

考虑骨料体积含量影响的 混凝土准脆性断裂预测模型及应用

徐 平¹, 胡晓智², 张敏霞¹, 马金一¹

(1. 河南理工大学土木工程学院, 河南, 焦作 454003; 2. 西澳大学机械与化学工程学院, 澳大利亚, 珀斯 WA 6009)

摘 要: 基于对准脆性断裂边界影响模型参数的分析, 该文将平均骨料粒径 d_{ave} 引入模型中, 得到了考虑骨料体积含量及尺寸影响的混凝土准脆性断裂预测模型。模型中的有效裂缝与特征裂纹的比值, 明确表征了三分点加载单边切口梁(SEN)试件的尺寸及初始缝长度变化时服从的断裂失效准则; 模型中 d_{ave} 及分散系数 β_{ave} 将影响最大荷载 P_{max} 作用下临界微裂纹扩展区的平均虚拟裂纹长度 Δa_{fic} 。通过 SENB 试件在 P_{max} 时的受力分析, 得到了临界正应力 σ_n 、有效裂缝长度 a_e 、拉伸强度 f_t 及断裂韧度 K_{IC} 之间的关系式。通过 Amparano 的试验结果, 当 a_{fic} 为 0.8~1.4 倍 d_{ave} 时, 采用混凝土准脆性断裂模型能较好预测混凝土拉伸强度及断裂韧度。通过对 $\Delta a_{fic}=1.2d_{ave}$ 时模型得到的预测曲线与试验结果的对比, 证明了模型计算结果的可靠性。考虑骨料体积含量影响的混凝土准脆性断裂模型能基于 RILEM 规范中三分点加载 SENB 试验预测混凝土断裂韧度与拉伸强度。

关键词: 边界影响模型; 准脆性断裂; 混凝土骨料; 断裂韧度; 拉伸强度

中图分类号: TU528.1; O346.1+1 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.08.0599

QUASI-BRITTLE FRACTURE MODEL AND APPLICATION ON CONCRETE CONSIDERING AGGREGATE VOLUME CONTENT EFFECT

XU Ping¹, HU Xiao-zhi², Zhang Min-xia¹, MA Jin-yi¹

(1. School of Civil Engineering, Henan Polytechnic University, Jiaozuo, Henan 454003, China;

2. School of Mechanical and Chemical Engineering, University of Western Australia, Perth Australia, WA 6009)

Abstract: Based on the analysis of parameters in a Boundary Effect Model, the average aggregate size d_{ave} has been introduced into the model. Whereafter, the quasi-brittle fracture prediction model on concrete considering aggregate volume content and size effect has been proposed. The ratio of effective notch length to characteristic crack length in this model can clarify the fracture failure criterion of the specimens as the variation of the dimension and initial notch length for single edge notched beams (SENB) in three-point-bending tests. The fictitious crack length in critical crack growth region at P_{max} will be determined by the d_{ave} and dispersion coefficient β_{ave} in this model. Based on the stress analysis of the SENB at P_{max} , the relationship between critical nominal strength σ_n and effective notch length a_e and tensile strength f_t and fracture toughness K_{IC} has been obtained. According to the experiment results performed by Amparano, the tensile strength and fracture toughness could be predicted well by the fracture model with the average fictitious crack length $\Delta a_{fic}=(0.8\sim1.4)d_{ave}$. The reliability and applicability of the fracture model proposed have been confirmed by the comparison of the

收稿日期: 2017-08-02; 修改日期: 2018-04-04

基金项目: 国家自然科学基金项目(U1404527, 51508166); 河南省科技厅科技项目(2016Y2-1); 河南省博士后基金项目(169440)

通讯作者: 胡晓智(1957—), 男, 澳大利亚人, 终身教授, 博士, 博导, 从事断裂力学和先进材料与应用研究(E-mail: xhu@mech.uwa.edu.au).

作者简介: 徐 平(1981—), 男, 湖南人, 副教授, 博士, 博士后, 从事高性能混凝土及工程力学方面研究(E-mail: hpuxuping@126.com);

张敏霞(1979—), 女, 河南人, 副教授, 博士, 从事建筑材料与基础工程方面的研究(E-mail: zhangminxia@126.com);

马金一(1993—), 男, 河南人, 硕士生, 从事高性能混凝土及结构工程方面的研究(E-mail: majinyi1007@126.com).

prediction curves derived by the fracture model at $\Delta a_{fic} = 1.2 d_{ave}$ with the experiment results. According to the three-point-bending tests with SENB proposed by RILEM, tensile strength and fracture toughness can be predicted by the quasi-brittle fracture prediction model on concrete considering aggregate volume content effect.

Key words: boundary effect model; quasi-brittle fracture; concrete aggregate; fracture toughness; tensile strength

