

文章编号:0559-9350(2018)04-0474-09

改进的圆形紧凑拉伸法研究混凝土双G断裂参数

李庆华, 种法澄, 张 麒, 徐世焯

(浙江大学 高性能建筑结构与材料研究所, 浙江 杭州 310058)

摘要: 双G断裂模型是双K断裂模型的延伸和补充。采用改进的圆形紧凑拉伸法进行试验, 首先验证这种新型断裂力学试验方法能否获得稳定的双G断裂参数, 并将公式 $K = \sqrt{EG}$ 得到的双K断裂韧度与直接计算得到的结果相比较, 进一步验证双G断裂模型和双K断裂模型在描述断裂性能方面的等效性。同时研究了两种断裂模型参数的尺寸效应。试验试件直径从150 mm到300 mm变化, 共计分为4组。试验结果表明, 采用改进的圆形紧凑拉伸法测得双G参数的数值较为稳定, 离散性较小。双G断裂模型和双K断裂模型在描述断裂性能方面具有很高的等效性。在本文的尺寸范围内, 当试件直径大于200 mm时, 起裂断裂参数 K_{Ic}^{mi} 和 G_{Ic}^{mi} 没有明显的尺寸效应, 失稳断裂参数 K_{Ic}^{un} 和 G_{Ic}^{un} 随着试件尺寸的增大而增大, 但增长幅度不大。

关键词: 双K断裂模型; 双G断裂参数; 能量法; 改进的圆形紧凑拉伸试件

中图分类号: TU375

文献标识码: A

doi: 10.13243/j.cnki.slxb.20170989

1 研究背景

目前我国有众多已建或在建、待建的混凝土水坝工程, 工程规模位居世界前列^[1], 且多建在西南部地震区域^[2]。由于混凝土自身抗拉性能低而且大体积混凝土在浇筑过程中温度不易控制、振捣质量难以保证, 使得混凝土内部容易产生微观裂缝, 这些微观裂缝的存在使得结构的宏观承载力下降, 存在发生低应力破坏的风险, 对结构的安全运行埋下了隐患。因此, 采用合适的手段对混凝土裂缝稳定性和安全性进行评估, 及时采取加固措施, 对于保障结构的安全稳定运行具有重大的意义。

众多混凝土断裂力学试验均表明, 由于骨料的咬合桥联作用, 混凝土的断裂过程可以分为裂缝起裂、裂缝稳定扩展、裂缝失稳扩展三个阶段。对于抗渗性能要求较高的混凝土水坝的安全性评估, 确定混凝土内部裂缝是否起裂十分重要。为此, 徐世焯等^[3-5]引入起裂韧度 K_{Ic}^{mi} 作为裂缝起裂时的断裂韧度, 并将传统的断裂韧度记为失稳韧度 K_{Ic}^{un} , 提出了两个应力强度因子表征的双K断裂模型。能量法和应力强度因子法在线弹性断裂力学中是等效的, 赵艳华等^[6]在双K断裂模型的基础上, 提出了能量法表征的双G断裂模型。双K断裂模型和双G断裂模型均可以很好地描述混凝土断裂的全过程, 且互为验证, 为混凝土断裂性能的评估提供了理论依据。双K断裂模型已多次用作大坝混凝土安全性评估的基本理论, 吴瑶等^[2]曾基于双K断裂模型对丹江口大坝混凝土的断裂性能进行评估检测, 认为上游竖向裂缝尖端应力强度因子已超过起裂韧度需要进行排水加固。

对钻芯样品进行断裂力学试验是大坝混凝土断裂性能评估的常用方法。圆形紧凑拉伸法适用于钻芯样品, 因此不断有学者希望将这种常用于沥青材料^[7-8]的断裂力学试验方法引入混凝土。2005

收稿日期: 2017-10-12; 网络出版日期: 2018-04-20

网络出版地址: <http://www.cnki.net/kcms/detail/11.1882.TV.20180420.1633.001.html>

基金项目: 浙江省自然科学基金项目(LR16E080001); 国家自然科学基金项目(51378461)

作者简介: 李庆华(1981-), 女, 辽宁盘锦人, 博士, 教授, 主要从事新材料与新材料结构研究。

E-mail: liqinghua@zju.edu.cn

通讯作者: 徐世焯(1953-), 湖北人, 博士, 教授, 主要从事混凝土断裂力学与新材料研究。E-mail: slxu@zju.edu.cn

年, Wagoner等^[9]将这种方法应用到混凝土试件上,但是在试验过程中50%左右的试件在预制加载孔处的混凝土发生了提前破坏。为了解决这一问题, Cifuentes等^[10]提出了一种改进的圆形紧凑拉伸法,改进了传统方法的加载方式,从而避免了加载孔处混凝土的提前破坏。但是尚未有学者采用该方法测定混凝土双K断裂参数和双G断裂参数,关于该方法能否获得稳定的两种断裂参数有待试验研究。本文采用改进的圆形紧凑拉伸法,用于测定不同尺寸下试件的双G参数和双K参数。一方面通过分析每组数据的离散性,验证这种新型的混凝土断裂力学试验方法能否获得稳定的双K与双G断裂参数,另一方面通过比较由公式 $K = \sqrt{EG}$ 计算间接得到的等效断裂韧度和双K模型计算直接得到的断裂韧度,研究双G断裂模型和双K断裂模型在描述断裂性能方面的等效性,最后讨论两种断裂模型参数的尺寸效应。

