

DOI: 10.11883/bzycj-2022-0051

冲击载荷作用下黑砂岩动态断裂参数的分形修正*

张人凡, 朱哲明, 王飞, 周磊, 王蒙, 江源峰

(四川大学建筑与环境学院灾变力学与工程防灾四川省重点实验室, 四川 成都 610065)

摘要: 基于分形理论研究了偏折裂纹扩展路径对动载荷作用下黑砂岩的动态断裂力学参数的测试误差影响作用, 采用传统的分离式霍普金森压杆 (split Hopkinson pressure bar, SHPB) 实验装置对修正侧开单裂纹半孔板 (improved single cleavage semi-circle specimen, ISCSC) 试样进行动态冲击实验, 随后采用裂纹扩展计进行裂纹起裂时间与裂纹扩展速度等动态断裂力学参数测试, 采用分形理论对测试的裂纹扩展速度与动态应力强度因子进行修正, 利用实验-数值法对黑砂岩的动态断裂韧度进行计算。研究表明, ISCSC 构型构件能够有效应用于岩石材料动态裂纹扩展行为的研究, 并发生了止裂现象, 经分形修正的裂纹扩展速度与动态断裂韧度更接近实际裂纹动态扩展情况, 修正前后得到黑砂岩材料的裂纹扩展速度误差为 33.51%, 动态断裂韧度最大误差为 7.68%, 说明利用分形理论对动态断裂韧度等动态断裂参数计算更合理。

关键词: 冲击荷载; 霍普金森压杆; 分形理论; 裂纹扩展; 动态应力强度因子

中图分类号: O382 国标学科代码: 13035 文献标志码: A

Fractal correction of dynamic fracture parameters of black sandstone under impact loads

ZHANG Renfan, ZHU Zheming, WANG Fei, ZHOU Lei, WANG Meng, JIANG Yuanfeng

(Failure Mechanics and Engineering Disaster Prevention Key Laboratory of Sichuan Province, College of Architecture and Environment, Sichuan University, Chengdu 610065, Sichuan, China)

Abstract: When studying the dynamic fracture behavior of cracked rock mass, dynamic fracture toughness is an important mechanical parameter to study the fracture characteristics of cracks, which can accurately reflect the energy required in the crack initiation and propagation stage. However, compared with the static fracture problem, it is difficult to obtain an analytical solution for dynamic fracture toughness. Therefore, many scholars measure the crack propagation speed by using crack propagation gauges, and then calculate the dynamic fracture toughness according to the universal function. In this way, the crack propagation speed plays a leading role in the calculation accuracy, but in the experiment, the crack propagation speed cannot be measured accurately due to the measuring instrument. In this paper, the fractal theory is used to correct this error. According to the fractal theory, the effects of deflected crack propagation trajectories on dynamic fracture properties of black sandstone under impact loads were studied. A traditional modified split Hopkinson pressure bar (SHPB) test device was used to conduct a dynamic impact test by using an improved single cleavage semi-circle (ISCSC) specimen, crack propagation speed and other fracture mechanics parameters were measured using crack propagation gauge (CPG). Subsequently, the fractal theory was applied to correct dynamic crack propagation speed and dynamic stress intensity factor, and the dynamic fracture toughness of black sandstone was also calculated using the experimental-numerical method. The research results indicate that the ISCSC specimen can be effectively applied to study the crack arrest behavior of rock materials. Crack propagation speed

* 收稿日期: 2022-02-11; 修回日期: 2022-04-15

基金项目: 国家自然科学基金(U19A2098); 中央高校基本科研业务费专项资金(2021SCU12130); 四川省科技计划(2021YJ0511); 工程材料与结构冲击振动四川省重点实验室开放基金(20kfgk01)

第一作者: 张人凡(1996—), 男, 硕士, zhangrenfan1996@163.com

通信作者: 周磊(1990—), 男, 博士, 助理研究员, zhoulaitkx@126.com

and dynamic fracture toughness after fractal correction are closer to the actual dynamic crack propagation characteristics. Comparisons between before and after the correction, the maximum error of the crack propagation speed of black sandstone material is 33.51%, and the maximum error of dynamic fracture toughness is 7.68%, indicating that it is more reasonable to use fractal theory to calculate dynamic fracture parameters such as crack propagation speed and dynamic fracture toughness.

Keywords: impact load; split Hopkinson pressure bar; fractal theory; crack propagation; dynamic stress intensity factor

在深部地下硐室开挖过程中, 裂隙岩体常常会早于不同形式的动力扰动载荷作用, 且裂隙岩体结构强度和断裂形式往往由内部的裂纹分布特征决定。目前, 针对含不同裂隙特征岩体的动态裂纹扩展行为, 已进行了一定程度的理想化假设研究, 开展了大量的模型实验和数值模拟验证^[1-7]。这些裂隙岩体研究中在计算动态裂纹扩展速度时, 都没有充分考虑到裂纹扩展路径具有明显的偏转特性, 导致在计算动态断裂韧度与裂纹扩展速度等断裂力学参数时存在一定的误差。因此, 优化计算裂纹扩展速度、动态断裂韧度等动态断裂力学参数的研究方法就具有重大研究意义, 为工程安全和防灾减灾工作提供一定的基础理论支持。

深部地下硐室围岩裂隙岩体内很有可能同时含有不同类型的地下空腔, 针对不同类型空腔对裂纹动态扩展行为的影响, 已经做了大量研究。Theocaris 等^[8]进行了横向裂纹及与之相对位的空心孔的相互影响的实验, 发现裂纹在到达孔后发生不间断暂时止裂的现象。Milios 等^[9]使用焦散斑测试设备, 研究了在不同动荷载加载率下裂纹扩展的裂纹-孔洞相互作用, 揭示出裂纹在靠近孔洞时孔洞有明显吸引力。Murdani 等^[10]提出了一种延长裂纹止裂孔使用寿命的技术, 并将该新型止裂技术运用在实际工程中。Ayatollahi 等^[11]进行了经典的拉伸模型实验, 发现空心孔对于裂纹扩展行为有明显的抑制作用。Chen^[12]论述中强调了空心孔对于裂纹扩展的影响, 提出了可用于检测止裂孔效能的方法。Wang 等^[13]使用激光焦散斑测试系统, 对裂纹-孔相互作用机理进行了研究, 揭示了孔径大小和裂纹扩展行为及动态应力强度因子之间的关系。Wang 等^[14]利用落锤冲击系统和焦散斑测试装置, 研究了预制空心孔对动态裂纹的影响, 测定了有机玻璃试件上预制裂纹的动态应力强度因子和扩展裂纹裂尖的断裂速度。王飞等^[15]提出了修正侧开单裂纹半孔板, 对砂岩裂纹动态扩展全过程及预制双空心孔对裂纹扩展的影响进行了研究, 实现了裂纹定区域止裂。

裂隙岩体的动态断裂行为由于会遭受应力波惯性效应作用的影响, 往往比静态断裂行为更复杂, 这是因为应变率大小对岩石材料材料断裂力学参数影响极大^[16-17]。对于裂隙岩体的动态断裂行为, 已有许多研究方法, 例如应变片法^[18-19]、实验-数值法^[20]和高速相机测试法^[21-22], 而基于分形理论的相关研究还处于初步阶段。分形理论最初由 Mandelbrot^[23]创立, 经过几十年的发展, 在岩石断裂力学领域得到广泛应用。Sakellariou 等^[24]研究了岩石表面粗糙度的分形特性。Nagahama^[25]基于分形理论对岩石的破坏损伤过程进行了研究。谢和平^[26-27]研究得出裂纹路径的分形维数对裂纹扩展速度和动态应力强度因子影响很大, 并推导出动、静态断裂韧度与分形裂纹扩展速度、裂纹长度和分形盒维数的关系。这为本文中对于裂纹扩展路径的分形研究提供理论依据, 也是本文中利用分形理论方法修正裂纹动态断裂韧度研究的意义。

