

DOI: 10.11779/CJGE201812005

孔洞对爆生裂纹动态扩展行为影响研究

李 盟^{1, 2}, 朱哲明^{1, 2}, 刘瑞峰^{1, 2}, 刘 邦^{1, 2}

(1. 深地科学与工程教育部重点实验室, 四川 成都 610065; 2. 四川大学建筑与环境学院, 四川 成都 610065)

摘 要: 试验研究含有预制裂纹的砂岩圆板在爆炸荷载下不同孔洞间距(S)对裂纹动态扩展行为的影响。试验中采用应变片测试获取爆炸加载波形作为 AUTODYN 数值模拟裂纹扩展效果及 ABAQUS 数值计算应力强度因子的加载力。试验中采用 CPG 测得裂纹起裂—扩展时刻, 根据测得试验数据得出普适函数, 对 ABAQUS 计算所得应力强度因子进行修正最终得到裂纹动态极限应力强度因子。通过对比分析在不同孔间距下裂纹的动态极限应力强度因子, 裂纹扩展长度及裂纹扩展速度得出以下结论: ①孔洞对爆炸荷载下的预制裂纹动态扩展行为有所影响, 且孔洞间距越小其影响效果越显著; ②一般情况下裂纹的起裂极限应力强度因子要略高于扩展极限应力强度因子, 裂纹的扩展速度对裂纹扩展极限应力强度因子有一定影响, 且二者总体趋势呈反比; ③当裂纹扩展至孔洞附近时, 由于孔洞的作用提高了裂纹的扩展极限应力强度因子, 进而降低了裂纹的扩展速度并减小了裂纹的扩展长度。此外若将孔洞视为隧道光面爆破中的辅助孔或周边孔, 那么研究结论可为隧道光面爆破中控制断面内的原生裂纹扩展长度, 以期达到隧道围岩最大程度上的完整性提供理论支撑。

关键词: 极限应力强度因子; 孔洞; 裂纹扩展; 爆炸荷载

中图分类号: TU45

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2018)12-2191-09

作者简介: 李 盟 (1987-), 男, 河南永城人, 博士研究生, 主要从事岩石断裂力学的研究工作。E-mail: LmLm0520@126.com。

Influences of holes on dynamic propagation behaviors of blasting cracks

LI Meng^{1, 2}, ZHU Zhe-ming^{1, 2}, LIU Rui-feng^{1, 2}, LIU Bang^{1, 2}

(1. MOE Key Laboratory of Deep Underground Science and Engineering, Chengdu 610065, China; 2. College of Architecture and Environment, Sichuan University, Chengdu 610065, China)

Abstract: The influences of different spacings of holes on the pre-crack propagation behaviors of circular sand specimens under blasting loads are investigated. The explosive loading waveform from experiments is obtained as the loading stress of AUTODYN to simulate the crack propagation, and it is embedded in ABAQUS once more to calculate the stress intensity factor (SIF) of the static cracks under dynamic loads. The initiation-propagation time of pre-crack is measured by using CPG in the experiments. According to the CPG data to obtain the universal function, the dynamic initiation-propagation critical SIF is yielded by modifying the static SIF obtained from ABAQUS using the universal function. By comparing and analyzing the dynamic critical SIF, crack propagation velocity and length of crack propagation under different spacings of holes, we can obtain the following conclusions: (1) The holes have an effect on the dynamic propagation behaviors of cracks under blasting loads, and the smaller the spacing, the more remarkable the effect. (2) In general, the crack initiation critical SIF is higher than the propagation one, and the crack propagation velocity has influences on SIF, and their overall trends are inversely proportional. (3) The critical propagation SIF of cracks increases due to the action of the holes when they propagate near the holes, both of whose propagation length and velocity are reduced. In addition, if we take the holes as the auxiliary or surrounding ones in tunnel smooth blasting, the conclusions of this study will provide theoretical support for controlling the crack propagation length to achieve the integrity of surrounding rock.

Key words: critical stress intensity factor; hole; crack propagation; blasting load

0 引 言

地层在形成之初受地壳运动的影响内部形成多样性地质构造, 大到断层、陷落柱等, 小至岩体中的空

基金项目: 国家自然科学基金项目 (11672194); 四川省安全监管局安全生产科技项目 (aj20170515161307); 四川省科技计划项目 (2018JZ0036)

收稿日期: 2017-10-11

*通讯作者 (E-mail: zhemingzhu@hotmail.com)

洞, 不同尺度及不同维度的节理裂隙等。由于掏槽、辅助及周边孔采用毫秒延时雷管引爆。因此, 裂纹在掏槽爆炸冲击波驱动下将起先扩展, 辅助孔或周边孔由于滞后于掏槽孔起爆势必将会对裂纹的扩展行为产生影响。这些原生裂隙及人为再生裂隙在静态荷载下表现为蠕变破坏, 最终会再次达到围岩应力平衡的状态, 但在爆炸动载荷的作用下甚至可发生灾难性后果。因此, 研究裂隙等缺陷在动载尤其是爆炸超高加载率下的断裂扩展行为是十分必要的。

当动载能达到或超过某一阈值时, 岩体中部分裂纹势必会经历起裂—扩展—止裂 3 个阶段。上述 3 个阶段发生的瞬时应力强度因子阈值则对应于起裂极限应力强度因子、扩展极限应力强度因子、止裂极限应力强度因子。鉴于动载相对静载的破坏性大很多, 诸多学者对裂纹的动态扩展力学行为进行了大量研究^[1-3]以期达到能更好的控制裂纹扩展, 以确保工程岩体完整性的目的。

除岩石等脆性材料外, Nemat^[4]研究发现延展性材料在高加载率下其破坏形态也会由塑性向脆性转变。相对于爆炸高应变率而言中低速冲击荷载下的巴西圆盘及半圆盘岩的起裂韧度测试已较为成熟^[5-7]。Wang 等^[8]研究了 VB-SCSC 砂岩构型在落锤中低速冲击下裂纹的动态扩展韧度, 对比了不同 V 型反射角与裂纹扩展长度, 得出该构型对预制裂纹的扩展具有一定的抑制作用。张财贵等^[9]将 SHPB 冲击下的 SCDC 试件结合有限元数值软件 ANSYS 计算发现, 裂纹扩展速度对扩展韧度起着主导作用, 而止裂其实是个动态过程其韧度值略小于动态起裂韧度。王蒙等^[10-11]研究了 SHPB 冲击下 I/II 复合型 SCSC 试件的裂纹扩展形态, 采用 CPG 测得裂纹扩展速度并在此基础上结合 ABAQUS 计算得出起裂韧度及不同时刻裂尖应力强度因子。相对于动态起裂及扩展韧度而言, 止裂韧度的研究要少一些, Freund 等^[12]和 Ravi-Chandar 等^[13]对止裂韧度给出了较为详细的定义, 之后也有部分学者采用试验—数值方法计算得到中低速冲击及 SPHB 高速冲击荷载下的砂岩止裂韧度^[8-9]。

