

文章编号: 1001-1455(2008)06-0544-08

# 岩石动态断裂韧度的尺寸效应\*

张 盛<sup>1,2</sup>, 王启智<sup>1,3</sup>, 谢和平<sup>1</sup>

(1. 四川大学土木工程及应用力学系, 四川 成都 610065;

2. 河南理工大学采矿系, 河南 焦作 454001;

3. 水力学与山区河流开发保护国家重点实验室, 四川 成都 610065)

**摘要:** 采用两种圆孔裂缝平台巴西圆盘试件(一种为直径分别为 42、80、122、155 mm 的几何相似试件, 另一种为直径 80 mm、仅裂缝长度不同的单一尺寸试件)对岩石动态断裂韧度的尺寸效应进行了研究。给出了在霍普金森压杆系统上对试件进行径向撞击产生的应变波形和断裂模式。实验结果表明,对于几何相似试件,动态断裂韧度的测试值随着尺寸的增大而增大,而对于单一尺寸试件,其测试值随着中心裂缝长度的增加呈现先增大后减小的趋势。裂缝前端的断裂过程区长度和孕育时间是岩石动态断裂韧度测试值表现为尺寸效应的主要原因,为了减小尺寸效应,建立了考虑这两个参数在空间-时间域对动态应力强度因子的分布进行积分后再平均来确定岩石动态断裂韧度的方法。

**关键词:** 固体力学; 动态断裂韧度; 尺寸效应; 岩石; 断裂过程区长度; 孕育时间; 空间-时间域

**中图分类号:** O348.3; TU435 **国标学科代码:** 130·35 **文献标志码:** A

## 1 引 言

带有中心裂缝的巴西圆盘试件由于加载方便,能够避免三点弯曲试件动态加载时试件和支座存在脱离接触的缺点,自 20 世纪 90 年代以来,逐渐被用于材料动态断裂韧度的测试,从而促进了岩石等准脆性材料动态断裂韧度测试方法的发展。M. Nakano 等<sup>[1]</sup>在单杆冲击装置上采用直裂缝巴西圆盘试件对陶瓷和玻璃进行了复合断裂实验,D. E. Lambert 等<sup>[2]</sup>在分离式霍普金森压杆(split Hopkinson pressure bar, SHPB)系统上分别对圆孔裂缝巴西圆盘混凝土、岩石试件进行了径向冲击实验。张盛等<sup>[3]</sup>提出采用带有中心圆孔裂缝的平台巴西圆盘(holed-cracked flattened Brazilian disc, HCFBD)测定岩石的动态断裂韧度,李战鲁等<sup>[4]</sup>用边切槽圆盘试件来测量岩石的动态断裂韧度。然而,这些研究都仅限于材料动态断裂韧度的测试方法,尚未涉及动态断裂韧度的尺寸效应<sup>[1-4]</sup>。

越来越多的实验和工程实践表明,实验室里得到的断裂力学参数不仅取决于材料性质,而且与试件尺寸有关,这就是所谓的尺寸效应(或称尺度律)。准脆性材料的尺度效应是近二、三十年来的一个热点问题,由于这些材料在承受载荷时,裂缝前缘存在一个不可忽略的断裂过程区,因而对它们的研究更为复杂<sup>[5-6]</sup>。目前相关的研究仍以静态为主,准脆性材料的动态断裂性能除了与静态类似的尺寸效应有关外,还与加载速率有关<sup>[7-8]</sup>,研究难度更大。T. Krauthammer 等<sup>[9]</sup>用实验和数值模拟的方法研究了混凝土圆柱体受落锤撞击下动态强度的尺寸效应,得到混凝土材料的动态压缩强度和动态弹性模量都存在尺寸效应,他们指出这种受加载率影响、与时间尺度相关的动态尺寸效应与静态尺寸效应是不一样的,研究动态断裂参数的尺寸效应不能套用静态尺寸效应的方法。为了消除加载率对尺寸效应的影响,V. Bindiganavile 等<sup>[10]</sup>还提出一种能够将加载率对试件动态性质的影响分离出来的方法,即通过求不同尺寸试件任一加载率下的强度与参考应变率下强度的相对比值的动态冲击因子的方法来研究动态尺寸效应。这种方法偏离了线弹性断裂力学的基础,且假定不同尺寸试件的强度测试值对加载率的敏感性成

\* 收稿日期: 2007-04-30; 修回日期: 2007-10-08

基金项目: 国家自然科学基金项目(10472075); 国家重点实验室创新基金项目(0503)

作者简介: 张 盛(1976—),男,博士。

相似比例关系是缺乏证据的<sup>[11]</sup>。目前,在有关尺度律研究的文献中<sup>[5-11]</sup>,尚未见到关于对准脆性材料动态断裂韧度尺寸效应的研究。

本文中制作了两类大理岩 HCFBD 试件,一类是直径分别为 42、80、122、155 mm(相似比为 1.0 : 1.9 : 2.9 : 3.7)的几何相似试件;另一类是直径 80 mm、仅裂缝长度不同的单一尺寸试件,并在压杆直径 100 mm 的 SHPB 装置上进行了动态劈裂实验。对消除岩石动态断裂韧度测试值的尺寸效应的方法进行了探索性研究。