为了研究分形理论对裂纹动态扩展行为计算精度的影响, 采用分离式霍普金森压杆 (split Hopkinson pressure bar, SHPB) 作为动态实验装置, 对黑砂岩修正侧开单裂纹半孔板 (improved single cleavage semi-circle specimen, ISCSC) 试样进行了动态冲击实验, 采用裂纹扩展计对裂隙岩体的动态断裂时刻等断裂力学参数进行动态监测, 随后基于分形理论对裂纹扩展速度进行修正, 基于实验-数值法采用有限元软件对动态扩展韧度进行计算, 讨论修正前后砂岩材料的动态断裂参数的精准度, 得到利用分形理论对黑砂岩的动态断裂力学参数测试的影响。

1 模型实验

1.1 试件制备

选取雅蒙黑砂岩作为实验原材料, 该材料最显著的特点是其岩石颗粒较致密、黏结性能较好、分布

较均匀。经测定, 雅蒙黑砂岩的密度为 2798.0 kg/m^3 , 弹性模量为 20.14 GPa , 泊松比为 0.21 , 抗拉强度为 15.1 MPa , 纵波波速为 2846.76 m/s , 瑞利波波速为 1647.82 m/s 。采用 ISCS 构型试样进行动力学断裂实验, 能够通过双空心孔的布局能够实现裂纹的定区域止裂, 同时该构型也为动态裂纹的扩展提供了充足的空间。同时, 从构型制作层面而言, ISCS 构型易于制作, 且便于实验, 经过测试发现, 构型试件裂纹扩展形态清晰。ISCS 构型的具体几何参数如图 1(a) 所示, 试件长 145 mm , 宽 70 mm , 厚 30 mm , 侧开大圆直径为 22 mm 。预制裂纹长度为 20 mm , 而双空心孔布局距离裂尖 50 mm , 孔间距取 32 mm , 而双空心孔直径为 6 mm 。

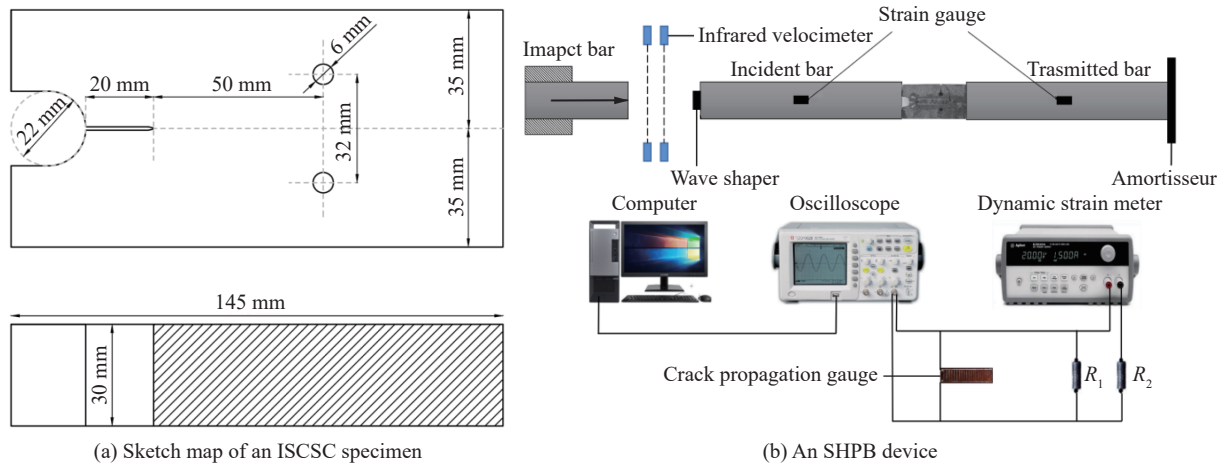


图 1 ISCS 试件和 SHPB 实验装置
Fig. 1 An ISCS specimen and an SHPB device

1.2 实验设备

冲击实验测试系统由 SHPB 实验系统和裂纹扩展计 (crack propagation gauge, CPG) 数据采集系统组成, 如图 1(b) 所示, 其入射杆和透射杆的长度均为 4000 mm , 直径均为 120 mm ; 冲击子弹的长度为 800 mm , 直径为 120 mm 。杆件采用 40CrMoV 合金材料, 其动态弹性模量为 210 GPa , 密度为 7600 kg/m^3 , 泊松比为 0.25 , 纵波波速为 5163 m/s 。为了消除 SHPB 实验过程中应力波的弥散效应和延长波形的上升沿时间, 在入射杆上粘贴一块直径为 30 mm 的圆形紫铜片作为波形整形器, 同时在入射杆和透射杆中间粘贴应变片, 并连接超动态应变仪以采集入射杆与透射杆上的应力波数据。在透射杆的底端布置阻尼器, 以吸收从试件端传递过来的应力波, 减弱对数据采集的影响。撞击杆冲击速度由红外线测速器测得。实验开始前, 在试件上下两端涂抹润滑剂, 以减弱接触面的摩擦对实验结果的影响。

为了监测裂纹的动态断裂时刻, 采用裂纹扩展计 (见图 2), 对裂纹扩展轨迹进行实时监测。CPG 由不同阻值且等间距的卡玛铜金属栅丝并联而成, 当裂纹开始起裂与扩展时, 因裂纹尖端产生张开位移而导致其栅丝逐根被拉断, 两端的监测电压呈现阶跃性, 从而监测到裂纹的断裂时刻。本实验中所采用的 CPG 长度 L 为 60 mm , 共计 30 根丝栅, 且宽度 b 为 20 mm , 相邻丝栅间距 l 为 2 mm , 可以一定程度上保证裂纹的扩展运行范围在 CPG 的检测范围之内。

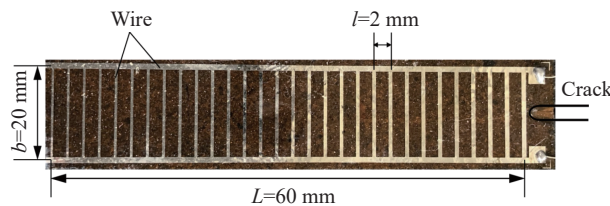


图 2 裂纹扩展计
Fig. 2 A crack propagation gauge

1.3 实验结果

首先, 对测试系统采集到的电压信号用 ORIGIN 软件进行降噪处理; 然后, 通过计算得到入射端和反射端的应变时程曲线。入射杆应力和透射杆应力分别为:

$$\sigma_i = E(\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t)), \quad \sigma_t = E\varepsilon_t(t) \quad (1)$$

式中: E 为杆件弹性模量, $\varepsilon_i(t)$ 为入射波应变时程曲线, $\varepsilon_r(t)$ 为反射波应变时程曲线, $\varepsilon_t(t)$ 为透射波应变时程曲线。加载波形如图 3 所示, 试件两端的入射端与透射端动力荷载能够完全实现应力平衡条件。

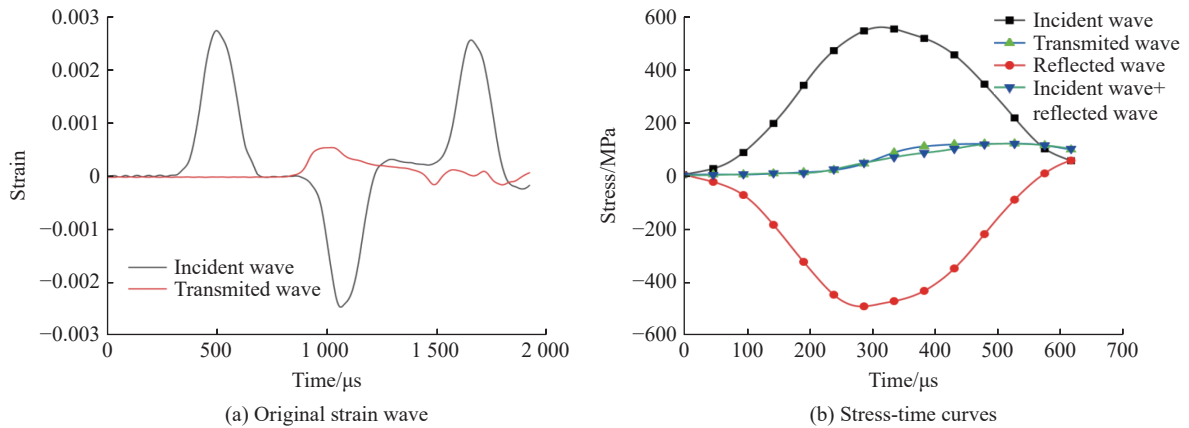


图 3 实验应力波加载曲线

Fig. 3 Experimental stress wave curves

以 4.70 m/s 的恒定冲击速度进行加载, 共计对 20 个黑砂岩试件进行了实验, 最终选取 2 组能够体现典型起裂特征和完整断裂过程的数据进行分析。其中所有正常起裂试件显示相似特征, 裂纹在应力波作用下起裂均以纯 I 型的扩展特征进行扩展, 但裂纹在遭遇空心孔时, 其扩展形态产生了变化。为此, 选取了具有清晰裂纹扩展路径的试件, 其裂纹路径如图 4 所示。

