文章编号: 1001-1455(2014)03-0264-08

用 CSTBD 试样确定砂岩的动态起裂和扩展韧度*

杨井瑞,张财贵,周 妍,王启智
(四川大学土木工程及应用力学系,四川 成都 610065)

摘要: 利用大直径霍普金森压杆径向冲击中心直裂纹巴西圆盘(CSTBD)砂岩试样,完成Ⅰ型动态断裂实验。利用实验-数值方法确定了不同动态加载率下砂岩的动态起裂韧度;结合实验-数值法以及普适函数确定了不同裂纹扩展速度下砂岩的动态扩展韧度。为验证普适函数法和实验-数值法的有效性,将实验所得结果与其他学者的研究成果进行了对比分析,得到了相同的规律。所确定的岩石动态起裂韧度和动态扩展韧度分别随动态加载率的提高和裂纹扩展速度的提高而增加。

关键词: 固体力学;动态起裂韧度;动态扩展韧度;实验-数值法;普适函数;中心直裂纹巴西圆盘
中图分类号: O348.3;TU435 **国标学科代码**: 13015 **文献标志码**: A

动态断裂研究一般分为 2 类[1]:(1)动荷载作用下裂纹的起始扩展问题;(2)快速运动状态下裂纹的扩展与止裂问题。一方面,材料惯性效应造成荷载以应力波的形式传播,使得动态应力强度因子的理论求解十分复杂;另一方面,材料动态断裂韧度与加载速率和裂纹扩展速度有关,而实现高速加载、精确测量裂纹的扩展速度和确定临界点等也比较困难[2]。

分离式霍普金森压杆(split Hopkinson pressure bar, SHPB)实验装置可方便地实现实验室内高速加载,已成为研究高应变率下材料动态力学参数的理想实验装置[3-4]。巴西圆盘类试样可以通过对径压缩产生间接拉伸作用的方法测量岩石等准脆性材料的力学参数[5],如中心直裂纹巴西圆盘(cracked straight-through Brazilian disc, CSTBD)试样还具有几何构型简单、二维模型数值模拟计算量小的特点。J. Zhou 等[6]通过径向冲击 CSTBD 试样研究了高应变率下有机玻璃的Ⅰ型动态起裂韧度;张盛等[7]利用 SHPB 装置径向撞击 2 种圆孔裂缝平台巴西圆盘,对岩石动态起裂韧度的尺寸效应进行了研究;Q. Z. Wang 等[8]利用中心直裂纹平台巴西圆盘试样对岩石进行了Ⅰ型和Ⅱ型动态起裂韧度的研究;苟小平等[9]利用 SHPB 装置对径冲击预裂的人字形切槽巴西圆盘试样,对砂岩的Ⅰ型动态起裂韧度进行了实验-数值法和准静态法的对比。而关于动态扩展韧度的实验研究则相对较少。D. M. Owen 等[10]利用高灵敏度应变片测定了 2024-T3 厚铝片动态扩展韧度与裂速之间的关系;A. Bertram 等[11]利用应变片法在较广的裂速范围内对 Solnhofen 石灰岩的动态扩展韧度进行了研究。

普适函数最初在无限大线弹性体半无限匀速扩展裂纹表面受时间无关荷载作用的条件下通过理论推导所得,随后又在不同荷载类型作用下和非匀速扩展条件下得到相同的结论[12-17],该函数表征了裂速不超过 Rayleigh 波速时裂纹扩展速度对动态应力强度因子的影响[2,18]。普适函数在第二类动态断裂问题中有一定的应用。H. S. Bhat 等[19]通过对玻璃的动态断裂研究,认为裂纹在一定扩展速度下的动态应力强度因子应等于相同构型下静止裂纹的动态应力强度因子与该裂速普适函数值的乘积;X. D. Ren 等[20]根据数值模拟的结果和应用普适函数,提出了 PMMA 材料动态断裂过程中裂纹速度和动态断裂能之间的关系;谢和平等[21]利用普适函数分析了岩石断裂分形路径上扩展裂纹的动态应力强度因子。尽管应用普适函数已有一些成果,但尚未见有利用普适函数测定岩石扩展断裂韧度的研究。

本文中采用大直径 SHPB 装置径向冲击 CSTBD 砂岩试样,采用实验-数值法确定砂岩的动态起裂

* **收稿日期**: 2012-11-22; **修回日期**: 2013-01-30
基金项目: 国家自然科学基金项目(51179115)
作者简介: 杨井瑞(1989—),男,硕士研究生。

