

径向冲击中心直裂纹巴西圆盘的复合型动态断裂分析

韦重耕 王启智

(四川大学 土木工程及应用力学系, 成都 610065)

摘要 中心直裂纹巴西圆盘试样可以用于脆性材料在纯 I 型、纯 II 型以及 I - II 复合型载荷下的动态断裂韧度的测试. 通过改变径向冲击的加载角 θ (加载方向相对于裂纹的倾斜角), 可以方便地实现不同的 I、II 型动态断裂实验. 本文用有限元软件 ANSYS 对试样进行动态复合型断裂模拟分析, 研究了不同载荷、不同材料以及不同试样尺寸对动态无量纲应力强度因子的影响, 得到了纯 II 型加载所对应的加载角 θ_{II} 的近似计算公式. 对于在斜坡载荷作用下的复合型断裂, I、II 型应力强度因子具有相似的时间历程曲线, 其比值逐渐趋近于一个常数. 本文给出了不同无量纲裂纹长度的试样在不同加载角下对应的 I、II 型无量纲应力强度因子的比值 $K_I(t)/K_{II}(t)$ (该比值称为复合比), 利用该复合比, 可以通过应变能密度因子准则求出试样的起裂角 β_0 , 得到的结果与文献给出的试验结果吻合得很好.

关键词 中心直裂纹巴西圆盘, 复合型动态断裂, 纯 II 型加载角 θ_{II} , 无量纲应力强度因子, 复合比 $K_I(t)/K_{II}(t)$, 起裂角 β_0

引言

由于对径压缩圆盘试样能够方便地实现间接的拉伸实验, 无裂纹的巴西圆盘最早是用于测定岩石、混凝土、陶瓷等脆性材料的抗拉强度, 这就是著名的巴西实验. 进一步还可以用该试样测定弹性模量和断裂韧度^[1], 最近又扩展到确定在冲击载荷作用下相应的动态力学参数^[2], 因此该试样应用广泛. 更进一步的发展是, 对于含有中心预制裂纹的巴西盘试样, 改变加载方向与中心裂纹的倾角即加载角 θ , 可以使裂纹处于纯 I 型加载 (张开型)、纯 II 型加载 (滑开型) 以及复合型加载等不同状态. 一些学者对裂纹圆盘试样的 I - II 复合型断裂问题进行了研究^[3-8], 但仅限于静态.

由于动态断裂力学研究的复杂性, 目前国内外对动态断裂研究得很少, 对 I - II 复合型动态断裂研究得更少. 日本学者山内良昭等^[10,11] 利用霍普金森压杆 (SHPB) 装置对 4 种材料的中心裂纹巴西圆盘进行了 I - II 复合型动态断裂韧度试验. 但他们仅仅是对单一尺寸的试样进行了研究, 没有研究影响动态应力强度因子的各种因素.

显然, 当加载角 $\theta = 0^\circ$ 时, 裂纹面上仅受到拉

应力作用, 此时试样受到纯 I 型载荷的作用^[7,8]. 因此, 可以很容易地利用实验来测定材料的纯 I 型断裂韧度. 然而, 对于材料的纯 II 型动态断裂韧度的测定, 由于事先无法确定纯 II 型的加载角, 需要通过逐渐改变加载角度的方法来进行实验, 因此, 如果能够事先知道纯 II 型加载角度 θ_{II} , 将会节省人力和物力, 并给研究带来方便.

此外, 通常实际的结构并不总是处于纯 I 型或者纯 II 型受力状态, 大多数情况下是处于 I、II 复合型受力状态, 因此有必要研究复合型断裂的力学特性. 如果能够确定试样在加载角 θ 下的复合比 K_I/K_{II} (不同加载角下对应的 I、II 型无量纲应力强度因子的比值), 然后运用应变能密度因子准则^[9], 便可预测试样的起裂角 β_0 , 利用该起裂角并结合断裂时刻的 I、II 型应力强度因子 K_I 、 K_{II} 便可确定试样在该加载角下的动态应变能密度因子临界值 S_D .

目前尚未有人从以上两个方面对中心直裂纹巴西圆盘进行动态断裂力学研究. 本文利用有限元软件模拟中心直裂纹巴西圆盘的动态复合型断裂, 分析了影响动态应力强度因子的因素, 得到了纯 II 型加载角 θ_{II} 的计算公式, 并给出了不同无量纲裂纹长度的试样在斜坡载荷下的不同加载角下对应

的 I、II 型复合比以及确定动态起裂角 β_0 的方法.

1 中心直裂纹巴西圆盘的在复合型断裂韧性研究中的应用

确定脆性材料的动态断裂韧性,一般采用实验和数值相结合的方法.文献[10,11]利用霍普金森压杆(SHPB)装置中心裂纹巴西圆盘进行了 I - II 复合型动态劈裂实验,然后利用有限元数值分析的方法对试验记录进行分析.