徐文涛等^[14]对爆炸载荷下混凝土材料起裂韧度做了深入研究。此外 PMMA 材料以其高致密性、各向同性均质度高且具有较好的光学效应, 也被广泛应用于爆炸荷载下应力强度因子的计算及断裂行为的研究并取得一定的研究成果^[15-17]。Zhu 等^[18-21]采用 AUTODYN-code 对岩石在爆炸荷载下的断裂行为进行了系统的模拟研究, 获得了诸多关键性的研究成果。Donze 等^[22]在离散元的基础上建立了数值模型, 粉碎区大小及径向裂纹的分布密度及其长短均与爆炸所产

生的应力波峰值及波长密切相关。Bendezu 等^[23]采用扩展有限元法、网格技术和基于线性断裂力学的常规有限元法分别模拟坚硬岩石在爆炸荷载下炮孔周边径向裂纹的扩展效果。Cho 等^[24]研究了不同加载率下裂纹的起裂及扩展形态, 分析得出裂纹的起裂形态和扩展行为主要跟加载应力曲线上升沿有关的结论。

本文研究内容为孔洞对爆炸荷载下预制裂纹的动态扩展行为影响。杨仁树等^[25]在研究单孔对 I 型裂纹扩展的影响时发现空孔对裂纹扩展速度及应力强度因子均有抑制作用。本文研究发现对称双孔不仅对裂纹扩展有一定的引导作用, 当裂纹穿过两孔之间时由于双孔的作用降低了裂尖的拉伸应力 σ_y , 致使扩展裂纹尖端的应力强度因子有所减小进而降低裂纹扩展速度或发生止裂。通过调整两对称孔洞间距来着重研究空孔作用下裂纹的扩展行为。

1 试验构型设计

本文试验选材为四川隆昌青砂岩, 青砂岩的主要矿物成分为石英和长石, 单轴抗压强度为 17 MPa, 静态弹性模量为 2.3×10^{10} MPa, 静态泊松比为 0.2, 其动态力学参数如表 1 所示。试验构型包含 1 个起爆孔、1 条预制裂纹及 2 个空孔。其研究重点为当雷管于炮孔起爆后, 不同空孔间距条件下预制裂纹的动态扩展行为。

表 1 砂岩的动态力学参数

Table 1 Dynamic parameters of sandstone				
P 波速 $C_p/(m \cdot s^{-1})$	S 波速 $C_s/(m \cdot s^{-1})$	弹模 E_d/GPa	泊松比 ν_d	密度 $\rho/(kg \cdot m^{-3})$
2500	1450	12.5	0.26	2368

1.1 试验构型及其尺寸

本试验采用含有 1 个中心起爆孔, 1 个与两空孔连线垂直的预制裂纹, 2 个关于预制裂纹对称的空孔砂岩圆板; 1 块圆板上设置 3 组不同孔间距的上述试验构型, 如图 1 所示起爆孔直径为 8 mm, 采用#8 延时电雷管为试验提供爆炸荷载, 两空孔直径均为 10 mm。预制裂纹采用岩石专用金属磨砂锯片进行双面切割, 当预制裂纹沿厚度方向贯穿后, 采用 0.5 mm 厚钢锯条进行裂尖的锐化以保证裂尖的锐性, 防止出现硬币型端面。圆板上预制 3 条裂缝, 3 者之间互成 120° 夹角, 如图 1 所示。由于雷管于中间炮孔起爆后形成一柱面波并均匀向四周传播, 因此 3 条裂纹之间的扩展行为将彼此独立互不影响。此外由于 3 条预制裂纹是在同一爆炸荷载下起裂并扩展, 因此也可排除载荷不同这一因素, 将更加有利于对比分析不同孔间距对裂纹扩展行为的影响。

图 1 (a), (b) 分别是砂岩试件构型图和试件构型尺寸示意图。其中预制裂纹长度为 70 mm ($a=70$ mm) 宽度为 0.5 mm, 裂纹一端距离炮孔圆心 $B=20$ mm 另一端距离两空孔连线中点距离 $C=30$ mm, 两空孔圆心之间的距离 S 为 15, 20, 25, 30, 35, 40 mm, 两空孔圆心连线中点距试件边缘为 $D=180$ mm。

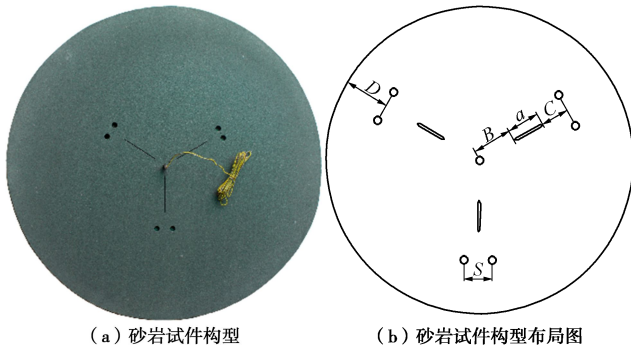


图 1 砂岩试件试验构型

Fig. 1 Experimental configuration of sandstone specimen

1.2 试验构型尺寸合理性验证

当应力波遇到材料边界时, 根据两侧材料的波阻抗 $\rho_1 c_1$ 与 $\rho_2 c_2$ 比值的大小以确定是反射拉伸波或压缩波。无论是反射拉伸波还是反射压缩波如果返回到测试区域时而测试区域的形变还没有终止, 那么将会影响测试结果的精度。因此, 对试件构型的尺寸进行合理性验证是必要的。

基于本试验构型, 如若自由边界的反射拉伸波返回至扩展裂纹尖端时裂纹已停止扩展, 则可认为砂岩圆板尺寸合理。图 2 为无空孔砂岩圆板试件爆炸后的示意图。 $L_1=90$ mm 为裂尖距炮孔中心距离, $d=58$ mm 为爆炸后裂纹扩展的最大距离 ($L_1+L_2=300$ mm), 为砂岩圆板的半径, L_3 为裂纹扩展停止后裂尖距自由边界的距离 152 mm。