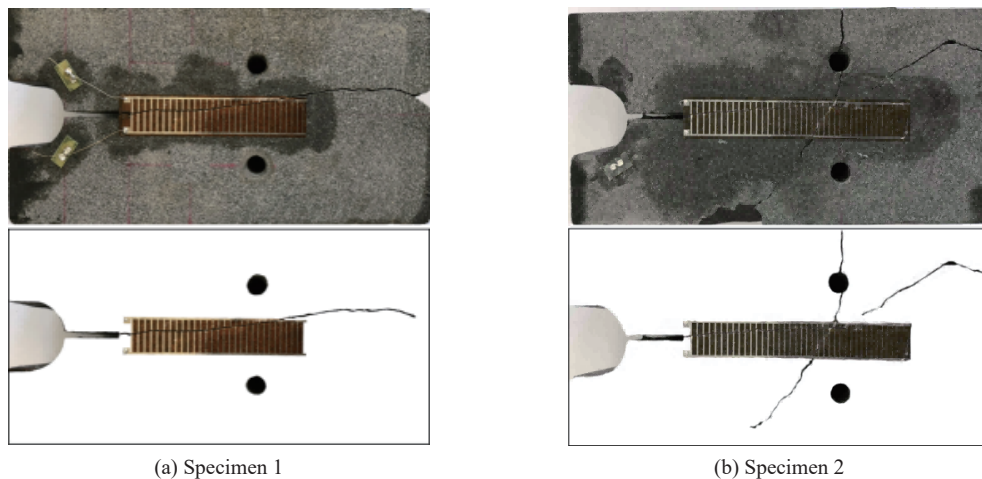


图 4 试件裂纹扩展路径

Fig. 4 Crack propagation trajectories of black sandstone ISCS specimens

从图 4 可以看出, 试件 1 和试件 2 均表征出纯 I 型断裂特点, 直线状的主裂纹扩展并向孔中心区域推进。试件 1 中由于主裂纹扩展至 CPG 桥臂, 此时 CPG 的栅丝一侧连接桥臂断裂, CPG 终止采集数据, 因此只采集到 22 根丝栅的断裂信号。试件 2 中产生了横向裂纹, 这是由于反射拉伸波作用, 对试件造成二次损伤破坏, 导致裂纹向双孔区域扩展横向裂纹并贯穿孔洞。然而, 二次冲击发生时, CPG 数据已采

集完毕, 对实验分析造成的影响可忽略不计。因此, 应力波在试件内的传播过程如图 5 所示, 其中 t_{a1} 、 t_{a2} 和 t_{a3} 分别为表示裂纹起裂、扩展、止裂时刻。

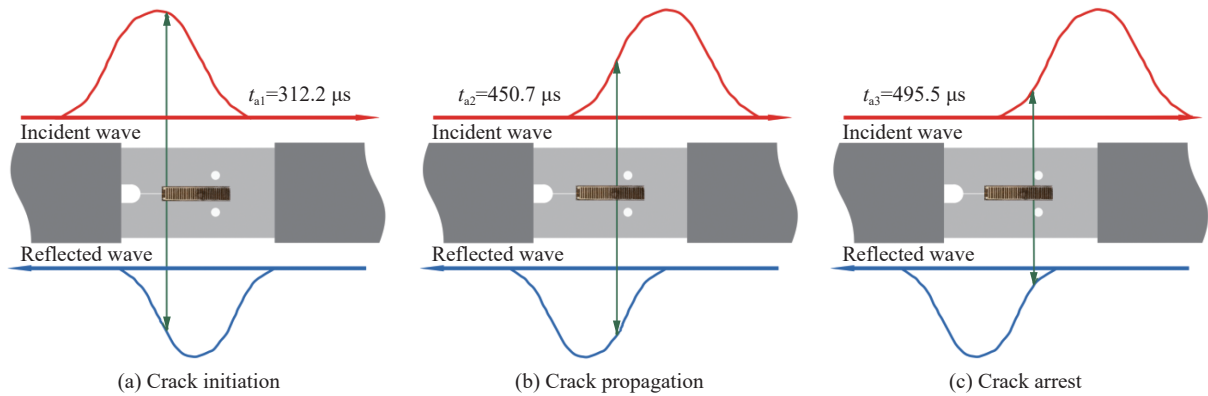


图 5 试件 1 中裂纹起裂、扩展、止裂阶段的应力波状态

Fig. 5 Stress wave states during crack initiation, propagation and crack arrest in the specimen 1

为进一步定量研究黑砂岩断裂扩展的特点, 将 CPG 数据信息与裂纹扩展路径相结合进行深入分析, 如图 6 所示。从图 6(a) 可以看出, 试件 1 中裂纹起裂时刻 t_{a1} 为 $312.2 \mu\text{s}$, 扩展至 20 根丝时其扩展速度急剧降低, 而此时裂纹裂尖的位置正位于双孔区域前 6 mm 处。CPG 所显示的相邻丝栅间最大停滞时间为 $39.8 \mu\text{s}$, 所处位置位于第 22 和第 23 根丝栅之间。此停滞时间已经远远超过了裂纹正常的扩展时