2 断裂参数的计算方法

2.1 双K断裂参数的计算 由于混凝土断裂过程区的存在,经典线弹性断裂力学公式不能直接运用到混凝土,为此引入线性渐进叠加假定^[11],假定的内容为:(1) P - $CMOD$ 曲线的非线性特征是由自由裂缝面前端的虚拟裂缝引起;(2)有效裂缝包括等效弹性自由裂缝和等效弹性虚拟裂缝两部分。

下面对该假定进行简单的推导:图1为某试件的 P - $CMOD$ 曲线,该试件预制裂缝长度为 a_0 。A点为线弹性点,在A点之前裂缝不起裂,裂缝长度保持为 a_0 不变。将A点的荷载 P_{ini} 和裂缝长度 a_0 带入线弹性断裂力学公式即可求其起裂韧度。B点为非线性点,其有效裂缝长度用 a_b 表示,则虚拟裂缝长度 $\Delta a_b = a_b - a_0$ 。若试件在B点卸载,并忽略残余变形,假设卸载至原点。那么B点就可以看作是预制裂缝为 a_b 试件的线弹性点,线弹性断裂力学公式仍可用。以此类推,非线性的 P - $CMOD$ 曲线可以看作是一系列线弹性点的组合,因此一个完整的考虑非线性特征的断裂过程可以采用线弹性断裂方法加以描述。

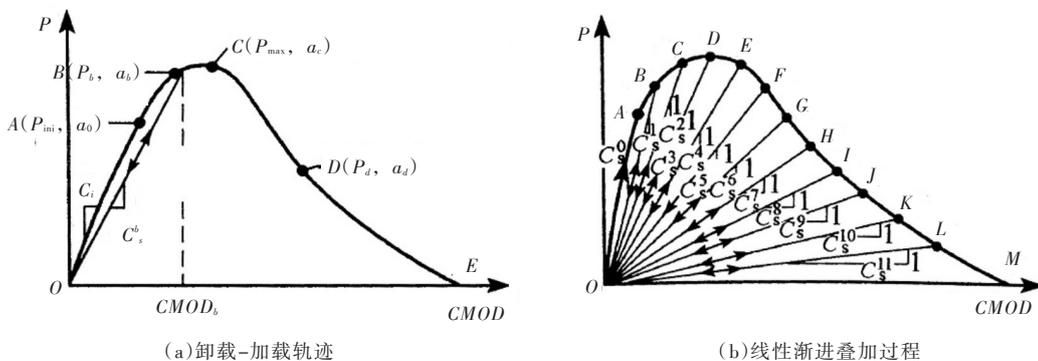


图1 线性渐进叠加假设

确定起裂荷载 P_{ini} 是双K断裂模型的关键,常用的测量起裂荷载的方法有激光散斑法、光弹贴片法、扫描电子显微镜法和电阻应变片法等,本文采用电阻应变片法。具体方法为:以初始裂缝为中轴线,在试件两侧平面距预制缝处1 cm的位置对称粘贴一对应变片,应变片与另外两对温度补偿片构成两个全桥回路,用以测定起裂荷载。在裂缝起裂之前,随着荷载的增加,预制裂缝两侧的混凝土不断积聚能量,使得缝端应变片的应变值不断增大,并且基本呈线性增长,直至在某一荷载下发生回缩,这表明观测点间有裂缝出现,混凝土积聚的能量得到释放,导致应变减小。此时应变回缩点所对应的荷载即为起裂荷载 P_{ini} 。

由于裂缝起裂之前,混凝土可以近似看作是线弹性材料。因此得到了起裂荷载 P_{ini} 之后,将其和初始裂缝长度 a_0 一起带入线弹性应力强度因子计算公式便可得到起裂韧度 K_{Ic}^{ini} 的大小,对于本文试件形式,具体的公式为^[12]:

$$K_{lc}^{ini} = \frac{P_{ini}}{TW^{\frac{1}{2}}} F(\alpha), \quad \alpha = \frac{a_0}{W} \quad (1)$$

其中:

$$F(\alpha) = \frac{(2+a)(0.76+4.8a-11.58a^2+11.43a^3-4.08a^4)}{(1-a)^{\frac{3}{2}}} \quad (2)$$

式中: T 为试件厚度; W 为试件净高; a_0 为初始裂缝长度; α 为缝高比, $\alpha = a_0/W$; P_{ini} 为起裂荷载; a 为裂缝长度。

直接进行混凝土弹性模量试验测得的弹性模量并不能准确反映每一个试件的弹性模量, 每个试件的弹性模量都会稍有不同。因此本文试验采用荷载-裂缝张开口位移公式反算试件弹性模量。对于本文试件形式, 荷载-裂缝张开口位移的关系式如下^[12]:

$$CMOD_{ini} = \frac{P_{ini}}{ET} V(\alpha), \quad \alpha = \frac{a_0}{W} \quad (3)$$

其中:

$$V(\alpha) = \exp(2.456 - 0.483\alpha + 13.966\alpha^2 - 18.708\alpha^3 + 8.493\alpha^4 + 3.571\alpha^5) \quad (4)$$

式中: E 为混凝土弹性模量。

然后将试验测得的起裂荷载 P_{ini} 、起裂时裂缝张开口位移 $CMOD_{ini}$ 、初始裂缝长度 a_0 、试件厚度 T 带入到式(3)即可得到该试件的弹性模量 E 。