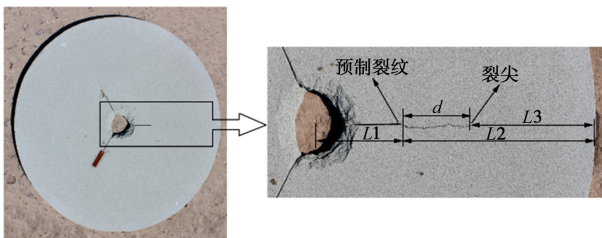


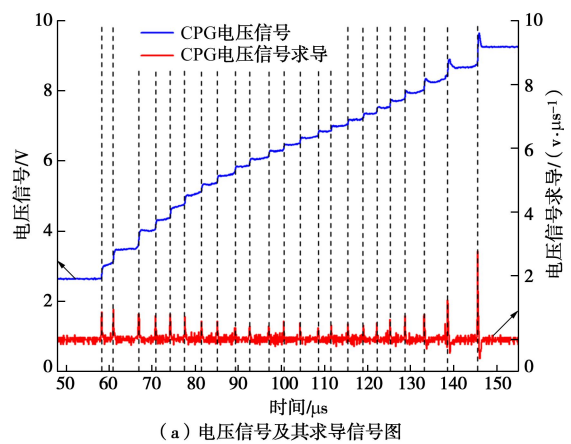
图 2 爆炸后预制裂纹扩展效果图

Fig. 2 Crack propagation patterns of sandstone circular plates under central-hole blasting loads

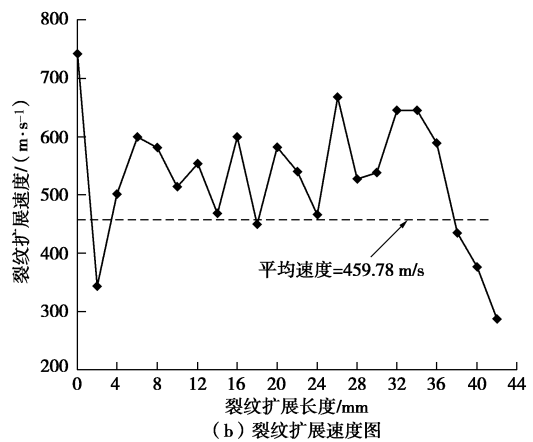
CPG 断裂信号如下图 3 (a) 所示, 其中 CPG 总长度为 40 mm, 共 20 根栅丝, 每根栅丝间距 2 mm。根据图 3 (a) CPG 每根栅丝的断裂时刻可以计算出相邻栅丝断裂时间差, 从而得出裂纹在此相邻栅丝距离

内的扩展速度, 同理以此可算出栅丝依次断裂后裂纹贯穿整个 CPG 时的速度曲线如图 3 (b) 所示, 其平均扩展速度为 459.78 m/s。

结合图 2, 3 试验效果及数据可知裂纹停止扩展的时刻为 183.95 μ s (57.8μ s + $58 \text{ mm}/0.45978 \text{ m}/\mu$ s), 应力波由炮孔中心传播至边界后形成的反射拉伸波达到已经停止扩展的裂纹尖端的总时间由以下公式计算可得 186.01μ s [$(L_1 + L_2 + L_3)/C_p$]。经计算可知当反射波到达扩展裂纹尖端的时候裂纹已经停止扩展, 如下所示 2.06 μ s ($186.01 \sim 183.95 \mu$ s)。因此, 本试验研究所选用的砂岩圆板的尺寸是合理的, 可以避免反射拉伸波对裂纹扩展的影响。



(a) 电压信号及其求导信号图



(b) 裂纹扩展速度图

图 3 CPG 测得电压信号及裂纹扩展速度曲线图

Fig. 3 Signals of CPG voltage and propagation velocity of crack

2 数值模拟与试验对比分析

数值模拟采用有限差分软件 AUTODYN 模拟裂纹扩展路径, 将数值模拟和试验结果进行对比分析进而相互验证。

2.1 有限元节点位移计算及数值模型本构关系

基于裂尖附近区域小变形假设, 砂岩材料采用线性状态方程 (EOS) 表述如下:

$$P = k \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_0} - 1 \right), \quad (1)$$

式中, P 为压力, k 为材料的体积模量, ρ/ρ_0 为材料的瞬时密度与原始密度的比值。

由于砂岩属于脆性材料, 因此模型选择 elastic 刚度准则。

失效准则为最大主应力准则, 当模型单元的最大主应力 σ_1 达到模型材料定义的动态拉伸强度 $\sigma_{T(\varepsilon)} \sigma T \varepsilon$ 时单元就会失效, 失效后的模型虽不能承受拉伸应力, 但仍可以承受压应力。其表述如下所示:

$$\sigma_1 \leq \sigma_{T(\varepsilon)}. \quad (2)$$

炸药采用 ANFO, 炸药的状态方程采用 JWL, 其爆炸荷载则可表示为

$$P = A \cdot \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) \cdot e^{-R_1 v} + B \cdot \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) \cdot e^{-R_2 v} + \frac{\omega E_0}{V}, \quad (3)$$

式中, P 为压应力, E_0 为初始能量, V 为特定体积, A , B , R_1 , R_2 为常数。

2.2 数值模拟炸药用量确定

试验中在距离炮孔中心 20 mm 处粘贴应变片 1 测试爆炸荷载的径向应力, 同时在炮孔另一侧粘贴应变片 2 用于测试其环向应力。示波器测得电压信号经过下式计算后可得应变信号如图 4 所示。

$$\varepsilon = \frac{4\Delta U}{nEK}, \quad (4)$$

式中, ε 为电压信号转化后的应变值, ΔU 为测量所得电压, n 为超动态应变仪增益放大 1000 倍 ($n=1000$), E 为供桥电压 2V, K 为应变片灵敏系数 2.1。

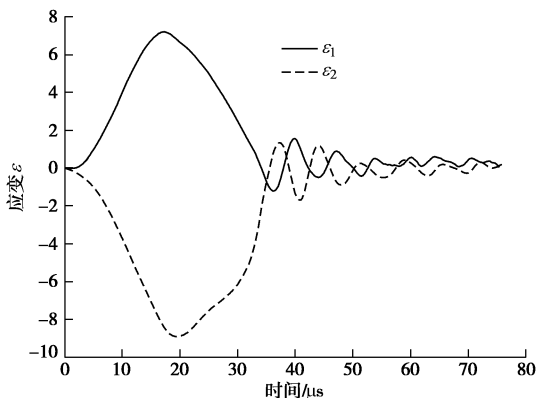


图 4 应变片测得爆炸荷载下应变曲线图

Fig. 4 Curves of strains of strain gauges under blasting loads

$$P(t) = \frac{E_d}{1 - \nu_d^2} (\varepsilon_1 + \nu_d \varepsilon_2), \quad (5)$$

式中, $P(t)$ 为加载应力时程值, E_d 为砂岩动态弹性模量 12.5 GPa, ν_d 为砂岩动态泊松比 (0.26)。

ε_1 , ε_2 分别为径向应变片 1 和环向应变片 2 的应变值, 图中可看出环向拉伸应变略大于径向应变。其

峰值大小及出现的时间分别为 7.289×10^{-3} , 17.3 μs ; -8.846×10^{-3} , 18.8 μs 。为得到加载波应力曲线需要采用式 (5) 对 ε_1 , ε_2 进行计算, 计算所得加载应力波如图 5 所示。加载应力波的上升沿约 16.3 μs , 峰值为 67.51 MPa, 下降沿约 15.5 μs , 全程作用时间 31.8 μs 。