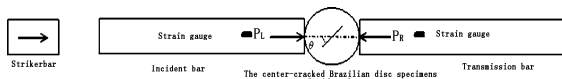


图 1 中心直裂纹巴西圆盘试样的 SHPB 复合型冲击实验

Fig. 1 The center cracked Brazilian disc specimen under mixed mode impact test by SHPB

图 1 为 SHPB 设备的简化图,试样加载角为 θ ,直径为 $2R$,厚度为 b ,裂纹长度为 $2a$,定义试样无量纲裂纹长度为: $\alpha = a/R$.通过入射杆与透射杆上的应变片测出作用在试样上的载荷时间历程曲线,如图中的 P_L, P_R ,并由试样上裂纹尖端处的应变片测出试样的起裂时间 t_f .然后用有限元软件计算得到试样在单位冲击载荷作用下的应力强度因子的响应,再利用该响应与测出的载荷进行卷积,得到试样上应力强度因子的响应曲线,最后通过 t_f 来确定试样起裂时的 I、II 型应力强度因子 K_{I_f} 和 K_{II_f} .

表 1 材料的力学参数和几何尺寸^[10,11]

Table 1 Mechanical properties and specimen geometry of the tested brittle materials^[10,11]

	Diameter 2R/mm	Thickness B/mm	Crack length 2a/mm	Young's modulus E/GPa	Poisson's ratio ν	Density $\rho/\text{kg/m}^3$
Almina ceramics	36.0	3.0	18.0	309	0.22	3.70×10^3
Particle dispersed glass	36.0	3.0	18.0	65.4	0.26	5.95×10^3
Graphite	36.0	3.0	18.0	9.29	0.18	1.76×10^3
Soda-lime glass	36.0	3.0	18.0	67.6	0.24	2.50×10^3

文献[10,11]中试样的材料和尺寸如表 1 所示.图 2 为文献[11]通过数值模拟得到的斜坡载荷作用下不同加载角对应的 I、II 型无量纲应力强度因子(该图为表 1 中材料石墨(Graphite)的计算结果),从图中可以看出 I 型应力强度因子随着加载角的增加而减小,II 型应力强度因子随着加载角的增加而增加.

当 $\theta = 0^\circ$ 时,对应着纯 I 型断裂,当 $\theta \approx 23^\circ$ 时,对应着纯 II 型断裂,并且不随着材料而变化.

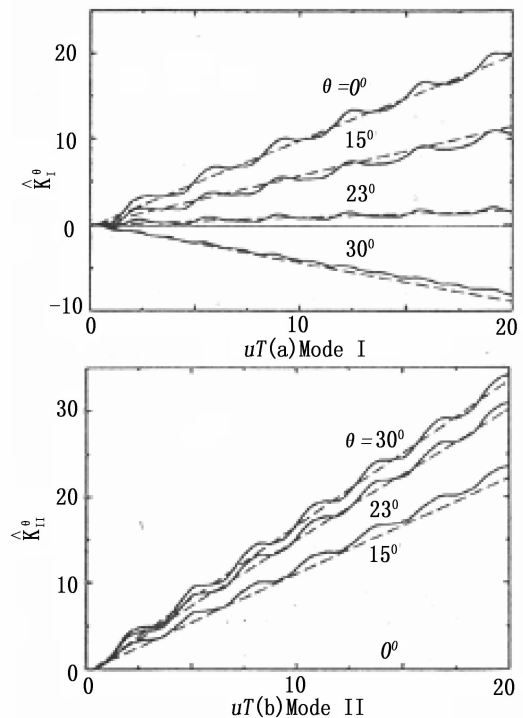


图 2 文献[6]中斜坡载荷下的无量纲应力强度因子($\alpha = 0.5$)

Fig. 2 Dynamic stress intensity factors under ramp loading in Ref[6] ($\alpha = 0.5$)

文献[10,11]利用式(1)对应力强度因子进行无量纲化.

$$\hat{K}_i^\theta = \frac{K_i^\theta(t)}{A\dot{p}T} \quad i = \text{I, II} \quad (1)$$

其中:

$$A = \left[\frac{K_{\theta, \text{static}}}{P_{\text{static}}} \right]_{\text{pure mode } i}, \quad T = 2R/c_0$$

$\dot{p}$ 为斜坡载荷的斜率, c_0 为材料的纵波波速.

本文利用有限元软件 ANSYS 对文献[10,11]的计算结果进行了验证.有限元模型如图 3 所示,模型采用 ANSYS 的二维等参单元 plane2,共划分 1340 个单元,2806 个节点,采用平面应力分析,利用命令 KSCON 来生成裂纹尖端的奇异单元,分析结果也按照(1)式进行无量纲化.结果如图 4 所示.从图 4 可以看出,本文的有限元分析结果和文献[11]得到的结果相符.