## 2 动态劈裂实验

### 2.1 试件制备

岩样为白色大理岩,取自四川雅安,颗粒均匀,结构较为致密。由岩相分析可知其成分(质量分数)为:方解石约 95%(最大粒度 1.2 mm),镁橄榄石约 4%(最大粒度 0.4 mm),磁铁矿约 1%(最大粒度 0.3 mm)。岩样的弹性模量为 16.3 GPa,泊松比为 0.3,密度为 2.73 g/cm<sup>3</sup>。HCFBD 试件裂缝宽度控制在 1 mm 以下,基本参数见图 1。其中  $D$  为圆盘直径, $d$  为中心圆孔直径, $b$  为厚度, $2a_0$  为裂缝长度, $2\beta$  为平台加载角。几何相似的试件, $2\beta=20^\circ$ ,其他尺寸  $D$ 、 $d$ 、 $b$ 、 $2a_0$  成比例增加,试件的具体加工尺寸如表 1 所示。共制备 25 个试件,其中 12 个为几何相似的试件,如图 2(a)所示;另外 13 个为直径 80 mm 的单一尺寸试件,用于考察不同裂缝长度对动态断裂韧度测试值的影响,如图 2(b)所示。

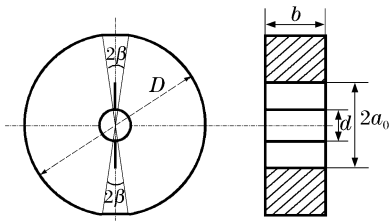


图 1 孔槽式平台巴西圆盘试件参数

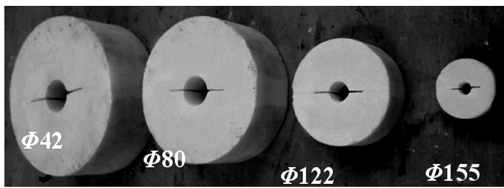
Fig. 1 Parameters of the HCFBD specimen

表 1 几何相似的 HCFBD 试件的尺寸参数

Table 1 parameters of geometrically similar HCFBD specimen

试件类型	$D$ /mm	$b$ /mm	$2\beta/(\circ)$	$d$ /mm	$2a_0$ /mm	相似比
I	42	16.8	20	8.4	21.0	1.0
II	80	32.0	20	16.0	40.0	1.9
III	122	48.8	20	24.4	61.0	2.9
IV	155	62.0	20	31.0	77.5	3.7

(a) Geometrically similar specimen s



(b) One-size specimens (25 mm ≤ 2a\_0 ≤ 41 mm)

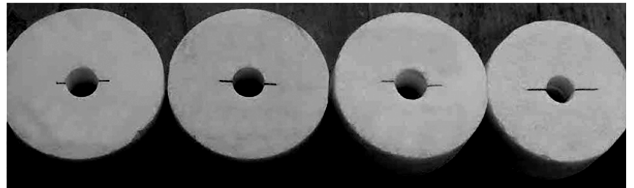


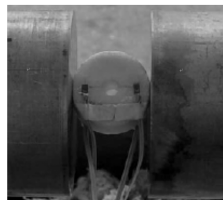
图 2 两类圆孔裂缝平台巴西圆盘大理岩试件

Fig. 2 Two types of HCFBD specimens of marble

### 2.2 实验方法

选用洛阳总参工程兵科研三所的压杆直径为 100 mm 的 SHPB 冲击系统。波形整形器采用纸片滤波器,炮弹发射压力为 0.15 MPa,在入射杆上距离试件 100 cm 处,和在透射杆上距离试件 80 cm 处粘贴应变片来记录动态冲击信号。HCFBD 试件的加载模型和应变片粘贴方式如图 3 所示,图 3(a)为最小圆盘(直径 42 mm)试件的加载模式,图 3(b)为最大圆盘(直径 155 mm)试件的加载模式。详细实验方法见文献[3]。

(a)  $D=42$  mm



(b)  $D=155$  mm

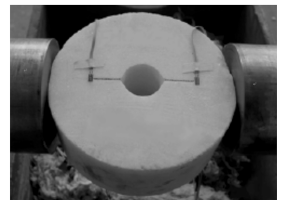


图 3 几何相似的圆孔裂缝平台巴西圆盘试件的加载模式

Fig. 3 Loading patterns of geometrically similar HCFBD specimens

HCFBD specimens

### 3 实验结果与分析

#### 3.1 压杆上的应变信号

典型的直径 80 mm 的试件在径向冲击时,压杆上测得的入射波、反射波和透射波的应变信号分别为  $\epsilon_i$ 、 $\epsilon_r$  和  $\epsilon_t$ 。采用快速傅里叶变换对记录的原始应变波形进行滤波处理后的波形如图 4 所示。