韧度；在短程裂速均匀化的条件下，结合动态断裂的普适函数和实验-数值法确定砂岩的动态扩展韧度，从而扩大普适函数的应用范围，并充实已有的实验-数值法。

1　实验过程

1.1　试样制备

共制作了 10 个 CSTBD 试样，试样材料为砂岩，杨氏弹性模量 $E=17.67$ GPa，泊松比 $\mu=0.21$，密度 $\rho=3\,055$ kg/m^3。试样直径 $D=(147.7\pm0.1)$ mm，厚度 $B=(58.6\pm1)$ mm，半裂纹长度 $a=(46.7\pm1)$ mm，裂纹宽度为 1 mm，裂纹尖端采用打磨的较薄钢锯条精加工，裂尖宽度为 0.1 mm。试样上应变片 4(背面为 6 号)与应变片 3，应变片 5(背面为 7 号)与应变片 8 的距离均为 $s=10$ mm。CSTBD 试样简图及应变片粘贴位置如图 1 所示。

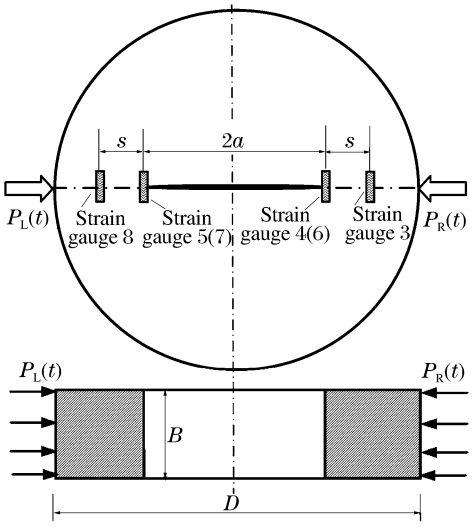


图 1　CSTBD 试样

Fig. 1　CSTBD specimen

1.2　实验装置

采用大直径 SHPB 加载装置，压杆直径100 mm，入射杆长 4.5 m，透射杆长 2.5 m，SHPB 加载装置简图如图 2 所示，入射杆上的应变片到试样与入射杆接触端的距离为 $l_1=2.5$ m，透射杆上的应变片到试样与透射杆接触端的距离 $l_2=0.5$ m。SHPB 压杆的材料为 42CrMo，弹性模量为 210 GPa，泊松比为 0.3，密度为 7 850 kg/m^3，一维纵波理论波速为 5 172 m/s，实测波速为 5 240 m/s。

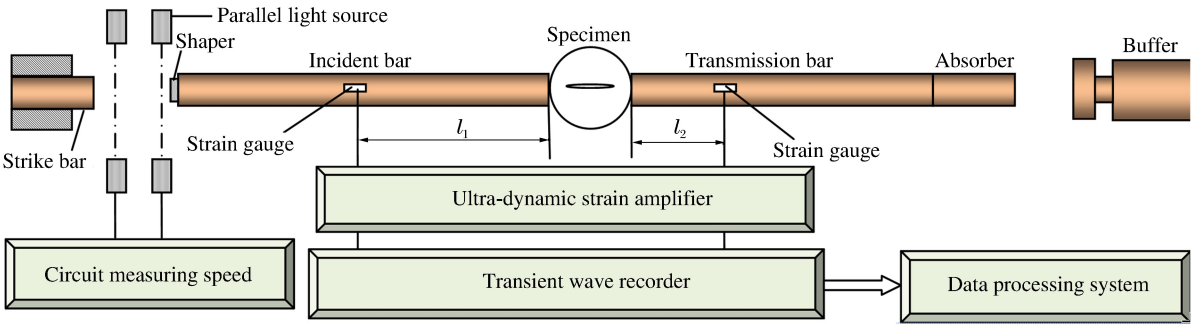


图 2　SHPB 加载装置示意图

Fig. 2　Schematic diagram of SHPB loading device

SHPB 加载装置中的炮弹选用梭形炮弹，以获取良好的半正弦波，来减小应力波沿压杆传播时由于弥散效应产生的震荡现象[22]。为了延长加载波上升沿，实验中采用电话卡作为波形整形器[23]。放置试样时在试样及压杆端面涂抹黄油以减小试样与端面线接触部位的受力不均匀。

1.3　实验数据的处理

根据一维应力波假定，由式(1)得到试样入射端面荷载 $P_L(t)$ 和透射端面荷载 $P_R(t)$，为消除试样两端荷载的时间不均匀性和空间不均匀性，荷载 $P(t)$ 取左右端荷载的平均值[24]，如图 3 所示。

$$\begin{cases} P_L(t)=E_bA_b[\varepsilon_i(t)+\varepsilon_r(t)], & P_R(t)=E_bA_b\varepsilon_t(t+t_s) \\ P(t)=[P_L(t)+P_R(t)]/2=E_bA_b[\varepsilon_i(t)+\varepsilon_r(t)+\varepsilon_t(t+t_s)]/2 \end{cases} \tag{1}$$

式中：E_b、A_b 分别为 Hopkinson 压杆的弹性模量和横截面积，$\varepsilon_i(t)$、$\varepsilon_r(t)$、$\varepsilon_t(t+t_s)$ 分别为杆上相应应变片记录的入射应变、反射应变和透射应变，t_s 为应力波在试样中的传播时间。