文献[11]的数值分析仅仅是对在斜坡载荷作

用下材料为石墨(Graphite)的试样进行模拟. 下面, 本文将从载荷、材料、几何形状三个方面来研究它们对无量纲应力强度因子的影响.

2 试样复合型动态断裂的影响因素

对于中心直裂纹巴西圆盘试样, 影响其应力强度以及纯II型加载角的主要因素为载荷、材料参数以及试样的几何形状. 因此, 本文从这三个方面研究其对无量纲应力强度因子以及纯II型加载角的影响.

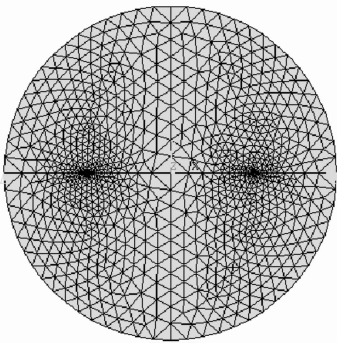


图3 中心直裂纹巴西圆盘有限元网络

Fig. 3 Finite element mesh of center notched disc

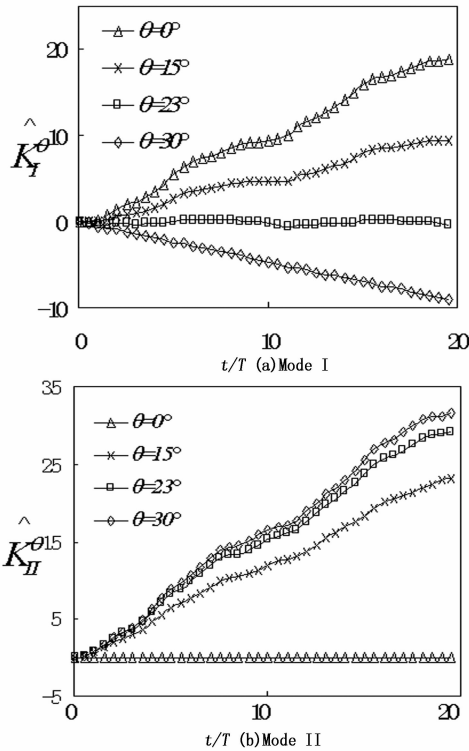


图4 不同加载角 θ 对应的无量纲应力强度因子($\alpha=0.5$)

Fig. 4 Dimensionless dynamic stress intensity factors for different load angles θ ($\alpha=0.5$)

2.1 载荷类型的影响

试样受到不同载荷的作用, 其应力强度因子的响应也是不同的, 文献[11]仅仅是对试样在斜坡载荷作用下的情况进行分析, 没有研究不同载荷的影响. 本文通过三种载荷对试样进行有限元分析, 载荷如图5所示. 材料参数和试样尺寸采用表1中材料石墨(Graphite)的数据, 加载角为 $\theta=23^\circ$. 结果如图6所示.

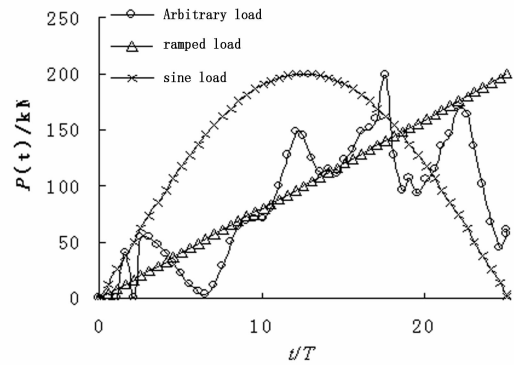


图5 三种载荷

Fig. 5 Three types of loads

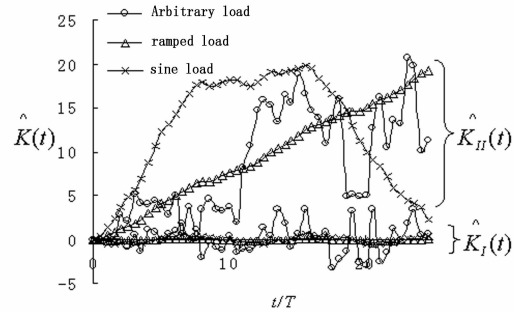


图6 不同载荷对应的无量纲应力强度因子

Fig. 6 Dimensionless dynamic stress intensity factors for different types of loads

从图6中可以看出, 试样的无量纲应力强度因子曲线与载荷的形状有关, 载荷越不规则, 无量纲应力强度因子曲线也越不规则. 从图6还可以看出, 三种载荷对应的I型无量纲应力强度因子曲线在时间轴上上下波动, 可以认为此时为纯II型加载, $\theta_{II}=23^\circ$. 因此, 不同的载荷只是影响应力强度因子曲线的形状, 而不改变纯II型加载角 θ_{II} 的大小.