混凝土的抗拉强度及断裂韧度是表征材料抗裂性能及失效准则的材料参数,对混凝土构件的安全设计极其重要^[1-4]。1985年国际结构与材料研究联合会(RILEM)推荐采用三分点加载单边切口梁(SENB)测定I型裂缝断裂能的标准试验方法^[5],便于更为系统方便地研究混凝土的断裂性能。该方法虽然简单易行,但研究表明混凝土的断裂韧度和断裂能等材料特性参数受到明显的尺寸效应影响,要得到与混凝土材料尺寸无关的材料参数,必须浇筑足够大的试件^[6-8]。在RILEM^[5,9-11]提出的混凝土SENB试件中,试件的高度 W 一般在100 mm~300 mm,跨度与高度比(S/W)一般为8~2.5,显然该混凝土试件尺寸相对骨料最大粒径 d_{max} 没有达到足够大($W/d_{max}=5\sim30$),与尺寸无关的混凝土的断裂参数将不能由该试验直接得到。为此,揭示尺寸影响的混凝土非线性弹性断裂一直成为国内外研究的热点。混凝土是由骨料及胶凝材料相互胶结的复合材料,在断裂过程中其裂缝尖端将形成不规则间断性的裂纹或裂缝扩展区。Hillerborg^[12-13]较早提出混凝土断裂过程区(FPZ)的发展实质上是骨料粘结咬合裂纹的发展,并提出了虚拟裂纹模型,该模型得到了广泛应用并成为研究混凝土准脆性断裂的基础。为了研究混凝土试件尺寸对材料断裂的影响,Bazant等^[6,14-15]经过30多年(1984年至今)的研究,针对受尺寸影响的混凝土SENB断裂,提出了3个受尺寸效应影响的准脆性断裂模型(SEM),但是模型中含有过多的经验参数且未考虑骨料对混凝土断裂性能的影响。Hu和Duan在虚拟裂纹模型基础上,分析了断裂试件边界断裂过程区(FPZ)对材料断裂能及断裂韧度的影响,解释了SEM中材料尺寸效应影响的本质是断裂过程区受试件边界区的影响,并提出了基于边界影响的准脆性断裂模型(BEM)^[16-19]。

在混凝土断裂过程中,初始裂缝尖端的骨料与胶结材料之间胶结咬合作用失效导致裂纹扩张,因此混凝土中骨料的含量及尺寸将直接影响混凝土的断裂性能。Amparano等^[20]采用RILEM提出的SENB三分点加载试验,设计了不同尺寸及骨料体

积含量的混凝土SENB,分析了骨料含量对断裂能及断裂过程区的影响;Zollinger等^[21]通过试验表明,混凝土断裂过程中FPZ将随骨料平均粒径的增大而增大;Sim等^[22]开展了轻质骨料(粒径范围为4 mm~9 mm)混凝土SENB三分点加载试验,分析表明:轻质骨料混凝土的断裂能小于普通混凝土,且当最大骨料粒径大于8 mm后骨料粒径对断裂能的影响将减小。Nikbin等^[23]通过改变粗骨料的含量,基于RILEM提出的SENB三分点加载试验表明:混凝土的断裂能及裂纹特征长度随粗骨料含量的增大而增加;Karamloo等^[24]分析了自密实混凝土最大骨料粒径 d_{max} 对断裂性能的影响,研究表明:随着 d_{max} 的增大,混凝土的断裂韧度、断裂能、延性及断裂过程长度都将增大。Hu和Wang^[25]分析了大理岩颗粒的最大粒径对岩石准脆性断裂的影响;Hu和Guan等^[26-27]将最大骨料粒径 d_{max} 引入到边界模型,分析了 d_{max} 对混凝土准脆性断裂参数的影响。 d_{max} 反映了骨料尺寸对混凝土断裂的影响,但没有反映骨料体积含量对FPZ的影响关系,不利于揭示骨料体积含量对混凝土准脆性断裂的影响。

以上研究表明,基于RILEM的三分点加载混凝土SENB试验中,断裂参数一方面受到了试件尺寸影响,另一方面混凝土骨料的粒径及含量将深刻影响混凝土的准脆性断裂。本文通过对准脆性断裂边界影响模型及其参数的分析,将平均骨料粒径 d_{ave} 引入模型中,得到了考虑尺寸及骨料影响的混凝土准脆性断裂预测模型。通过分析Amparano开展的SENB三分点加载试验中的最大荷载 P_{max} ,基于本文的混凝土准脆性断裂预测模型得到了混凝土断裂韧度与拉伸强度。通过对比分析模型的计算结果与试验结果,证明了本文模型计算结果的可靠性和实用性。

1 混凝土准脆性断裂模型参数与骨料影响关系

1.1 特征裂缝长度 a_0^* 及有效裂纹长度 a_e

Hu等^[8,11,16-19]在前期的研究中证明了RILEM的三分点加载混凝土SENB试验中,断裂参数随尺

寸改变主要是准脆性断裂过程中裂缝尖端的断裂过程区(FPZ)在试件边界受到限制而产生,该现象可以用初始缝距试件前后边界的大小来表征。试件足够大时,提出了考虑边界影响的足够大试件准脆性断裂模型^[17-19]:

$$\sigma_N = \sigma_n = \frac{f_t}{\sqrt{1 + \frac{a_0}{a_\infty^*}}} \quad (1)$$

$$a_\infty^* = \frac{1}{Y^2 \cdot \pi} \left(\frac{K_{IC}}{f_t} \right)^2 = 0.25 \left(\frac{K_{IC}}{f_t} \right)^2 \propto \text{FPZ} \quad (2)$$

$$K_{IC} = Y \cdot f_t \cdot \sqrt{\pi \cdot a_\infty^*} \quad (3)$$

式中: σ_N 为名义正应力; σ_n 为临界正应力; f_t 为拉伸强度; a_0 为初始缝长度; W 为 SENB 试件的高度; K_{IC} 为与尺寸无关的材料真实断裂韧度; Y 为几何修正系数, 当 $a_0/W \rightarrow 0$ 时, $Y=1.12$; a_∞^* 即为特征裂缝长度。显然, a_∞^* 是取决于拉伸强度 f_t 及断裂韧度 K_{IC} 的材料常数。