对于粘贴在裂纹扩展路径上的应变片，以其记录的应变率 $\mathrm{d}U/\mathrm{d}t$ 的峰值所对应的时刻作为裂纹通

过该应变片所在位置的时刻[25]。由应变片 5、7 和应变片 4、6 分别确定试样入射端和透射端的起裂时刻 t_f 和 t'_f，由应变片 8 确定入射端裂纹扩展至相应位置的时刻 t_p，如图 4 所示。

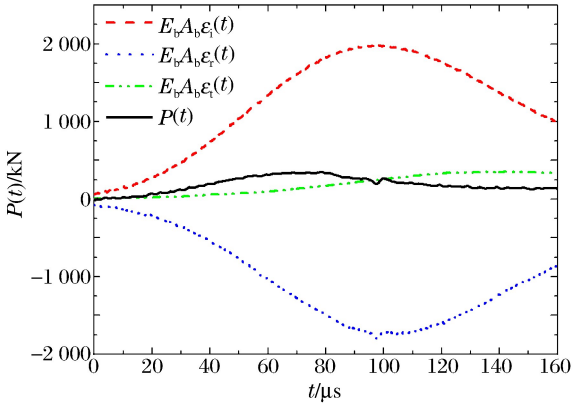


图 3 CSTBD-1-3 试样叠加后的加载波形

Fig. 3 Superposed loading wave of CSTBD-1-3

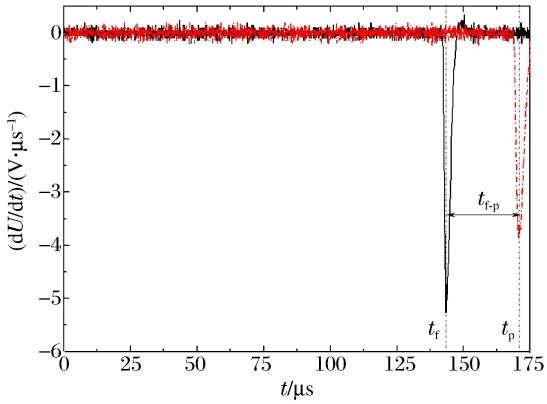


图 4 CSTBD-1-3 试样 t_f、t_p 和 $t_{f\text{-}p}$ 的确定

Fig. 4 Determination for t_f, t_p and $t_{f\text{-}p}$ of CSTBD-1-3

试样入射端裂纹起裂后扩展至距离 s 处的应变片 8 所用时间 $t_{f\text{-}p}=t_p-t_f$，以该段内的平均扩展速度 $v_a=s/t_{f\text{-}p}$ 作为应变片 8 处裂纹的扩展速度。所测速度的准确性与应变片之间的间距有关，间距越小结果越精确[26]。各个 CSTBD 试样的实验数据如表 1 所示。材料的膨胀波波速 c_d、剪切波速 c_s 以及 Rayleigh 波速 c_R 分别为[1,27]

$$c_d=\sqrt{\frac{E(1-\mu)}{\rho(1+\mu)(1-2\mu)}},\quad c_s=\sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\mu)}},\quad \left(2-\frac{c_R^2}{c_s^2}\right)^2=4\left(1-\frac{c_R^2}{c_d^2}\right)^{1/2}\left(1-\frac{c_R^2}{c_s^2}\right)^{1/2} \tag{2}$$

根据式(2)，求解得到 $c_d=2\ 551.6$ m/s，$c_s=1\ 546.0$ m/s，$c_R=1\ 411.0$ m/s。

表 1 CSTBD 试样的实验数据

Table 1 Experimental data of the CSTBD specimens

试样	t_f/μs	t_p/μs	t'_f/μs	$t_{f\text{-}p}$/μs	v_a/(m·s^{-1})	$k(v_a)$
CSTBD-1-3	143.7	170.9	171.5	27.2	367.6	0.799
CSTBD-1-4	134.0	158.5	168.2	24.5	408.1	0.775
CSTBD-2-1	129.4	154.1	149.1	24.7	404.9	0.777
CSTBD-2-2	127.6	152.1	153.4	24.5	408.1	0.775
CSTBD-2-3	132.2	160.8	162.4	28.6	349.7	0.810
CSTBD-3-1	131.3	160.6	169.1	29.3	341.3	0.815
CSTBD-3-2	125.1	150.0	164.5	24.9	401.6	0.779
CSTBD-3-3	122.7	148.8	166.1	26.1	383.1	0.790