对于阶跃型载荷或者不规则的载荷, 其应力强

度因子曲线也是不规则的,这些类型的载荷不利于动态研究;而对于斜坡载荷和正弦载荷,其应力强度因子曲线比较平滑,这种曲线有利于动态研究,因此在动态断裂试验中,应该采用斜坡载荷或者正弦载荷.在利用 SHPB 进行圆盘劈裂试验时,大多试样都是在载荷达到峰值之前开始破坏,在这之前的载荷可以看成是斜坡载荷,因此,本文主要针对斜坡载荷作用下的复合型动态断裂进行研究.

2.2 材料的影响

本文通过对表 1 的四种不同材料的试样进行有限元模拟,来分析不同材料对无量纲应力强度因子的影响,加载角为 $\theta = 23^\circ$. 得到的 I、II 型无量纲应力强度因子如图 7 所示. 从图中可以看出,此时四种材料的试样均处于纯 II 型加载状态, $\theta_{II} = 23^\circ$. 因此材料常数也仅仅是影响应力强度因子曲线的形状和大小,但不会改变纯 II 型加载角.

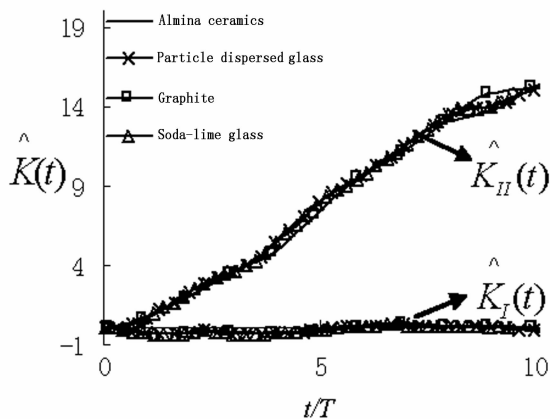


图 7 不同材料对应的无量纲应力强度因子历程

Fig. 7 Dimensionless dynamic stress intensity factors for different materials

2.3 试样裂纹尺寸的影响

中心直裂纹巴西圆盘试样由几何形状和尺寸大小两个因素决定. 在 ANSYS 有限元分析中,几何相似试样的无量纲化结果与试样的尺寸无关^[12],因此,对于中心直裂纹巴西圆盘的有限元分析,不需要研究尺寸大小对无量纲应力强度因子的影响. 而对于中心直裂纹巴西圆盘来说,控制其几何形状的因素是无量纲裂纹长度,本文通过分析不同无量纲裂纹长度试样来研究几何形状对无量纲应力强

度因子的影响.

从前面的分析可知,无量纲裂纹长度 $\alpha = 0.5$ 的试样在加载角 $\theta = 23^\circ$ 时处于纯 II 型加载状态. 本文取无量纲裂纹长度分别为 $\alpha = 0.2, 0.5, 0.7$ 的试样进行分析,得出它们在加载角 $\theta = 0^\circ, 15^\circ, 23^\circ$ 下的无量纲应力强度因子,如图 8 所示. 试样的半径 $R = 36\text{mm}$,材料参数取表 1 中材料 Soda-lime glass 的参数.

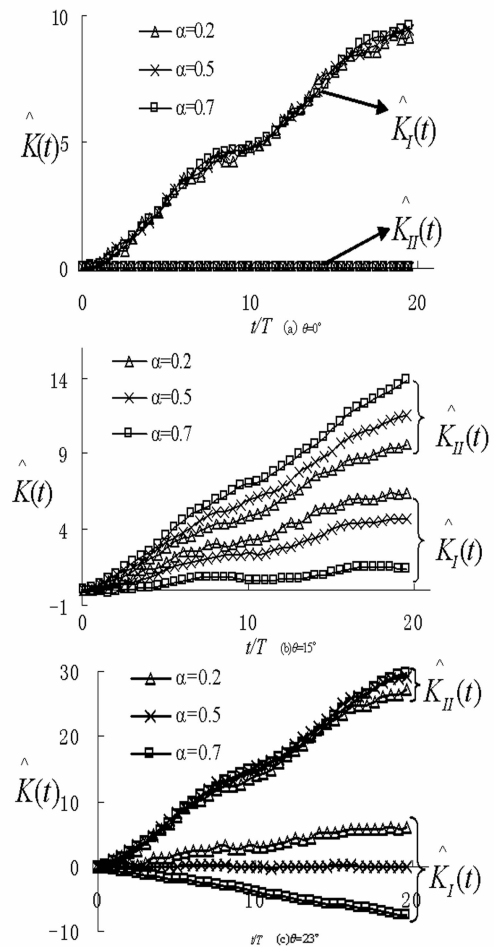


图 8 不同加载角和无量纲裂纹长度对应的无量纲应力强度因子

Fig. 8 Dimensionless dynamic stress intensity factors for different loading angles and dimensionless crack lengths