动态劈裂实验时,炮弹发射压力为 0.15 MPa,炮弹平均冲击速度为 4.59 m/s。表 2 为几何相似的 HCFBD 试件进行动态劈裂实验时,压杆上记录的应变信号,表中  $v$  为弹速。为方便比较,令反射系数  $\lambda_r$  为反射波峰值  $\epsilon_{r,m}$  与入射波峰值  $\epsilon_{i,m}$  的比值,透射系数  $\lambda_t$  为透射波峰值  $\epsilon_{t,m}$  与入射波峰值的比值。

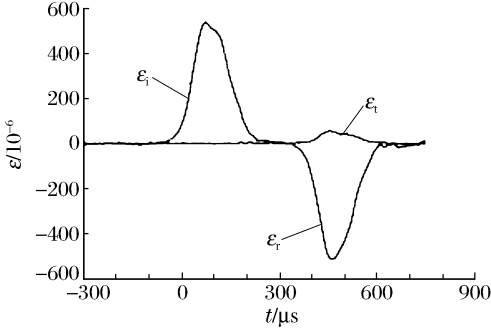


图 4 Hopkinson 压杆上的应变信号

Fig. 4 Strain signals from Hopkinson bars

表 2 Hopkinson 杆上记录的应变信号

Table 2 Strain signals recorded on the Hopkinson bar

试件编号	$D/\text{mm}$	$v/(\text{m/s})$	$\epsilon_{i,m}/10^{-6}$	$\lambda_r$	$\lambda_t$
M I -01	42	4.57	542.84	0.82	0.03
M I -02	42	4.86	533.25	0.91	0.03
M I -03	42	4.56	519.17	0.91	0.04
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
M IV -01	155	4.62	525.42	0.81	0.29
M IV -02	155	4.48	537.31	0.78	0.30
M IV -03	155	4.67	519.68	0.84	0.29

由表 2 可以看出,在炮弹平均冲击速度为 4.59 m/s 的情况下,不同尺寸试件的入射波应变峰值基本相似,反射系数  $\lambda_r$  受试件尺寸的影响也较小,透射系数  $\lambda_t$  则受试件尺寸影响明显,基本上为线性递增。对于直径 42 mm 的 HCFBD 试件,  $\epsilon_{t,m}$  为  $\epsilon_{i,m}$  的 1/40~1/30,对于直径 155 mm 的 HCFBD 试件,  $\epsilon_{t,m}$  为  $\epsilon_{i,m}$  的 1/4~1/3。最大尺寸试件的  $\epsilon_{t,m}$  比最小尺寸试件大了将近一个量级。尺寸越大的试件,压杆与试件接触的加载端面积越大,穿过试件的透射波峰值越大,而试件加载端面的反射波峰值越小。

#### 3.2 试件断裂模式

几何相似试件动态劈裂典型的断裂模式如图 5(a)所示。由图 5(a)看出,所有试件都在加载直径处发生宏观断裂,并且裂缝都穿过在裂缝尖端粘贴的应变片扩展。与静态加载不同的是,圆盘试件首先从加载直径处断裂为几乎相等的两部分后,断裂的两部分还可能形成更多的破裂碎块,损伤程度更严重。在炮弹发射速度一定的条件下,尺寸越小的试件破坏程度越严重,表现为试件破坏的块数增加,并且伴随产生很多高速飞射的块体。本次实验中,直径 42 mm 的试件产生许多沿不同方向高速飞射的碎块,可以找到的较大的碎块有 4~6 块;直径 80 mm 的试件断裂为 4~6 部分;直径 122 mm 的试件断裂为 2~4 部分;直径 155 mm 的试件都断裂为 2 部分。除加载直径外的其他断裂面的破坏方向没有明显的规律。直径 122 mm 和直径 155 mm 的试件没有明显的碎片形成或飞出,试件断裂后垂直掉落。试件破坏其实也是一个能量耗散的过程,在 SHPB 动态劈裂实验中,试件吸收的能量一部分用于断裂面的

(a) Geometrically similar specimens

(b) One-size specimens

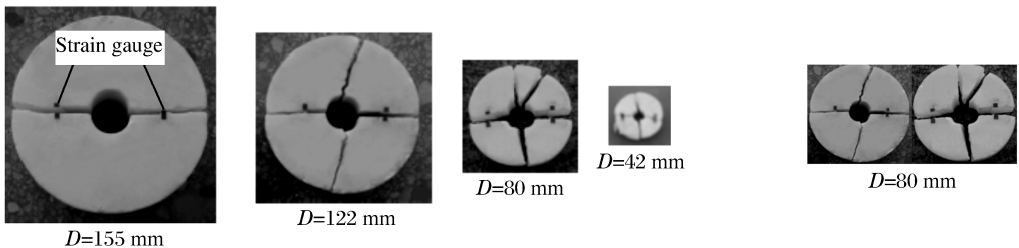


图 5 圆孔裂缝平台巴西圆盘试件的断裂模式

Fig. 5 Fracture patterns of HCFBD specimens

产生以及分支裂纹和损伤带的产生,另一部分则主要以动能的形式耗散<sup>[12]</sup>。在冲击动能基本相等的情况下,大尺寸试件吸收的能量由于能够提供较大的断裂面,大部分消耗在试件的断裂面上。小尺寸试件每个断裂面面积较小,必然引发更多的断裂面来消耗试件吸收的能量,同时,由于破碎后的块体体积较小,喷射的块体会产生较高的速度来耗散块体动能。直径 80 mm 的单一尺寸试件的变裂缝长度的断裂模式如图 5(b)所示。