对于足够大的 SENB 试件, 当试件和初始裂缝 a_0 足够大时, 即 $a_0/a_\infty^* \gg 1$ 时, 式(1)可变换得到式(4)。结合式(1)~式(3), 对式(4)取对数运算后可得到 σ_N 与 K_{IC} 和 a_0 的数量关系。当试件足够大且 $a_0 \rightarrow 0$ 时, 即 $a_0/a_\infty^* \ll 1$ 时, 式(1)可变换得到式(5)。对式(4)和式(5)两边取对数后即可得到如图 1 所示的材料拉伸强度 f_t 和 K_{IC} 的线弹性断裂力学(LEFM)的双渐近线断裂失效准则^[4, 24-26]。

$$\sigma_N = \frac{f_t}{\sqrt{\frac{a_0}{a_\infty^*}}} \quad (4)$$

$$\sigma_N = f_t = \frac{f_t}{\sqrt{1}} \quad (5)$$

如图 1 所示, 对于 I 型断裂, 初始缝 a_0 实际上是表明了裂缝尖端的初始断裂过程区距离试件后边界的距离, $W-a_0$ 则表明初始断裂过程区距离试件前边界的距离, 即式(1)实际上是表明了前后边界对材料失效的影响。模型中的特征裂缝长度 a_∞^* 为材料常数, a_0/a_∞^* 反映了初始裂缝长度变化时材料符合线弹性及准脆性断裂的转变原因。 a_0/a_∞^* 足够大时, 此时材料断裂服从 K_{IC} 的 LEFM 失效准则。反之, 则出现受试件裂缝前后边界、断裂韧度 K_{IC} 及拉伸强度 f_t 共同影响的准脆性断裂。美国材料和试验协会(ASTM)在用 SENB 试件测试金属断裂参数

过程中, 提出了当 $a_0/a_\infty^* \geq 10$ 时材料断裂服从线弹性断裂^[28]。

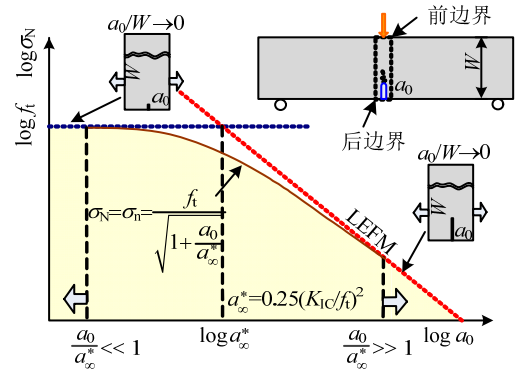


图 1 足够大尺寸 SENB 的准脆性断裂模型及失效准则
Fig.1 Quasi-brittle fracture model and failure criterion of the SENB with a sufficient size

实验室中 RILEM 推荐采用的三分点加载 SENB 混凝土试件, 其尺寸、初始裂缝长度相对混凝土骨料粒径远不能达到足够大, 此时试件边界及初始裂缝尖端断裂过程区对试件断裂全过程的影响显著, 试件断裂服从非线性弹性的准脆性断裂^[6, 8-9]。对于有限尺寸的三分点加载 SENB 试件, 一方面显然几何修正系数 $Y \neq 1.12$, 另一方面开槽点尖端的等效临界正应力 $\sigma_n \neq \sigma_N$ 。文献[25-27]给出了有限尺寸 ($0 < \alpha = a_0/W \leq 1$) 的三分点加载 SENB 混凝土梁几何修正系数:

$$Y(\alpha) = \frac{1 - 2.5\alpha + 4.49\alpha^2 - 3.98\alpha^3}{(1 - \alpha)^{3/2}}, \quad S/W = 2.5 \quad (6)$$

$$Y(\alpha) = \frac{1.99 - \alpha(1 - \alpha)(2.15 - 3.93\alpha + 2.7\alpha^2)}{\sqrt{\pi}(1 + 2\alpha)(1 - \alpha)^{3/2}}, \quad (7)$$

$$S/W = 4$$

对于有限尺寸的三分点加载 SENB 试件:

$$\sigma_N = A(\alpha) \cdot \sigma_n \quad (8)$$

$$A(\alpha) = (1 - \alpha)^2 \quad (9)$$

如图 2 所示, 在公式(1)的基础上, Hu 等^[18, 24-26]推导了受试件尺寸及边界影响的有限尺寸三分点加载 SENB 的准脆性断裂模型:

$$\sigma_n = \frac{f_t}{\sqrt{1 + \frac{a_e}{a_\infty^*}}} \quad (10)$$

$$a_e = a_0 \cdot \left[\frac{A(\alpha) \cdot Y(\alpha)}{1.12} \right]^2 = a_0 \cdot \left[\frac{(1 - \alpha)^2 \cdot Y(\alpha)}{1.12} \right]^2 \quad (11)$$

式中, a_e 为考虑几何尺寸及初始裂缝 a_0 影响的有效裂缝长度。模型中有效裂缝长度 a_e 反映了试件初始

裂缝尖端的 FPZ 距离前后边界 a_0 和 $W-a_0$ 的大小。即 a_e 不但反映了初始裂缝 a_0 的大小,同时也反映了初始裂缝尖端与试件前后边界的关系。对式(10)进行对数变换后,可得到图2所示的有限尺寸 SENB 的准脆性断裂失效准则。结合式(2)和式(3)可知,当试件及初始缝长度增大达到 $a_e/a_\infty^* \gg 1$ 时,试件断裂符合 K_{IC} 的 LEFM 失效准则;当试件及初始缝长度较小达到 $a_e/a_\infty^* \ll 1$ 时,试件断裂符合拉伸强度失效准则,否则将服从非线弹性的准脆性断裂。受边界影响的有限尺寸三分点加载混凝土 SENB 的准脆性断裂模型中,除了几何修正系数 $Y(\alpha)$,模型中未引入任何参数,这为模型的运用提供了良好的条件。