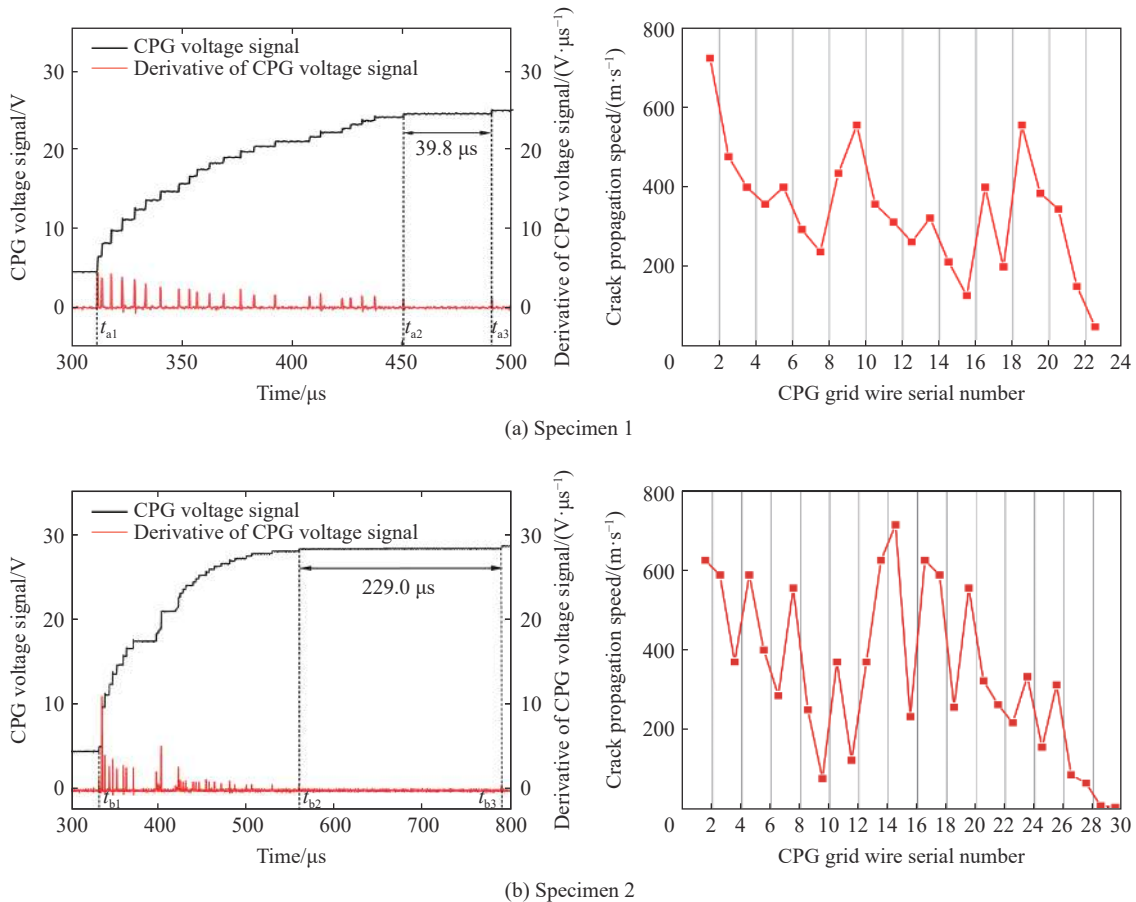


图 6 CPG 电压信号和裂纹扩展速度

Fig. 6 CPG voltage signals and crack propagation speed

间,可以断定在第 22 和第 23 根丝栅之间,裂纹发生了止裂,并且裂纹在第 22 和第 23 根丝栅间平均扩展速度仅为 30.25 m/s,远低于裂纹正常扩展速度。从图 6(b)可以看出,试件 2 中裂纹起裂时刻 t_{b1} 为 337.4 μs ,扩展速度同样在第 20 根丝时开始降低,并在第 26 根丝时急剧降低,在第 28 根丝时速度降至 8.73 m/s。CPG 所显示的相邻栅丝最大停滞时间为 229.0 μs ,所处位置位于第 29 根丝与第 30 根丝之间,可以判断裂纹在第 28 根丝和第 29 根丝之间发生了止裂。这 2 组数据充分说明裂纹扩展至双孔区域时发生了止裂,也说明 ISCS 构件可以用于研究裂纹起裂、扩展、止裂全过程,双孔区域能够很好地实现裂纹止裂现象,达到定区域止裂机制。

2 分形修正

2.1 分形理论原理

通过图 4 的实时监测,可以发现黑砂岩材料在冲击荷载作用下裂纹扩展路径明显偏折特点,而这是由黑砂岩材料局部颗粒的离散性导致。然而,之前裂纹扩展速度的计算方法是按照相邻丝栅间距 2 mm 除以裂纹在丝栅间扩展时间直接得到,没有考虑在相邻丝栅间的裂纹是否完全为直线,故此种计算方式下的裂纹扩展速度偏低。即使直接测定丝栅间实际裂纹长度进行裂纹扩展速度的计算,也无法描述裂纹微观层面其沿晶体破坏和穿晶体破坏行为。为此,引入分形原理可以有效解决上述问题。根据文献 [26-27] 研究,快速断裂中大多数脆性材料产生粗糙的断裂表面和不规则扩展路径,而这些不规则路径存在自相似特征,因此对于此类型裂纹路径可以采用分形理论进行研究。而本文中所采用的分形修正计算公式也可以有效应用于其他具有脆性断裂特征的岩石材料。分形理论本质的特点表现为,它可以准确刻画物质的自相似性,而物质的微观构成和宏观表征有着普遍的自相似性。这表明对于裂纹而言,其宏观裂纹和微观裂纹形貌之间也蕴含这种自相似性^[28]。

如图 7 所示,动态裂纹扩展行为遵循普遍自相似原则,其宏观裂纹和微观裂纹之间以最小自相似单元联系,如果以局部放大区域为基本点观察,在微观层面,裂纹的沿晶断裂和穿晶断裂依然遵循普遍的自相似性。如此,则可以用分形理论,求得该扩展裂纹的分形维数,并通过分形维数刻画宏微观关系。应用分形维数可以建立宏观裂纹和微观裂纹的普遍自相似性,从而以宏观裂纹入手,以分形原理为桥梁,揭示微观层面动态裂纹的扩展行为。在本文中,应用分形理论被证明能够对裂纹扩展速度进行精确修正,该裂纹扩展速度的修正意义重大,因为在后续的动态裂纹扩展强度因子的求解中涉及裂纹动态扩展速度。

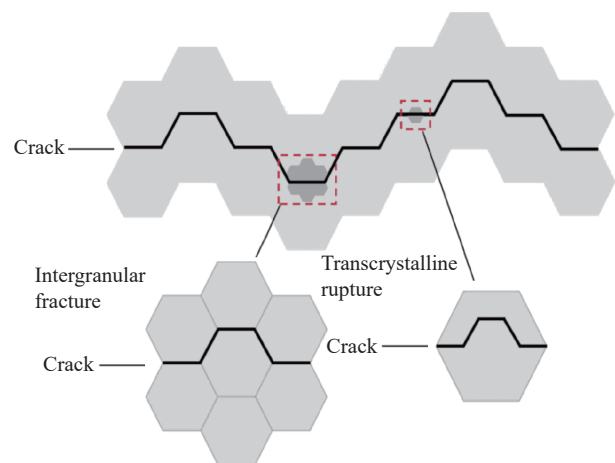


图 7 分形原理关于自相似性说明

Fig. 7 Fractal principle about self-similarity

2.2 速度修正

如图 8 所示,试件表面的裂纹通常均不是规则的直线,受岩石颗粒离散性的影响,扩展裂纹路径显示出不规则性,甚至有该曲线的曲折程度将十分严重。为此,使用边长统一的正方形方格覆盖整个裂纹路径,如果正方形方格能够覆盖到裂纹路径则标记为蓝色,表明方格可被记入方形网格数。综上所述,如果将裂纹扩展的路径视为分形曲线,那么实际裂纹扩展长度^[29]:

$$L_{\delta} = L_c \delta^{1-D} \quad (2)$$

式中: L_{δ} 为裂纹实际扩展长度, L_c 为裂纹沿直线扩展长度, δ 为测量尺度即盒码尺度, D 为分形维数。

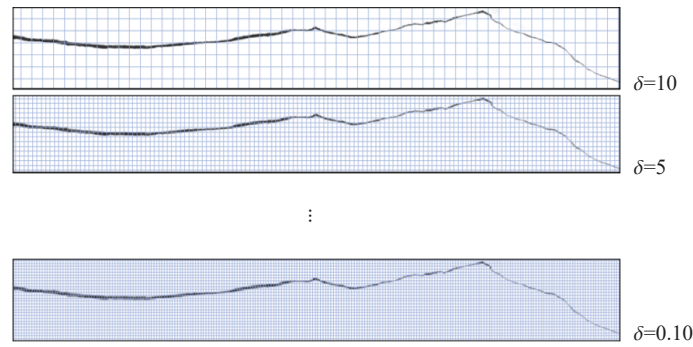


图 8 分形盒码法

Fig. 8 The fractal box dimension method

正如图 9 所示, 选择不同边长(10~0.1 mm)的正方形小盒子, 分为若干组, 以固定范围覆盖裂纹扩展路径。如此, 如图 8 所示蓝色盒子的能够覆盖裂纹的蓝色盒子, 其数目便可以确定, 而盒码尺寸 δ 和其对应的盒子数目 $N(\delta)$ 的关系便可以用下式表示:

$$\ln N(\delta) \sim \ln \delta \quad (3)$$

可见盒码尺寸和其对应盒子数呈线性正比关系, 将其对应各点在 $(\ln \delta) - (\ln N(\delta))$ 坐标轴准确绘制, 如图 10 所示, 并将各点进行线性拟合, 而其拟合直线的斜率 S 可用于求解分形维数 D :