图 8 的三个图显示了试样的 I、II 型无量纲应力强度因子随着加载角的变化趋势. I 型无量纲应力强度因子随着加载角的增大而减小, II 型无量纲应力强度因子随着加载角的增大而增大. 图中清楚地显示了无量纲裂纹长度对应的 I、II 型无量纲应力因子具有很大的影响. 从图 (b)、(c) 可以看出,

这种影响主要体现在 I、II 型无量纲应力强度因子随着角度变化的速度不一样. 从图(c)可以看出,在加载角 $\theta = 23^\circ$ 时,仅有 $\alpha = 0.5$ 的试样处于纯 II 型状态;当 $\alpha = 0.2$ 时,试样的 I 型无量纲应力强度因子 $K_I(t) > 0$,说明其纯 II 型加载角 $\theta_{II} > 23^\circ$;而当 $\alpha = 0.7$ 时,试样的 I 型无量纲应力强度因子 $K_I(t) < 0$,说明其纯 II 型加载角 $\theta_{II} < 23^\circ$. 因此,不同的无量纲裂纹长度使得试样的纯 II 型加载角 θ_{II} 发生了改变,无量纲裂纹长度越大, θ_{II} 就越小.

3 纯 II 型加载角 θ_{II}

材料的 II 型断裂韧性是一个重要的力学参量,需要通过试验的方法来测定,而利用巴西圆盘测定材料的纯 II 型断裂韧性,最关键的是要知道纯 II 型加载角 θ_{II} . 从前面的分析我们知道,试样的纯 II 型加载角与无量纲裂纹长度有关,而目前国内外研究中心直裂纹巴西圆盘的动态断裂的文章很少,尚未看到有人提出不同无量纲裂纹长度下 θ_{II} 计算公式. 本文通过模拟不同无量纲裂纹长度的试样,找出其对应的纯 II 型加载角 θ_{II} ,如图 9 所示. 然后,通过对这些离散点进行二次曲线拟合,得到了纯 II 型加载角度 $\theta_{II} (^\circ)$ 的近似计算公式:

$$\theta_{II} = 30.982 - 6.6667\alpha - 19.048\alpha^2 \quad (0.1 < \alpha < 0.9) \quad (2)$$

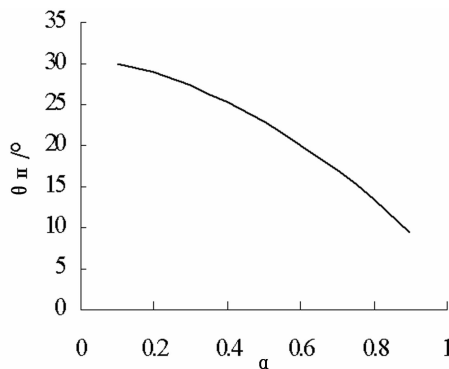


图9 不同无量纲裂纹长度对应的 θ_{II}

Fig. 9 The θ_{II} for different dimensionless length of crack

利用该公式可以方便地计算出不同无量纲裂纹长度所对应的纯 II 型加载角 θ_{II} ,由此确定复合

型断裂的加载角范围为 $0 \leq \theta \leq \theta_{II}$. 另外,有限元计算结果表明,该公式同样可用于静态复合型断裂情况. 表 2 为本文公式(2)的计算结果与文献[5,6]给出的静态载荷下 θ_{II} 的比较,结果十分接近.

表 2 静态载荷作用下的 $\theta_{II} / ^\circ$

Table 2 The $\theta_{II} / ^\circ$ for static loading

α	Eq. (2)	$\theta_{II} / ^\circ$	
		Ref[5]	Ref[6]
0.1	30.1	29.7	
0.2	28.9	28.7	
0.3	27.3	27.2	27.2
0.4	25.3	25.3	25.4
0.5	22.9	22.9	23.3
0.6	20.1	20.2	21.3
0.7	17.0	17.0	
0.8	13.5	13.1	
0.9	9.6	8.2	

4 I、II 型复合比

4.1 复合比的计算

在静态情况下,复合型断裂的应力强度因子为

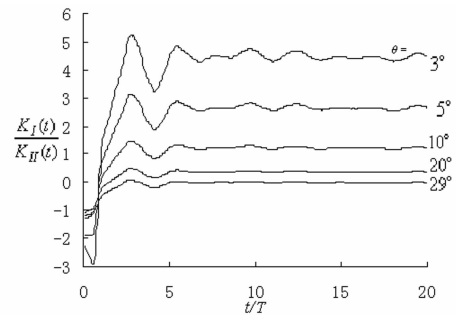


图 10 $\alpha = 0.2$ 时不同加载角对应的 I、II 型复合比 $K_I(t)/K_{II}(t)$

Fig. 10 The mixed mode ratio of mode I to II under different loading angles with $\alpha = 0.2$