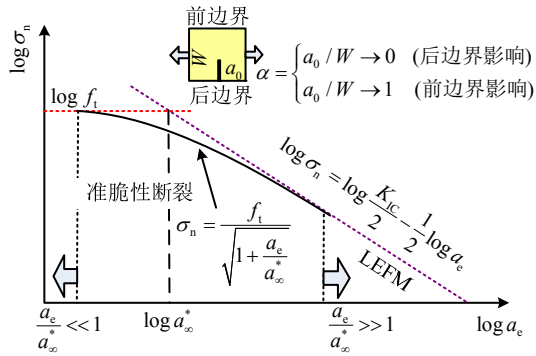


图2 有限尺寸 SENB 的准脆性断裂模型及失效准则

Fig.2 Quasi-brittle fracture model and failure criterion of the SENB with limited size

在有限尺寸三分点加载 SENB 的准脆性断裂模型中,考虑了初始裂纹长度、试件边界、试件尺寸、拉伸强度、断裂韧度对准脆性断裂的影响。但研究表明,在三分点加载 SENB 试件的初始缝尖端,骨料与胶凝材料间将产生微裂纹扩展区,断裂过程区将受到骨料颗粒结构的影响^[29-30]。因此,断裂模型中需要建立骨料结构与临界虚拟裂纹长度 Δa_{fic} 及正应力 σ_n 的相互关系。

1.2 骨料对临界虚拟裂纹长度 Δa_{fic} 的影响关系

对于 I 型断裂,如图 3(a)所示的三分点加载混凝土 SENB 试件,在达到最大荷载过程中,初始缝尖端将出现不规则间断性的裂纹或裂缝扩展区(初始断裂过程区 FPZ),荷载-挠度曲线出现明显软化现象。达到最大荷载 P_{max} 后,初始缝尖端的临界微裂纹扩展区(最大荷载 P_{max} 对应的初始裂缝扩展区)中将出现一主裂纹,混凝土 SENB 的脆性断裂实质是主裂纹突然形成后的脆断,即胶凝材料与较大颗粒骨料桥接分离时主裂纹迅速形成并扩展的结果。

达到最大荷载 P_{max} 时,设此时 SENB 临界微裂纹扩展区的平均虚拟裂纹长度为 Δa_{fic} ,如图 3(a)所示。基于虚拟裂纹模型及三分点加载梁截面的应力线性分布假定,跨中截面的应力分布可简化为如图 3(b)所示。

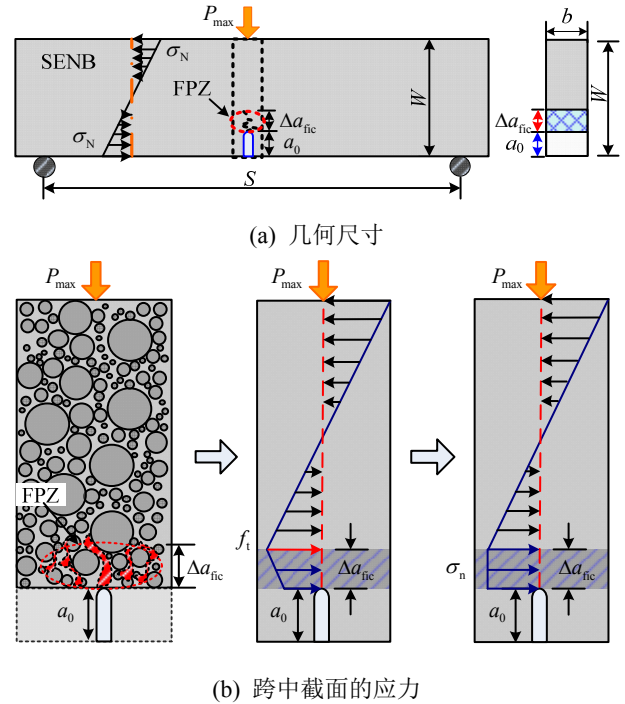


图3 SENB 几何尺寸及受力

Fig.3 Dimension and stress of SENB

初始缝尖端微裂纹扩展过程中,混凝土断裂的主裂纹形成首先要克服骨料间粘结力,尤其是混凝土中较大粒径的骨料(如最大骨料粒径 d_{max})之间的桥接。最近的研究结果表明,三分点加载混凝土 SENB 试件初始缝尖端的临界虚拟裂纹长度与骨料的最大粒径 d_{max} 成正比^[25-26],即:

$$\Delta a_{fic} = \beta \cdot d_{max} \quad (12)$$

式(12)反映了骨料最大粒径 d_{max} 对混凝土断裂的影响,但并没有反映骨料体积含量对 FPZ 的影响关系。研究表明^[22-23,27],骨料的体积含量将影响混凝土断裂过程中虚拟裂纹的长度,虚拟裂纹的长度随骨料粒径及体积含量的增大而增加。因此,临界微裂纹扩展区的平均虚拟裂纹长度 Δa_{fic} 将与骨料粒径及体积含量相关。式(12)仅考虑了骨料最大粒径对虚拟裂纹长度的影响,如果混凝土中最大粒径附近范围内的骨料数量极少或很多,显然式(10)不能成立,其主要原因是没有考虑混凝土中各类骨料体积含量的影响。因此,同时考虑混凝土中各类骨料体积含量及最大骨料粒径影响的最大等