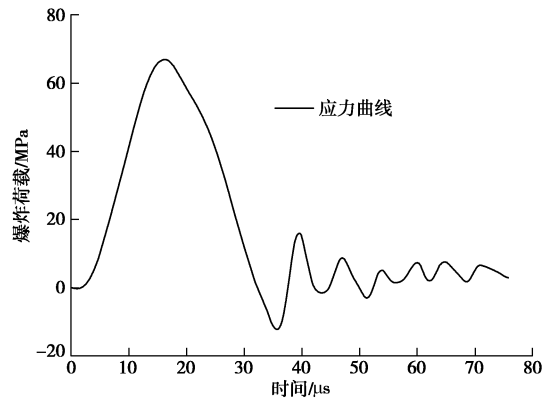


图 5 爆炸荷载下加载应力时间历程曲线

Fig. 5 Curves of stress under blasting loads

数值模拟将采用 ANFO 炸药, 数值模拟前为了找到能够与试验加载波形相吻合的加载应力, 以达到数值模拟和试验的加载应力最大程度上相一致, 需对炸药的用量进行标定。其过程主要是在数值模型中距离炮孔 20 mm 处设置一个 gauge 点用以检测爆炸应力波的波形, 得到检测波形后与试验测得波形相对比, 在二者波形最大程度的吻合基础上来确定数值模拟中炸药的用量。

2.3 试验和数值模拟结果对比

图 6 显示空孔间距 S 为 15, 20, 25, 30, 35, 40 mm 时裂纹扩展试验效果与 AUTODYN 数值模拟效果图。图 6 (a)、(b)、(c) 对比发现在同一荷载条件下裂纹扩展受空孔的影响较大, 图 6 (a)、(c) 裂纹在扩展过程中没有出现分叉现象, 但其扩展路径明显受空孔的引导作用, 最终都与空孔贯通进而基本止裂于空孔; 图 6 (b) 裂纹在扩展过程中出现了分叉现象, 分叉后的裂纹最终也分别受两空孔的引导作用与之贯通。图 6 (d)、(e)、(f) 显示裂纹扩展受空孔的引导作用较弱, 但其扩展行为仍受空孔的影响对比发现随着空孔间距的增大裂纹扩展长度递增。对比试验与数值模拟结果发现二者吻合度较高, 也证明了模拟参数选择的合理性。

3 动态应力强度因子计算方法

目前有些力学模型单纯的通过理论推导计算很难得到解析解, 部分数值计算软件的出现诸如 ANSYS、UDEC、ABAQUS 让这一问题在一定程度

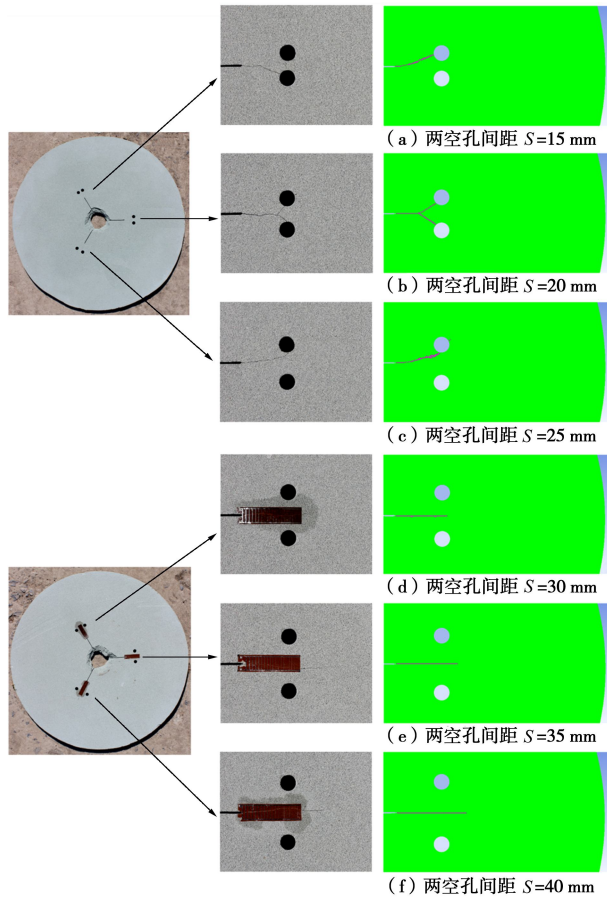


图 6 不同孔间距下试验与数值模拟扩展效果对比图

Fig. 6 Experimental and numerical results of crack propagation patterns under two different hole spacings

上得以解决。数值解主要依赖于有限单元体,而在对含有裂纹的力学模型进行计算时,由于裂纹尖端单元积分点上的应力值严重依赖于网格尺寸,尺寸越小其应力值越大即应力值通常不收敛于网格尺寸,而应力强度因子则可以克服这个数学上的固有困难,来描述裂尖应力奇异性的严重程度。目前,应力强度因子的计算方法较多如:J 积分和能量释放率法、单元应力的外推法、节点位移的外推法等。本文研究采用 ABAQUS 隐式动力分析法进行求解,数值模型中裂纹尖端采用以裂尖为圆心布置 24 个辐射状 6 节点 CPS6 三角单元,其中 A , A' , B , B' 为 1/4 节点,其他区域采用相互独立的 8 节点 CPS8 四边形单元,如图 7 所示。

3.1 动载荷下 I 型静止裂纹尖端应力强度因子

据以上分析,采用相对位移法计算动载荷下静止 I 型裂纹尖端应力强度因子:

$$u_y(r, \theta, t) = K_I^0(t) \frac{(1+\nu)}{2E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[(2\kappa+1) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right]. \quad (6)$$

平面应变条件下, $\kappa = 3 - 4\nu$, 在裂纹任意点的上下表面处, $r = r_0$, $\theta = \pm\pi$, 则由式 (6) 可知:

$$u_y(r_0, \pm\pi, t) = \pm \frac{4(1-\nu^2)K_I^0}{E} \sqrt{\frac{r_0}{2\pi}}. \quad (7)$$

