

混凝土断裂能产生尺寸效应的原因探讨

王宝庭 张廷毅 高丹盈

(郑州大学新型建材与结构研究中心 ,河南 郑州 450002)

摘要 :总结了关于混凝土断裂能尺寸效应产生原因的各种观点 ,并对这些观点进行简要评述。对 RILEM 的断裂能计算公式和 Wecharatana 提出的断裂能测算方法进行了详细研究 ,分析了断裂过程区演变对断裂能计算结果的影响 ,认为混凝土断裂能产生尺寸效应的原因之一是没有考虑混凝土主裂纹产生之前消耗的能量 ,并用实验对此观点进行了验证。

关键词 :混凝土断裂能 ;尺寸效应 ;非弹性体 ;能量释放率

中图分类号 :TU528.36 文献标识码 :A 文章编号 :1006-7647(2008)06-0009-03

Research on the cause of size effect for fracture energy of concrete//WANG Bao-ting , ZHANG Ting-yi , GAO Dan-ying
(*Research Center of New Style Building Material & Structure , Zhenzhou University , Zhenzhou 450002 , China*)

Abstract : Various opinions about the size effect on fracture energy of concrete are summed up and briefly analyzed. The influence of the evolution of the fracture process zone on the computed result of the fracture energy is analyzed. Wecharatana 's fracture energy calculation method is discussed. One of the reasons for the size effect is that energy consumption before the main cracks initiate is not taken into consideration , which is demonstrated by experimental results in this paper.

Key words : fracture energy of concrete ; size effect ; inelastic body ; energy release rate

在将断裂力学理论应用于混凝土的研究中 ,断裂能一直是研究的热点之一 ,人们对此做了大量研究工作^[1-5] ,在实际工程中也有不少应用^[6]。混凝土裂纹扩展过程的特征可以简述为以下 2 点 :①由于混凝土的拉伸软化特性 ,断裂过程区的发展被限制在裂纹前方宽度很小的区域内 ;②断裂过程区以外的区域几乎都是线弹性的 ,断裂需要的能量几乎都在断裂区域集中消耗了。因为特征① ,断裂力学的 D-B 带状屈服区模型被广泛应用于混凝土 ,发展成为混凝土黏聚力模型。因为特征② ,人们把试件完全断裂需要的全部能量(荷载 ~ 位移曲线下的面积)除以断面投影面积 ,作为主裂纹扩展单位面积必需的平均能量 ,以此来定义断裂能。人们正在积极研究断裂能在混凝土中的适用性问题。在用实验方法研究 J 积分以及裂纹尖端张开位移(CTOD)时 ,开裂点的检测是必需的 ,而断裂能是在物体完全断裂后再测算 ,因而不需要检测开裂点 ,这是它的最大优点。RILEM 提出了利用带切口的三点弯曲梁进行弯曲实验以测量断裂能的方法 ,计算公式为^[7]

$$G_F = \frac{\int_0^{u_0} P du + mgu_0}{A_{lig}} \tag{1}$$

式中 : G_F 为断裂能 ; u_0 为最后断裂时的位移 ; P 为荷载 ; u 为荷载点位移 ; m 为梁及附件质量 ; g 为重力加速度 ; A_{lig} 为韧带面积(断面投影面积)。

关于 RILEM 的 G_F 测算方法的适用性 ,人们一直在研究 ,并指出了一个问题 ,即混凝土断裂能的尺寸效应问题 ,试件韧带越长 ,RILEM 的 G_F 测算方法所测得的 G_F 值越高^[8]。笔者就尺寸效应产生的原因进行讨论。

1 现有的各种观点

有关混凝土断裂能产生尺寸效应的原因以及 G_F 更准确的测量方法 ,一直是人们研究的主要课题 ,目前有以下各种观点 :

a. 试件尺寸越大或预制裂纹越小 ,越容易产生不稳定的裂纹扩展 ,由此产生的动能不能忽略^[7]。为了得到稳定的破坏方式 ,RILEM 对实验机刚性和

跨距做了明确规定。

b. 梁两端支撑的转动及水平约束的影响以及破坏区域以外的区域所消耗的能量不能忽略^[9-10]。支撑约束对荷载~位移曲线的测量结果影响很大,为此,RILEM法规定使用球铰或轴辊支撑。除了考虑试件变形的能量消耗外,还需要考虑由支点及加载点的沉降引起的能量消耗,这可以通过把位移测量装置直接安装在试件上以消除影响。