效平均粒径 d_{ave} 能更严格的反映骨料粒径对 Δa_{fic} 的影响, 最大等效平均粒径可定义为:

$$d_{ave} = (V_1 \cdot d_{1-max} + V_2 \cdot d_{2-max} + \dots + V_n \cdot d_{n-max}) \quad (13)$$

式中: d_{ave} 为包含骨料体积含量影响的最大等效平均粒径, 反映了混凝土骨料对断裂性能的影响; V_1 、 V_2 和 V_n 分别为第 1、第 2 和第 n 种骨料所占混凝土的体积百分率; d_{1-max} 、 d_{2-max} 和 d_{n-max} 分别为第 1、第 2 和第 n 种骨料的粒径。由于骨料与胶凝材料的胶结咬合作用, 在裂纹扩展过程中, 混凝土骨料的粒径及体积含量主要影响断裂过程区(FPZ)的长度。

临界微裂纹扩展过程中, 裂纹并不是严格在混凝土骨料的表面形成^[31]。一方面, 初始裂纹沿试件宽度方向形成一不规则的断面, 另一方面, 骨料与胶凝材料的剥离断裂面相对骨料表面有一定的增益区, 如图 4 所示。图中平均虚拟裂纹长度 Δa_{fic} 为三分点加载达到最大荷载时 SENB 试件的初始缝尖端距离临界断裂面的平均长度。

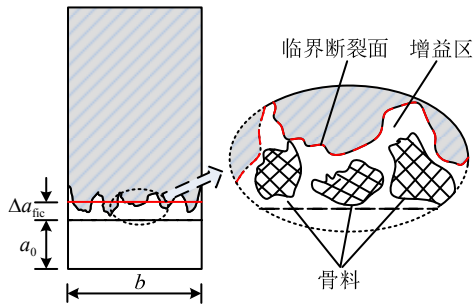


图 4 临界断裂面及平均虚拟裂纹长度 Δa_{fic}

Fig.4 Critical fracture face and average fictitious crack length Δa_{fic}

由于混凝土中骨料分布及临界断裂面的形成都具有一定随机性, 因此分别引入受骨料颗粒分布影响的分散系数 β_1 及裂纹增益区影响的分散系数 β_2 。考虑到最大骨料粒径对裂纹扩张的控制影响^[24-27], 临界微裂纹扩展区的平均虚拟裂纹长度 Δa_{fic} 可定义为:

$$\Delta a_{fic} = \beta_1 (V_1 d_{1-max} + V_2 d_{2-max} + \dots + V_n d_{n-max}) \cdot \beta_2 (1 + V_{tot}) = \beta_{ave} d_{ave} \quad (14)$$

式中: V_{tot} 为混凝土骨料的总体积含量百分率; β_{ave} 为受骨料粒径分布及增益区域影响的分散系数, $\beta_{ave} = \beta_1 \beta_2$ 。

1.3 拉伸强度、断裂韧度与最大荷载 P_{max} 的关系

当三分点 SENB 加载到最大荷载 P_{max} 时, 根据如图 3(b)所示的应力分布, 当临界微裂纹扩展区的虚拟裂纹平均虚拟裂纹长度为 Δa_{fic} 时, 由梁体受力及截面的应力平衡条件有^[31]:

$$\sigma_n = [(S/b) \cdot P_{max}] / \{ [(W - a_0 - \Delta a_{fic}) (W - a_0 + \Delta a_{fic})^3 + (W - a_0 - \Delta a_{fic})^4 + 6\Delta a_{fic} \cdot (W - a_0 - \Delta a_{fic})^2 (W - a_0)] / (3(W - a_0)^2) \} + 2\Delta a_{fic}^2 \} \quad (15)$$

将式(2)代入边界影响的准脆性断裂模型式(10)可得:

$$\frac{1}{\sigma_n^2} = \frac{1}{f_t^2} + \frac{4}{K_{IC}^2} \cdot a_e \quad (16)$$

将式(14)、式(15)代入式(10)中, 即可得到考虑骨料体积含量及尺寸影响的混凝土准脆性断裂预测模型。该模型表达式简明, 涉及的参数都有明确的物理意义, 方便实际运用。

根据 SENB 试件的几何尺寸及初始缝长度, 当已知最大荷载 P_{max} 和 Δa_{fic} 后, 由式(11)和式(15)即可得到临界正应力 σ_n ($1/\sigma_n^2$ 即可得到)及有效裂缝长度 a_e 。由式(16)即可根据 SENB 加载试验, 通过线性回归预测得到混凝土拉伸强度 f_t 及断裂韧度 K_{IC} 。反之, 如果得到材料的力学参数 f_t 和 K_{IC} , 根据式(11)和式(16)即可得到不同几何尺寸及初始裂缝 a_0 的 SENB 试件临界应力 σ_n 。随后, 由式(15)即可计算得到对应 SENB 试件的所能承受的最大荷载 P_{max} 。

2 混凝土准脆性断裂预测模型应用与分析

基于以上分析, 在 SENB 三分点加载试验的断裂参数预测过程中, 需要确定 SENB 临界微裂纹扩展区的平均虚拟裂纹长度 Δa_{fic} , Δa_{fic} 取决于分散系数 β_{ave} 和混凝土骨料最大粒径及体积含量。Amparano 等^[20]制备有骨料体积含量为 45%、55%、65%和 75%的混凝土, 四种混凝土的平均压缩强度分别为 $f_{c1}=34.55$ MPa、 $f_{c2}=31.93$ MPa、 $f_{c3}=30.62$ MPa 和 $f_{c4}=29.17$ MPa。混凝土粗骨料最大粒径为 $d_{1-max}=19$ mm 的碎石, 细骨料采用了普通河沙, 根据一般普通混凝土用砂 d_{2-max} 取 2.5 mm。通过文献[20]给出的混凝土配合比及材料密度, 结合式(14), 可计算得到四种混凝土组成材料的体积含量及骨料的等效平均粒径, 见表 1。