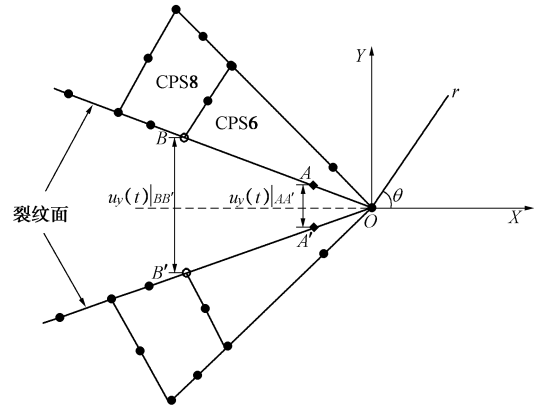


图 7 1/4 节点三角单元及其坐标系

Fig. 7 1/4-node singular element coordinate system

对于 I 型裂纹可认为预制裂纹上下表面的位移大小互等方向相反,根据式 (7) 可得裂纹面上任意点张开位移:

$$u_y(r_0, +\pi, t) - u_y(r_0, -\pi, t) = \frac{8(1-\nu^2)K_I^0}{E} \sqrt{\frac{r_0}{2\pi}}. \quad (8)$$

那么图 6 中裂纹面上 $(A-A')$, $(B-B')$ (其中 $r_{OB} = 4r_{OA}$) 的位移时程值则可表示为

$$\left. \begin{aligned} u_y(t)|_{AA'} &= u_y(r_{OA}, \pi, t) - u_y(r_{OA}, -\pi, t)|_{A'} \\ u_y(t)|_{BB'} &= u_y(r_{OB}, \pi, t) - u_y(r_{OB}, -\pi, t)|_{B'} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

将式 (9) 代入式 (8) 则可得到应力强度因子时程值:

$$\left. \begin{aligned} K_{AA'}^0(t) &= \frac{E}{8(1-\nu^2)} u_y(t)|_{AA'} \sqrt{\frac{2\pi}{r_{OA}}} \\ K_{BB'}^0(t) &= \frac{E}{8(1-\nu^2)} u_y(t)|_{BB'} \sqrt{\frac{2\pi}{r_{OB}}} \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Shih 等^[26]通过 1/4 节点 $(A-A')$, $(B-B')$ 位移直接求得裂纹尖端应力强度因子:

$$K_I^0(t) = K_{OI}^0(t) = \frac{E}{16} \sqrt{\frac{2\pi}{r_{OA}}} (2u_y(t)|_{AA'} - u_y(t)|_{BB'}) \quad (11)$$

此外, Chen 等^[27] 通过先计算 $(A-A')$, $(B-B')$ 两点应力强度因子,进而在将 1/4 节点作为一插值点对其进行线性插值进而求得比式 (11) 精度更高的应力强度因子:

$$\begin{aligned} K_I^0(t) &= K_{OI}^0(t) = \frac{4}{3} K_{AA'}^0(t) - \frac{1}{3} K_{BB'}^0(t) \\ &= \frac{1}{48} \sqrt{\frac{2\pi}{r_{OA}}} (8u_y(t)|_{AA'} - u_y(t)|_{BB'}) \end{aligned} \quad (12)$$

3.2 普适函数的解析修正

运动扩展过程中的裂纹其动态应力强度因子等于动载荷下静止裂纹的应力强度因子与其瞬态扩展速度

的普适函数值的乘积。Rose 等^[28]总结得出对于无限介质而言动态应力强度因子 $K_I^d(t)$ 可分解为普适函数 $k(v)$ 与动载荷下静止裂纹的应力强度因子 $K_I^0(t, a)$ 乘积的形式, 如下所示:

$$K_I^d(t) = K_I^d[t, a(t), v(t), P(t)] = k(v) \cdot K_I^0(t, a)。(13)$$

式中 $K_I^d(t)$ 为 t 时刻裂纹扩展动态应力强度因子; $a(t)$ 为 t 时刻裂纹长度; $v(t)$ 为 t 时刻裂纹扩展速度; $P(t)$ 为 t 时刻炮孔壁面的加载应力值; $k(v)$ 为 t 时刻扩展速度为 v 的普适函数; $K_I^0(t, a)$ 为动载下 t 时刻长度为 a 的静止裂纹尖端的应力强度因子。对此, Rose 在 Freund 对 Green 函数推导的基础上通过大量计算给出了 $k(v)$ 的近似计算公式:

$$k(v) = \frac{1 - \frac{v}{C_R}}{\sqrt{1 - \frac{v}{C_d}}}, \quad (14)$$

$$\left. \begin{aligned} C_d &= \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}}, \\ C_s &= \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\nu)}} \left(2 - \frac{C_R^2}{C_s^2} \right)^2 = 4 \left(1 - \frac{C_R^2}{C_d^2} \right)^{1/2} \left(1 - \frac{C_R^2}{C_s^2} \right)^{1/2} \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

式中 C_d 为砂岩的膨胀波速, C_s 为砂岩剪切波速, C_R 为砂岩 Rayleigh 波速, 弹性模量 $E=12.5$ GPa, 密度 $\rho=2360$ kg/m³, 泊松比 $\nu=0.26$ 。将以上参数代入式 (14), (15) 即可求得仅仅与裂纹扩展速度有关的普适函数 $k(v)$ 。

4 裂纹动态极限应力强度因子值计算结果及分析

采用图 7 中的网格及 1/4 点划分方法在 ABAQUS 中建立图 1 模型, 同时将图 5 应力-时间历程曲线.TXT 文件作为加载应力导入数值模拟软件。最终得出裂纹起裂极限应力强度因子、扩展极限应力强度因子。

4.1 起裂及扩展极限应力强度因子计算方法

本文以图 6 中空孔间距 $S=35$ mm 为例阐述起裂及扩展极限应力强度因子的计算方法。因为裂纹起裂瞬间是无法测出其扩展速度的因此, $k(v_i)=1$, 相应的 $K_I^d(t_i, a_i) = K_I^0(t_i, a_i)$, $a_i = 70$ mm 为裂纹原始长度。如图 8 显示试验中 CPG 第 1 根栅丝断裂时刻为 $t_i = 58.4$ μ s, 结合图 9 (a) 可得出起裂极限应力强度因子值 $K_{IC}^d(t_i, a_i) = 4.3160$ MPa \cdot m^{1/2}。扩展极限应力强度因子则选取第 2 根与第 3 根栅丝断裂时刻的中间值进行计算, 其断裂时刻同样也可由图 8 看出。此时

$v_p \approx 815$ m/s, 根据式 (17) 计算可得与之相对应时刻的普适函数 $k(v_p) = 0.47038$, 裂纹长度 $a_p = 74$ mm, $t_p = 63.2$ μ s。根据图 9 (b) 黑色实体曲线可直接读出裂纹扩展极限应力强度因子值 $K_{IC}^d(t_p, a_p) = 1.3983$ MPa \cdot m^{1/2}。

