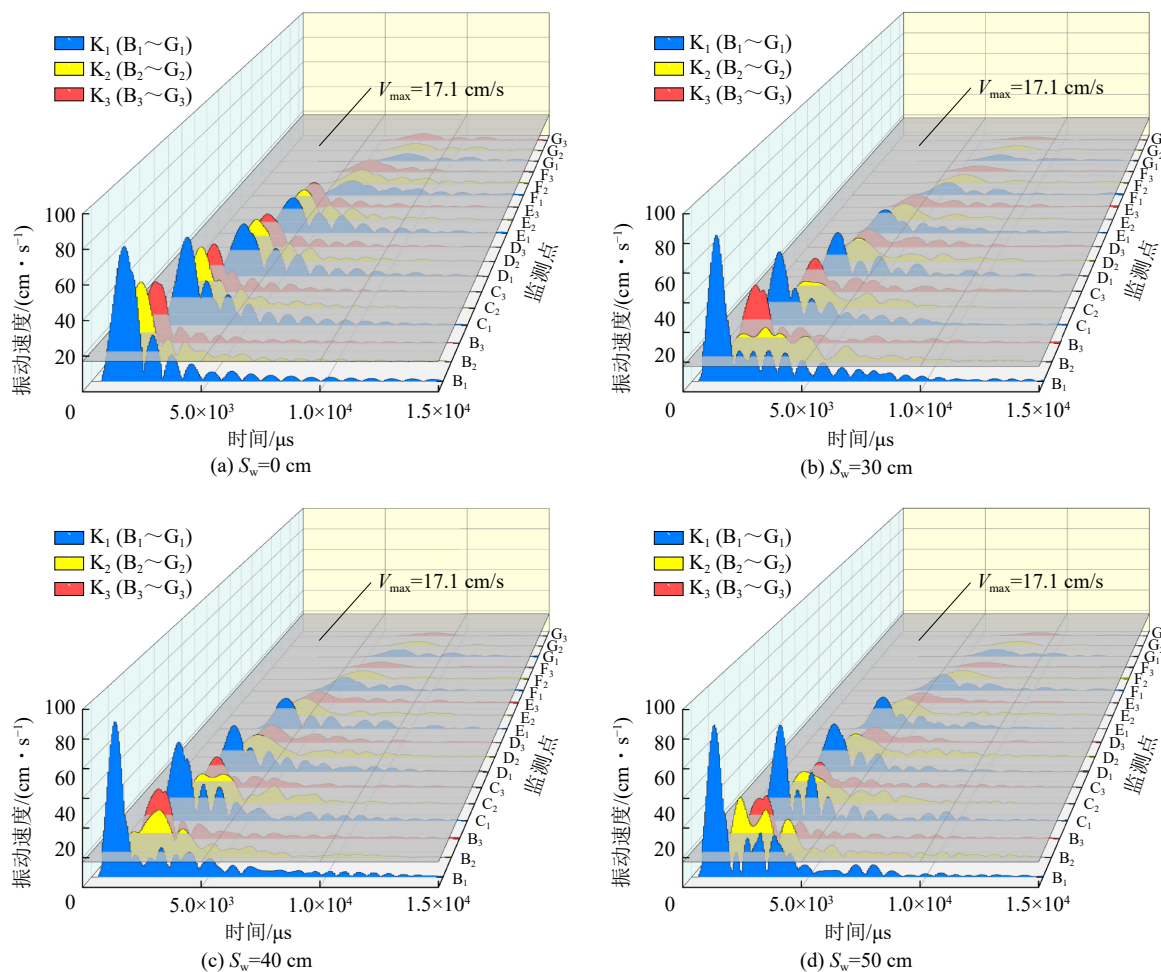


图6 不同锯齿宽度时各监测点速度时程曲线

Fig.6 Velocity time history curve of each monitoring point under the different S_w

胶结充填体的损伤区范围有显著影响,根据图6中各个胶结充填体模型监测线 K_1 、 K_2 、 K_3 上的 PPV, 经过数据分析, 提取出每列监测线上超过胶结充填体振速安全阈值 $V_{\max}$ (17.1 cm/s) 且距岩-充界面最远处的坐标, 最终得到不同 S_w 下, 胶结充填体模型中各列监测线方向上的最大损伤长度 L , 如图7a所示。

从图7a可知, 不管 V 如何变化, K_1 监测线方向上的最大损伤长度 L_1 最大, K_2 次之, K_3 监测线方向上的最大损伤长度 L_3 最小。随 S_w 的增大, K_1 、 K_2 监测线方向上的 L_1 、 L_2 呈先减小后增大的趋势; K_3 监测线方向上 L_3 随 S_w 增大而减小。 $S_w=0$ cm 时, 最大损伤长度 $L_1=1.29$ m, 最小损伤长度 $L_3=1.06$ m, 二者差值为 0.23 m, 即胶结充填体在 3 列监测线方向上 L 较接近, 胶结充填体损伤区域形状近似矩形状, 如图8a所示; 同一爆炸应力波斜射入岩-充界面时, 随着 S_w 的增大, 同一爆炸应力波的入射角也增大, 岩-充界面对爆炸应力波的衰减作用逐渐增强^[41]。因此 S_w 越大, K_2 、 K_3 范围内的 L 越小, 而相邻炮孔的应力波反射到 K_1 范围内, 导致 K_1 范围内的 L 更大; 当 S_w 相同时,

从相同位置开始传播的一组爆炸应力波, 从锯齿尖部传入时的入射角小于从锯齿根部传入的入射角, 因此锯齿尖部的爆炸应力波衰减得更少, 同样导致 K_1 方向的 L 更大。