Amparano 等^[20]对每种混凝土都设计了试件高 W 分别 76.2 mm、114.3 mm、152.4 mm 和 228.6 mm 且几何相似的四组 SENB 试件, 试件几何尺寸示意如图 5 所示。不同骨料含量的混凝土中的每种尺寸

的梁都制备有 3 个试件，共计 48 个 SENB 试件。各试件三分点加载的最大荷载 $P_{\max}$ ，见表 2。

表 1 混凝土组成材料的体积含量及骨料的等效平均粒径
Table 1 Volume content of concrete ingredient and equivalent mean aggregate size

混凝土	水泥净浆体积 含量/(%)	粗骨料体积 含量 V_1 /(%)	细骨料体积 含量 V_2 /(%)	骨料等效平均 粒径 d_{ave} /mm
C_{V-45}	55	30	15	8.8
C_{V-55}	45	36.7	18.3	11.5
C_{V-65}	35	43.3	21.7	14.5
C_{V-75}	25	50	25	17.7

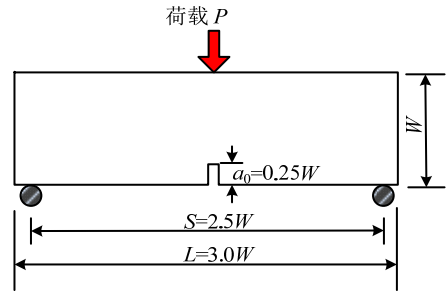


图 5 Amparano 制备的 SENB 试件尺寸^[20]
Fig.5 Dimension of SENB made by Amparano^[20]

表 2 混凝土梁的最大荷载^[20]
Table 2 Maximum loads of the concrete beams^[20]

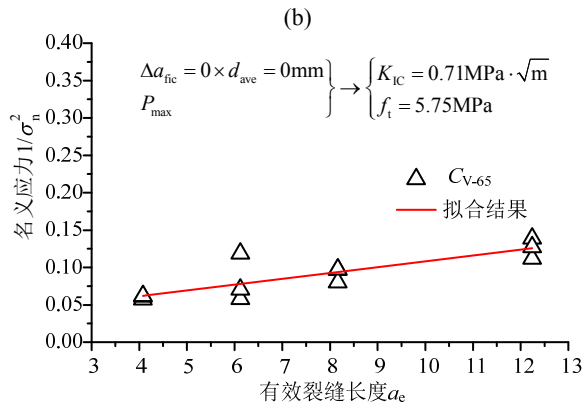
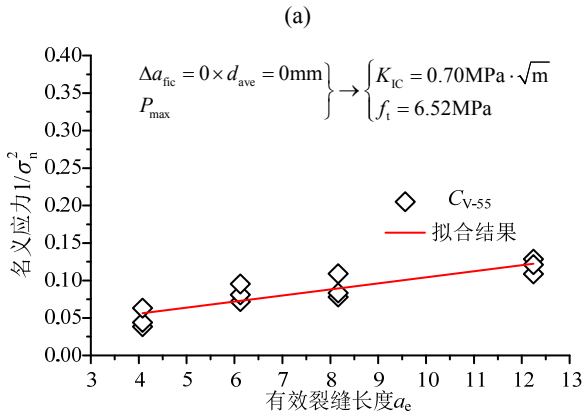
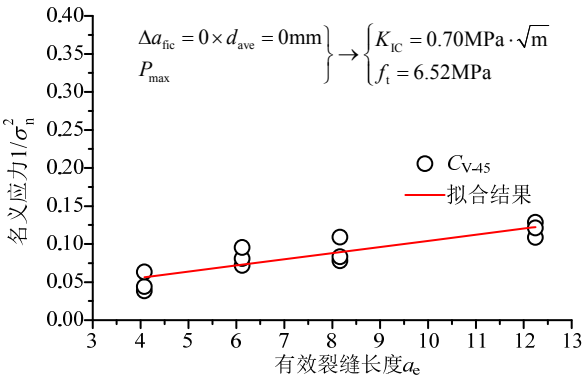
试件高度 W /mm	试件跨径 S /mm	最大荷载 $P_{\max}$ /N			
		C_{V-45}	C_{V-55}	C_{V-65}	C_{V-75}
76.2	190.5	2505	3703	3035	4410
76.2	190.5	2332	3458	2936	3739
76.2	190.5	2687	2886	2920	3433
114.3	285.75	4539	4060	4525	4527
114.3	285.75	4442	3828	4102	5434
114.3	285.75	3278	3523	3163	4443
152.4	381.0	5428	5196	4665	5672
152.4	381.0	5106	4396	5130	4738
152.4	381.0	4255	5029	4648	5107
228.6	571.5	6574	6606	5848	7238
228.6	571.5	6039	6077	6514	7536
228.6	571.5	5429	6258	6107	7666

注： C_{V-45} 、 C_{V-55} 、 C_{V-65} 和 C_{V-75} 分别表示骨料体积含量为 45%、55%、65%和 75%的混凝土。

根据式(10)~式(16)可知，由 Δa_{fic} 及最大荷载 $P_{\max}$ 即可得到 SENB 临界正应力 σ_n ，根据式(16)对多组三分点加载 SENB 试件的有效裂缝长度 a_e (由式(11)得到)及 $1/\sigma_n^2$ 的线性回归即可得到拉伸强度 f_t 和断裂韧性 K_{IC} 。由式(14)可知，当得到已知骨料的粒径及体积含量后，确定合适的分散系数 β_{ave} 取值即可得到临界微裂纹扩展区的平均虚拟裂纹长度为 Δa_{fic} 。相关文献及声发射的研究表明，混凝土达到最大荷载时其初始缝尖端的临界微裂纹扩展