常量,因此可以很容易地确定其 I、II 型应力强度因子的复合比 K_I/K_{II} . 然而在动态情况下,其 I、II 型应力强度因子是时间的函数,不同载荷作用下, I、II 型应力强度因子的时间历程曲线是并不相似,因此很难确定其 I、II 型复合比. 然而从前面的分析可以看出,在斜坡载荷作用下中心直裂纹巴西圆盘的 I、II 型无量纲应力强度因子的时间历程曲线具有相似的形状,当试样内部的应力达到均匀化以后,它们的比值趋近于一个常数. 如图 10 所

示. 该图为无量纲裂纹长度为 $\alpha = 0.2$ 时的 I、II 型无量纲应力强度因子之比, 从图中可以看出, 该常数与加载角 θ 有关, 随着加载角的增大而减小. 另外, 该比值还与试样的无量纲裂纹长度有关, 图 11 给出了不同无量纲裂纹长度试样对应的 I、II 复合比随加载角 θ 的变化趋势. 从图中可以看出, 无量纲裂纹长度越小, 对应的复合比越大.

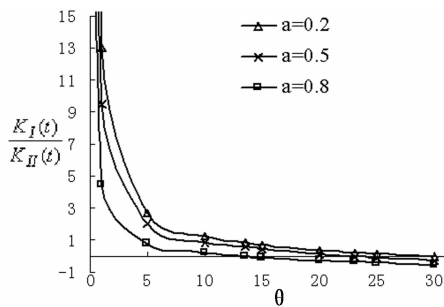


图 11 试样的 I、II 型复合比与加载角 θ 的关系

Fig. 11 The curve of the mixed mode ratio of mode I to mode II under different loading angles θ

4.2 复合比的应用

在利用 SHPB 进行劈裂试验时, 大多试样都是在载荷达到峰值之前开始破坏, 在这之前的载荷是斜坡载荷, 因此, 能够事先确定试样在载荷作用下的 I、II 型复合比, 对研究试样的复合型断裂具有非常重要的作用. 表 3 给出了不同无量纲裂纹长度试样在不同加载角下的复合比. 根据该表给出的 I、II 型复合比, 利用应变能密度因子准则^[9], 裂纹将沿着应变能密度因子 S 最小的方向扩展, 因此可由下列公式计算出裂纹的起裂角 β_0 .

$$\begin{cases} \frac{\partial S}{\partial \beta} = 0 \\ \frac{\partial^2 S}{\partial \beta^2} > 0 \end{cases} \quad (3)$$

其中:

$$S = \frac{1}{16\pi\mu} [a_{11}K_I^2(t) + 2a_{12}K_I(t)K_{II}(t) + a_{22}K_{II}^2(t)]$$

$$a_{11} = (3 - 4\nu - \cos\beta)(1 + \cos\beta)$$

$$a_{12} = 2\sin\beta(\cos\beta - 1 + 2\nu)$$

$$a_{22} = 4(1 - \nu)(1 - \cos\beta) + (1 + \cos\beta)(3\cos\beta - 1)$$

表 3 不同无量纲裂纹长度对应的 I、II 型复合比 $K_I(t)/K_{II}(t)$

Table 3 The mixed - mode ratio $K_I(t)/K_{II}(t)$ of mode I to mode II for different dimensionless length of crack

	$\alpha = 0.2$	$\alpha = 0.3$	$\alpha = 0.4$	$\alpha = 0.5$	$\alpha = 0.6$	$\alpha = 0.7$	$\alpha = 0.8$
$\theta = 1^\circ$	13.00	12.77	11.66	9.49	9.06	6.09	4.47
$\theta = 3^\circ$	4.46	4.30	3.96	3.50	2.93	2.29	1.48
$\theta = 5^\circ$	2.65	2.54	2.31	2.01	1.69	1.23	0.79
$\theta = 8^\circ$	1.59	1.50	1.37	1.18	0.96	0.68	0.37
$\theta = 10^\circ$	1.21	1.15	1.02	0.86	0.68	0.43	0.19
$\theta = 12^\circ$	0.96	0.89	0.79	0.65	0.49	0.29	0.06
$\theta = 15^\circ$	0.68	0.63	0.53	0.42	0.27	0.07	-0.1
$\theta = 17^\circ$	0.54	0.48	0.40	0.29	0.15	0.00	-0.1
$\theta = 20^\circ$	0.35	0.32	0.24	0.12	0.00	-0.1	-0.29
$\theta = 23^\circ$	0.23	0.17	0.09	0.00	-0.1	-0.26	-0.39
$\theta = 25^\circ$	0.14	0.09	0.00	-0.1	-0.21	-0.37	-0.46
$\theta = 28^\circ$	0.002	-0.03	-0.11	-0.21	-0.32	-0.44	-0.54
$\theta = 30^\circ$	-0.018	-0.10	-0.18	-0.30	-0.40	-0.55	-0.62