### 3.3 结果分析

以试件左端面受到载荷作用的时刻为时间起点,由入射、反射和透射的应变信号计算得到作用在试件端面的平均载荷  $p(t)$ 。对于每个试件,以实验载荷  $p(t)$  为输入载荷,采用动态有限元法确定应力强度因子时间历程  $K_I(t)$ ,然后由每个试件的起裂时间  $t_f$  来确定对应试件的动态断裂韧度,  $t_f$  的具体确定方法见文献[3]。图 6 为 M II-02 试件的动态载荷和动态应力强度因子时间历程,  $K_{I,d}$  为试件的动态断裂韧度测试值。可以看出,开始时动态应力强度因子比动态载荷增加得慢,但当载荷下降时,动态应力强度因子值仍在增大。试件的起裂时刻提前并远离载荷最大值的时刻。这个事实也说明,直接将实验测得的动态峰值载荷代入静态公式,来确定动态断裂韧性值的做法是错误的,其结果也必然是错误的。这也说明,为得到合理的动态应力强度因子,必须进行完整的动态分析和考虑惯性效应。

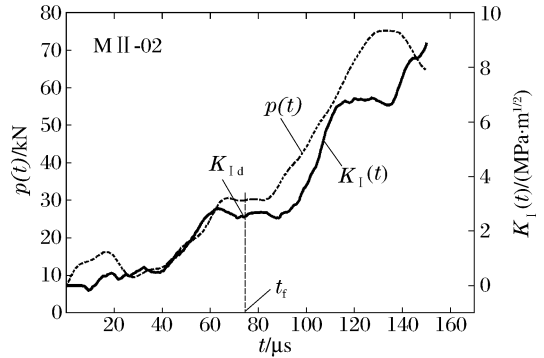


图 6 动态载荷和动态应力强度因子时间历程

Fig. 6 Dynamic load and dynamic stress intensity history

实验过程中,有 3 个直径 80 mm 的试件由于炮弹提前触发,没有记录下有效的波形曲线而被舍弃,表 3 给出了有效记录的 22 个 HCFBD 试件的测试结果。其中 M I-03 试件由于没有得到试件应变片上的应变信号,无法确定试件的起裂时间  $t_f$  及动态断裂韧度测试值  $K_{I,d}$ 。采用文献[3]的方法定义动态加载速率  $\dot{K} = K_{I,d}/t_f$ ,动态测试值如图 7 所示。

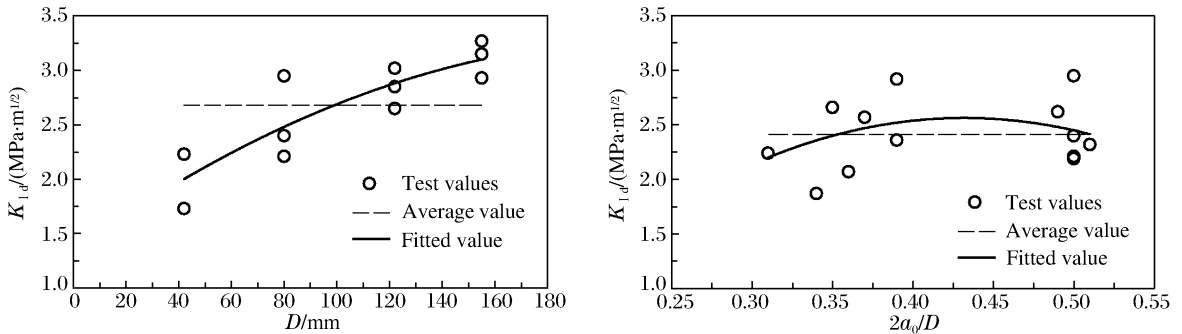


图 7 圆孔裂缝平台巴西圆盘试件的动态断裂韧度测试值

Fig. 7 Experimental values of dynamic fracture toughness using HCFBD specimens

由表 3 看出,在炮弹发射压力为 0.15 MPa 的情况下,动态加载速率  $\dot{K} = 20.0 \sim 40.5 \text{ GPa} \cdot \text{m}^{1/2} / \text{s}$ 。由图 7(a)看出,直径 42 mm 的最小试件测试的动态断裂韧度均值为  $1.98 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ ;直径 155 mm 的最大试件测试的动态断裂韧度均值为  $3.12 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ ,最大试件的动态断裂韧度均值是最小试件的约 1.6 倍。因此,岩石动态断裂韧度的测试值具有尺寸效应,且随着试件尺寸的增大而增大。这一规律与岩石等准脆性材料的静态断裂韧度随试件尺寸增大而增大<sup>[13]</sup>的规律相似。由图 7(b)看出,对于直径 80 mm 的试件,其他条件一定,当  $0.31 \leq 2a_0/D \leq 0.51$  时,岩石动态断裂韧度测试值随着中心裂缝长度值的增大呈现先增大后减小的规律,而其他单一尺寸试件受中心裂缝长度的影响需要进一步进行实验验证。所有直径 80 mm 的 HCFBD 试件测试的大理岩的动态断裂韧度均值为  $2.41 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 。