区长度十分有限^[25-26, 29]，故以下将先分析 $\beta_{ave}=0$ 和 1 时式(16)回归分析的拉伸强度 f_t 及断裂韧性 K_{IC} 情况。图 6 和图 7 分别为分散系数 $\beta_{ave}=0$ 和 1 时，骨料体积含量为 45%、55%、65%和 75%的三分点加载 SENB 试验结果通过式(16)的线性回归及其相应拉伸强度 f_t 及断裂韧性 K_{IC} 。

文献[20]中给出了混凝土的抗压强度但未给出拉伸强度 f_t 及断裂韧性 K_{IC} 。对于普通混凝土，其拉伸强度一般为其抗压强度的 1/8~1/12，根据文献中 C_{V-45} 、 C_{V-55} 、 C_{V-65} 和 C_{V-75} 混凝土的抗压强度，可推测其拉伸强度分别为 $f_{t1}=2.88\text{ MPa}\sim 4.32\text{ MPa}$ 、 $f_{t2}=2.66\text{ MPa}\sim 3.99\text{ MPa}$ 、 $f_{t3}=2.55\text{ MPa}\sim 3.83\text{ MPa}$ 及 $f_{t4}=2.43\text{ MPa}\sim 3.65\text{ MPa}$ 之间。根据文献[14-15, 25]中普通混凝土的



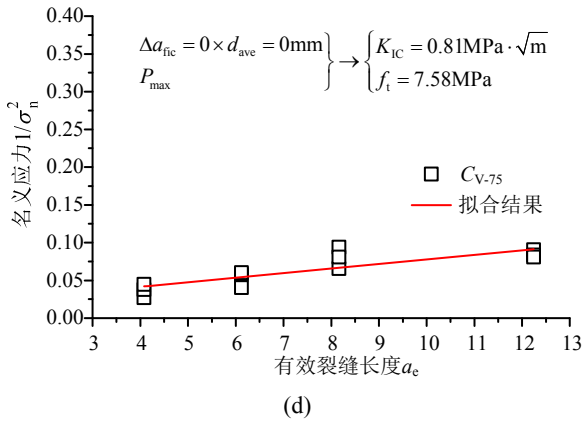


图6 $\beta_{ave}=0$ 时线性回归的拉伸强度 f_t 及断裂韧度 K_{IC}
Fig.6 Tensile strength f_t and fracture toughness K_{IC} by linear regression analysis at $\beta_{ave}=0$

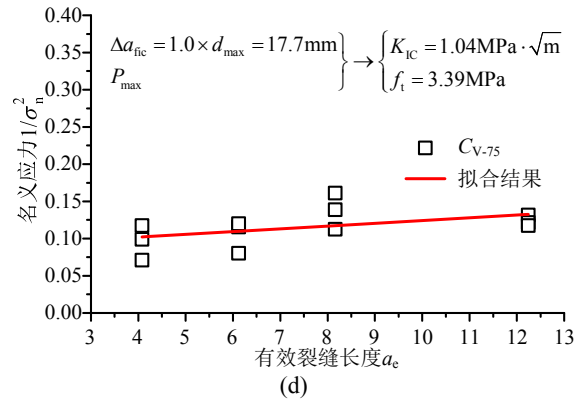
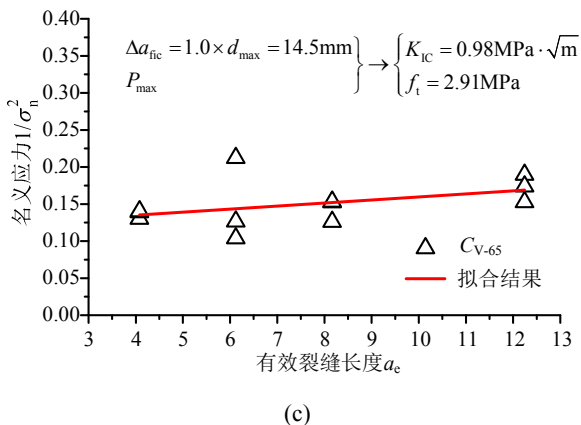
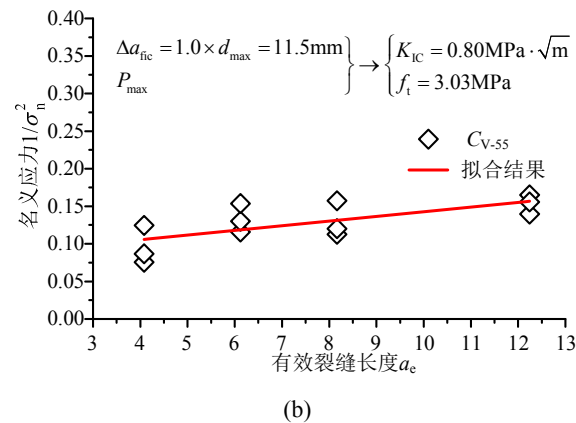
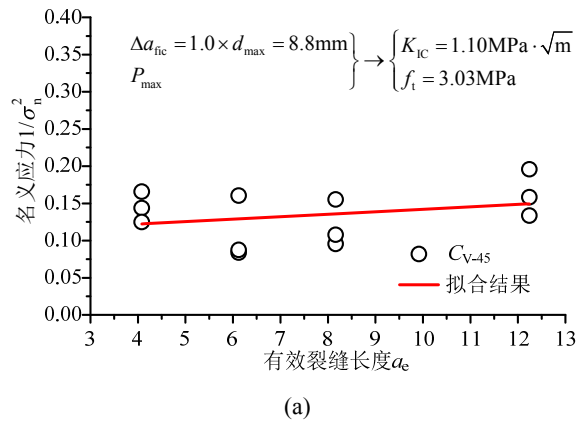