计算出不同 S_w 时的损伤面积 S , 如图7b所示, 结合图7a可知, 随着 S_w 的增大, S 呈现先减小后缓慢增大的趋势。 S 越大, 单个锯齿范围内的充填体两端的 L 减小, 中间部位 L 的增大, 胶结充填体的损伤区域形状由近似矩形状向近似菱形状过渡, 越容易发生楔形垮落, 如图8b—图8d所示。

综上所述, 对于更符合实际工况的锯齿状岩-充界面, 随着锯齿宽度的增大, 透射应力波的衰减程度逐渐增大。但充填体锯齿尖部区域内的应力波衰减速率大于锯齿根部, 导致胶结充填体损伤区域形状类似菱形, 极易发生楔形垮落。

3.3 灰砂比对不同锯齿宽度胶结充填体损伤的影响

为了探究不同灰砂比 C_{SR} 对胶结充填体的影响, 针对于本文研究的组合胶结充填体, 选取 $S_w=0$ 、50 cm, $S_{HD}=1.2$ m 的数值模型, 分别讨论 V 为 1:4 (模拟区

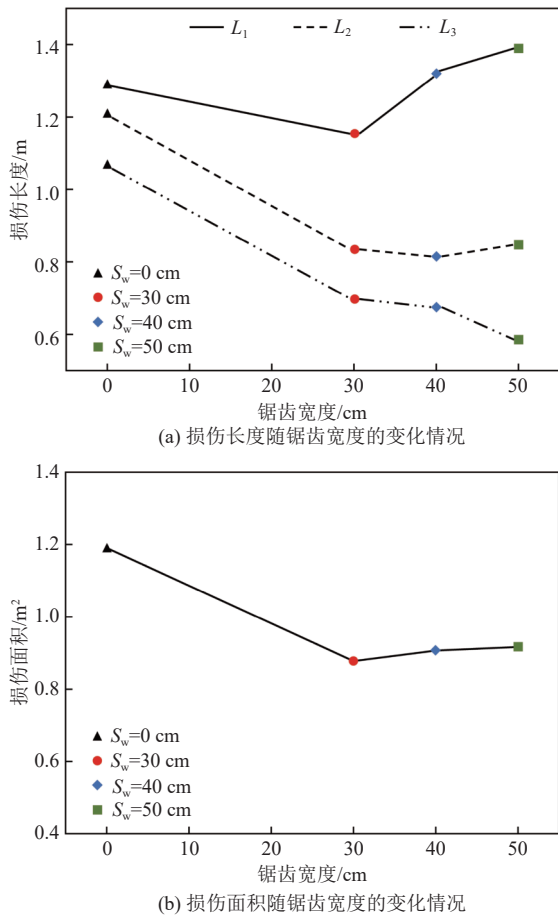


图7 损伤长度和面积随锯齿宽度的变化情况

Fig.7 Variation of damage length and area with the S_w

域1)、1:8(模拟区域2)工况下,胶结充填体在爆破动载下的损伤情况,其对应承受的 σ_h 分别为0.12、0.15 MPa,在分析时可忽略 σ_h 不同而带来的影响,工况方案见表4。

根据数值模拟计算结果所得到的胶结充填体模型 K_1 、 K_2 、 K_3 3列监测线上的PPV,经过数据分析,提取出每列监测线上超过 V_{max} 且距岩-充界面最远处的坐标,最终得到 $S_w=0$ 、50 cm情况下,不同 C_{SR} 时组合胶结充填体模型中各列监测线的 L ,如图9a所示,损伤面积 S 如图9b所示。特别的, C_{SR} 为1:4和1:8时对应的 V_{max} 分别为29.3和17.1 cm/s。

由图9a可知,当 S_w 增大时,两种 C_{SR} 下的充填体模型在 K_1 监测线上的 L 均增大, K_2 、 K_3 监测线方向上的 L 均减小。这同样符合3.2.3节中 S_w 的增大将使得胶结充填体的损伤区域形状由近似矩形形状向近似菱形状过渡的结论。相同 S_w 下,随着 C_{SR} 的增大,胶结充填体相同监测线方向上 L 逐渐增大,如 $S_w=50$ cm, C_{SR} 为1:8时, K_3 方向上的最大损伤长度 $L_3=0.58$ m; C_{SR} 为1:4时, $L_3=0.65$ m。造成这种情况的原因在于,高灰砂比的胶结充填体波速更大,则对