双K断裂模型在吸取了两参数模型和等效裂缝模型等经典断裂模型优点的基础上, 提出了线性渐进叠加假设。在该假设的前提下, 把试验测得的最大荷载 P_{max} 、此时对应的裂缝张开口位移 $CMOD_c$ 代替起裂荷载 P_{ini} 起裂时裂缝张开口位移 $CMOD_{ini}$ 和计算得到的试件弹性模量 E 一并代入到式(3), 通过数值计算即可获得临界等效裂缝长度 a_c 。

在线性渐进叠加假设的前提下, 将最大荷载 P_{max} 和临界等效裂缝长度 a_c , 代替起裂荷载 P_{ini} 和初始裂缝长度 a_0 代入式(1), 即可得到失稳韧度 K_{lc}^{un} 。

根据线性渐进叠加假定, 非线性的 P - $CMOD$ 曲线上可以看作是一系列线弹性点的组合, 因此一个完整的考虑非线性特征的断裂过程可以采用线弹性断裂方法加以描述, 所以经典的线弹性断裂力学公式是可用的。

2.2 双G断裂参数的计算 根据线弹性断裂力学, 对于线弹性材料, 其能量释放率为^[12]:

$$G = \frac{P^2 dC}{2Tda} = \frac{P^2 dC}{2TWd\alpha} \quad (5)$$

式中: C 为试件的柔度, 对于圆形紧凑拉伸试件而言, $C=CMOD/P$, P 为荷载, $CMOD$ 为裂缝张开口位移。

对于圆形紧凑拉伸试件而言, T 、 W 、 α 均为已知参数, 计算 G 首先要求解 $dC/d\alpha$ 。

对于圆形紧凑拉伸试件, 荷载-裂缝张开口位移的关系式如式(3)、式(4)所示^[12], 由 $C=CMOD/P$ 即:

$$C = \frac{V(\alpha)}{ET} = \frac{\exp(2.456 - 0.483\alpha + 13.966\alpha^2 - 18.708\alpha^3 + 8.493\alpha^4 + 3.571\alpha^5)}{ET} \quad (6)$$

对式(6)两边同时求导, 可得:

$$\frac{dC}{d\alpha} = \frac{(-0.483 + 27.932\alpha - 56.124\alpha^2 + 33.972\alpha^3 + 17.855\alpha^4)}{\exp(2.456 - 0.483\alpha + 13.966\alpha^2 - 18.708\alpha^3 + 8.493\alpha^4 + 3.571\alpha^5)/ET} \quad (7)$$

将式(7)代入式(5)得基本计算公式。

现将双G断裂模型的计算方法总结概括如下: (1)根据式(3)计算混凝土的弹性模量 E ; (2)将计算得到的弹性模量 E 、峰值荷载 P_{max} 、临界裂缝张开口位移 $CMOD_c$ 代入式(3), 通过数值计算的方式求解临界等效裂缝长度 a_c ; (3)将起裂荷载 P_{ini} 、初始裂缝长度 a_0 代入式(5)便可得到起裂能量释放率 G_{lc}^{ini} ; (4)将峰值荷载 P_{max} 、临界等效裂缝长度 a_c 代入式(5)便可得到失稳能量释放率 G_{lc}^{un} 。

3 试验过程

3.1 试件制作 浇筑模具外壁为标准尺寸的PVC管材，管材的内径分别为150、200、250和400 mm。管材下部用木模板封口。用黑色马克笔在模具外壁按标准试件尺寸做好相应标记，用电钻在模板外壁标记处钻孔，插入长度50 cm、直径10 mm的螺纹钢筋，并用热熔胶做好钢筋洞口处的密封。同一尺寸试件两两一起浇筑，后期切割成两个试件。

本文试验材料采用标号为42.5的普通硅酸盐水泥、河沙和直径15 mm以下的碎石，各试件统一按照配合比为：水泥：石子：沙子：水=1：2.3：1.19：0.41的混凝土进行浇筑。按尺寸不同共浇筑4组，每组4个试件，每组试件具体尺寸见表1。同时浇筑3个尺寸为150 mm×150 mm×150 mm的立方体抗压试件，测得28 d抗压强度的平均值为32.07 MPa。

试件在温度为(20±3)℃和相对湿度在90 %以上的标准养护室养护28 d后，使用大型精密切割仪器按照图2所示尺寸切割加工。其中初始裂缝由切割机切割制作，初始裂缝长度如表1所示。预埋钢筋随裂缝的切割被一起切断。

3.2 测试及加载过程 以初始裂缝为中轴线，在试件两侧面距离预制缝处约1 cm的位置分别对称粘贴一对应变片，应变片与另外两对温度补偿片构成两个全桥回路，用以测定起裂荷载。除此之外，在断裂过程区两侧依次布置两排应变片，用以监测裂缝的扩展。试验在250 kN的Instron试验机上开展，使用合适的夹头夹住试件的两端钢筋。使用夹式引伸仪测量裂缝张开口处位移 $CMOD$ ，并以裂缝张开口位移控制加载速率。最小尺寸试件的初始加载速率为2.5 μm/min，荷载达到峰值荷载后可逐步提速到25 μm/min。待 $CMOD$ 数值增长到4 mm(夹式引伸仪量程)或试件破坏时加载结束。试验基本测得量包括荷载 P 、裂缝开口位移 $CMOD$ 以及裂缝尖端处的应变值。