c. 公式(1)中,梁及附件自重影响的修正项与实际不符。采用RILEM建议的试件尺寸时,修正项的值是荷载~位移曲线下面积的40%~60%,修正项取值的影响相当大。但是,可以忽略自重影响的加载形式比如紧凑拉伸试件测试,也存在尺寸效应。因此,不能一概认为梁及附件自重影响的修正项与实际不符是主要原因。

d. 实际的破坏区域高度曲折,实际的破坏面积比投影面积大很多^[11]。虽然实际的破坏面积比投影面积大,但对于同样的混凝土,试件尺寸虽然不同,但破坏面的粗糙程度大体相等,因此用它说明尺寸效应没有充分证据。

e. 裂纹扩展到试件韧带边缘附近时,梁的受压破坏区域内的混凝土被压碎需要消耗能量,断裂过程区的发展变得不规则,向四周扩散^[10,12]。这些现象对荷载~位移曲线的尾部形状产生影响,这在计算 G_F 时会成为重要影响因素。显然混凝土被压碎和裂纹发散所消耗的能量与能量释放率无关。因此,建议把混凝土被压碎之前、韧带所剩无几时的时刻作为断裂能计算的最终点。即把完全断裂作为最终状态还是把韧带边缘的影响可以忽略时的临界状态作为最终状态,有必要进行进一步的讨论。假如以完全断裂作为最终状态,应如何修正混凝土被压碎消耗的能量和断裂过程区的扩散消耗的能量?如果忽略这些能量消耗会带来何种程度的影响?若以韧带边缘的影响可以忽略时的临界状态作为最终状态,应如何定义这种临界状态?

f. 因为断裂过程区的长度和宽度随裂纹扩展而变化,因而 G_F 也变化^[7,13]。断裂过程区的长度和宽度随着韧带长度(切口尖端到试件上侧的距离)的增加而增加,RILEM法计算的 G_F 值也随之增大。当韧带长度小于某种临界尺寸时, G_F 的尺寸相关性是 G_F 本身的固有性质,因而有必要采用韧带长度大于临界尺寸的试件进行 G_F 的测算。文献[7]通过导入局部断裂能的概念,说明了 G_F 计算值的尺寸效应,认为尺寸效应是一种表观的现象,提出了没有尺寸效应的局部断裂能的测算方法。但同时指出,需要进一步对同一混凝土材料因韧带长度增加

带来断裂过程区扩大的假说进行实验论证。

g. 文献[14]以下述的方法考虑裂纹扩展微小面积时损失能量的变化,反复加载、卸载的荷载~位移曲线如图1所示,卸载、再加载曲线近似用直线表示。裂纹面积由 A_1 变为 A_2 时,阴影部分的面积即代表损失的能量,除以裂纹扩展面积即为 G_F ,根据几何关系,有

$$G_F \approx \frac{1}{A_2 - A_1} \left[\frac{P_1 P_2}{2} (\lambda_2 - \lambda_1) + \frac{P_1 + P_2}{2} (\delta_2 - \delta_1) \right] \quad (2)$$

式中: λ 为卸载、再加载近似直线的柔度(斜率的倒数); P 为荷载; δ 为残留位移。

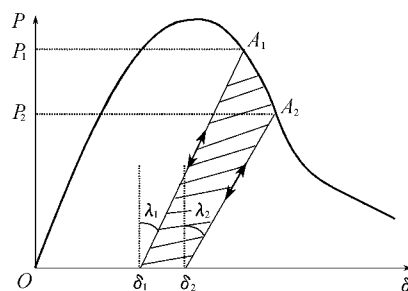


图1 Wecharatana提出的断裂能计算方法

当 $\Delta A = (A_2 - A_1) \rightarrow 0$ 时,式(2)取极限值

$$G_F = \frac{P^2}{2} \frac{d\lambda}{dA} + P \frac{d\delta}{dA} \quad (3)$$

Wecharatana^[14]的 G_F 计算公式(式(3))是用微分表示的,与RILEM用积分表示的 G_F 计算公式相对应。式(3)第1项是线弹性体用柔度表示的能量释放率,第2项是源于不可逆位移的非弹性能量释放率。非弹性裂纹体的能量释放率一般表达式如下:

$$G_p = J + P \frac{du_p}{dA} \quad (4)$$

式中: G_p 为非弹性体的能量释放率; u_p 为非弹性位移。

弹性裂纹体不产生非弹性位移,则 $G_p = J$ 。因此可以说 G_p 是将 J 积分扩展到非弹性体的参数。式(4)与式(3)的第1项不同,这是由于Wecharatana方法将卸载、再加载曲线用直线近似了,严格地讲,第1项不是能量释放率 G 而是 J 积分。因而 G_F 表示的是非弹性体的能量释放率。 J 积分在主裂纹的稳定扩展过程中保持为常值 J_c ,而非弹性体能量释放率随主裂纹的扩展而增大,因此韧带长度越长,RILEM法测算的 G_F 值越大。以上是文献[14]对试件尺寸效应的说明。该文献认为,以主裂纹扩展的不同位置为计算终点计算 G_F ,也就是 R 阻力曲线反映了材料特性, G_F 尺寸相关是其本身固有的性质。只是对它进行实验验证需要测定裂纹长度,而在裂纹扩展过程中测量裂纹长度是困难的。

2 本文观点

笔者认为,产生尺寸效应的原因可能是公式(1)没有考虑到主裂纹产生之前消耗的能量。采用RILEM法测算 G_F 值,是以加载开始时的状态作为初始状态进行计算,还是以主裂纹开始扩展时的状态作为初始状态进行计算有很大差别。能量释放率 G 代表了裂纹扩展单位面积需要的能量,定义为

$$GdA = Pdu - dU_e \tag{5}$$

式中: A 为裂纹面积; P 为荷载; u 为荷载点位移; U_e 为弹性应变能。

但实际材料的应变能不但包含弹性应变能,也包含不可恢复的非弹性变形能,断裂能相当于广义的能量释放率。假定裂纹稳定成长过程中 G_F 值保持不变,将式(5)中 G 代之以 G_F 并积分到完全断裂状态,得到

$$G_F A_{lig} = \int_X^{u_0} Pdu - U_e \Big|_Y^0 \tag{6}$$

式中 X, Y 表示初始状态,如果以加载开始时的状态作为初始状态,则 $X = Y = 0$,式(6)变为

$$G_F A_{lig} = \int_0^{u_0} Pdu \tag{7}$$

这就推导出了RILEM法 G_F 的测算式(1)(为方便起见,省去了自重影响的项)。

如果以主裂纹开始扩展时的状态作为初始状态,则 $X = u_c$ (主裂纹产生时的荷载点位移), $Y = U_{ec}$ (主裂纹产生时试件内蓄积的弹性变形能)。那么,式(6)变为

$$G_F A_{lig} = \int_{u_c}^{u_0} Pdu + U_{ec} \tag{8}$$

如果是弹性体,外力做的功全部作为弹性变形能蓄积起来,因而有

$$U_{ec} = \int_0^{u_c} Pdu \tag{9}$$

将式(9)代入式(8)仍然可以得到式(7)。但实际材料外力所做的功不可能完全转化为弹性变形能,在加载过程中将产生塑性变形能等能量损失,假设损失了 U_{loss} ,则

$$U_{ec} = \int_0^{u_c} Pdu - U_{loss} \tag{10}$$

代入式(8)可以得到

$$G_F A_{lig} = \int_0^{u_0} Pdu - U_{loss} \tag{11}$$

根据式(11),断裂能 G_F 的定义是加载时裂纹扩展单位面积所需要的能量,从这一定义出发,主裂纹产生前的过程是不应该考虑的。即把主裂纹开始扩展时的状态作为初始状态是适宜的,此时自然考虑了