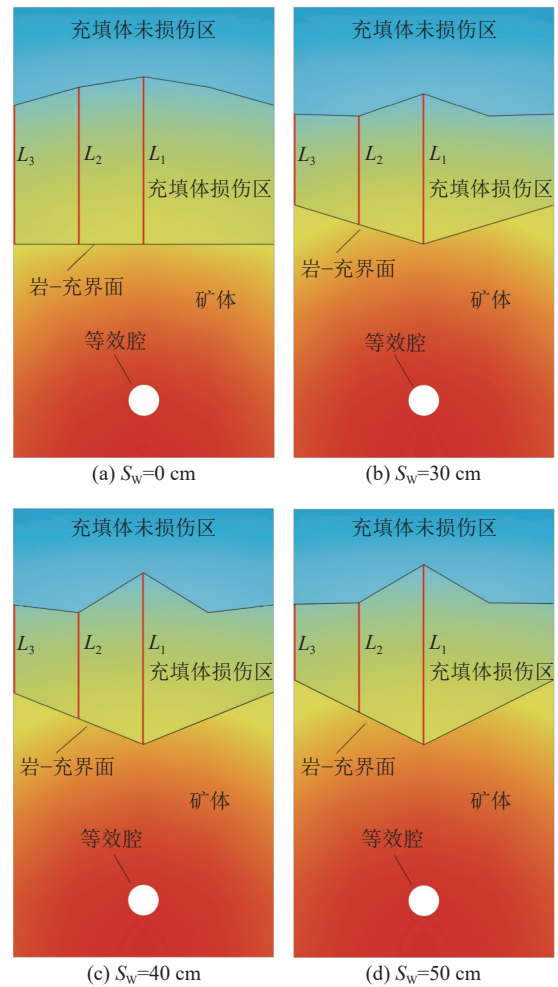


图8 损伤区形状随锯齿宽度的变化情况

Fig.8 Variation of the shape of the damage zone with the S_w

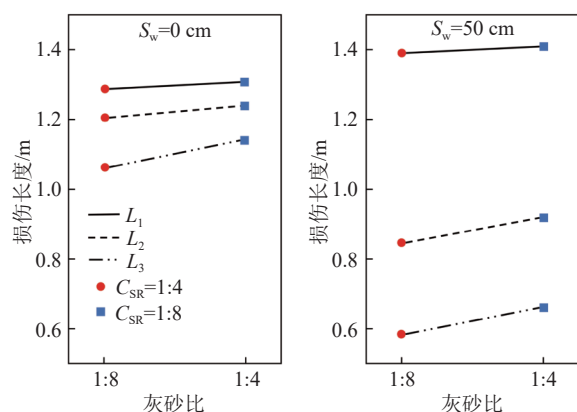
表4 模拟灰砂比变化的工况方案

Table 4 Working condition that simulate variations in the C_{SR}

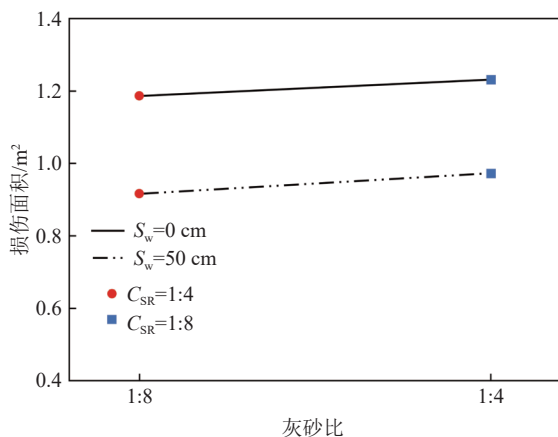
工况编号	模拟区域	C_{SR}	S_w /cm	S_{HD} /m	σ_h /MPa
工况1	区域1	1:4	0	1.2	0.12
工况2	区域2	1:8	0	1.2	0.15
工况3	区域1	1:4	50	1.2	0.12
工况4	区域2	1:8	50	1.2	0.15

应波阻抗也越大。同一爆炸应力波在经岩-充界面传入胶结充填体内的过程中,胶结充填层的波阻抗越大,应力波反射越少,透射应力波的波能越多,应力波传播速度越快,且衰减越慢。最终导致当垂直应力相近时,高灰砂比充填体的最大损伤长度 L 更大^[42-43]。

例如,在本节研究中,这两种 C_{SR} 胶结充填体的垂直应力几乎相同,在相同的爆炸荷载和 S_w 下, C_{SR} 为1:4时胶结充填体模型内的应力波传播速度越快,各监测点振动速度达到峰值的耗时更短,且相邻监测点的振动速度峰值衰减得更慢。根据数值模型计算



(a) 损伤长度随灰砂比的变化



(b) 损伤面积随灰砂比的变化

图9 损伤长度和面积随灰砂比的变化情况

Fig.9 Variation of damage length and area with the C_{SR}

结果和各监测线上的 L , 得出不同 C_{SR} 下, $S_w=0$ 、50 cm 时的 S , 如图 9b 所示。结合图 9a、9b 可知, S_w 相同时, S 随着 C_{SR} 的增大而缓慢增大; C_{SR} 相同时, S 随 S_w 增大而减小。

选取图 3b 中的 A_1 、 B_1 、 A_2 、 B_2 、 A_3 、 B_3 作为典型监测点进一步分析不同 C_{SR} 下的速度衰减差异。当 $S_w=50$ cm、 C_{SR} 分别为 1:4 和 1:8 时, 6 个典型监测点的速度时程曲线如图 10 所示。从图中可知, C_{SR} 为 1:8 时监测点 A_1 、 A_2 、 A_3 的 PPV 甚至略高于 C_{SR} 为 1:4 的 PPV。但随着爆炸应力波传播到充填体内, C_{SR} 为 1:4 时, B_1 、 B_2 、 B_3 3 个监测点振动响应更快, 到达 PPV 所需的时间也更短, 且 PPV 值均比 C_{SR} 为 1:8 时更大。表明在相同条件下, 当 C_{SR} 为 1:4 时, 尽管达到损伤时需要的 V_{max} 更大, 但应力波传播速度越快, 波能衰减越慢, 损伤长度 L 因此越大。

3.4 孔边距对不同锯齿宽度胶结充填体损伤的影响

为了探究孔边距 S_{HD} 对胶结充填体的影响, 选取 $S_w=0$ 、50 cm, $C_{SR}=1:8$, $\sigma_h=0.48$ MPa, $S_{HD}=1.2$ m 的充填体, 分别讨论 $S_{HD}=1$ 、1.2、1.5 m 情况下, 胶结充填体在爆破动载影响下的损伤情况, 相对应的数值模型位置为图 2a 中的模拟区域 3, 工况方案见表 5。