表1 试件尺寸

试件编号	$D \times T$	a_0/mm	W/mm	数量(个)
D150	150mm×60mm	45	112.5	4
D200	200mm×80mm	60	150.0	4
D250	250mm×100mm	75	187.5	4
D300	300mm×120mm	90	225.0	4

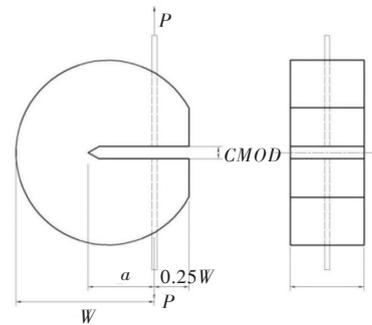


图2 改进的圆形紧凑拉伸试件的标准几何尺寸

4 结果及分析讨论

4.1 起裂荷载 P_{ini} 的确定 试件中典型的荷载-应变曲线如图3所示。从图3中可以看出，在开始加载时，应变片应变值基本呈线性增长，当应变达到极值在某一点发生回缩，说明测点间有裂缝产生，混凝土积累的能量得到释放，因此应变片开始回缩时对应的荷载即为起裂荷载 P_{ini} 。

4.2 峰值荷载 P_{max} 的确定 试件中典型的荷载-裂缝张开口位移曲线如图4所示。从图4可以看出，试件加载初期 $P-CMOD$ 曲线基本呈线性增长，当裂缝起裂时，曲线呈现非线性增长，达到峰值后平缓下降。图4曲线全程平滑，没有出现峰后荷载陡降，尾部曲线非常平稳，说明试验过程十分稳定。

4.3 试验计算结果 试验按试件直径变化共设计4组16个试件，最终得到15个试件的实测数据，按上述方法计算得到起裂能量释放率 G_{lc}^{ini} 和失稳能量释放率 G_{lc}^{un} 。由上文提到的线性渐进叠加假设可知，线弹性断裂力学公式 $K = \sqrt{GE}$ 是可用的^[13]。为了验证双G断裂模型和双K断裂模型在描述断裂性能方面是否具有等效性，首先利用上式将能量释放率转化成相应的应力强度因子表示，记为 $\overline{K_{lc}^{ini}}$ 和 $\overline{K_{lc}^{un}}$ ，同时依据双K断裂模型计算得到双K断裂韧度，记为 K_{lc}^{ini} 和 K_{lc}^{un} 。由于双G参数与双K参数的量

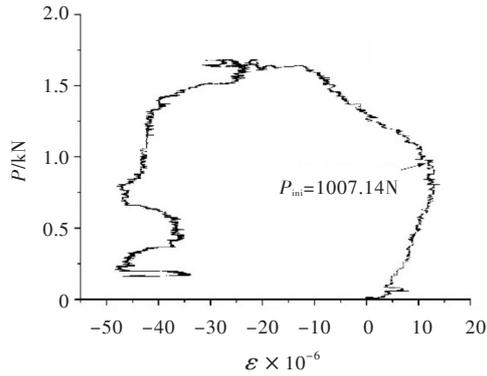


图3 典型试件的荷载-应变曲线(D150-4)

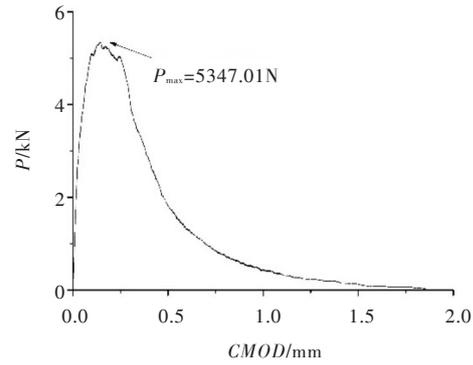


图4 典型试件的荷载-裂缝张开口位移曲线(D300-3)

纲不同，不可以利用方差直接比较数据离散性的大小，因此计算了每组数据的变异系数，用以比较双G参数与双K参数离散性的差异。将每个试件的计算信息汇总于表2，其中由于试件切割存在误差，初始裂缝长度计算值以实际切割长度为准。

表2 试验数据及参数计算

试件 编号	P_{ini}/N	P_{max}/N	E/GPa	$CMOD_c/mm$	a_c/mm	a_0/W	$K_{Ic}^{ini}/$ ($MPa \cdot m^{1/2}$)	$K_{Ic}^{un}/$ ($MPa \cdot m^{1/2}$)	$G_{Ic}^{ini}/$ ($N \cdot m^{-1}$)	$G_{Ic}^{un}/$ ($N \cdot m^{-1}$)
D150-1	1153.63	2270.65	26.48	1.25E-04	0.5867	0.4091	0.455	1.598	10.448	121.879
D150-2	769.09	1794.54	28.10	7.40E-05	0.5619	0.3911	0.258	1.034	3.207	48.109
D150-4	1007.14	1684.67	26.38	9.50E-05	0.5929	0.4167	0.403	1.205	8.195	69.575
D200-1	1776.23	2948.18	29.16	7.28E-05	0.5037	0.4085	0.465	1.033	9.934	46.849
D200-2	2179.09	3607.40	30.69	8.01E-05	0.5101	0.3673	0.457	1.164	9.329	56.406
D200-3*	2087.53	3222.85	23.19	8.79E-05	0.4793	0.3537	0.453	1.014	12.227	57.263
D200-4*	2288.95	3112.98	24.84	1.16E-04	0.5574	0.4028	0.578	1.284	18.066	83.900
D250-1	3827.14	4925.84	29.03	1.22E-04	0.5464	0.3684	0.621	1.385	18.176	83.741
D250-2*	3003.11	4522.98	20.42	1.37E-04	0.53	0.3830	0.481	1.138	15.378	80.618
D250-3	2691.81	4925.84	26.03	1.75E-04	0.5209	0.4032	0.430	1.131	8.559	56.186
D250-4	3625.71	6244.28	29.03	1.03E-04	0.5664	0.3514	0.519	1.749	14.325	148.509
D300-1*	5896.36	7104.93	16.85	1.54E-04	0.4643	0.3556	0.642	1.015	33.732	87.443
D300-2*	3003.11	6573.89	24.45	1.61E-04	0.5594	0.3261	0.307	1.299	5.397	97.972
D300-3*	3607.40	5347.01	21.10	1.38E-04	0.5383	0.3721	0.442	1.016	12.648	71.785
D300-4*	5768.17	7397.91	24.00	1.42E-04	0.5038	0.3333	0.598	1.122	20.850	86.723