表3 动态劈裂实验结果  
Table 3 Results of the dynamic split experiments

试件编号	$D/\text{mm}$	$2a_0/D$	$t_i/\mu\text{s}$	$\dot{K}/(\text{GPa} \cdot \text{m}^{1/2}/\text{s})$	$K_{I,d}/(\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2})$
MI-01	42	0.50	52.0	33.3	1.73
MI-02	42	0.50	55.0	40.5	2.23
MI-03	42	0.50			
II-01	80	0.50	76.0	38.8	2.95
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
II-08	80	0.31	91.0	24.6	2.24
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
II-13	80	0.51	85.0	27.3	2.32
III-01	122	0.50	92.0	28.8	2.65
III-02	122	0.50	86.0	35.1	3.02
III-03	122	0.50	95.0	20.0	2.85
IV-01	155	0.50	103.5	28.3	2.93
IV-02	155	0.50	113.5	27.8	3.15
IV-03	155	0.50	107.0	30.6	3.27

#### 4 在空间-时间域确定动态断裂韧度的设想

按照线弹性断裂力学理论和文献[14]的观点,在材料的断裂过程中,被激活的微裂纹数目是应力强度因子和孔洞在材料中分布的函数,断裂过程区内有一个材料缺陷和微裂纹的成核、合并以及扩展的过程。断裂过程区(又称断裂损伤过程区)是指由于损伤及不均匀性,在宏观裂缝尖端存在一个卸载的应变软化区,并不存在线弹性断裂力学提出的应力奇异场。裂缝前端存在的断裂过程区是岩石、混凝土等准脆性材料静态断裂韧度值产生尺寸效应的主要原因<sup>[5]</sup>。然而,比静态断裂问题更复杂的是,加载率对材料的动态断裂韧度值影响很大<sup>[7-8]</sup>。由于加载率的影响难以消除,研究材料动态断裂强度或断裂韧度等参数的尺寸效应十分困难,这个问题至今尚未解决<sup>[7-11]</sup>。

在静态或准静态问题中,一般认为局部应力强度因子达到材料静态断裂韧度时,材料就发生起裂。但这个起裂准则不能用于动态断裂问题,因为材料的动态起裂不仅要求动态应力强度因子等于或者超过动态断裂韧度值,而且要求动态应力强度因子在达到动态断裂韧度值之后必须有一个孕育时间 $\tau$ <sup>[7,15]</sup>,这是动态与静态断裂问题显著不同之处。孕育时间 $\tau$ 和断裂过程区长度 $l$ 一样都是材料参数。参照 Y. V. Petrov 等<sup>[7]</sup>和 J. F. Kalthoff 等<sup>[15]</sup>的表述,可以这样理解 $\tau$ 的物理含义:在动态应力强度因子达到动态断裂韧度值时,裂纹的速度不会从0立即达到一个大于0的值,断裂过程区需要一段时间建立并达到一个临界状态,从动态应力强度因子达到动态断裂韧度值到断裂过程区中微裂纹饱和达到断裂过程区长度 $l$ ,从而引起材料宏观起裂所需要的时间,叫做孕育时间。孕育时间 $\tau$ 的具体确定是困难的,如果 $\tau=l/v$ , $v=da/dt$ 为裂纹扩展速度,由于 $v$ 暂不可得,设 $\tau=l/c$ , $c$ 为纵波波速,这样得到的 $\tau$ 是比真实 $\tau$ 小的一个值。 $\tau$ 的引入补充了传统动态断裂韧度确定方法仅在空间尺度考虑动态断裂问题的不足,增加了对时间尺度的考虑。动态断裂问题的这种空间-时间域观点可以推广至静态或者准静态情形,只是由于静态情况下材料的孕育时间 $\tau$ 比材料破坏的有效时间短得多,因此 $\tau$ 可以忽略不计<sup>[7]</sup>。因此,在静态断裂韧度的尺度律中,只需考虑断裂过程区长度 $l$ 的影响。而在动态加载情况下,由于材料的起裂时间 $t_i$ 很短,孕育时间 $\tau$ 相对于 $t_i$ 是不能忽略的, $t_i$ 的值受不同加载率以及不同尺寸的影响,这使材料的动态断裂在时间尺度上进一步复杂化。