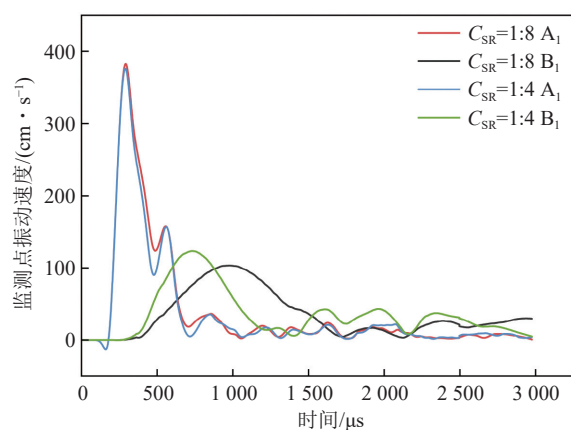
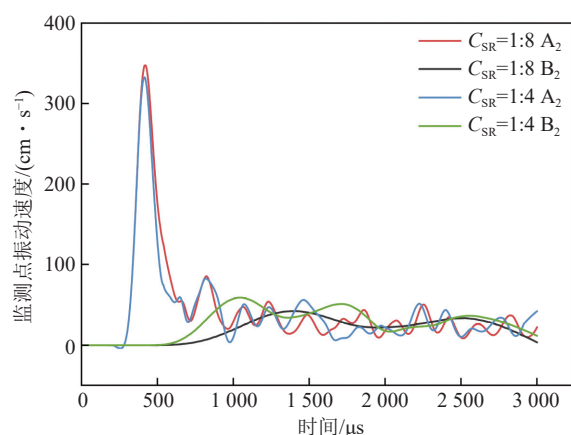
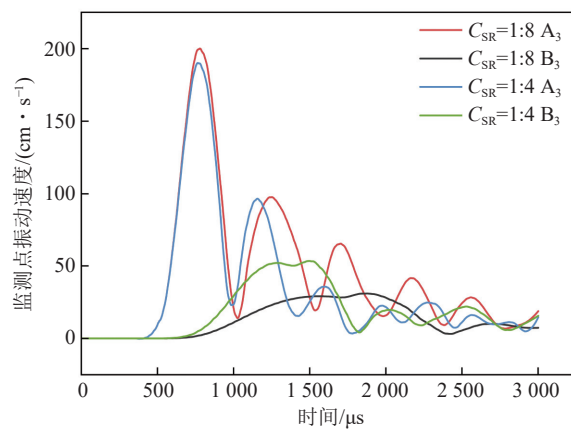
(a) 监测点: A_1 、 B_1 (b) 监测点: A_2 、 B_2 (c) 监测点: A_3 、 B_3

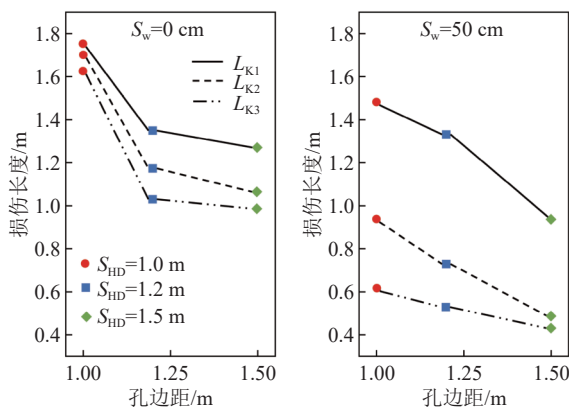
图10 不同灰砂比下典型监测点的速度时程曲线

Fig.10 Velocity time history curve of typical monitoring points at different the C_{SR}

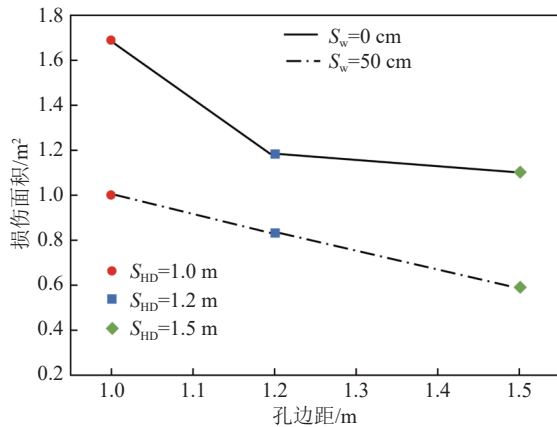
同样的, 根据数值模拟计算结果所得到的胶结充填体模型 K_1 、 K_2 、 K_3 3 列监测线上的 PPV, 经过数据分析, 提取出每列监测线上超过 V_{max} (17.1 cm/s) 且距岩-充界面最远处的坐标, 最终得到 $S_w=0$ 、50 cm 情况下, 不同 S_{HD} 时胶结充填体模型中各列监测线的 L , 如图 11a 所示, 根据数值模型计算结果和各监测线上的 L , 得出了不同 S_{HD} 下, $S_w=0$ 、50 cm 时的 S , 如图 11b 所示。

表5 模拟孔边距变化的工况方案
Table 5 Working condition that simulate variations in the S_{HD}

工况编号	模拟区域	C_{SR}	S_W/cm	S_{HD}/m	σ_h/MPa
工况1	区域3	1:8	0	1.0	0.48
工况2	区域3	1:8	0	1.2	0.48
工况3	区域3	1:8	0	1.5	0.48
工况4	区域3	1:8	50	1.0	0.48
工况5	区域3	1:8	50	1.2	0.48
工况6	区域3	1:8	50	1.5	0.48