$$D = -S \quad (4)$$

从图 10 可以看出, 当盒码尺寸 δ 无限趋近于零时, L_δ 将趋近于无限大, 然而, 对于实际情况而言, 裂纹无限长的情况是不存在的。为此, 对于单位方格的边长而言必须存在一个最小尺度来定义其分形长度。根据岩石分形研究结论, 对于单位方格的最小边长其尺度应该为该材料的平均晶粒尺寸 d 。经过测量, 本文中所用雅蒙黑砂岩的平均晶粒尺寸为 0.1 mm, 采用该数值作为计算其分形维数的依据。为此, 裂纹实际分形长度:

$$L_\delta = L_c \left(\frac{d}{L_c} \right)^{1-D} \quad (5)$$

式中: d 为晶粒尺寸, 分形维数 D 由盒码法求得。

为确保修正计算结果的精确性, 以试件 1 为例, 将 CPG 所覆盖的裂纹路径分为 22 个区域, 以对应 CPG 相邻丝栅所处位置作为划分边界, 而对每个区域的分形维数分别进行求解, 以此可精确修正各区域裂纹扩展速度。综上, 修正的裂纹运行速度:

$$v_c(t) = v_0(t) \left(\frac{d}{L_c} \right)^{1-D} \quad (6)$$

式中: $v_0(t)$ 为未修正时的裂纹扩展速度; $v_c(t)$ 为使用分形方法修正后的裂纹扩展速度; 这里 L_c 为栅丝间隔长度, 即前文裂纹沿直线扩展长度, 取 2 mm; d 为黑砂岩平均晶粒尺寸。

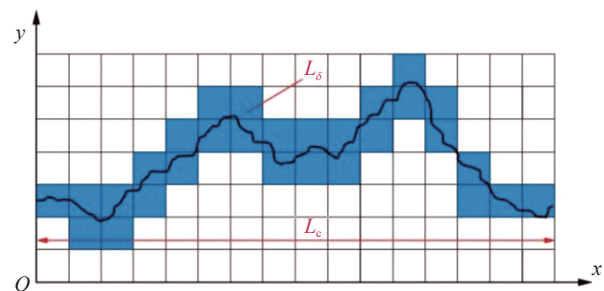


图 9 裂纹路径示意图

Fig. 9 Sketch map of crack path

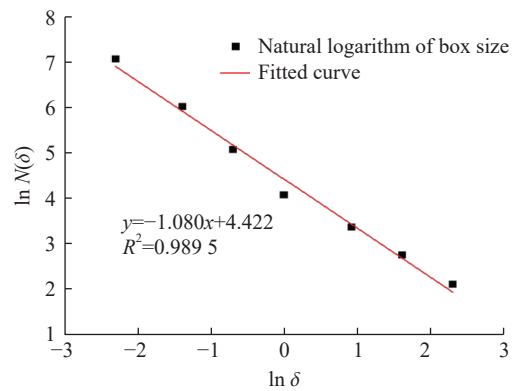


图 10 分形维数确定方法

Fig. 10 Determination of fractal dimension

如图 11 所示, 基于分形理论修正前后的裂纹扩展速度曲线具有明显差异, 虽然具体的裂纹扩展速度演变规律基本相同, 但是对于试件 1 裂纹扩展速度的最大误差能够达到 26.44%, 试件 2 裂纹扩展速度的最大误差能够达到 33.51%。以上裂纹扩展速度的修正数据更好地说明分形理论介入裂纹扩展速度的计算具有很强的必要性。

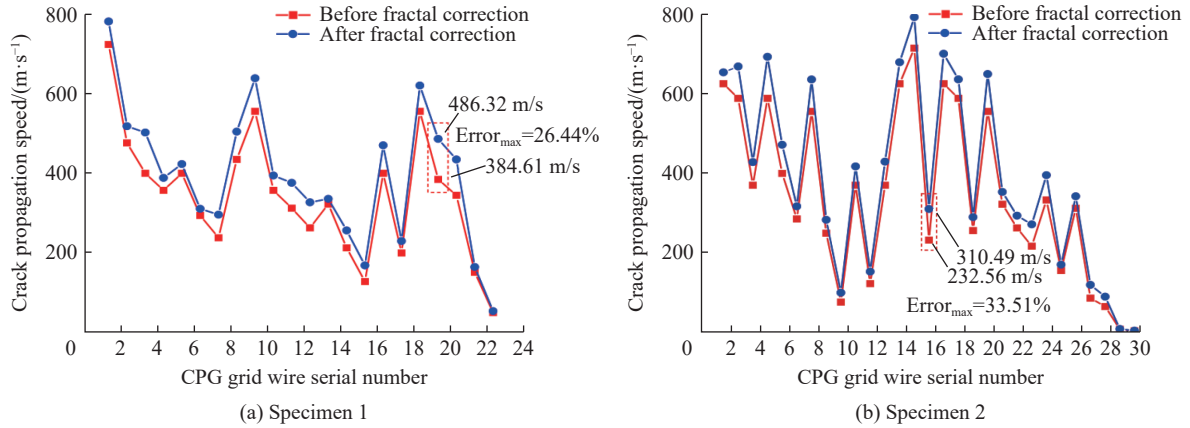


图 11 裂纹扩展速度分形修正前后的比较

Fig. 11 Comparison of crack propagation speeds before and after fractal correction

3 动态断裂韧度修正

3.1 数值模型

不同类型裂隙岩体内裂尖的动态应力强度因子很难获得理论解析解, 因此, 实验-数值法被用于裂纹动态应力强度因子的求解。该方法采用有限元软件 ABAQUS 进行数值部分计算, 通过全仿真建模, 重构了 ISCS 的标准几何尺寸和材料属性。对于数值模型的网格划分采用自动网格划分方法, 但其对裂尖的划分尤为细节, 在裂纹尖端处采用 CPS6 六节点三角形单元, 且单元为奇异单元能够消除裂纹尖端因应力奇异性产生的非常态影响, 而在试件其他位置则布置 CPS8 八节点四边形单元以提高计算的精确性, 网格划分如图 12 所示。

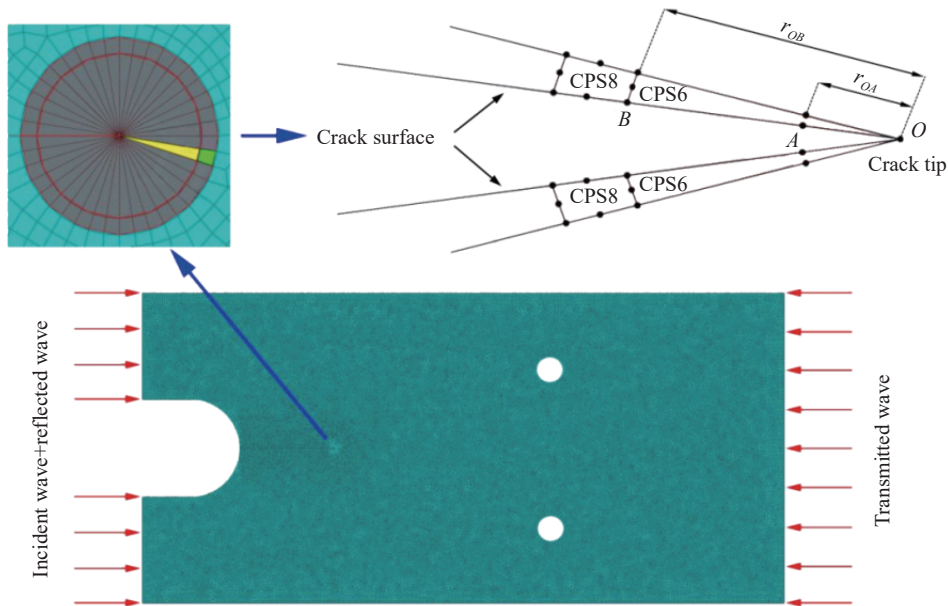


图 12 有限元法模型示意图及位移外推法

Fig. 12 Finite element method model and displacement extrapolation method

如图 12 所示共计 53 524 个单元被用于划分整体模型并生产网格, 从而计算的精确性能被充分考虑并保证。其中, 对于六节点 CPS6 单元, 其单元节点距离有如下关系, 即: $4r_{OA}=r_{OB}$ 。根据断裂力学理论^[30], 静态裂纹应力强度因子可以由裂纹张开位移求得:

$$u(r, t) = \frac{8K_{Iv}(t)(1-\mu_d^2)}{E_d} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \quad (7)$$