按照 Y. N. Petrov 等<sup>[7]</sup>建立的考虑材料空间-时间域的动态断裂准则的思路,将空间尺度和时间尺度问题具体化,提出用断裂过程区长度 $l$ 和孕育时间 $\tau$ 来确定空间-时间域动态断裂韧度

$$K_{I,d}^m(\tau, l) = \frac{1}{l} \int_0^l \frac{1}{\tau} \int_0^\tau K_I(\lambda, r) d\lambda dr \quad (1)$$

式中： $K_I(\lambda, r)$ 为裂缝尖端的应力强度因子的空间-时间分布函数； $\lambda$ 为与孕育时间相关的时间坐标，定义 $\lambda=0$ 对应加载时间 $t=t_f$ ， $\lambda$ 的正向是 $t$ 减小的方向，即在试件起裂时刻 $t=t_f$ 以前有一个孕育阶段， $\lambda$ 的最大值即孕育时间 $\tau$ ； $r$ 为离开裂尖的距离，是与试件断裂过程区尺寸相关的空间坐标， $r$ 的起点就是裂尖，其正方向为裂纹的延长线， $r$ 的最大值为断裂过程区长度 $l$ 。 $K_{I_d}^m(\tau, l)$ 表示与试件尺寸无关的材料真实动态断裂韧度。

这样，得到对准脆性材料的一种新的在空间-时间域内确定动态断裂韧度的公式(1)，它表示试件的起裂发生在断裂过程区内微裂纹充分发育并达到饱和长度 $l$ 以及满足孕育时间 $\tau$ 之后。我们认为，由式(1)计算得到的动态断裂韧度值能够减小或者消除尺寸效应。在式(1)中，确定断裂过程区长度是非常关键的，过去一般认为，过程区的长度与试件尺寸有关。如 M. Wecharatana 等<sup>[16]</sup>曾指出过程区的长度取决于未开裂韧带的尺寸；M. G. Alexande 等<sup>[17]</sup>的实验结果也表明，过程区的长度约为韧带尺寸的 0.368~0.684 倍。这些观点与 Z. P. Bazant 等<sup>[5]</sup>指出的 $l$ 对应于材料微结构的非均匀性的尺度是材料参数的观点矛盾。实际上，正如姚武等<sup>[18]</sup>指出，断裂过程区长度 $l$ 与试件尺寸有关的观点存在片面性，因为研究者所用试件不能充分满足裂缝的亚临界扩展，造成过程区实测结果的不确定性；也就是说，文献[15-16]中的结果均非过程区尺寸的最终值，只有当试件尺寸足够大，才有可能测到真实的过程区尺寸。因此，可以认为材料断裂过程区长度是与尺寸无关的材料参数。但是这些研究都局限于静态情况，在动态冲击问题中，断裂过程区长度 $l$ 是否与静态问题一样，是一个仅与材料有关的参数，还是同材料的断裂韧性一样表现为加载率效应？另外，Y. N. Petrov 等<sup>[7]</sup>在测定材料的动态断裂韧度时，分别给出了含碳量(质量分数)为 0.4% 的钼镍铬合金钢(ASTM 4340)的孕育时间 $\tau=7 \mu s$ 以及脆性聚酯(Homalite-100)的孕育时间 $\tau=9 \mu s$ 。孕育时间与断裂过程区长度存在类似的问题，它是否也是一个仅与材料有关的参数，并且同断裂韧性等材料参数一样表现为加载率效应仍然值得研究。

我们可以通过数值计算的方法来描述空间-时间域的动态断裂韧度 $K_{I_d}^m$ 与断裂过程区长度 $l$ 和孕育时间 $\tau$ 的关系，假设 $l$ 和 $\tau$ 分别逐步减小到零(取零值表示完全不考虑断裂过程区长度和孕育时间)，观察 $K_{I_d}^m$ 的变化。以本文中的 HCFBD 试件为例，将 $l$ 等分为 $n$ 份， $l=n\Delta l$ ，分别计算出裂缝长度为 $a_i$ 的试件的动态应力强度因子时间历程 $K_I(t)$ ，这里 $a_i=a_0+l_i$ ， $l_i=i\Delta l(i=0,1,2,\dots,n)$ 。对孕育时间 $\tau$ ，设 $\tau=l/c$ ，将 $\tau$ 等分为 $m$ 份，即 $\tau=m\Delta\tau$ ， $\tau_j=j\Delta\tau(j=0,1,2,\dots,m)$ 。通过下式求得同一孕育时间 $\tau$ 和不同 $l_i$ 对应的动态断裂韧度

$$K_{I_d}^m(\tau, l_i) = \frac{1}{\tau} \int_0^\tau K_I(\lambda, l_i) d\lambda \quad i=0,1,2,\dots,n \tag{2}$$

通过下式可求得同一 $l$ 和不同孕育时间 $\tau_j$ 对应的动态断裂韧度

$$K_{I_d}^m(\tau_j, l) = \frac{1}{l} \int_0^l K_I(\tau_j, r) dr \quad j=0,1,2,\dots,m \tag{3}$$