(a) 损伤长度随孔边距的变化情况



(b) 损伤面积随孔边距的变化情况

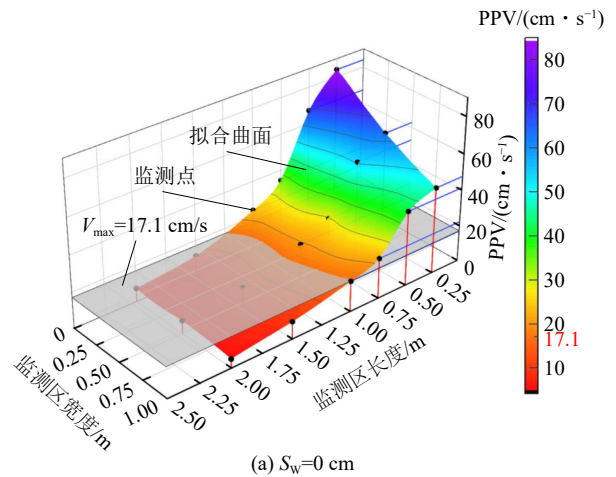
图11 损伤长度和面积随孔边距的变化情况

Fig.11 Variation of damage length and area with the S_{HD}

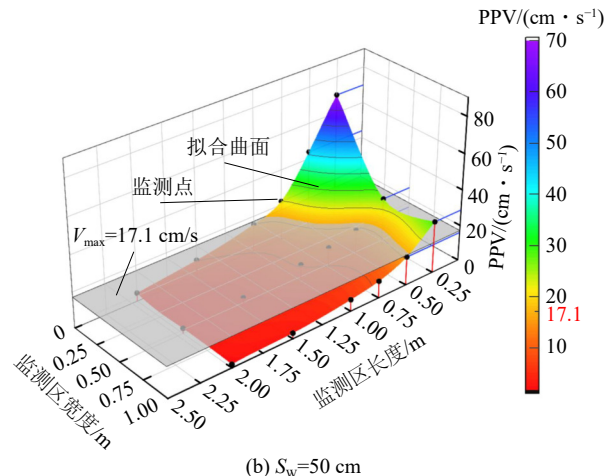
由图11a可知,相同 S_W 下,随着 S_{HD} 的增大,胶结充填体相同监测线方向上的 L 逐渐减小,如 $S_W=50\text{ cm}$, $S_{HD}=1\text{ m}$ 时, K_2 方向上的最大损伤长度 $L_2=0.94\text{ m}$; $S_{HD}=1.2\text{ m}$ 时, $L_2=0.73\text{ m}$; $S_{HD}=1.5\text{ m}$ 时, $L_2=0.48\text{ m}$;此外,当 S_{HD} 相同时,锯齿状岩-充界面下胶结充填体的 L 均小于平面状岩-充界面,如当 $S_{HD}=1.5\text{ m}$ 时,平面状岩-充界面($S_W=0\text{ cm}$)时 K_3 方向上的 $L_3=0.99\text{ m}$,而锯齿状岩-充界面($S_W=50\text{ cm}$)时 $L_3=0.44\text{ m}$, L 折减了55.6%。结合图11b可知, S_W 相同时, S 随着 S_{HD} 的增大而减小,特别是当岩-充界面为锯齿状

时,如 $S_W=50\text{ cm}$ 时, S_{HD} 与 S 呈线性负相关;同样的, S_{HD} 相同时, S 随 S_W 增大而减小。

当 $S_{HD}=1.5\text{ m}$ 时,平面状岩-充界面($S_W=0\text{ cm}$)和锯齿状岩-充界面($S_W=50\text{ cm}$)胶结充填体监测区内的PPV递减趋势如图12所示。可知当 $S_W=0\text{ cm}$ 时,胶结充填体内质点振动速度超过 $V_{\max}$ 的区域形状近似矩形,而当 $S_W=50\text{ cm}$ 时,胶结充填体内质点振动速度超过 $V_{\max}$ 的区域形状近似菱形状,结合图11b可知, S_W 增大时,虽然 S 将变小,但损伤区域容易发展为楔形破坏,该结论与3.2.3节结论相符。



(a) $S_W=0\text{ cm}$



(b) $S_W=50\text{ cm}$

图12 不同锯齿宽度下各监测点的PPV的递减趋势

Fig.12 Decreasing trend of PPV at different S_W

3.5 垂直应力对不同锯齿宽度胶结充填体损伤的影响

为了探究垂直应力 σ_h 对组合胶结充填体的影响,选取 C_{SR} 为1:8, $S_W=0, 50\text{ cm}$, $S_{HD}=1.2\text{ m}$ 的数值模型,分别讨论 $\sigma_h=0.15\text{ MPa}$ (模拟区域2)、 0.48 MPa (模拟区域3)、 0.66 MPa (模拟区域4)工况下,组合胶结充填体在爆破动载下的损伤情况,工况方案见表6。

根据数值模拟计算结果所得到的 K_1 、 K_2 、 K_3 3列监测线上的PPV,经过数据分析,提取出每列监测线

表 6 模拟垂直应力变化的工况方案表

Table 6 Working condition that simulate variations in the σ_h

工况编号	模拟区域	C_{SR}	S_w/cm	S_{HD}/m	σ_h/MPa
工况1	区域2	1 : 8	0	1.2	0.15
工况2	区域3	1 : 8	0	1.2	0.48
工况3	区域4	1 : 8	0	1.2	0.66
工况4	区域2	1 : 8	50	1.2	0.15
工况5	区域3	1 : 8	50	1.2	0.48
工况6	区域4	1 : 8	50	1.2	0.66

上超过 V_{max} (17.1 cm/s) 且距岩-充界面最远处的坐标, 最终得到 $S_w=0$ 、50 cm 工况下, 不同 σ_h 对各行监测线上 L 的影响, 如图 13a 所示, 同样地, 计算出不同 σ_h 下, $S_w=0$ 、50 cm 时的 S , 如图 13b 所示。