主裂纹产生之前的能量损失。关于此方法以及如何检测主裂纹产生点的问题,需要今后进一步研究。

3 算例

以材料相同、相对切口高度 h_0 不同的3个混凝土三点弯曲梁试件为研究对象,探讨不考虑主裂纹开始扩展以前消耗的能量对 G_F 计算结果的影响。试件采用的是标准三点弯曲梁试件,试件截面尺寸为 $100\text{ mm} \times 100\text{ mm}$,梁长度为 515 mm ,净跨径为 400 mm ,相对切口高度分别为 $0.2, 0.3, 0.4$ 。3个试件的荷载~位移曲线如图2所示,由于切口高度带来的差异也被称为切口敏感性,是尺寸效应表现的一种形式。由于精确检测主裂纹产生时刻是很困难的,将主裂纹产生时刻取为肉眼可见裂纹的产生时刻。以荷载为零的点和肉眼可见裂纹产生点为计算起点得到的断裂能如表1所示。

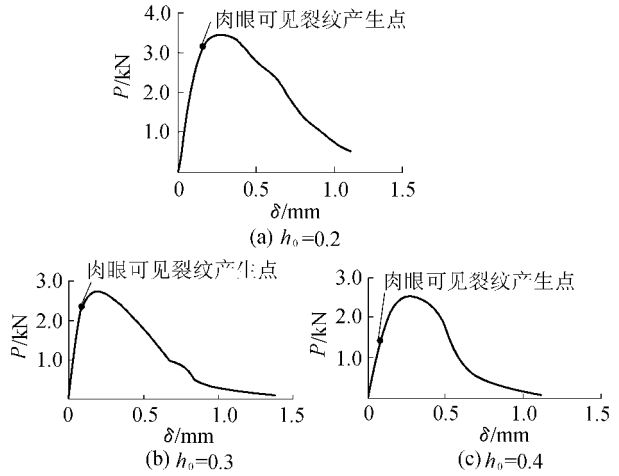


图2 荷载~位移曲线

表1 各试件的断裂能

试件 编号	h_0	$P_{max}/$ kN	$G_F/(N \cdot mm^{-1})$	
			以荷载为零的 点为计算起点	以可见裂纹产生 点为计算起点
M-1	0.2	3.72	0.203	0.162
M-2	0.3	2.83	0.181	0.159
M-3	0.4	2.48	0.169	0.154

由表1可以看出,随着韧带长度的增加断裂能有增大的倾向,有很多文献对此进行过研究。假如从可见裂纹产生时刻计算断裂能,这种增加倾向将得到减缓,也就是说本文计算方法可以在某种程度上减小尺寸效应。

4 结 语

总结并分析了现有的各种关于混凝土断裂能尺寸效应产生原因的观点,笔者认为尺寸效应产生的原因可能是未考虑主裂纹产生前消耗的能量,并用实验对此观点进行了验证。重要的是, (下转第70页)

工程创面生态恢复作为一个产业登上历史舞台,已经变得越来越紧迫和重要。产、学、研、官、民相结合的发展模式,将会使工程创面生态恢复产业为中国社会经济的可持续发展发挥重要作用。

参考文献：

[1]朱勇.投资不断加大 效果日益明显 交通环保事业形成发展新格局 EB/OL.[2007-08-31]. <http://www.jtport.com/info.cfm?id=2003>.

[2]焦居仁.生态修复的要点与思考[J].中国水土保持,2003(2):1-2.

[3]周启星,魏树和,刁春燕.污染土壤生态修复基本原理及研究进展[J].农业环境科学学报,2007,26(2):419-424.

[4]周德培,张俊云.植被护坡工程技术[M].北京:人民交通出版社,2002.7-11.

[5]黄河水利委员会,黄河上中游治理局.黄河水土保持志[M].郑州:河南人民出版社,1993.83-84.

[6]任海,彭少麟.恢复生态学导论[M].北京:科学出版社,2001.3-9.

[7]张厚华,傅德志,孙谷畴.森林植被恢复重建的理论基础[J].北京林业大学学报,2004,26(1):97-99.

[8]金平,曹广骥.草坪草种植方式及养护技术[J].北方园艺,1991(11/12):52-54.

[9]刘德荣,马永林,韩烈保,等.坡面液压喷播绿化草种及组合的筛选[J].北京林业大学学报,2000,22(2):41-45.

[10]刘爱兰.三维植被网喷播植草技术的应用[J].湖北林业科技,2002(2):35-37.

[11]杜鹃.客土喷播施工法在日本的应用与发展[J].公路,2000(7):72-73.

[12]张俊云,周德培,李绍才.厚层基材喷射护坡试验研究[J].水土保持通报,2001,21(4):23-25.