文献[10]对石墨(Graphite)试样进行了动态复合型试验, 试样的材料和尺寸参数见表 1, 加载角分别为 $0^\circ, 7^\circ, 15^\circ$ 和 23° . 得到了试样起裂时的 I、II 型动态应力强度因子的复合比 K_{I_f}/K_{II_f} 和动态起裂角 β_0 . 本文利用表 3 的数据, 通过公式(3)计算出无量纲裂纹长度 $\alpha = 0.5$ 时试样的起裂角, 与文献[10]的数据进行比较, 如表 4 所示. 从表 4 可以看出, 本文通过有限元模拟得到的 I、II 型动态复合比 $K_I(t)/K_{II}(t)$ 与文献[10]得到的起裂时 I、II 型动态复合比 K_{I_f}/K_{II_f} 十分接近, 最大误差不超过 5%. 利用公式(3)计算得到的起裂角与文献[10]的试验结果也十分接近, 完全能够用于预测试样的起裂角度.

表 4 I、II 型复合比 $K_I(t)/K_{II}(t)$ 和起裂角 β_0

Table 4 The I、II mixed - mode ratio vs the crack initiation angle

$\theta / ^\circ$	ANSYS results	Results in Ref[10]		
	$K_I(t)/K_{II}(t)$	$\beta_0 / ^\circ$	K_{I_f}/K_{II_f}	$\beta_0 / ^\circ$
0°	∞	0.0	∞	0.0
7°	1.35	41.0	1.41	38.5
15°	0.42	61.6	0.43	58.0
23°	0.00	77.6	0.00	73.0

根据应变能密度因子准则, 当最小应变能密度因子 S_{min} 达到了材料的临界值 SC (静态临界值), 裂纹便开始扩展. 在计算出起裂角 β_0 后, 将 β_0 代

人应变能密度因子 S 的表达式,便可求出最小应变能密度因子 S_{min} . 因此,可以通过下式建立动态复合型断裂的断裂准则.

$$S_{min} = S_D \quad (4)$$

只要得出试样起裂时刻的 I、II 型应力强度因子后,便可由(4)式确定材料的动态临界值 S_D .

5 结论

(1)利用有限元软件 ANSYS 模拟了径向冲击中心直裂纹巴西圆盘的动态断裂力学特性,分析了不同载荷,不同材料参数以及不同无量纲裂纹长度对试样无量纲应力强度因子的影响(图5—图8).

(2)研究了试样的纯 II 型加载角 θ_{II} 与试样无量纲裂纹长度的关系,提出了 θ_{II} 的计算公式(2). 利用该公式可以方便地求出不同无量纲裂纹长度试样所对应的纯 II 型加载角度 θ_{II} .

(3)研究了斜坡载荷作用下的应力强度因子的特性,发现在斜坡载荷作用下 I、II 型应力强度因子时间历程曲线具有相似的形状,在试样内部应力达到均匀化以后, $K_I(t)$ 与 $K_{II}(t)$ 的比值趋近于一常数,该常数即为复合断裂 I、II 型复合比,它与试样的无量纲裂纹长度以及加载角 θ 有关. 表3给出了不同无量纲裂纹长度试样在不同加载角度下对应的 I、II 型复合比,由于利用霍普金森压杆对巴西圆盘试样进行劈裂试验的载荷通常为斜坡载荷,因此,利用该表,可以很方便地预测不同加载角对应的裂纹起裂角度,并可求材料的应变能密度因子动态临界值 S_D ,由此可以建立材料的动态起裂判据.