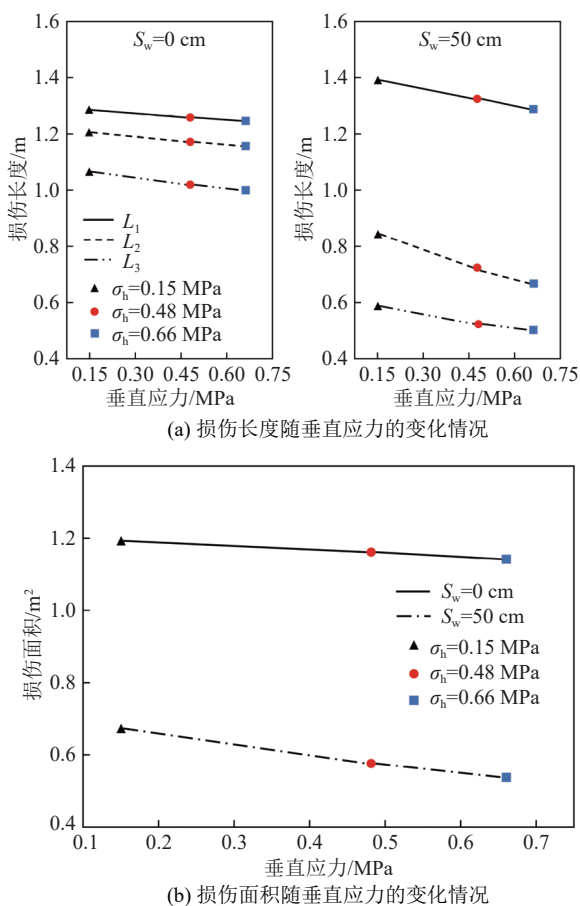


图 13 损伤长度和面积随垂直应力的变化情况

Fig. 13 Variation of damage length and area with the σ_h

从图 13a 可以看出, 当 $S_w=0$ 、50 cm 时, 各监测线方向上的 L 依旧服从 $L_1 > L_2 > L_3$ 的规律。相同 S_w 下, 随着 σ_h 的增大, 胶结充填体相同监测线方向上的 L 逐渐减小, 如 $S_w=50$ cm, $\sigma_h=0.15$ MPa 时, K_2 方向上的最大损伤长度 $L_2=0.85$ m; $\sigma_h=0.48$ MPa 时, $L_2=0.73$ m; $\sigma_h=0.66$ MPa 时, $L_2=0.67$ m。此外, 当 S_w 增大时, K_1 监测线上的 L 均增大, K_2 、 K_3 监测线方向上的

损 L 均减小, 这符合 3.2.3 节中 S_w 的增大将使得胶结充填体的损伤区域形状由近似矩形向近似菱形过渡的结论。

由图 13b 可知, 对于相同 S_w , 随着 σ_h 增大, 胶结充填体的整体损伤区域越小, 原因在于同一个采场内, 胶结充填体受到的水平应力相近, 而相同 C_{SR} 的充填体, 当 σ_h 较大时, 充填体颗粒的位移被抑制得更为严重, 因此充填体的振动速度减小, 爆炸应力波将被抑制传播; 相反, 当 σ_h 较小时爆炸应力波被促进传播^[44-45]。此外, 在相同 σ_h 下, $S_w=0$ cm 时 S 更大。

4 结 论

1) 平面状岩-充界面下胶结充填体的损伤区域形状近似于矩形, 当锯齿宽度增大时, 锯齿状岩-充界面下的损伤区域形状接近于菱形, 且锯齿宽度越大, 胶结充填体更易发生楔形破坏。因此, 在研究胶结充填体因近场爆破而发生损伤破坏时, 岩-充界面不宜简单假设为平面状。

2) 对于不同灰砂比的组合胶结充填体, 当垂直应力相近时, 高灰砂比充填层的峰值振动速度更大, 爆炸应力波波能衰减越慢, 爆破动载更容易在灰砂比不同的两层充填体间诱发错动, 高灰砂比充填层的损伤面积略大于低灰砂比充填层。

3) 在同一个采场内, 同一灰砂比下胶结充填体承受的垂直应力越大, 损伤面积越小; 胶结充填体的损伤面积随着孔边距的增大而减小, 模拟结果表明, 当孔边距大于 1.5 m 时, 胶结充填体的损伤区域将能被有效控制可在可接受的范围内。

参考文献(References):

- [1] 何满潮, 谢和平, 彭苏萍, 等. 深部开采岩体力学研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(16): 2803-2813.
HE Manchao, XIE Heping, PENG Suping, et al. Study on rock mechanics in deep mining engineering[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(16): 2803-2813.
- [2] 谢和平, 高峰, 鞠杨. 深部岩体力学研究探索[J]. 岩石力学与工程学报, 2015, 34(11): 2161-2178.
XIE Heping, GAO Feng, JU Yang. Research and development of rock mechanics in deep ground engineering[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(11): 2161-2178.
- [3] 张海波, 宋卫东. 评述国内外充填采矿技术发展现状[J]. 中国矿业, 2009, 18(12): 59-62.
ZHANG Haibo, SONG Weidong. Discussion on the current state of backfill mining from the domestic and foreign development[J]. China Mining Magazine, 2009, 18(12): 59-62.
- [4] XUE G L, YILMAZ E, WANG Y D. Progress and prospects of mining with backfill in metal mines in China[J]. International Journal of