[13]张国华,张展羽,王倪进,等.南方红壤丘陵区不同生态恢复措施对土壤质量的影响[J].水利水电科技进展,2007,27(5):19-22.

[14]华国春,黄川友,李艳玲,等.拉萨拉鲁湿地生态恢复与重建对策研究[J].水资源保护,2007,23(6):93-96.

[15]孙强,赵铨铨,韩竹.辽宁省英那河流域环境资源损益分析与价值评估研究[J].水利经济,2006,24(6):19-22.

[16]杨文杰,葛超,陈晓非.吉林省林业产业化探讨[J].西北林学院学报,2007,22(3):164-166.

[17]欧阳志云,赵同谦,苗鸿,等.海南制糖-酒精-能源-农业生态产业模式设计[J].环境科学学报,2004,24(5):915-921.

[18]康俊水,张淑英,杜宪忠,等.胜利油田园林产业化探讨[J].山东林业科技,2002(3):43-45.

[19]中华人民共和国国家统计局.第三产业分行业机构、人员、总产出及增加值 EB/OL.[2001-11-21]. http://www.stats.gov.cn/tjsj/pcsj/scpc/scpc/t20030826_100070.htm.

[20]中华人民共和国住房和城乡建设部.2004年按构成和行业分全国城市建设固定资产投资 EB/OL.[2005-05-09]. <http://www.cin.gov.cn/hytj/cztj/>.

[21]日本全国特定坡面保护协会.不同工种细目变化表[R].东京:日本全国特定坡面保护协会,2003.

(收稿日期 2008-02-27 编辑 骆超)

(上接第 11 页)

尺寸效应到底是源于测算方法,还是其本身固有的性质。如果是本身固有的性质,其产生的原因需要从理论和实验两方面加以详细研究。

参考文献：

[1]黄海燕.混凝土尺寸效应理论与断裂参数分析[D].南京:河海大学,2004.

[2]曹亮.考虑过程区的混凝土断裂韧度尺寸效应研究[D].南京:河海大学,2006.

[3]杨勇,任青文.碳纤维混凝土力学性能试验研究[J].河海大学学报:自然科学版,2006,34(1):92-94.

[4]姜义高,赵艳华,徐世昕.边界效应确定混凝土断裂能的简化计算[J].水利水电科技进展,2006,26(6):43-46.

[5]邵勇,王向东.混凝土二维复合型软化曲线的一种推算方法[J].河海大学学报:自然科学版,2004,32(4):430-433.

[6]杜成斌,马良筠,任青文.有缝高拱坝的非线性地震响应分析[J].河海大学学报:自然科学版,1999,27(6):40-43.

[7]50-FMC Draft Recommendation. Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend tests on notched beams[J]. Materials and Structure, RILEM, 1985,18(4):285-290.

[8]WITTMANN F H,ROKUGO K,BRÜHWILER E et al. Fracture

energy and strain softening of concrete as determined by means of compact tension specimens[J]. Materials and Structure, RILEM,1988,21(1):21-218.

[9]GUINEA G V,PLANAS J,ELICES J. Measurement of the fracture energy using three-point bend tests: influence of experimental procedures[J]. Materials and Structure, RILEM, 1992,25(4):212-218.

[10]PLANAS J,GUINEA G V,ELICES J. Measurement of the fracture energy using three-point bend tests: influence of bulk energy dissipation[J]. Materials and Structure, RILEM, 1992,25(5):305-312.

[11]MALVAR L J,WARREN G E. Fracture energy for three-point bend tests on single-edge-notched beams[J]. Experimental Mechanics,2006,28(3):266-272.

[12]ELICES M,GUINEA G V,PLANAS J. Measurement of the fracture energy using three-point bend tests: influence of cutting the $p-\delta$ tail[J]. Materials and Structure, RILEM, 1992,25(6):305-312.

[13]HU X Z,WIEEMANN F H. Fracture energy and fracture process zone[J]. Materials and Structure, RILEM, 1992,25(6):319-326.

[14]WECHARATANA M. Double torsion tests for studying slow crack growth of portland cement mortar[J]. Cement and Concrete Research,1980,10(6):833-844.

(收稿日期 2008-01-02 编辑 骆超)