2 普适函数和动态断裂准则

在时间无关或在时间相关荷载作用下，以任意速度扩展的任何Ⅰ型裂纹，其动态应力强度因子均可表示为裂尖瞬时裂速的普适函数与相同裂纹尺寸、相同荷载作用下静止裂纹的应力强度因子之积[18,27]

$$K_I^d(t)=K_I^d(a,v,P,t)=k(v)K_I^0(t)=k(v)K_I^d(a,0,P,t) \tag{3}$$

式中：$K_I^d(t)=K_I^d(a,v,P,t)$ 表示扩展裂纹的动态应力强度因子，a 是裂纹长度(反映随时间变化的几何构型对动态应力强度因子的影响)，v 是裂纹扩展的速度(反映裂纹扩展的动态惯性效应对动态应力强度因子的影响)，P 是荷载随时间 t 的变化历程(反映有限体中应力波在几何边界处的反射对动态应力强度因子的影响)；$k(v)$ 表示与裂速有关的普适函数；$K_I^0(t)=K_I^d(a,v=0,P,t)$ 表示相同荷载(P)作用下与该瞬时时刻(t)的扩展裂纹尺寸(a)相同的静止裂纹($v=0$)的应力强度因子。

通过式(3)可以看出，裂纹扩展速度 v 对动态应力强度因子 $K_{Id}(t)$ 的影响，已从其他影响因素中分

离出来，并用普适函数 $k(v)$来确定。无限大线弹性体含半无限匀速扩展裂纹的普适函数值可由如下近似计算公式求得[18,27]：

$$k(v) \approx (1-v/c_{\mathrm{R}})/(\sqrt{1-v/c_{\mathrm{d}}}) \tag{4}$$

$v=v_{\mathrm{a}}$时的计算结果 $k(v_{\mathrm{a}})$列于表 1 之中。

对于任何复杂几何构型和边界条件的有限长裂纹问题，只要多个运动裂尖的扰动没有相互影响，也可以通过半无限裂纹基本解的叠加来求解[2,18,27]。从表 1 可以看出，当入射端裂纹扩展至应变片 8 时，$t_{\mathrm{p}}<t'_{\mathrm{f}}$，表明透射端裂纹还未起裂，即 CSTBD 试样中运动裂尖只有入射端裂尖一个，因此满足运动裂尖间的扰动不互相影响的条件。结合以上分析，可以采用下式分别计算入射端裂纹起裂时（即 t_{f}时刻）和入射端裂纹扩展至 8 号应变片时（即 t_{p}时刻）CSTBD 试样的动态应力强度因子[26-27]

$$K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}(t_{\mathrm{f}}) \approx k(0)\,K_{\mathrm{I}}^{0}(t_{\mathrm{f}}), \qquad K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}(t_{\mathrm{p}}) \approx k(v_{\mathrm{a}})K_{\mathrm{I}}^{0}(t_{\mathrm{p}}) \tag{5}$$

式中：$k(0)$是 CSTBD 试样起裂时的裂速为零的普适函数，由式(4)计算可得 $k(0)=1$；$k(v_{\mathrm{a}})$是 CSTBD 试样应变片 8 位置裂纹扩展速度的普适函数值，由式(4)计算，具体数值列于表 1 之中；$K_{\mathrm{I}}^{0}(t_{\mathrm{f}})$、$K_{\mathrm{I}}^{0}(t_{\mathrm{p}})$是 CSTBD 试样入射端裂纹分别静止于应变片 5 和应变片 8 位置时代入动荷载历程 $P(t)$采用有限元计算所得的应力强度因子。

实验中各 CSTBD 试样的几何尺寸和裂尖形状均相同，若不考虑外界温度的影响，则材料的动态起裂韧度仅与动态加载率有关，动态扩展韧度只与裂纹扩展速度有关，动态起裂和动态扩展准则分别为

$$K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}} = K_{\mathrm{IC}}^{\mathrm{D}}(\dot{K}_{\mathrm{I}}), \qquad K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}} = K_{\mathrm{IC}}^{\mathrm{d}}(v) \tag{6}$$

式中：$K_{\mathrm{IC}}^{\mathrm{D}}$、$K_{\mathrm{IC}}^{\mathrm{d}}$分别表示动态起裂韧度和动态扩展韧度；$\dot{K}_{\mathrm{I}}=K_{\mathrm{IC}}^{\mathrm{D}}/t_{\mathrm{f}}$表示动态加载率。

3　结果与讨论

3.1　动态断裂韧度的确定

为确保本文动态有限元计算结果的精度，对经典的“Chen 问题[28-29]”进行了有限元分析，并和 Chen 的有限差分结果进行对比，发现 2 种结果非常吻合。在此基础上，根据试样和荷载的对称性选取有限元平面应变 1/2 模型，计算起裂韧度时，将有限元模型 1 的裂尖分别置于应变片 4 和应变片 5 位置；计算扩展韧度时，将有限元模型 2 的裂尖分别置于应变片 4 和应变片 8 位置，如图 5 所示。