- Minerals, Metallurgy and Materials*, 2023, 30(8): 1455–1473.
- [5] HUO X F, SHI X Z, QIU X Y, et al. Rock damage control for large-diameter-hole lateral blasting excavation based on charge structure optimization[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2020, 106: 103569.
- [6] 颜峰, 姜福兴. 爆炸冲击载荷作用下岩石的损伤实验[J]. *爆炸与冲击*, 2009, 29(3): 275–280.
YAN Feng, JIANG Fuxing. Experiment on rock damage under blasting load[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2009, 29(3): 275–280.
- [7] 费鸿禄, 杨卫风, 张国辉, 等. 金属矿山矿柱回采时爆破荷载下采空区的围岩稳定性[J]. *爆炸与冲击*, 2013, 33(4): 344–350.
FEI Honglu, YANG Weifeng, ZHANG Guohui, et al. Surrounding rock stability of mined-out area under blast loading in metal mine pillar robbing[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2013, 33(4): 344–350.
- [8] 杨小林, 王树仁. 岩石爆破损伤断裂的细观机理[J]. *爆炸与冲击*, 2000, 20(3): 247–252.
YANG Xiaolin, WANG Shuren. Meso-mechanism of damage and fracture on rock blasting[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2000, 20(3): 247–252.
- [9] TAN Y Y, YU X, ELMO D, et al. Experimental study on dynamic mechanical property of cemented tailings backfill under SHPB impact loading[J]. *International Journal of Minerals, Metallurgy, and Materials*, 2019, 26(4): 404–416.
- [10] LIU B, GAO Y T, JIN A B, et al. Dynamic characteristics of superfine tailings-blast furnace slag backfill featuring filling surface[J]. *Construction and Building Materials*, 2020, 242: 118173.
- [11] CAO S, YILMAZ E, SONG W D. Dynamic response of cement-tailings matrix composites under SHPB compression load[J]. *Construction and Building Materials*, 2018, 186: 892–903.
- [12] 谭玉叶, 汪杰, 宋卫东, 等. 循环冲击下胶结充填体动载力学特性试验研究[J]. *采矿与安全工程学报*, 2019, 36(1): 184–190, 197.
TAN Yuye, WANG Jie, SONG Weidong, et al. Experimental study on mechanical properties of cemented tailings backfill under cycle dynamic loading test[J]. *Journal of Mining & Safety Engineering*, 2019, 36(1): 184–190, 197.
- [13] 姜立春, 苏勇, 代庆松. 远场爆破水平应力波扰动下分层胶结充填体矿柱的动力响应机制[J]. *岩石力学与工程学报*, 2020, 39(1): 34–44.
JIANG Lichun, SU Yong, DAI Qingsong. Dynamic response mechanisms of layered cemented backfill pillars under horizontal stress wave disturbance of far-field blasting[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2020, 39(1): 34–44.
- [14] 黄欣成, 卢文波, 张立新, 等. 全尾砂胶结充填体的爆破振动破坏机制和振动速度阈值研究[J]. *爆破*, 2021, 38(1): 1–7.
HUANG Xincheng, LU Wenbo, ZHANG Lixin, et al. Study on blasting vibration failure mechanism and vibration velocity threshold of total tailing cemented backfill[J]. *Blasting*, 2021, 38(1): 1–7.
- [15] 朱鹏鹏, 宋卫东, 曹帅, 等. 爆破动载下胶结充填体的张拉力学响应机制[J]. *采矿与安全工程学报*, 2018, 35(3): 605–611.
ZHU Pengrui, SONG Weidong, CAO Shuai, et al. Tensile mechanical response mechanism of cemented backfills under blasting load[J]. *Journal of Mining & Safety Engineering*, 2018, 35(3): 605–611.
- [16] SUAZO G, VILLAVICENCIO G. Numerical simulation of the blast response of cemented paste backfilled stopes[J]. *Computers and Geotechnics*, 2018, 100: 1–14.
- [17] EMAD M Z, MITRI H, KELLY C. Dynamic model validation using blast vibration monitoring in mine backfill[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2018, 107: 48–54.
- [18] EMAD M Z, MITRI H, KELLY C. Effect of blast-induced vibrations on fill failure in vertical block mining with delayed backfill[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2014, 51(9): 975–983.
- [19] LI G W, DENG G Z, MA J G. Numerical modelling of the response of cemented paste backfill under the blasting of an adjacent ore stope[J]. *Construction and Building Materials*, 2022, 343: 128051.
- [20] 胡建华, 张涛, 丁啸天, 等. 充-岩界面耦合体爆破动力响应机理[J]. *爆炸与冲击*, 2021, 41(8): 164–178.
HU Jianhua, ZHANG Tao, DING Xiaotian, et al. Dynamic response mechanism of a rock-filling interfacial coupling body to blasting in it[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2021, 41(8): 164–178.
- [21] 刘立波, 李建春, 李海波, 等. 应力波斜入射黏弹性节理的传播规律[J]. *岩石力学与工程学报*, 2012, 31(S2): 3593–3598.
LIU Libo, LI Jianchun, LI Haibo, et al. Propagation law of oblique incidence of stress wave across a viscoelastic joint[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2012, 31(S2): 3593–3598.
- [22] 刘啸, 华心祝, 黄志国, 等. 应力波作用下含大型结构面岩体垮塌动力失稳机制[J]. *岩石力学与工程学报*, 2021, 40(10): 2003–2014.
LIU Xiao, HUA Xinzhu, HUANG Zhiguo, et al. Dynamic collapse mechanisms of rock mass with large structural planes under stress waves[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2021, 40(10): 2003–2014.
- [23] SHARPE J A. The production of elastic waves by explosion pressures. I. Theory and empirical field observations[J]. *Geophysics*, 1942, 7(2): 144.
- [24] SAINOKI A, MITRI H S. Numerical simulation of rock mass vibrations induced by nearby production blast[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2014, 51(11): 1253–1262.
- [25] SITHARAM T G. Geotechnical applications for earthquake engineering: Research Advancements[M]. Hershey: IGI Global, 2012: 160–170.
- [26] VAN Goolbronwyn. Effects of blasting on the stability of paste fill stopes at Cannington Mine[D]. Townsville: James Cook University, 2007: 102–108.
- [27] CHEN S H, WU J, ZHANG Z H. Blasting source equivalent load on elastic-plastic boundary for rock blasting[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2017, 143(7): 1–7.
- [28] EMAD Muhammad Zaka. Dynamic Performance of Cemented Rockfill under Blast-Induced Vibrations[D]. Montreal: University of McGill, 2014: 73–77.
- [29] 冷振东, 卢文波, 陈明, 等. 岩石钻孔爆破粉碎区计算模型的改进[J]. *爆炸与冲击*, 2015, 35(1): 101–107.
LENG Zhendong, LU Wenbo, CHEN Ming, et al. Improved calcula-