式中: $K_{Iv}(t)$ 为 I 型裂纹由时间 t 和到裂尖距离 r 所控制的静态裂纹应力强度因子函数, μ_d 为泊松比, E_d 为黑砂岩动态弹性模量。由式 (7), 可得:

$$K_{Iv}(t) = \frac{E_d u(r, t)}{8(1-\mu_d^2)} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \quad (8)$$

此时, O 点、 A 点和 B 点的静态应力强度因子可以由 $K_{IA}(t)$ 、 $K_{IB}(t)$ 和 $K_{IO}(t)$ 分别进行计算。且根据断裂力学理论, $K_{IA}(t)$ 、 $K_{IB}(t)$ 和 $K_{IO}(t)$ 分间必然线性相关。为此, 把 $r_{OA}=r_{OB}/4$ 这一条件代入式 (8), 可得:

$$K_{IO}(t) = \frac{4K_{IA}(t) - K_{IB}(t)}{3} = K_I^0(t) \quad (9)$$

3.2 普适函数修正

如此则可以得到关于 O 点的静态下应力强度因子求解公式, 而在解决实际的裂纹动态扩展问题时, 运动裂纹存在运动惯性效应, 在求解动态应力强度因子时和静态求解方法有很大差异。为此 Rose^[31] 提出了较高效的解决方法, 即使用普适函数建立动态和静态的联系, 从而使得动态求解问题向静态转化, 进行了相应的简化:

$$K_I^d(t) = k[v(t)]K_I^0(t) \quad (10)$$

式中: $K_I^d(t)$ 为动态裂纹应力强度因子, 它是由普适函数 $k[v(t)]$ 与静态裂纹应力强度因子 $K_I^0(t)$ 两部分构成, 而普适函数中 $v(t)$ 则为裂纹的瞬时扩展速度。其普适函数的表达则采用 Ravi-Chander 等^[32] 所提出的较简化的形式, 即:

$$k[v(t)] \approx \frac{1 - v(t)/c_R}{\sqrt{1 - v(t)/c_I}} \quad (11)$$

式中: c_I 为纵波波速, c_R 为瑞利波波速; 当裂纹扩展速度 $v=0$ 时, $k[v(t)]=1$ 。

3.3 动态断裂韧度计算结果

首先, 根据 SHPB 数据采集系统测试的入射波、反射波及透射波数据, 计算得出试件顶部与底部荷载; 然后, 将该数据导入 ABAQUS 软件, 对模型进行加载。在裂纹动态扩展过程中, 动态应力强度因子会随着裂纹长度变化而变化。因此, 为了获得裂纹扩展时各阶段应力强度因子, 需要计算出该阶段静态应力强度因子。以试件 2 为例, 当裂纹起裂时, 裂纹的临界应力强度因子就可以根据裂纹起裂时刻 t_{b1} 来确定, 其结果如图 13 所示。根据此方法便可计算出各个裂纹速度所对应的临界应力强度因子, 同时, 依据 CPG 电压信号可确定裂纹扩展至每根丝栅时的断裂时间, 同时也可确定该瞬时的裂纹扩展速度。为此, 根据 CPG 的数据可对应确定该裂纹在若干个重要瞬时所对应的静态应力强度因子 $K_I^0(t)$, 并可将该瞬时对应裂纹扩展速度代入式 (10) 和 (11), 最终确定普适函数修正后的裂纹临界动态应力强度因子。

当进行裂尖动态应力强度因子的计算时, 其所涉及的裂纹扩展速度 $v(t)$ 是经过分形方法修正后的速度。为此, 可以看出分形原理不仅仅可以应用于裂纹扩展速度的修正, 其更主要的作用是在于修正裂纹动态应力强度因子。

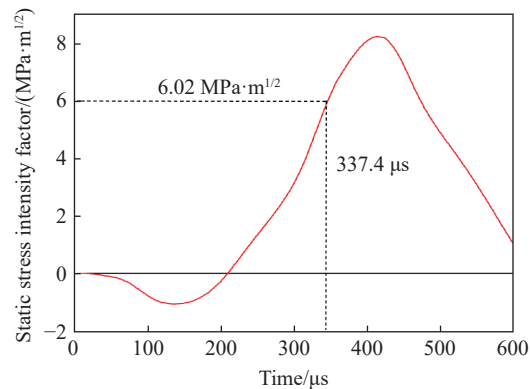


图 13 裂尖静态应力强度因子

Fig. 13 Static stress intensity factor at crack tip

为此, 通过上述方法, 将求得的裂纹各阶段的临界动态应力强度因子, 即裂纹动态断裂韧度, 绘制于图 14。在图 14 中为清晰表述分形修正前后动态断裂韧度的差别, 特将 2 种情况下的曲线分别绘制于同一坐标中, 以便更好地进行曲线拟合。由于试件 2 具有更完整的裂纹止裂过程, 因此重点分析图 14(b)。从图 14(b) 可以发现, 起裂韧度为 $6.02 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, 在裂纹扩展过程阶段, 其动态扩展韧度变化平稳, 然而, 在裂纹以极低的裂纹扩展速度发生止裂现象时, 动态止裂韧度骤然升高, 且远高于平均动态扩展韧度值。经测定, 黑砂岩的止裂韧度为 $5.58 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, 而其在裂纹扩展阶段的平均动态扩展韧度为 $4.33 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 。而通过对于以上 2 条曲线的对比可以看出, 经过分形修正的曲线呈现出更活跃的变化趋势, 其更接近于实际的断裂情况。由此可以知道, 将分形理论应用于裂纹动态应力强度因子的求解是合理而有效的, 能够更为精确反应岩石材料的断裂参数与断裂特性。本文动态止裂韧度是试件在止裂区域的动态应力强度因子经过修正后得到的, 代表着只有裂纹动态扩展的应力强度因子大于该值, 才可以保证裂纹的全程扩展, 它是试件中保证裂纹全程扩展的最小值。

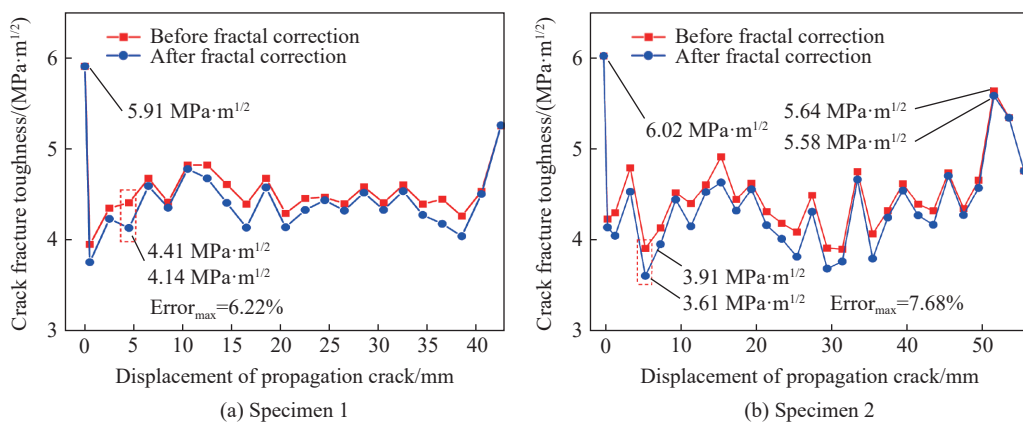


图 14 裂纹动态应力强度因子随裂纹扩展位移的变化

Fig. 14 Crack dynamic stress intensity factors varied with displacement of propagation crack