从而得到不同 $l$ 和 $\tau$ 对应的空间-时间域动态断裂韧度 $K_{I_d}^m(\tau, l)$ 。图 8 为通过式(2)、(3)计算得到

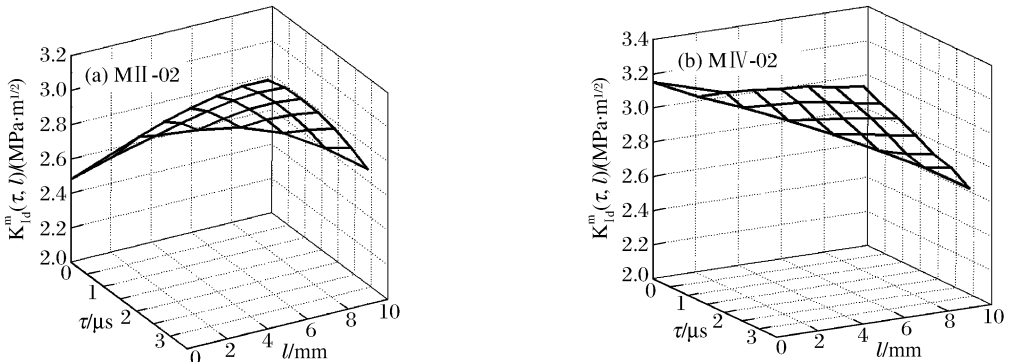


图 8 空间-时间域的动态断裂韧度

Fig. 8 Dynamic fracture toughness in spatio-temporal domains

的 MII-02 和 MIV-02 试件的空间-时间域动态断裂韧度  $K_{I_d}^m$  与  $l$  和  $\tau$  的关系。这里参考吴礼舟等<sup>[6]</sup>在静态加载情况下得到的大理岩断裂过程区  $l$  的值,取  $l \leq 9.65$  mm,根据  $\tau = l/c$  和所考虑的平面应力条件,计算得到  $\tau \leq 3.8 \mu\text{s}$ ,考虑到本文中动态实验数据每隔  $0.5 \mu\text{s}$  采集一个数据点,因此取  $\tau \leq 3.5 \mu\text{s}$ 。

从图 8 可以看出,动态断裂韧度  $K_{I_d}^m$  是断裂过程区长度  $l$  和孕育时间  $\tau$  的函数,在空间-时间域内为一个近乎三角形的曲面。图 8 中假设  $l=0$  和  $\tau=0$  时得到的  $K_{I_d}^m$  对应于通常计算方法得到的动态断裂韧度值  $K_{I_d}$ 。在动态加载过程中,高速冲击载荷将会激活更多的对断裂过程区有贡献的微裂纹,消耗在断裂过程区的能量将会增加<sup>[14]</sup>,因而试件的动态断裂破碎区要比静态断裂试件的大,其破坏较静态断裂具有更大的范围和损伤程度<sup>[12]</sup>,动态断裂过程区与静态断裂过程区的差异有待深入研究。

## 5 结 论

(1) 对直径分别为 42、80、122、155 mm 的几何相似的 HCFBD 试件进行的实验得到,岩石动态断裂韧度测试值  $K_{I_d}$  存在尺寸效应,测试值随试件尺寸的增大而增大,当尺寸增大到一定程度时,增长趋势有所减缓;(2) 对直径 80 mm、内孔径 16 mm、厚度 32 mm、平台加载角  $20^\circ$ 、仅裂缝长度不同的单一尺寸的 HCFBD 试件进行的实验得到,岩石动态断裂韧度测试值  $K_{I_d}$  随中心裂缝长度的增大呈现先增大后减小的规律,而其他单一尺寸(例如直径 160 mm)的试件受中心裂缝长度的影响情况,尚需进行进一步的实验研究;(3) 裂缝前缘宏观裂纹产生前的断裂过程区长度  $l$ ,以及孕育时间  $\tau$  是动态断裂韧度测试值表现为尺寸效应的主要原因。可以通过式(1),或者式(2)、(3)在空间-时间域对动态应力强度因子的分布进行积分和平均来确定动态断裂韧度  $K_{I_d}^m(\tau, l)$ ,从而减少尺寸效应的影响。