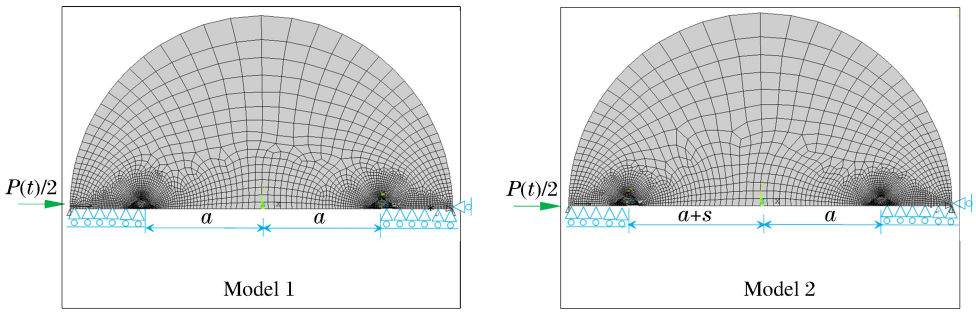


图 5　CSTBD 的有限元 1/2 模型

Fig. 5　Half finite element models of CSTBD

数值模型实体采用 plane 82 单元，裂纹尖端用平面 1/4 节点奇异单元描述，如图 6 所示，时间子步步长设置为 0.1 μs，2 种模型均共有 5 522 个单元、16 871 个节点。动态应力强度因子的时间历程按下式进行计算[30]：

$$K_{\mathrm{I}}(t)=\frac{\sqrt{2\pi}E}{24(1-\mu^2)}\,\frac{8v_B(t)-v_A(t)}{\sqrt{r_{OB}}} \tag{7}$$

式中：E、μ 分别为材料的弹性模量和泊松比，r_{OB}为奇异单元边长 r_{OA}的 1/4，$v_A(t)$为图 6 中节点 A 在 y 方向的位移的时间历程，$v_B(t)$为图 6 中节点 B 在 y 方向的位移的时间历程。

利用模型 1 可以求出直到试样起裂前的动态应力强度因子时间历程 $K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}(t\leqslant t_{\mathrm{f}})$，如图 7 中曲线 1 所示。利用模型 2 可以求出试样裂尖止于应变片 8 位置时的动态应力强度因子时间历程 $K_{\mathrm{I}}^{0}(t\leqslant t_{\mathrm{p}})$，如图 7 中曲线 2 所示。假设试样自起裂($t=t_{\mathrm{f}}$)至裂纹扩展至应变片 8($t=t_{\mathrm{p}}$)的过程中裂纹以速度 v_{a} 匀速扩展，采用式(5)对模型 2 的计算结果进行修正后可近似求出该时间段内动态应力强度因子历程 $K_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}(t_{\mathrm{f}}<t\leqslant t_{\mathrm{p}})$，如图 7 中曲线 3 所示。结合 2 种模型所得结果，在入射端裂纹扩展前(即 $t\leqslant t_{\mathrm{f}}$时)采用曲线 1，在入射端裂纹起裂到扩展至应变片 8 位置过程中(即 $t_{\mathrm{f}}<t\leqslant t_{\mathrm{p}}$时)采用曲线 3，即可近似得到 $t\leqslant t_{\mathrm{p}}$范围内试样裂尖的动态应力强度因子时程曲线，如图 7 中曲线 4 所示。根据材料的动态起裂和动态扩展准则，以试样入射端的开裂时刻(即 $t=t_{\mathrm{f}}$)对应的动态应力强度因子作为动态起裂韧度，以裂纹扩展至应变片 8 位置的时刻(即 $t=t_{\mathrm{p}}$)对应的动态应力强度因子作为该裂速下的动态扩展断裂韧度，由式(6)即可确定砂岩的动态起裂和动态扩展韧度。