将所计算出的修正动态扩展韧度 K_{Ic}^d 随裂纹扩展速度的比值 v_c/c_R 的演变曲线绘制于图 15。从图 15 可以看出, 扩展韧度并不是一个独立参数, 它与裂纹扩展速度成反比例线性关系, 随着裂纹扩展速度的提高, 断裂韧度变小。经线性拟合后, 可以大致写成:

$$K_{Ic}^d = 4.977 - 2.617v_c/c_R \tag{12}$$

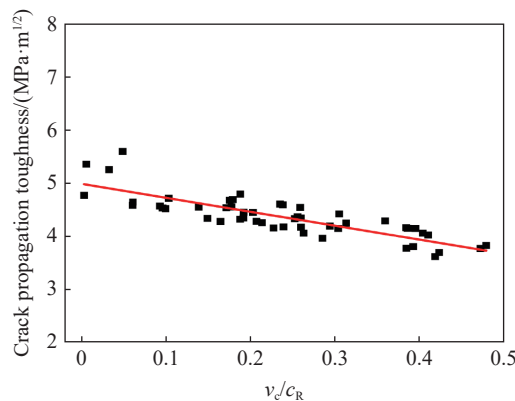


图 15 修正动态扩展韧度随 v_c/c_R 的变化

Fig. 15 Variation of corrected crack propagation toughness with v_c/c_R

3.4 分形理论修正讨论

为展示分形理论应用到动态断裂力学参数测试的精准性, 将实验所测的裂纹扩展速度与分形修正的速度及动态断裂韧度与修正动态断裂韧度对比并给出误差, 如表 1 所示, 表中 $e_v = |v_c - v_0|/v_0$, $e_K = |K_{Ic}^d - K_I^d|/K_I^d$ 。从表 1 可以看出, 裂纹动态扩展韧度误差与速度误差、扩展速度呈正相关。以试件 1 的数据为例, 在裂纹扩展速度较低 (100~200 m/s) 时, 虽然速度误差达到了 23.68%, 但是裂纹扩展韧度误差仅有 1.45%。这表明, 当裂纹在低速扩展时, 采用传统 CPG 扩展速度计算方法仍相对有效; 分形修正方法更适用于裂纹高速扩展阶段。而在裂纹高速扩展阶段 (400~700 m/s) 时, 扩展韧度误差较大, 最大偏差达到了 7.68%, 这也超过实验测试所允许的误差范围。由此可知, 在计算裂纹扩展韧度时引入分形理论具有必要性。

表 1 分形修正前后的裂纹扩展速度和动态扩展韧度

Table 1 Crack propagation speeds and dynamic crack propagation toughnesses before and after fractal correction

样品	$v_0/(m \cdot s^{-1})$	$v_c/(m \cdot s^{-1})$	$e_v/\%$	$K_I^d/(MPa \cdot m^{1/2})$	$K_{Ic}^d/(MPa \cdot m^{1/2})$	$e_K/\%$
1	723.56	781.25	7.97	3.956	3.760	4.94
	476.19	518.27	8.84	4.355	4.236	2.72
	400.00	502.40	25.60	4.412	4.137	6.22
	357.14	388.54	8.79	4.681	4.597	1.81
	400.00	423.04	5.76	4.420	4.359	1.38
	294.12	310.91	5.71	4.828	4.783	0.91
	238.10	296.06	24.35	4.827	4.681	3.03
	434.78	504.68	16.08	4.613	4.412	4.37
	555.56	638.65	14.96	4.399	4.140	5.89
	357.14	394.39	10.43	4.681	4.581	2.15
	312.50	376.07	20.34	4.296	4.144	3.54
	263.16	317.04	20.47	4.462	4.334	2.87
	322.58	335.76	4.09	4.473	4.440	0.73
	212.77	246.41	15.81	4.403	4.327	1.71
	128.21	158.57	23.68	4.589	4.523	1.45
	400.00	429.20	7.30	4.412	4.335	1.75
	200.00	229.67	14.83	4.610	4.541	1.50
	555.56	594.27	6.97	4.399	4.279	2.72
	384.62	486.32	26.44	4.452	4.181	6.09
	344.83	434.55	26.02	4.267	4.046	5.17
151.52	164.63	8.66	4.538	4.510	0.63	
50.25	53.93	7.33	5.258	5.242	0.30	
2	625.00	653.59	4.57	4.230	4.138	2.16
	588.24	668.14	13.58	4.298	4.046	5.86
	370.37	428.20	15.61	4.794	4.532	5.48
	588.24	692.50	17.72	3.907	3.606	7.68
	400.00	471.78	17.95	4.132	3.953	4.34
	285.71	317.43	11.10	4.521	4.443	1.72
	555.56	635.54	14.40	4.399	4.150	5.66
	250.00	283.37	13.35	4.607	4.527	1.75
	76.92	100.54	30.71	4.917	4.634	5.76

表 1 (续)
Table 1 (Continued)

样品	$v_0/(m \cdot s^{-1})$	$v_f/(m \cdot s^{-1})$	$e_f/\%$	$K_{Ic}^d/(MPa \cdot m^{1/2})$	$K_{Ic}^d/(MPa \cdot m^{1/2})$	$e_K/\%$
	370.37	417.47	12.72	4.444	4.322	2.76
	123.46	153.54	24.37	4.624	4.558	1.43
	370.37	429.51	15.97	4.312	4.162	3.47
	625.00	678.86	8.62	4.183	4.012	4.10
	714.29	792.18	10.91	4.087	3.816	6.62
	232.56	310.49	33.51	4.492	4.309	4.07
	625.00	700.12	12.02	3.910	3.685	5.74
	588.24	635.83	8.09	3.899	3.764	3.47
	256.41	290.27	13.21	4.752	4.667	1.79
	555.56	649.17	16.85	4.066	3.795	6.64
2	322.58	353.43	9.56	4.321	4.246	1.73
	263.16	293.77	11.63	4.620	4.545	1.63
	217.39	272.11	25.17	4.393	4.269	2.81
	333.33	395.52	18.65	4.319	4.167	3.53
	156.25	170.84	9.34	4.740	4.706	0.71
	312.50	342.41	9.57	4.345	4.273	1.66
	86.96	100.09	38.11	4.659	4.574	1.82
	65.79	80.47	37.51	5.637	5.584	0.93
	8.73	9.60	9.94	5.346	5.344	0.05
	4.98	5.40	8.46	4.762	4.761	0.02

4 结 论

基于 ISCS 构型试样进行了动态冲击实验, 研究黑砂岩在冲击荷载作用下裂纹动态扩展行为的演变规律, 随后利用分形理论与普适函数进行裂纹扩展速度进行精确修正, 随后通过实验-数值法对砂岩材料的动态断裂韧度进行了计算, 并讨论了引入分形理论的合理性和精准度, 得到如下结论。

(1) ISCS 构型能够有效地应用于岩石材料内裂纹的动态扩展行为研究, 构型内部的双圆孔设置能够很好地实现定区域止裂现象, 该构型可以充分地做到实验测试裂隙岩体内起裂、扩展及止裂全过程。

(2) 分形理论可以明显地优化与改善裂隙岩石的裂纹扩展速度和动态断裂韧度的计算精度, 使得计算结果更接近于实际裂纹动态扩展情况, 并能更精确反映岩石材料的断裂特性。当裂隙岩体内的裂纹扩展速度较大时, 采用分形理论进行动态断裂力学参数的修正显得更重要。其中裂纹扩展速度最大修正值达到 33.51%, 动态断裂韧度最大修正值达到 7.68%。

(3) 动态止裂韧度是砂岩裂纹动态扩展测量全过程的最小值, 采用普适函数修正计算得到黑砂岩的动态止裂韧度为 $5.58 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 。由于修正后的动态止裂韧度比修正前值偏小, 因此在裂隙岩体内裂纹实际扩展中, 采用修正后的动态止裂韧度进行安全性评估会在工程设计中更安全。

(4) 冲击载荷作用下黑砂岩试件中裂纹扩展全过程的动态扩展韧度并不是一个独立参数, 它与分形理论修正后裂纹扩展速度成反比例关系, 随着裂纹扩展速度的增大而逐渐减小。

参考文献:

- [1] GÓMEZ F J, ELICES M, BERTO F, et al. Local strain energy to assess the static failure of U-notches in plates under mixed mode loading [J]. *International Journal of Fracture*, 2007, 145(1): 29–45. DOI: 10.1007/s10704-007-9104-3.