同时利用混凝土设计规范中弹性模量的计算公式 $E = 10^5 / (2.2 + 34.7 / f_{cu, k})$ ，计算出本批混凝土的弹性模量为30.47 GPa。发现部分试件(表2中作*标记)由式(3)直接计算的弹性模量与该值误差超过15%，这可能是由于试件在切割或搬运过程中发生损伤，这时初始裂缝长度 a_0 和计算得到弹性模量 E 均不准确。此时用30.47 GPa作为该试件的弹性模量，并和起裂荷载 P_{ini} 、起裂时的裂缝张开口位移 $CMOD_{ini}$ 一起带入式(3)，反算初始裂缝长度 a_0 。将反算得到的 a_0 作为实际的预制裂缝长度进行计算。将修正过后的计算结果汇总于表3。试件D300-1由公式计算弹性模量仅为16 GPa，说明试件在制作过程中损伤严重，而且其双K参数与同组其他数据离散性较大，因此在以下的分析中剔除。

对比表2和表3中经修正前后试件的双K和双G断裂参数数据可以发现，修正前后起裂韧度 K_{Ic}^{ini} 的误差一般在30%以内，最小误差7.4%，最大误差48.6%；修正前后失稳韧度 K_{Ic}^{un} 的误差一般在50%以内，最小误差7.4%，最大误差56.4%。这说明混凝土前期的损伤对失稳韧度的影响更大。类

似的，起裂能量释放率 G_{lc}^{ini} 的误差一般在10%以内，最大误差14.0%；失稳能量释放率 G_{lc}^{un} 的误差一般在15%以内，最大误差19.5%。从上述的对比可以看出，一方面，试件损伤对于失稳断裂参数 K_{lc}^{un} 和 G_{lc}^{un} 的影响更大，另一方面，与双G断裂参数相比，试件损伤对于双K参数的影响更大。同时较多试件发生提前损伤的原因可能是试件在制作的过程中经历过多次的切割，因此如何在试件制作过程中尽量减小损伤，是改进的圆形紧凑拉伸法亟待解决的问题。

表3 修正后的计算结果

试件编号	a_c/mm	a_0/W	$G_{lc}^{ini}/(N \cdot m^{-1})$	$G_{lc}^{un}/(N \cdot m^{-1})$	$\overline{K_{lc}^{ini}}/(\text{MPa} \cdot m^{1/2})$	$\overline{K_{lc}^{un}}/(\text{MPa} \cdot m^{1/2})$	$K_{lc}^{ini}/(\text{MPa} \cdot m^{1/2})$	$K_{lc}^{un}/(\text{MPa} \cdot m^{1/2})$
D150-1	0.5867	0.4091	10.448	121.879	0.526	1.796	0.455	1.598
D150-2	0.5619	0.3911	3.207	48.109	0.300	1.163	0.258	1.034
D150-4	0.5929	0.4167	8.195	69.575	0.465	1.355	0.403	1.205
平均值			7.283	79.854	0.430	1.438	0.372	1.279
变异系数			0.509	0.475	0.271	0.226	0.274	0.226
D200-1	0.5037	0.4085	9.934	46.849	0.538	1.169	0.465	1.033
D200-2	0.5101	0.3673	9.329	56.406	0.535	1.316	0.457	1.164
D200-3*	0.5353	0.4174	12.966	61.747	0.629	1.372	0.545	1.217
D200-4*	0.5934	0.4487	18.859	89.315	0.758	1.650	0.662	1.468
平均值			12.772	63.579	0.615	1.376	0.532	1.220
变异系数			0.341	0.287	0.170	0.146	0.179	0.149
D250-1	0.5464	0.3684	18.176	83.741	0.726	1.559	0.621	1.385
D250-2*	0.6046	0.4728	16.763	92.838	0.715	1.682	0.628	1.496
D250-3	0.5209	0.4032	8.559	56.186	0.498	1.277	0.430	1.131
D250-4	0.5664	0.3514	14.325	148.509	0.611	1.966	0.519	1.749
平均值			14.456	95.319	0.638	1.621	0.549	1.440
变异系数			0.293	0.406	0.167	0.176	0.171	0.178
D300-1*	0.5827	0.4890	38.448	104.482	1.082	1.784	0.954	1.588
D300-2*	0.5995	0.3791	5.695	106.191	0.417	1.799	0.357	1.600
D300-3*	0.6062	0.4556	13.671	81.918	0.645	1.580	0.565	1.405
D300-4*	0.5514	0.3903	22.048	93.205	0.820	1.685	0.705	1.498
平均值			19.966	96.449	0.741	1.712	0.645	1.523
变异系数			0.702	0.117	0.379	0.059	0.388	0.060