## 参考文献:

- [1] Nakano M, Kishida K. Dynamic fracture initiation in brittle materials under combined mode I/II loading[J]. Journal de Physique IV, 1994, Collogue C8:695-700.
- [2] Lambert D E, Ross C A. Strain rate effects on dynamic fracture and strength[J]. International Journal of Impact Engineering, 2000,24(10):985-998.
- [3] 张盛,王启智.采用中心圆孔裂缝平台圆盘确定岩石的动态断裂韧度[J].岩土工程学报,2006,28(6):723-728.  
ZHANG Sheng, WANG Qi-zhi. Method for determination of dynamic fracture toughness of rock using holed-cracked flattened disc specimen [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006,28(6):723-728.
- [4] 李战鲁,王启智,李伟.边切槽圆盘试件的岩石动态断裂韧度实验[J].长江科学院院报,2006,23(2):54-57.  
LI Zhan-lu, WANG Qi-zhi, LI Wei. Experiment on dynamic rock fracture toughness using edge-notched disc specimen[J]. Journal of Yangtze River Scientific Research Institute, 2006,23(2):54-57.
- [5] Bazant Z P, Chen E P. Scaling of structure failure[J]. Applied Mechanics Reviews, 1997,50(10):593-627.
- [6] 吴礼舟,贾学明,王启智.CCNBD 断裂韧度试件的 SIF 新公式和在尺度律分析中的应用[J].岩土力学,2004,25(2):233-237.  
WU Li-zhou, JIA Xue-ming, WANG Qi-zhi. A new stress intensity factor formula of cracked chevron notched Brazilian disc (CCNBD) and its application to analyzing size effect[J]. Rock and Soil Mechanics, 2004,25(2):233-237.
- [7] Petrov Y V, Morozov N Y, Smirnov V I. Structural macro mechanics approach in dynamics of fracture[J]. Fatigue Fracture of Engineering Material and Structure, 2003,26(4):363-372.
- [8] Ruiz G, Ortiz M, Pandolfi A. Three-dimensional finite-element simulation of the dynamic Brazilian tests on concrete cylinders[J]. International Journal of Numerical Method in Engineering, 2000,48(7):963-994.
- [9] Krauthammer T, Elfahal M M, Lim J H, et al. Size effect in high-strength concrete cylinders subjected to axial impact[J]. International Journal of Impact Engineering, 2003,28(9):1001-1016.
- [10] Bindiganavile V, Banthia N. A comment on the paper: "Size effect for high-strength concrete cylinders subjected to axial impact" by T. Krauthammer et al"[J]. International Journal of Impact Engineering, 2004,30(7):873-875.
- [11] Elfahal M M, Krauthammer T. Authors' reply to comment on: "Size effect for high-strength concrete cylinders subjected to axial impact"[J]. International Journal of Impact Engineering, 2004,30(7):877-880.

- [12] Zhang Z X. Effects of loading rate on rock fracture: Fracture characteristics and energy partitioning[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2000,37(5):745-762.
- [13] Bazant Z P, Kazemi M T. Size dependence of concrete fracture energy determined by RILEM work-of-fracture method[J]. International Journal of Fracture, 1991,51(2):121-138.
- [14] 赵亚溥. 裂纹动态起始问题的研究进展[J]. 力学进展, 1996,26(3):362-377.  
ZHAO Ya-pu. The advances of studies on the dynamic initiation of cracks[J]. Advances in Mechanics, 1996,26(3):362-377.
- [15] Kalthoff J F, Shockey D A. Instability of cracks under impulse loads[J]. Journal of Applied Physics, 1977,48(5):986-993.
- [16] Wecharatana M, Shah S P. Slow crack growth in cement composites[J]. Journal of Structural Engineering, 1980, 106(2):42-55.
- [17] Alexander M G, Blight G E. The use of small and large beams for evaluating concrete fracture characteristics[C] // Wittmann F H. Fracture Toughness and Fracture Energy. Amsterdam-Oxford-New York-Tokyo: Elsevier, 1986:323-332.
- [18] 姚武, 吴科如. 混凝土断裂过程区理论模型研究[J]. 大连理工大学学报, 1997,37(1):13-20.  
YAO Wu, WU Ke-ru. Study of theoretical model of concrete fracture process zone[J]. Journal of Dalian University of Technology, 1997,37(1):13-20.

## Size effect of rock dynamic fracture toughness

ZHANG Sheng<sup>1,2</sup>, WANG Qi-zhi<sup>1,3\*</sup>, XIE He-ping<sup>1</sup>

(1. Department of Civil Engineering and Applied Mechanics, Sichuan University, Chengdu 610065, Sichuan, China;

2. Department of Mining Engineering, Henan Polytechnic University, Jiaozhuo 454001, Henan, China;

3. State Key Laboratory of Hydraulics and Mountain River Engineering, Chengdu 610065, Sichuan, China)

**Abstract:** In the experiments, two types of holed-cracked flattened Brazilian disc specimens were adopted, one was geometrically similar with the diameters of 42, 80, 122 mm and 155 mm respectively, the other was a one-size specimen geometry with an identical 80-mm diameter and varying crack lengths. The discs were diametrically impacted by the split Hopkinson pressure bar, and the strain waves and typical failure patterns of the specimens were given. It is concluded that the rock dynamic fracture toughness increases with the increasing diameter size for the geometrically similar specimens; however, it increases and then decreases with the increasing crack lengths for the specimens of the identical 80-mm diameter. The size effect of rock dynamic fracture toughness is caused by the fracture process zone length  $l$  and incubation time  $\tau$ . To reduce the size effect, a method to determine the rock dynamic fracture toughness was proposed by averaging the integration of dynamic stress intensity factor distribution in the spatio-temporal domain.

**Key words:** solid mechanics; dynamic fracture toughness; size effect; rock; fracture process zone length; incubation time; spatio-temporal domain

\* Corresponding author: WANG Qi-zhi  
E-mail address: qzwang2004@163.com  
Telephone: 86-28-85404902