- [2] COOK N G W. Natural joints in rock: mechanical, hydraulic and seismic behaviour and properties under normal stress [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 1992, 29(3): 198–223. DOI: 10.1016/0148-9062(92)93656-5.
- [3] SOH A K, YANG C H. Numerical modeling of interactions between a macro-crack and a cluster of micro-defects [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2004, 71(2): 193–217. DOI: 10.1016/S0013-7944(03)00097-3.
- [4] MISHURIS G, MOVCHAN A, MOVCHAN N, et al. Interaction of an interfacial crack with linear small defects under out-of-plane shear loading [J]. *Computational Materials Science*, 2012, 52(1): 226–230. DOI: 10.1016/j.commatsci.2011.01.023.
- [5] 董玉清, 朱哲明, 王蒙, 等. 中低速冲击载荷作用下 SCT 岩石试样 I 型裂纹的动态扩展行为 [J]. *中南大学学报 (自然科学版)*, 2018, 49(11): 2821–2830. DOI: 10.11817/j.issn.1672-7207.2018.11.024.
DONG Y Q, ZHU Z M, WANG M, et al. Mode I crack dynamic propagation behavior of SCT specimens under medium-low speed impact load [J]. *Journal of Central South University (Science and Technology)*, 2018, 49(11): 2821–2830. DOI: 10.11817/j.issn.1672-7207.2018.11.024.
- [6] 周磊, 朱哲明, 董玉清, 等. 冲击加载下巷道内裂纹的扩展特性及破坏行为 [J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(4): 785–794. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0383.
ZHOU L, ZHU Z M, DONG Y Q, et al. Propagation characteristics and failure behaviors of crack in tunnel under impact loads [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(4): 785–794. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0383.
- [7] WANG F, WANG M, NEZHAD M M, et al. Rock dynamic crack propagation under different loading rates using improved single cleavage semi-circle specimen [J]. *Applied Sciences*, 2019, 9(22): 4944. DOI: 10.3390/APP9224944.
- [8] THEOCARIS P S, MILIOS J. Crack arrest modes of a transverse crack going through a longitudinal crack or a hole [J]. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1981, 103(2): 177–182. DOI: 10.1115/1.3224991.
- [9] MILIOS J, SPATHIS G. Dynamic interaction of a propagating crack with a hole boundary [J]. *Acta Mechanica*, 1988, 72(3/4): 283–295. DOI: 10.1007/BF01178314.
- [10] MURDANI A, MAKABE C, SAIMOTO A, et al. A crack-growth arresting technique in aluminum alloy [J]. *Engineering Failure Analysis*, 2008, 15(4): 302–310. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2007.02.005.
- [11] AYATOLLAHI M R, RAZAVI S M J, YAHYA M Y. Mixed mode fatigue crack initiation and growth in a CT specimen repaired by stop hole technique [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2015, 145: 115–127. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2015.03.027.
- [12] CHEN N Z. A stop-hole method for marine and offshore structures [J]. *International Journal of Fatigue*, 2016, 88: 49–57. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2016.03.010.
- [13] WANG Y B, YANG R S, ZHAO G F. Influence of empty hole on crack running in PMMA plate under dynamic loading [J]. *Polymer Testing*, 2017, 58: 70–85. DOI: 10.1016/j.polymertesting.2016.11.020.
- [14] WANG M, WANG F, ZHU Z M, et al. Modelling of crack propagation in rocks under SHPB impacts using a damage method [J]. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 2019, 42(8): 1699–1710. DOI: 10.1111/ffe.13012.
- [15] 王飞, 王蒙, 朱哲明, 等. 冲击荷载下岩石裂纹动态扩展全过程演化规律研究 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2019, 38(6): 1139–1148. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2018.1172.
WANG F, WANG M, ZHU Z M, et al. Study on evolution law of rock crack dynamic propagation in complete process under impact loading [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2019, 38(6): 1139–1148. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2018.1172.
- [16] FUNATSU T, KURUPPU M, MATSUI K. Effects of temperature and confining pressure on mixed-mode (I - II) and mode II fracture toughness of Kimachi sandstone [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2014, 67: 1–8. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2013.12.009.
- [17] 周磊, 朱哲明, 董玉清, 等. 动态加载率对巷道内裂纹扩展速度及动态起裂韧度的影响 [J]. *振动与冲击*, 2019, 38(4): 129–136. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2019.04.021.
ZHOU L, ZHU Z M, DONG Y Q, et al. Effect of dynamic loading rate on crack propagation velocity and dynamic fracture toughness in tunnels [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2019, 38(4): 129–136. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2019.04.021.
- [18] ZHANG Q B, ZHAO J. Determination of mechanical properties and full-field strain measurements of rock material under dynamic loads [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2013, 60: 423–439. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2013.01.005.

- [19] JIANG F C, VECCHIO K S. Hopkinson bar loaded fracture experimental technique: a critical review of dynamic fracture toughness tests [J]. *Applied Mechanics Reviews*, 2009, 62(6): 060802. DOI: 10.1115/1.3124647.
- [20] WANG Q Z, FENG F, NI M, et al. Measurement of mode I and mode II rock dynamic fracture toughness with cracked straight through flattened Brazilian disc impacted by split Hopkinson pressure bar [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2011, 78(12): 2455–2469. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2011.06.004.
- [21] AVACHAT S, ZHOU M. High-speed digital imaging and computational modeling of dynamic failure in composite structures subjected to underwater impulsive loads [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 77: 147–165. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2014.11.008.
- [22] LEE D, TIPPUR H, BOGERT P. Dynamic fracture of graphite/epoxy composites stiffened by buffer strips: an experimental study [J]. *Composite Structures*, 2012, 94(12): 3538–3545. DOI: 10.1016/j.compstruct.2012.05.032.
- [23] MANDELBROT B B. The fractal geometry of nature [M]. New York, USA: W. H. Freeman and Company, 1982.
- [24] THEOCARIS P S, SAKELLARIOU M. A correction model for the incompatible deformations of the shear internal crack [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1991, 38(4/5): 231–240. DOI: 10.1016/0013-7944(91)90001-H.
- [25] NAGAHAMA H. Fractal scalings of rock fragmentation [J]. *Earth Science Frontiers*, 2000, 7(1): 169–177. DOI: 10.3321/j.issn:1005-2321.2000.01.016.
- [26] 谢和平. 动态裂纹扩展中的分形效应 [J]. *力学学报*, 1995, 27(1): 18–27. DOI: 10.6052/0459-1879-1995-1-1995-401.
XIE H P. Fractal effects of dynamic crack propagation [J]. *Acta Mechanica Sinica*, 1995, 27(1): 18–27. DOI: 10.6052/0459-1879-1995-1-1995-401.
- [27] 谢和平. 脆性材料裂纹扩展的分形运动学 [J]. *力学学报*, 1994, 26(6): 757–762. DOI: 10.6052/0459-1879-1994-6-1995-606.
XIE H P. Fractal kinematics of crack propagation in brittle materials [J]. *Acta Mechanica Sinica*, 1994, 26(6): 757–762. DOI: 10.6052/0459-1879-1994-6-1995-606.
- [28] 谢和平. 分形-岩石力学导论 [M]. 北京: 科学出版社, 1996: 168–261.
- [29] 程靳, 赵树山. 断裂力学 [M]. 北京: 科学出版社, 2006: 9–55.
- [30] FREUND L B. Dynamic fracture mechanics [M]. Cambridge, UK: Cambridge University Press, 1990.
- [31] ROSE L R F. Recent theoretical and experimental results on fast brittle fracture [J]. *International Journal of Fracture*, 1976, 12(6): 799–813. DOI: 10.1007/BF00034620.
- [32] RAVI-CHANDAR K, KNAUSS W G. An experimental investigation into dynamic fracture: I. crack initiation and arrest [J]. *International Journal of Fracture*, 1984, 25: 247–262. DOI: 10.1007/BF00963460.

(责任编辑 张凌云)