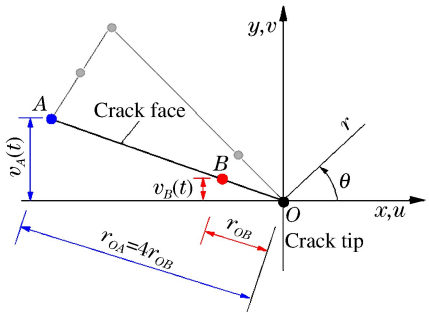


图 6 裂尖坐标和 1/4 节点奇异单元

Fig. 6 Crack tip coordinate system and singular element with quarter points

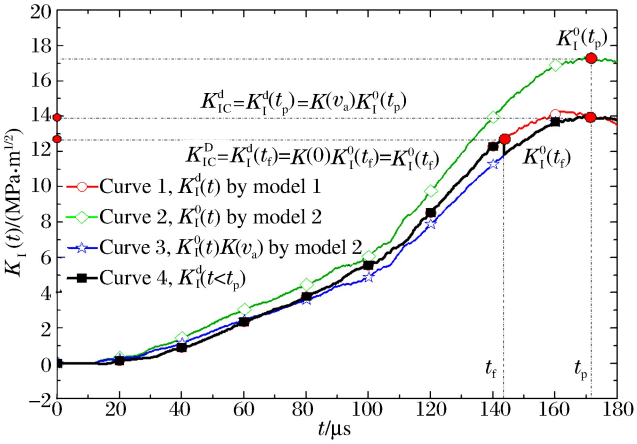


图 7 实验-数值法所得 CSTBD-1-3 的计算结果

Fig. 7 Results of CSTBD-1-3 by experimental-numerical method

从图 7 中曲线 4 可以看出，在试样入射端裂纹起裂时刻，对应的应力强度因子有一定的跃变，这种跃变是由计算过程中采用了 1.3 节中入射端裂纹起裂后便以裂速 v_{a} 匀速扩展的假设所引起的。首先该假设造成了入射端裂纹一旦起裂，裂纹扩展速度便由 0 跃变为 v_{a}，然后由式(4)计算的相应裂速普适函数值也由 $k(0)$跃变至$k(v_{\mathrm{a}})$，最后由式(5)计算的应力强度因子也随之发生跃变。由于实验采用的是普通应变片测量裂速，不能精确地获得裂纹扩展速度的变化曲线，因而无法确定裂纹起裂时是否的确存在裂速和动态应力强度因子的跃变。将本文中的起裂韧度计算结果与文献[9]中同种材料同时制作的 CSTBD 试样的全模型计算结果进行了对比，最大误差为 2.81%，也说明了本文数值计算的可靠性。CSTBD 试样的计算结果见表 2。

表 2 CSTBD 试样的计算结果

Table 2 Results of the CSTBD specimens

试样	K_{I}^{0} / (MPa·m$^{1/2}$)	$K_{\mathrm{IC}}^{\mathrm{d}}$ / (MPa·m$^{1/2}$)	$K_{\mathrm{IC}}^{\mathrm{D}}$ / (MPa·m$^{1/2}$)	$K_{\mathrm{IC}}^{\mathrm{D}}$[9] / (MPa·m$^{1/2}$)	e / %	$\dot{K}_{\mathrm{I}}$ / (GPa·m$^{1/2}$·s^{-1})
CSTBD-1-3	17.192	13.736	12.766	12.763	0.02	88.84
CSTBD-1-4	16.094	12.473	10.318	10.117	1.99	77.00
CSTBD-2-1	21.619	16.798	16.301	16.745	−2.65	125.97
CSTBD-2-2	23.250	18.019	17.812	17.326	2.81	139.59
CSTBD-2-3	17.926	14.520	14.244	14.391	−1.02	107.75
CSTBD-3-1	19.005	15.489	17.060	17.098	−0.22	129.93
CSTBD-3-2	19.175	14.937	14.372	14.345	0.19	114.88
CSTBD-3-3	18.553	14.657	13.151	12.958	1.49	107.18

注：$e=(K_{\mathrm{IC}}^{\mathrm{D}}-K_{\mathrm{IC}}^{\mathrm{D}}{}^{[9]})/K_{\mathrm{IC}}^{\mathrm{D}}{}^{[9]}$。

3.2　起裂韧度与动态加载率的关系

将本次实验所得砂岩的动态起裂韧度以及先前同种砂岩材料的 P-CCNBD 试样研究[9]成果绘于图 8 中，从图 8 中可以看出动态加载率 $\dot{K}_{\mathrm{I}}^{\mathrm{d}}$ 在(70～150) GPa·m$^{1/2}$·s^{-1}范围内时，砂岩的起裂韧度有随着加载率的增加而增加的趋势。该结果与 Z. X. Zhang 等[31]在很大加载率范围内关于加载率对岩石的动态起裂韧度的影响的研究结论一致，即本实验中的砂岩和文献[31]中的辉长岩及大理岩在高加载率下对断裂的抵抗能力都随着动态加载率的提高而提高。

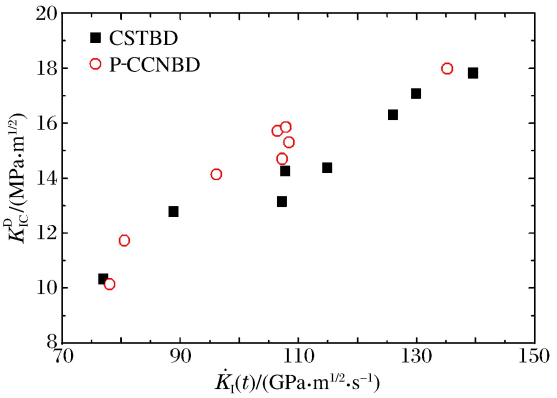


图 8　实验-数值法所得动态起裂韧度与动态加载率

Fig. 8　Dynamic initiation toughness and dynamic loading rate obtained by experimental-numerical method

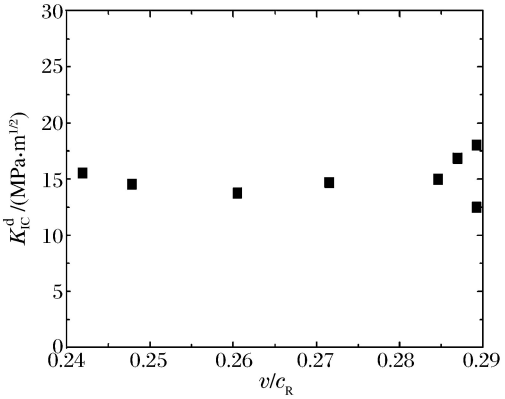


图 9　实验-数值法所得扩展断裂韧度和扩展速度

Fig. 9　Crack growth toughness and crack speed obtained by experimental-numerical method