4.2 裂纹动态极限应力强度因子对比分析

预制裂纹在爆炸荷载下起裂-扩展-止裂过程中裂纹的扩展速度并不是恒定不变的, 且具有较大的波动, 根据式 (12), (13) 可知其普适函数及动态应力强度因子也将随之发生变化, 由动态应力强度因子得出的断裂极限应力强度因子也将随之波动。由图 6 可看出当孔间距较小时裂纹扩展受孔影响较大, 扩展路径发生偏转或者分叉, CPG 无法测出完整数据。因此, 后面将仅对孔间距为 S 为 30, 35, 40 mm 进行极限应力强度因子的计算。

图 8 为当孔间距 S 为 30, 35, 40 mm 时所测得 CPG 栅丝断裂时刻、裂纹扩展速度及裂纹的动态断裂极限应力强度因子曲线。图 8 (b)、(d)、(f) 中除 0 mm 位置外的极限应力强度因子的计算时刻均取两根栅丝断裂时刻的中点, 裂纹扩展速度曲线中的数值点也均为相邻两根栅丝之间的平均速度。图 8 (a)、(c)、(e) 为 CPG 自裂尖开始沿裂纹扩展路径上的断裂时刻, 每相邻 2 根栅丝间距为 2 mm 共 21 根, 两空孔连线中点距裂尖距离 C 均为 30 mm, 其中第 13~18 根栅丝在两空孔圆心连线的附近位置。图 8 (a) 显示第 1~14 根栅丝的断裂时间间隔均相对较短约 2.5 μ s, 而 14~15, 15~16, 16~17 四根栅丝之间的断裂时间间隔明显较长分别为 8.4, 24.2, 12.0 μ s, CPG 范围内裂纹扩展总时长为 99.6 μ s; 图 8 (c) 显示第 1~13 根栅丝的断裂时间间隔也相对较短约 3 μ s, 而 13~14, 14~15, 15~16, 16~17 五根栅丝之间的断裂时间间隔较长分别为 6.2, 7.8, 15.6, 6.6 μ s, CPG 范围内裂纹扩展时长为 91.4 μ s (149.8~58.4); 图 8 (e) 则没有出现上述现象仅 16~17 两根栅丝断裂时间间隔较长约为 5.8 μ s, CPG 范围内整个裂纹扩展总长约为 88.4 μ s。

图 8 (b)、(d)、(f) 分别为当空孔间距 S 为 30, 35, 40 mm 时的裂纹动态极限应力强度因子与扩展速度曲线图。图 8 (a) 显示在裂尖位置 0 mm 处裂纹的起裂极限应力强度因子为 3.5826 MPa \cdot m^{1/2}, 之后有所减低, 但在裂纹扩展至距裂尖分别为 27, 29, 31 mm 时其扩展极限应力强度因子较高分别为 2.7810, 3.4721, 3.1960 MPa \cdot m^{1/2} 其对应的裂纹扩展速度值则较低分别为 238.64, 82.66, 166.67 m/s, CPG 范围内裂纹扩展平均速度为 401.61 m/s; 裂纹扩展全长约 44 mm。图 8 (d) 显示在裂尖位置 0 mm 处裂纹的

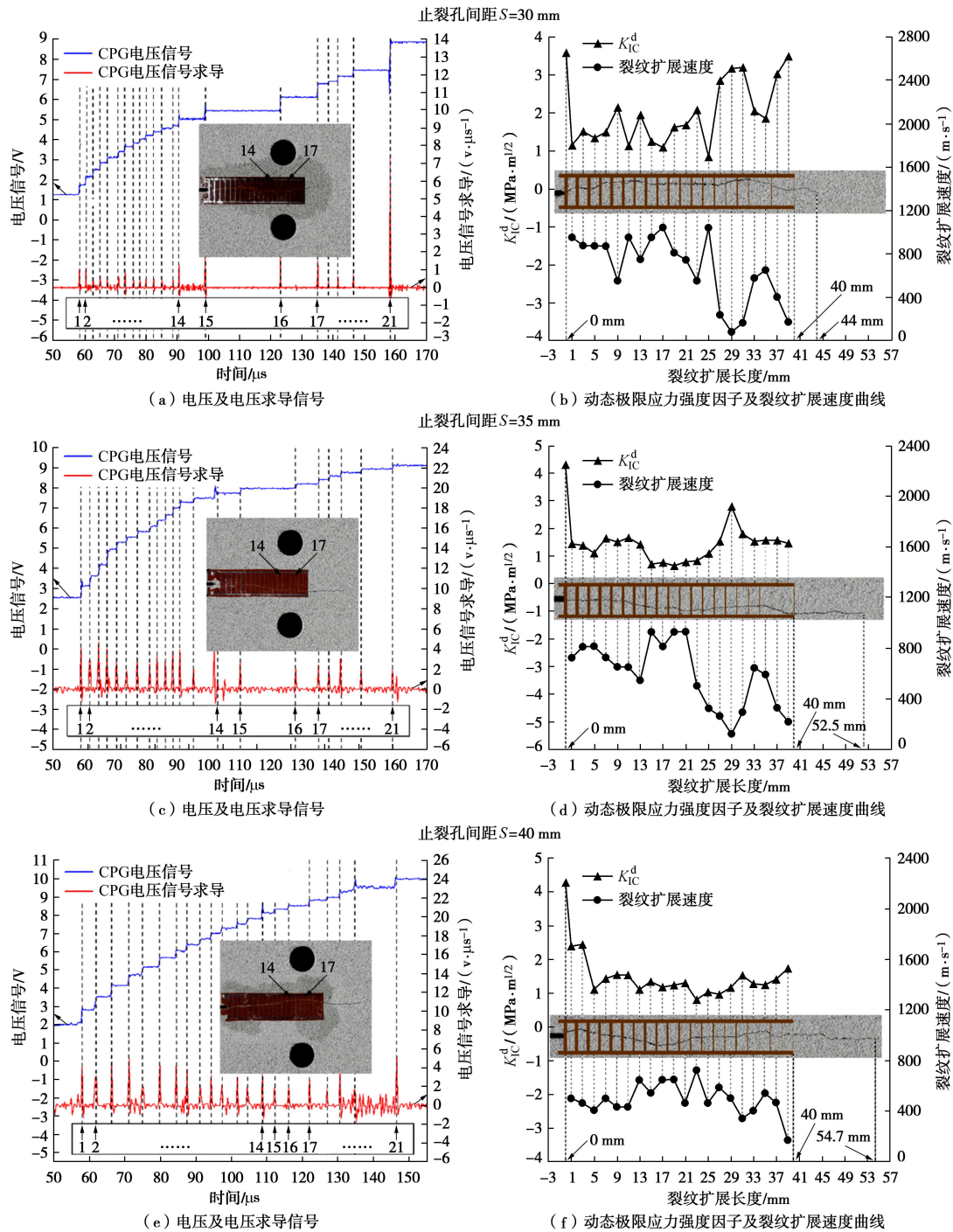
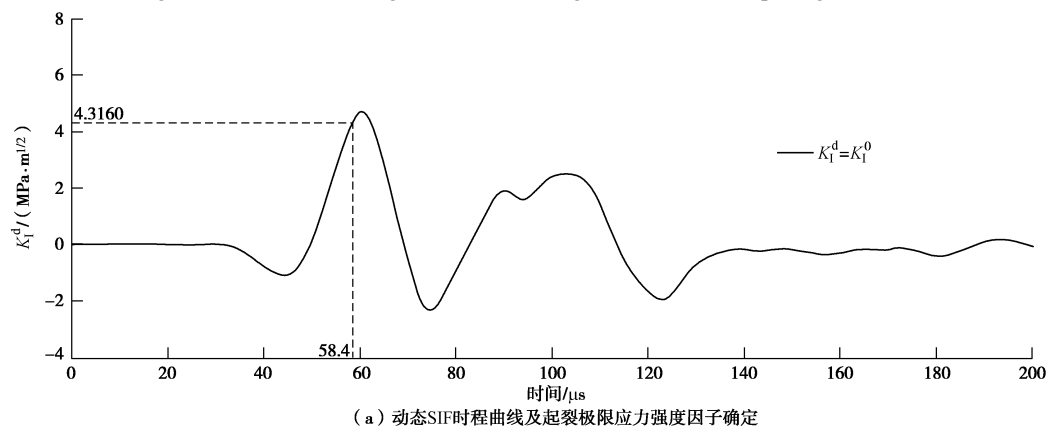
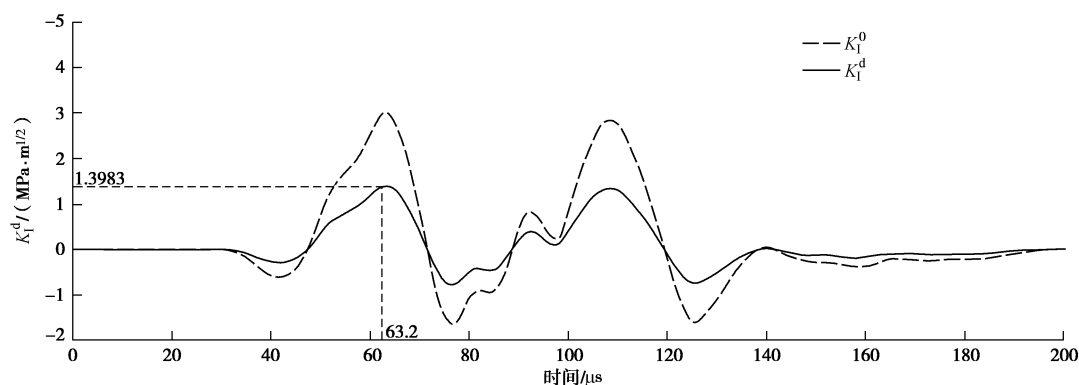