- tion model for the size of crushed zone around blasthole[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2015, 35(1): 101–107.
- [30] 李芳涛, 胡志平, 陈南南, 等. 爆破荷载作用下隧道围岩裂隙范围计算方法研究[J]. *振动与冲击*, 2022, 41(8): 260–269.
LI Fangtao, HU Zhiping, CHEN Nannan, et al. A study of fracture range of tunnel surrounding rock under blasting[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2022, 41(8): 260–269.
- [31] 杨建华, 吴泽南, 姚池, 等. 地应力对岩石爆破开裂及爆炸地震波的影响研究[J]. *振动与冲击*, 2020, 39(13): 64–70, 90.
YANG Jianhua, WU Zenan, YAO Chi, et al. Influences of *in situ* stress on blast-induced rock fracture and seismic waves[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2020, 39(13): 64–70, 90.
- [32] 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): 116–126.
YE Zhiwei, CHEN Ming, LI Tong, et al. A calculation method of the peak pressure on borehole wall for low decoupling coefficient charge blasting[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2021, 41(6): 116–126.
- [33] LU W B, YANG J H, CHEN M, et al. An equivalent method for blasting vibration simulation[J]. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 2011, 19(9): 2050–2062.
- [34] 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.
- [35] BLAIR D P. A comparison of Heelan and exact solutions for seismic radiation from a short cylindrical charge[J]. *Geophysics*, 2007, 72(2): E33–E41.
- [36] YI C P, JOHANSSON D, NYBERG U, et al. Stress wave interaction between two adjacent blast holes[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2016, 49(5): 1803–1812.
- [37] 雷刚, 李元辉, 徐世达, 等. 基于 FLAC^{3D} 模拟的深部岩体爆破损伤规律研究[J]. *金属矿山*, 2017(10): 135–140.
LEI Gang, LI Yuanhui, XU Shida, et al. Simulation study on blasting damage law of deep rock mass based on FLAC^{3D}[J]. *Metal Mine*, 2017(10): 135–140.
- [38] 甘肃, 郑怀昌, 赵忠琦, 等. 远爆区爆破对胶结充填体损伤特性研究[J]. *矿业研究与开发*, 2019, 39(7): 78–83.
GAN Su, ZHENG Huaichang, ZHAO Zhongqi, et al. Study on the damage properties of cemented filling body by blasting in the remote blasting area[J]. *Mining Research and Development*, 2019, 39(7): 78–83.
- [39] 王振昌. 二步回采围岩和充填体爆破损伤特征及安全阈值研究[D]. 福州: 福州大学, 2018: 105–107.
WANG Zhenchang. Study on blasting damage characteristics and safety threshold of surrounding rock and backfill in two-step mining [D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2018: 105–107.
- [40] 杨伟, 李国平, 李夕兵, 等. 爆破荷载下全尾砂胶结充填体破坏规律及防治措施[J]. *矿业研究与开发*, 2018, 38(3): 113–118.
YANG Wei, LI Guoping, LI Xibing, et al. The failure rules and preventive measures of cemented full tailings filling body under blasting load[J]. *Mining Research and Development*, 2018, 38(3): 113–118.
- [41] 刘西森. 层状岩体隧道爆破开挖引起的非对称振动传播规律研究[D]. 焦作: 河南理工大学, 2022: 18–25.
LIU Xisen. Propagation law of asymmetric vibration induced by tunnel blasting in layered rock[D]. Jiaozuo: Henan Polytechnic University, 2022: 18–25.
- [42] 杨仁树, 李炜煜, 李永亮, 等. 3 种岩石动态拉伸力学性能试验与对比分析[J]. *煤炭学报*, 2020, 45(9): 3107–3118.
YANG Renshu, LI Weiyu, LI Yongliang, et al. Comparative analysis on dynamic tensile mechanical properties of three kinds of rocks[J]. *Journal of China Coal Society*, 2020, 45(9): 3107–3118.
- [43] 李杨, 王雁冰, 付代睿, 等. 动载下层状复合岩石能量耗散及断裂特征研究[J]. *工程科学学报*, 2023, 45(11): 1833–1846.
LI Yang, WANG Yanbing, FU Dairui, et al. Energy dissipation and fracture characteristics of composite layered rock under dynamic load[J]. *Chinese Journal of Engineering*, 2023, 45(11): 1833–1846.
- [44] 刘鑫, 兰涛, 秦广冲, 等. 地应力对混凝土材料中爆炸应力波传播影响规律研究[J]. *爆破*, 2023, 40(3): 151–157, 205.
LIU Xin, LAN Tao, QIN Guangchong, et al. Study on influence of *in situ* stress on propagation of explosion stress wave in concrete[J]. *Blasting*, 2023, 40(3): 151–157, 205.
- [45] 杨建华, 孙文彬, 姚池, 等. 高地应力岩体多孔爆破破岩机制[J]. *爆炸与冲击*, 2020, 40(7): 10.
YANG Jianhua, SUN Wenbin, YAO Chi, et al. Mechanism of rock fragmentation by multi-hole blasting in highly-stressed rock masses[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(7): 10.