3.3　扩展断裂韧度与裂纹扩展速度的关系

动态加载率对动态断裂韧度的影响在本质上反映了应变率对材料断裂韧度的影响。裂纹快速扩展时裂尖携带着极高的应力场穿过材料，裂尖附近会产生相当高的应变率，而裂纹扩展速度的快慢在某种程度上也反映了一个极高的应力区在材料内部位置变化的速率以及运动裂尖附近材料的应变率。此外，一个高速运动的裂纹也会造成裂尖应力场多轴化程度降低和裂尖附近区域温度的升高，而这两者又会影响材料的变形性能，亦会对材料的断裂韧度产生影响。因此，作为每个扩展裂纹都必备的特征——扩展速度，应对材料的动态扩展韧度有着重要的影响。从图 9 所示的 $K_{\mathrm{IC}}^{\mathrm{d}}$-$v$ 关系可以看出，裂纹扩展速在 341.3($0.242c_{\mathrm{R}}$)～408.1 m/s($0.289c_{\mathrm{R}}$)范围内时，动态扩展韧度随扩展速度的增大而略微增加，由于裂纹扩展速度范围有限，增加的趋势并不是特别明显。这一结论与 A. J. Rosakis[32]的研究结果中关于玻璃的数据也是一致的，说明了本文方法是有效的。

4　结　论

(1)采用实验-数值法将实验中动荷载施加于数值模型得到动态应力强度因子的时间历程，以实验中记录的起裂时刻对应的动态应力强度因子作为材料的动态起裂韧度。首次尝试将普适函数应用于确定材料的动态扩展韧度，即用裂纹扩展速度的普适函数值对数值计算的动态应力强度因子时间历程进行修正，以实验中记录的扩展裂纹的通过时刻的速度 v_{a} 所对应的动态应力强度因子作为材料在该裂速下的动态扩展韧度。

(2) 利用 CSTBD 试样测定了砂岩的动态起裂韧度和动态扩展韧度。砂岩的动态起裂韧度随动态加载率的提高而增加，动态扩展断裂韧度随裂纹扩展速度的提高而增加。动态断裂韧度随加载率和裂纹扩展速度的变化规律与已有文献用其他方法所得到的结论一致。

参考文献：

[1]　范天佑. 应用断裂动力学基础[M]. 北京：北京理工大学出版社，2006：38-43，108-130.

[2]　王自强，陈少华. 高等断裂力学[M]. 北京：科学出版社，2009：271-324.

[3] 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):060802-1-060802-39.

[4] 陈德兴,胡时胜,张守保,等. 大尺寸 Hopkinson 压杆及其应用[J]. 实验力学,2005,20(3):398-402.
Chen De-xing, Hu Shi-sheng, Zhang Shou-bao, et al. Large dimension Hopkinson pressure bar and its application [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2005,20(3):398-402.

[5] 李世愚,和泰名,尹祥础,等. 岩石断裂力学导论[M]. 合肥:中国科学技术大学出版社,2010:187-194.

[6] Zhou J, Wang Y, Xia Y M. Mode-Ⅰ fracture toughness of PMMA at high loading rates[J]. Journal of Materials Science, 2006,41:8363-8366.

[7] 张盛,王启智,谢和平. 岩石动态断裂韧度的尺寸效应[J]. 爆炸与冲击,2008,28(6):544-551.
Zhang Sheng, Wang Qi-zhi, Xie He-ping. Size effect of rock dynamic fracture toughness[J]. Explosion and Shock Waves, 2008,28(6):544-551.

[8] 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, 2011,78:2455-2469.

[9] 苟小平,杨井瑞,王启智. 基于 P-CCNBD 试样的岩石动态断裂韧度测试方法[J]. 岩土力学,2013,34(9):2449-2459.
Gou Xiao-ping, Yang Jing-rui, Wang Qi-zhi. Test method for determining rock dynamic fracture toughness using P-CCNBD specimens[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013,34(9):2449-2459.

[10] Owen D M, Zhuang S, Rosakis A J, et al. Experimental determination of dynamic crack initiation and propagation fracture toughness in thin aluminum sheets[J]. International Journal of Fracture, 1998,90:153-174.

[11] Bertram A, Kalthoff J F. Crack propagation toughness of rock for the range from low to very high crack speeds [J]. Key Engineering Materials, 2003,251/252:423-430.

[12] Freund L B. Crack propagation in an elastic solid subjected to general loading—Ⅰ. Constant rate of extension[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1972,20(3):129-140.

[13] Freund L B. Crack propagation in an elastic solid subjected to general loading—Ⅱ. Non-uniform rate of extension [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1972,20(3):141-152.