图 8 不同空孔间距下 CPG 断裂信号及其裂纹极限应力强度因子曲线图

Fig. 8 Critical SIFs and signals of CPG voltage under different spacings of holes





(b) 动态SIF时程曲线及扩展极限应力强度因子确定

图9 起裂及扩展极限应力强度因子的确定

Fig. 9 Determination of initiation and propagation critical SIFs

起裂极限应力强度因子为 $4.3160 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ ，之后有所减低，但在裂纹扩展至距裂尖分别为 27, 29, 31 mm 时，三者对应的扩展极限应力强度因子相对其他时较大，分别为 1.5590, 2.8103, $1.8027 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ ，但其相对应的裂纹扩展速度值则相对较低，分别为 260.72, 123.00, 296.74 m/s，CPG 范围内裂纹扩展平均速度为 437.64 m/s；裂纹扩展全长约 52.5 mm。图 8

(f) 显示在裂尖位置 0 mm 处裂纹的起裂极限应力强度因子为 $4.2817 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 之后变化不大且裂纹扩展速度较为均一，CPG 范围内裂纹扩展平均速度为 452.49 m/s；裂纹扩展全长约 54.7 mm。

对比图 8 (a)、(c)、(d) 发现空孔附近的裂纹均有不同长时的停留，且随着孔间距的递增停留时间递减，且 CPG 范围内的裂纹扩展时长也呈现递减趋势。对比图 8 (b)、(d)、(f) 可知 3 种构型下的裂纹起裂极限应力强度因子均较高，且当裂纹扩展至空孔附近时其扩展极限应力强度因子均高于其他时刻的数值，CPG 范围内的裂纹扩展速度随止裂孔间距增大递增，且扩展长度也递增。对比图 8 (b)、(d) 发现空孔附近的扩展极限应力强度因子前者较后者大，扩展速度前者较后者小且裂纹扩展极限应力强度因子越大裂纹越难以扩展。最终得出：空孔对裂纹的扩展极限应力强度因子，扩展速度，扩展长度均有一定的影响。对比 S 为 30, 35 mm 和 S 为 35, 40 mm 两组构型下裂纹动态极限应力强度因子，裂纹扩展时间，裂纹扩展速度，裂纹扩展长度 4 种物理量的变化量发现前者较后者变化幅值大，表明了孔间距越小影响越明显。

5 结 论

试验中采用径向和环向应变片测得炮孔附近的应变，进而推算出炮孔在爆炸荷载下的加载应力时程曲线。同时将试验测得加载波形植入 ABAQUS 中导出节点位移来计算裂纹的动载荷下的静态应力强度因子，结合试验 CPG 测得裂纹断裂时刻与普适函数，最

终计算出裂纹的动态断极限应力强度因子。通过对比分析试验与数值模拟计算结果可得出以下结论：

(1) 空孔对爆炸荷载下的裂纹扩展极限应力强度因子有所影响，有使其增大趋势且空孔间距越小对其影响效果越明显。

(2) 一般情况下裂纹的起裂极限应力强度因子要略高于扩展极限应力强度因子，裂纹的扩展速度对裂纹扩展极限应力强度因子有一定影响且二者基本呈反比关系。

(3) 当裂纹扩展至空孔附近时空孔的作用增大了裂纹的扩展韧度，降低了裂纹的扩展速度并减小了裂纹的扩展长度。

参考文献：

- [1] FAR M S, WANG Y. Probabilistic analysis of crushed zone for rock blasting[J]. Computers and Geotechnics, 2016, **80**: 290 - 300.
- [2] YAO W, XU Y, LIU H W, et al. Quantification of thermally induced damage and its effect on dynamic fracture toughness of two mortars[J]. Eng Fract Mech, 2017, **169**: 74 - 88.
- [3] CHEN P W, CHEN J J, GUO B Q, et al. Measurement of the dynamic fracture toughness of alumina ceramic[J]. Dynamic Behavior of Materials, 2016(1): 33 - 38.
- [4] NEMAT-NASSER S. Compression-induced ductile flow of brittle material fracturing of ductile materials[J]. International Conference on Fracture, 1989: 423 - 445.
- [5] DONG S M, WANG Y, XIA Y M. A finite element analysis for using Brazilian disk in split Hopkinson pressure bar to investigate dynamic fracture behavior of brittle polymer materials[J]. Polymer Testing, 2006, **25**(7): 943 - 952.
- [6] NAKANO M, KISHIDA K, YAMAUCHI Y, et al. Dynamic fracture initiation in brittle materials under combined mode I/II loading[J]. Journal de physique, 1994, **4**(C8): 695-700.