4.4 分析讨论 由表3中的数据可以看出，试验获得的数据较为稳定，离散性较小。这说明改进的圆形紧凑拉伸法可行，能够获得稳定可靠的试验数据。其中断裂应力强度因子的变异系数一般在0.3以下，断裂能量释放率的变异系数一般在0.5以下。与双K参数相比，双G参数的离散性稍大，这可能是由于能量释放率是应力强度因子和弹性模量两个参数的函数，任何一个参数的变化都会对能量释放率的数值产生的影响。

将由双K断裂模型计算得到的 K_{lc}^{ini} 和 K_{lc}^{un} 和由双G断裂模型转化得到的 $\overline{K_{lc}^{ini}}$ 和 $\overline{K_{lc}^{un}}$ 绘制于图5。从图5可以看出，两种方式得到的断裂韧度在趋势上完全一致。通过计算得出两者数值上的误差在15%以内。这一方面验证了双G计算理论的准确性，说明双G断裂模型是双K断裂模型在能量法方面的延伸和发展，另一方面说明两种模型在描述断裂性能方面有着很高的等效性。即两者的起裂点和失稳点几乎是一致的。

此外，从图5还可以看出，当试件直径从150 mm增长到200 mm时，起裂韧度有较为明显增长，失稳韧度略有下降，但幅度并不明显。当试件直径从150 mm增大到200 mm时，起裂韧度 K_{lc}^{ini} 的平均

值增长了 43.1 %、 $\overline{K_{lc}^{ini}}$ 的平均值增长了 42.9 %；失稳韧度 K_{lc}^{un} 则下降了 4.6 %、 $\overline{K_{lc}^{un}}$ 下降了 4.3 %。当试件直径在 200 mm 以上时，在本文试验的范围内，起裂韧度没有明显的尺寸效应，但是失稳韧度随着尺寸的增长而增长，但增长幅度并不明显。以每组平均值作为参考，当试件直径从 200 mm 增长到 250 mm 时，失稳韧度 K_{lc}^{un} 增长了 18.0 %， $\overline{K_{lc}^{un}}$ 增长了 17.8 %；当试件直径从 250 mm 增长到 300 mm 时，失稳韧度 K_{lc}^{un} 增长了 4.2 %， $\overline{K_{lc}^{un}}$ 增长了 4.1 %。

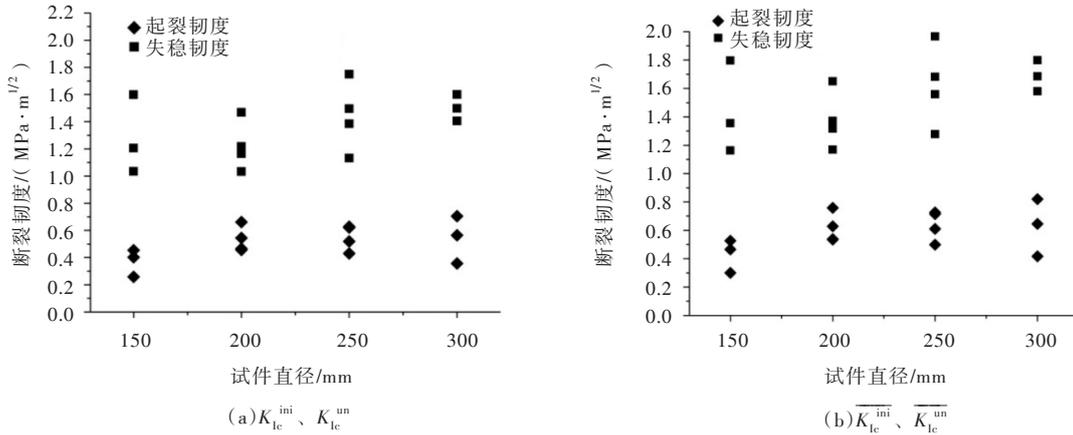


图5 断裂韧度散点图

将本文试验计算得到的 G_{lc}^{ini} 和 G_{lc}^{un} 绘制如图 6。从图 6 可以看出，当试件直径从 150 mm 增长到 200 mm 时，起裂能量释放率 G_{lc}^{ini} 有较为明显的增长，而当试件直径大于 200 mm 时，起裂能量释放率 G_{lc}^{ini} 基本保持一致，没有明显的尺寸效应，但是失稳能量释放率 G_{lc}^{un} 呈现出一定的尺寸效应。以每组平均值作为参考，当试件直径从 200 mm 增长到 250 mm 时，失稳能量释放率 G_{lc}^{un} 增长了 49.9 %；当试件直径从 250 mm 增长到 300 mm 时，失稳能量释放率 G_{lc}^{un} 下降了 1.6 %。这与本文试验双 K 断裂韧度的趋势是一致的，即当试件直径大于 200 mm 时，起裂断裂参数没有明显的尺寸效应，但失稳断裂参数随着尺寸的增大而增大，且当试件直径大于 250 mm 时，失稳断裂参数趋于平稳。