[14] Freund L B. Crack propagation in an elastic solid subjected to general loading—Ⅲ. Stress wave loading[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1973,21(2):47-61.

[15] Freund L B. Crack propagation in an elastic solid subjected to general loading—Ⅳ. Obliquely incident stress wave pulse[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1974,22(3):137-146.

[16] Kostrov B V. On the crack propagation with variable velocity[J]. International Journal of Fracture, 1975,11(1): 47-56.

[17] Burridge R. An influence function for the intensity factor in tensile fracture[J]. International Journal of Engineering Science, 1976,14:725-734.

[18] Freund L B. Dynamic fracture mechanics[M]. Cambridge: Cambridge University Press, 1990:296-432.

[19] Bhat H S, Rosakis A, Sammis C G. A micromechanics based constitutive model for brittle failure at high strain rate[J]. Journal of Applied Mechanics, 2012,79:031016-1-12.

[20] Ren X D, Li J. Dynamic fracture in irregularly structured systems[J]. Physical Review E, 2012,85:055102-1-4.

[21] 谢和平,高峰,周宏伟,等. 岩石断裂和破碎的分形研究[J]. 防灾减灾工程学报,2003,23(4):1-9.
Xie He-ping, Gao Feng, Zhou Hong-wei, et al. Fractal fracture and fragmentation in rocks[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2003,23(4):1-9.

[22] Zhou Z L, Li X B, Liu A H, et al. Stress uniformity of split Hopkinson pressure bar under half-sine wave loads [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2011,48:697-701.

[23] 李为民,许金余. 大直径分离式霍普金森压杆试验中的波形整形技术研究[J]. 兵工学报,2009,30(3):350-355.
Li Wei-min, Xu Jin-yu. Pulse shaping techniques for large-diameter split Hopkinson pressure bar test[J]. Acta Armamentarii, 2009,30(3):350-355.

[24] Gomez J T, Shukla A, Sharma A. Static and dynamic behavior of concrete and granite in tension with damage[J].

Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2001,36:37-49.

[25] 冯峰,王启智.大理岩Ⅰ～Ⅱ复合型动态断裂的实验研究[J].岩石力学与工程学报,2009,28(8):1579-1586.
Feng Feng, Wang Qi-zhi. An experimental study of mixed mode Ⅰ－Ⅱ dynamic fracture of marble[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009,28(8):1579-1586.

[26] 刘再华,解德,王元汉,等.工程断裂动力学[M].武汉:华中理工大学出版社,1996:38-41.

[27] Ravi-Chandar K. Dynamic Fracture[M]. Elsevier, 2004:49-69.

[28] Chen Y M, Wilkins M L. Numerical analysis of dynamic crack problem[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1975,7:635-660.

[29] 李旭东,张鹭,马渊,等.基于有限单元法对动态应力强度因子进行数值计算的研究[J].振动与冲击,2011,30(1):223-226.
Li Xu-dong, Zhang Lu, Ma Yuan, et al. Numerical calculation of dynamic stress intensity factor based on finite element method[J]. Journal of Vibration and Shock, 2011,30(1):223-226.

[30] Chen E P, Sih G C. Transient response of cracks to impact loads, in mechanics of fracture[M]. Vol. 4. Leyden: Noordhoff International Publishing, 1977:1-58.

[31] Zhang Z X, Kou S Q, Yu J, et al. Effect of loading rate on rock fracture[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1999,36:597-611.

[32] Rosakis A J. Explosion at the Parthenon: Can we pick up the pieces? [R]. GALCIT SM report 99-3, 1999.

Determination of dynamic initiation toughness and propagation toughness of sandstone using CSTBD specimens*

Yang Jing-rui, Zhang Cai-gui, Zhou Yan, Wang Qi-zhi
(*Department of Civil Engineering and Applied Mechanics, Sichuan University, Chengdu* 610065, *Sichuan, China*)

Abstract: The CSTBD (cracked straight-through Brazilian disc) specimens of sandstone were diametrically impacted by the split Hopkinson pressure bar of large diameter in the mode－Ⅰ (opening mode) rock dynamic fracture test. The experimental-numerical method was employed to obtain the dynamic initiation toughness under different dynamic loading rates; and based on some theoretical analysis and reasonable simplification, the experimental-numerical method and universal function were employed to obtain the dynamic propagation toughness with different crack velocities. In order to verify the validity of the universal function and the experimental-numerical method, comparisons with well-established references of concern were made, and our results present the same law of phenomena as those derived from other researchers. Increases in the dynamic initiation toughness and the dynamic propagation toughness were observed with increasing dynamic loading rate and crack tip speed, respectively.

Key words: solid mechanics; dynamic initiation toughness; dynamic propagation toughness; experimental-numerical method; universal function; cracked straight-through Brazilian disc (CSTBD)

---

* Received 22 November 2012; Revised 30 January 2013
Supported by the National Natural Science Foundation of China (51179115)
Corresponding author: Wang Qi-zhi, qzwang2004@163.com

(责任编辑　曾月蓉)