- [7] WANG Q Z, YANG J R, ZHANG C G, et al. Sequential determination of dynamic initiation and propagation toughness of rock using an experimental-numerical-analytical method[J]. *Eng Fract Mech*, 2015, **141**: 78 - 94.
- [8] WANG X M, ZHU Z M, WANG M, et al. Study of rock dynamic fracture toughness by using VB-SCSC specimens under medium-low speed impacts[J]. *Eng Fract Mech*, 2017, **118**: 52 - 64.
- [9] 张财贵, 曹 福, 李 炼, 等. 采用压缩单裂纹圆孔板确定岩石动态起裂、扩展和止裂韧度[J]. *力学学报*, 2016, **48**(3): 624 - 635. (ZHANG Chao-gui, CAO Fu, LI Lian, et al. Determination of dynamic fracture initiation, propagation, and arrest toughness of rock using SCDC specimen[J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2016, **48**(3): 624 - 635. (in Chinese))
- [10] WANG M, ZHU Z M, DONG Y Q, et al. Study of mixed-mode I/II fractures using single cleavage semicircle specimens under impacting loads[J]. *Eng Fract Mech*, 2017, **177**: 33 - 44.
- [11] 王 蒙, 朱哲明, 谢 军. 岩石 I - II 复合型裂纹动态扩展 SHPB 实验及数值模拟研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2015, **34**(12): 2474 - 2485. (WANG Meng, ZHU Zhe-ming, XIE Jun. Experimental and numerical studies of the mixed-mode I and II crack propagation under dynamic loading using SHPB[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2015, **34**(12): 2474 - 2485. (in Chinese))
- [12] FREUND L B. *Dynamic fracture mechanics*[M]. Cambridge: Cambridge University Press, 1990.
- [13] RAVI-CHANDAR K. *Dynamic fracture*[M]. Oxford: Elsevier, 2004: 168 - 177.
- [14] 徐文涛, 朱哲明, 曾利刚. 爆炸载荷下 I 型裂纹动态断裂韧度测试方法初探[J]. *岩石力学与工程学报*, 2015, **34**(增刊 1): 2767 - 2772. (XU Wen-tao, ZHU Zhe-ming, ZENG Li-gang. Testing method study of mode-I dynamic fracture toughness under blasting loads[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2015, **34**(S1): 2767 - 2772. (in Chinese))
- [15] KOWSARI K, SCHWARTZENTRUBER J, SPEKT J K, et al. Erosive smoothing of abrasive slurry-jet micro-machined channels in glass, PMMA, and sintered ceramics: Experiments and roughness model[J]. *Precision Engineering*, 2017, **49**: 332 - 343.
- [16] ZAFAR M S, AHMED N. Nanoindentation and surface roughness profilometry of poly methyl methacrylate denture base materials[J]. *Technology and Health Care*, 2014, **22**(4): 573 - 581.
- [17] 李 盟, 朱哲明, 肖定军, 等. 煤矿岩巷爆破掘进过程中周边眼对裂纹扩展止裂机理[J]. *煤炭学报*, 2017, **42**(6): 1691 - 1699. (LI Meng, ZHU Zhe-ming, XIAO Ding-jun, et al. Mechanism of crack arrest by peripheral holes during mine rockroadway excavation under blasting[J]. *Journal of China Coal Society*, 2017, **42**(6): 1691 - 1699. (in Chinese))
- [18] 朱哲明, 李元鑫, 周志荣, 等. 爆炸荷载下缺陷岩体的动态响应[J]. *岩石力学与工程学报*, 2011, **30**(6): 1157 - 1167. (ZHU Zhe-ming, LI Yuan-xin, ZHOU Zhi-rong, et al. Dynamic response of defected rock under blasting load[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2011, **30**(6): 1157 - 1167. (in Chinese))
- [19] ZHU Z M. Numerical prediction of crater blasting and bench blasting[J]. *Int J Rock Mech Min Sci*, 2009, **46**: 1088 - 1096.
- [20] ZHU Z M, MOHANTY B, XIE H P. Numerical investigation of blasting-induced crack initiation and propagation in rocks[J]. *Int J Rock Mech Min Sci*, 2007, **44**(3): 412 - 24.
- [21] ZHU Z M, XIE H P, MOHANTY B. Numerical investigation of blasting-induced damage in cylindrical rocks[J]. *Int J Rock Mech Min Sci*, 2008, **45**(2): 111 - 121.
- [22] DONZE F V, BOUCHEZ J, MAGNIER S A. Modeling fractures in rock blasting[J]. *Int J Rock Mech Min Sci*, 1998, **34**(8): 1153 - 1163.
- [23] BENDEZU M, ROMANEL C, ROEHL D. Finite element analysis of blast-induced fracture propagation in hard rocks[J]. *Computers and Structures*, 2017, **182**: 1 - 13.
- [24] CHO S H, KANEKO K. Influence of the applied pressure waveform on the dynamics fracture processes in rock[J]. *Int J Rock Mech Min Sci*, 2004, **41**(5): 771 - 784.
- [25] 杨仁树, 许 鹏, 岳中文, 等. 圆孔缺陷与 I 型运动裂纹相互作用的试验研究[J]. *岩土力学*, 2016, **37**(6): 1598 - 1602. (YANG Ren-shu, XU Peng, YUE Zhong-wen, et al. Laboratory study of interaction between a circular hole defect and mode I moving crack[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2016, **37**(6): 1598 - 1602. (in Chinese))
- [26] SHIH C F, LORENZI H G, GERMAN M D. Crack extension modeling with singular quadratic isoparametric element[J]. *International Journal of Fracture*, 1976, **12**: 647 - 651.
- [27] CHEN L S, KUANG J H. A modified linear extrapolation formula for determination of stress intensity factor[J]. *International Journal of Fracture*, 1992, **54**: R3-R8.
- [28] ROSE L R F. Recent theoretical and experimental results on fast brittle fracture[J]. *International Journal of Fracture*, 1976, **12**(6): 799 - 813.