本文试验数据也符合以往研究的结论^[14-15]。即当试件高度大于 200 mm 时，起裂韧度基本保持一致，没有明显的尺寸效应，而失稳韧度会随着试件尺寸的增大呈现微小的增大。张秀芳等^[16]的研究结果显示，失稳韧度 K_{lc}^{un} 随着试件尺寸的增大而增大，但是增长幅度较小。徐世焯等曾引用文献^[17-18]的试验数据计算双 K 断裂韧度，结果均显示，失稳断裂韧度 K_{lc}^{un} 表现出了一定的尺寸效应，其数值会随着试件尺寸的增大而增大。Ruiz 等^[19]提出了一种简单的方法计算起裂荷载，无需借助应变片等工具。他们的计算结果表明，起裂韧度 K_{lc}^{ini} 随着试件尺寸的变化基本保持一致，失稳韧度 K_{lc}^{un} 随着试件尺寸的增加稍稍增大，但是幅度并不明显。文献^[20]采用楔入劈拉试件对碾压混凝土进行了断裂力学试验，同样发现在试验范围内，失稳韧度 K_{lc}^{un} 随着试件尺寸的增大而增大。

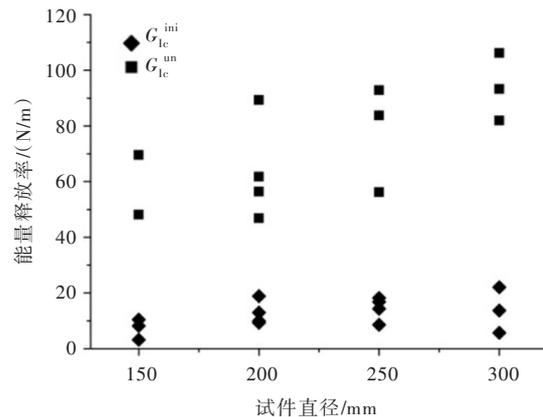


图6 断裂能散点图

为了研究断裂参数的尺寸效应是否是由于加载状态和附加弯矩引起的，徐世焯^[14]等采用一种改进的楔入劈拉试件进行试验，改良后试件上各竖向力完全共线，在裂缝尖端不产生附加弯矩。试验结果表明，当试件高度大于 200 mm 时，双 K 断裂参数没有明显的尺寸效应。本文试验由于混凝土自

身的重力在裂缝尖端同样会产生附加弯矩,影响裂缝尖端的应力应变场,因此本文试验失稳断裂韧度呈现出的尺寸效应可能是由于附加弯矩造成的。同时,从以往的研究可知,对于某一种试件形式,只有当试件高度大于某一范围时,断裂韧度才没有明显的尺寸效应。这个范围对于三点弯曲梁试件一般为200 mm;对于楔入劈拉试件一般为400 mm,本文试验失稳韧度表现出的尺寸效应有可能是因为试件高度尚未达到临界高度。因此 K_{Ic}^{ini} 、 $\overline{K_{Ic}^{uni}}$ 、 G_{Ic}^{uni} 的尺寸效应问题,有待进一步的试验研究。

5 结论

改进的圆形紧凑拉伸试件具有体积小、操作简便等优点,而且为既有结构的断裂性能评估提供可能。本文运用改进的圆形紧凑拉伸法进行了断裂力学试验,测定了双G断裂参数 G_{Ic}^{ini} 和 G_{Ic}^{uni} 和双K断裂参数 K_{Ic}^{ini} 和 K_{Ic}^{uni} ,同时计算了由双G转化的双K参数 $\overline{K_{Ic}^{ini}}$ 和 $\overline{K_{Ic}^{uni}}$,通过分析可得出以下结论:(1)由改进的圆形紧凑拉伸试验得到的双G参数和双K断裂参数变异系数较小,数据离散性较小,说明改进的圆形紧凑拉伸法稳定可靠。(2) K_{Ic}^{ini} 、 K_{Ic}^{uni} 和 $\overline{K_{Ic}^{ini}}$ 、 $\overline{K_{Ic}^{uni}}$ 在数值上基本一致,误差在15%以内。这验证了双G断裂模型,说明两者在描述断裂性能方面具有很高的等效性。双G断裂模型是双K断裂模型在能量法方面的延伸和发展。(3)当试件直径不超过200 mm时, K_{Ic}^{ini} 和 $\overline{K_{Ic}^{ini}}$ 均随着试件尺寸的增大而增大。 K_{Ic}^{uni} 、 $\overline{K_{Ic}^{uni}}$ 几乎保持不变。当试件直径大于200 mm时,在本次试验范围内, K_{Ic}^{ini} 、 $\overline{K_{Ic}^{ini}}$ 均没有明显的尺寸效应; K_{Ic}^{uni} 、 $\overline{K_{Ic}^{uni}}$ 随着试件尺寸的增大而增大,但是幅度较小。(4)当试件直径不超过200 mm时, G_{Ic}^{ini} 随着试件尺寸的增大而增大, G_{Ic}^{uni} 几乎保持不变。当试件直径大于200 mm时, G_{Ic}^{ini} 没有明显的尺寸效应; G_{Ic}^{uni} 随着试件尺寸的增大而增大。(5) K_{Ic}^{uni} 、 $\overline{K_{Ic}^{uni}}$ 、 G_{Ic}^{uni} 的尺寸效应问题,有待进一步的试验研究。

参 考 文 献:

- [1] 管俊峰,李庆斌,吴智敏,等.现场浇筑大坝混凝土断裂参数与等效成熟度关系研究[J].水利学报,2015,46(8):951-959.
- [2] 吴瑶,徐世焯,吴建营,等.双K断裂准则在丹江口大坝安全性评定中的应用[J].水利学报,2015,46(3):366-372.
- [3] XU S L, REINHARDT H W. Determination of double-K criterion for crack propagation in quasi-brittle fracture, Part I: Experimental investigation of crack propagation[J]. International Journal of Fracture, 1999, 98(2): 111-149.
- [4] XU S L, REINHARDT H W. Determination of double-K criterion for crack propagation in quasi-brittle fracture, Part II: Analytical evaluating and practical measuring methods for three-point bending notched beams[J]. International Journal of Fracture, 1999, 98(2): 151-177.
- [5] XU S L, REINHARDT H W. Determination of double-K criterion for crack propagation in quasi-brittle fracture, Part III: Compact tension specimens and wedge splitting specimens[J]. International Journal of Fracture, 1999, 98(2): 179-193.
- [6] 赵艳华,徐世焯,吴智敏.混凝土结构裂缝扩展的双G准则[J].土木工程学报,2004,37(10):13-18.
- [7] KIM M, BUTTLAR W G, BAEK J, et al. Field and laboratory evaluation of fracture resistance of illinois hot-mix asphalt overlay mixtures[J]. Transportation Research Record Journal of the Transportation Research Board, 2009, 2127(2127): 146-154.
- [8] ZOFKA A, BRAHAM A. Comparison of low-temperature field performance and laboratory testing of 10 Test sections in the Midwestern United States[J]. Transportation Research Record Journal of the Transportation Research Board, 2009, 2127(2127): 107-114.

- [9] WAGNONER M P, BUTTLAR W G, PAULINO G H . Disk-shaped compact tension test for asphalt concrete fracture [J] . Experimental Mechanics, 2005, 45(3): 270-277 .
- [10] CIFUENTES H, LOZANO M, HOLUSOVA T, et al . Modified disk-shaped compact tension test for measuring concrete fracture properties [J] . International Journal of Concrete Structures and Materials, 2017, 11 (2) : 215-228 .
- [11] 徐世焯 . 混凝土断裂力学[M] . 北京: 科学出版社, 2011 .
- [12] FISHER D M, BUZZARD R J . Comparison tests and experimental compliance calibration of the proposed standard round compact plane strain fracture toughness specimen[R] . NASA, 1979 .
- [13] XU S L, ZHANG X F . Determination of fracture parameters for crack propagation in concrete using an energy approach[J] . Engineering Fracture Mechanics, 2008, 75: 4293-4308 .
- [14] 徐世焯, 卜丹, 张秀芳 . 不同尺寸楔入式紧凑拉伸试件双K断裂参数的试验测定[J] . 土木工程学报, 2008, 42(2): 70-76 .
- [15] 吴智敏, 徐世焯, 王金来, 等 . 三点弯曲梁法研究砼双K断裂参数及其尺寸效应[J] . 水力发电学报, 2000 (4): 16-24 .
- [16] ZHANG X F, XU S L . A comparative study on five approaches to evaluate double-K fracture toughness parameters of concrete and size effect analysis[J] . Engineering Fracture Mechanics, 2011, 78: 15-38 .
- [17] ZHAO G, JIAO H, XU S L . Study on fracture behavior with wedge splitting test method[C]//Fracture Processes in Concrete Rock Andceramics . London: E & F . N . Spon . , 1991 .
- [18] BRUHWILER E, WITTMANN F H . The wedge splitting test, a method of performing stable fracture tests[J] . Engineering Fracture Mechanics, 1990, 35: 17-26 .
- [19] RUIZ G, ORTEGA P J, YU RC, et al . Effect of size and cohesive assumptions on the double-K fracture parameters of concrete[J] . Engineering Fracture Mechanics, 2016, 166: 198-217 .
- [20] CUI X, ZHANG J, HOU F, et al . Experimental study of the effect of RCC specimen size and crack depth ratio on double-K fracture parameters[J] . Journal of Testing & Evaluation, 2015, 43(2): 336-343 .

Study of double-G fracture parameters using modified round compact tension method

LI Qinghua, CHONG Facheng, ZHANG Qi, XU Shilang

(Institute of Advanced Engineering Structures and Materials, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China)

Abstract: The double-G fracture model is an extension and supplement of the double-K fracture model. The modified round compact tension method were used to verify whether the new fracture mechanics test method can obtain stable double-G fracture parameters. The double-K fracture toughness calculated by the formula $K = \sqrt{EG}$ was compared with the direct calculation results, in order to further verify the equivalence between the double-G fracture model and the double-K fracture model in describing fracture performance. At the same time, the size effect of two fracture models was studied. The diameters of the 16 test specimens varied from 150mm to 300mm, which were divided into 4 groups. The experimental results show that the value of the double-G parameters measured by the modified round compact tension method is more stable and the dispersion is smaller. The double-G fracture model and the double-K fracture model have high equivalence in describing the fracture properties. When the specimen diameter is greater than 200mm, initial fracture toughness K_{Ic}^{ini} and initial energy release rate G_{Ic}^{ini} have no obvious size effect, unstable fracture toughness K_{Ic}^{un} and unstable energy release rate G_{Ic}^{un} increases with the specimen size increasing, but the growth is small.

Keywords: double-K fracture model; double-G fracture parameters; energy release rate; modified round compact tension specimen

(责任编辑: 王冰伟)