参 考 文 献

- 1 王启智,贾学明.用平台巴西圆盘试样确定脆性岩石的弹性模量、拉伸强度和断裂韧度-第一部分:解析和数值结果. 岩石力学与工程学报,2002,21(9):1285~1289 (Wang Qizhi, Jia Xueming. Determination of elastic modulus, tensile strength and fracture toughness of brittle rocks by using flattened brazilian disk specimen-part i: analytical and numerical results. *Chinese Journal of rock Mechanics and Engineering*, 2002, 21(9): 1285~1289 (in Chinese))
- 2 李伟,谢和平,王启智.大理岩动态劈裂拉伸的 SHPB 实验研究. 爆炸与冲击,2006,26(1):12~20 (Li Wei, Xie Heping, Wang Qizhi. An experimental study for the dynamic split tension of marble disc using SHPB. *Explosion and Shock Waves*, 2006, 26(1): 12~20 (in Chinese))
- 3 Jia Z, Castro-Montero A, Shah SP. Observation of mixed mode fracture with center notched disk specimens. *Cement and Concrete Research*, 1996, 26(1): 125~137
- 4 Al-Shayea N A, Khanb K, Abduljauwad S N. Effects of confining pressure and temperature on mixed-mode (I-II) fracture toughness of a limestone rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2000, 37: 629~643
- 5 Dong S M, Wang Y and Xia Y M. Stress intensity factors for central cracked circular disk subjected to compression. *Engineering Fracture Mechanics*, 2004, 71(7-8): 1135~1148
- 6 Atkinson C, Smelser RE, Sanchez J. Combined mode fracture via the cracked Brazilian disk test. *International Journal of Fracture*, 1982, 18: 279~91
- 7 中国航空研究院, 应力强度因子手册(增订版). 北京: 科学出版社, 1993, 376~377 (The aeronautic academy of China. The stress intensity factors handbook (revise edition). Beijing: Science press, 1993, 376~377 (in Chinese))
- 8 陈枫,孙宗顺,徐纪成.单轴压缩下中心裂纹巴西试样的权函数分析. 岩石力学与工程学报,2000,19(5):599~603 (Chen Feng, Sun Zongqi, Xu Jicheng. Weight function solution for center-cracked Brazilian disk specimens subjected to uniaxial compression. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2000, 19(5): 599~603 (in Chinese))
- 9 Sih G C. Methods of analysis and solutions of crack problems. Recent Development in Fracture Mechanics. Noordhoff International Publishing, Leyden, 1973
- 10 山内良昭,中野元博,岸田敬三等.中央切欠円板を用混合モード冲击下におけるぜい性材料の破壊じん性の測定. 材料. 2000, 49(12): 1324~1329 (Yoshiaki

1 王启智,贾学明.用平台巴西圆盘试样确定脆性岩石的弹性模量、拉伸强度和断裂韧度-第一部分:解析和数值结果. 岩石力学与工程学报,2002,21(9):1285~1289 (Wang Qizhi, Jia Xueming. Determination of elastic modulus, tensile strength and fracture toughness of brittle rocks

- Yamauchi, Motohiro Nakano, Keizo Kishida, Tatsuya Okabe. Measurement of fracture toughness for brittle materials under mixed-mode impact loading using center-notched disk specimen. *Journal of Society of Material Science*, Japan. 2000, 49(12): 1324 ~ 1329 (in Japanese))
- 11 山内良昭, 中野元博, 岸田敬三. 混合モード冲击下における中央切欠円板の動的エネルギー解放率の評価. 日本機械学会論文集. 1997, 63(616): 2586 ~ 2591 (Yoshiaki Yamauchi, Motohiro Nakano, Keizo Kishida. Evaluation of dynamic energy release rate for center-notched disk under mixed-mode loading. Transaction of Japanese Society of Mechanical Engineering. 1997, 63(616): 2586 ~ 2591 (in Japanese))
- 12 易日. 使用 ANSYS6.1 进行结构力学分析. 北京大学出版社, 2002, 32 ~ 33 (Yi Ri. ANSYS6.1 Used in structure mechanics analysis. Beijing: Beijing university press, 2002, 32 ~ 33 (in Chinese))

A DYNAMIC FRACTURE ANALYSIS OF CENTER – CRACKED BRAZILIAN DISC SPECIMENS UNDER MIXED MODE DIAMETRIC IMPACT LOADING

Wei Chonggeng Wang Qizhi

(Dept. of Civil Engineering and Applied Mechanics, Sichuan University, Chengdu 610065, China)

Abstract The center – cracked Brazilian disc specimens can be used to measure dynamic fracture toughness under pure mode I, pure mode II, or mixed – mode loadings for brittle materials. The pure or differently mixed mode dynamic fracture test can be realized by changing the loading angle θ , which is the inclination angle of the loading diameter with respect to the center crack. The finite element software ANSYS was used to simulate the impact fracture tests of the specimens, and the effect of different types of loads, materials and specimen geometry on the dimensionless dynamic stress intensity factors were investigated. An approximate formula was proposed to calculate the loading angle θ_{II} for the pure mode II loading. As for the mixed mode loading, when a ramp load was applied, the stress intensity factors of mode I and mode II had similar curves of time history, and the mixed – mode ratio of mode I to mode II stress intensity factor, i. e. $K_I(t)/K_{II}(t)$, was nearly a constant value. The ratios of specimens with different dimensionless crack length under different loading angle were presented. Using these values, the dynamic crack initiation angles β_0 can be estimated based on the strain energy density factor criterion, and the estimation is in good agreement with the experimental results given in the references

Key words center – cracked Brazilian disc, mixed mode dynamic fracture, pure mode II loading angle θ_{II} , dimensionless crack length, mixed – mode ratio $K_I(t)/K_{II}(t)$, crack initiation angle β_0