图7 $\beta_{ave}=1$ 时线性回归的拉伸强度 f_t 及断裂韧度 K_{IC}
Fig.7 Tensile strength f_t and fracture toughness K_{IC} by linear regression analysis at $\beta_{ave}=1$

断裂韧度值为 $K_{IC}=0.8 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{m}} \sim 1.8 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{m}}$ 。由图6的回归分析结果可知, $\beta_{ave}=0$ (即临界虚拟裂纹长度 $\Delta a_{fic}=0$)时预计的抗拉强度明显不正确。但图7中, 当 $\beta_{ave}=1$ (即临界虚拟裂纹长度 $\Delta a_{fic}=d_{ave}$)时, 此时模型预计的拉伸强度及断裂韧度值都在普通混凝土的一般范围。由此可知分散系数 β_{ave} 取值应该在1附近, 即临界微裂纹扩展区的平均虚拟裂纹长度 Δa_{fic} 在1倍左右的骨料等效粒径高度。为了分析更好分析得到 β_{ave} 取值范围, 分别对 $\beta_{ave}=0 \sim 1.6$ 时模型预计的拉伸强度 f_t 及断裂韧度 K_{IC} 及相关参数进行统计, 见表3。

由表3可知, 当 $\beta_{ave}=0.8 \sim 1.4$ 之间, 即初始缝尖端的临界虚拟裂纹扩展长度 $\Delta a_{fic}=0.8d_{ave} \sim 1.4d_{ave}$ 时, 准脆性断裂模得出的混凝土的拉伸强度及断裂韧度都在 C_{V-45} 、 C_{V-55} 、 C_{V-65} 和 C_{V-75} 混凝土的一般范围, 且随着 β_{ave} 的增大, 拉伸强度 f_t 减小, 断裂韧度 K_{IC} 增大。基于以上特征, 以下将采用 $\beta_{ave}=0.8 \sim 1.4$ 中间范围, 取 $\beta_{ave}=1.2$ 对试验结果与考虑骨料体积含量影响的混凝土准脆性断裂预测曲线进行对比, 如图8所示。由图8可知, 当 $\beta_{ave}=1.2$, 即平均虚拟裂纹长度 $\Delta a_{fic}=1.2d_{ave}$ 时, 基于边界模型的预测曲线与试验结果有较好一致性, 这表明在三分点加载 SENB 试件过程中, 考虑骨料体积及粒径影响的混凝土准脆性断裂模型计算能较好的预测试验结果。

为了分析模型计算的最大荷载 P_{max}^J 与试验最大荷载 P_{max} 的差异, 先根据 SENB 的尺寸由式(11)可得到有效裂纹 a_e , 分别将 $\Delta a_{fic}=1.2d_{ave}$ 时对应的拉伸强度及断裂韧度代入式(2)得到特征裂纹长度 a_{∞}^* , 结合式(10)即可得到临界正应力 σ_n , 最后结合式(15)即可求得用模型计算得到的各 SENB 三分点加载试验的最大荷载 P_{max}^J , 其模型计算值与试验

表 3 不同 β_{ave} 时模型的预测结果

Table 3 Prediction results derived by the fracture model at different β_{ave}

混凝土	β_{ave}	虚拟裂纹长度 $\Delta a_{fic}/mm$	预测拉伸强度 f_t/MPa	预测断裂韧度 $K_{IC}/(MPa \cdot \sqrt{m})$	混凝土	β_{ave}	虚拟裂纹长度 $\Delta a_{fic}/mm$	预测拉伸强度 f_t/MPa	预测断裂韧度 $K_{IC}/(MPa \cdot \sqrt{m})$
C_{V-45}	0	0.00	6.52	0.70	C_{V-65}	0	0.00	5.75	0.71
	0.2	1.76	4.20	0.81		0.2	2.90	4.73	0.74
	0.4	3.52	3.82	0.86		0.4	5.80	4.05	0.77
	0.6	5.28	3.51	0.91		0.6	8.7	3.57	0.82
	0.8	7.04	3.25	0.99		0.8	11.6	3.20	0.89
	1.0	8.80	3.03	1.10		1.0	14.5	2.91	0.98
	1.2	10.56	2.84	1.27		1.2	17.4	2.67	1.14
	1.4	12.32	2.68	1.59		1.4	20.3	2.47	1.45
C_{V-55}	1.6	14.08	2.53	2.48		1.6	23.2	2.29	2.57
	0	0.00	6.53	0.70	C_{V-75}	0	0.00	7.58	0.81
	0.2	2.30	5.48	0.72		0.2	3.54	5.92	0.83
	0.4	4.60	4.78	0.73		0.4	7.08	4.94	0.86
	0.6	6.9	4.26	0.75		0.6	10.62	4.26	0.90
	0.8	9.2	3.85	0.77		0.8	14.16	3.77	0.96
	1.0	11.5	3.52	0.8		1.0	17.70	3.39	1.04
	1.2	13.8	3.03	0.89		1.2	21.24	3.08	1.16
	1.4	16.1	2.83	0.95		1.4	24.78	2.83	1.38
	1.6	18.4	2.51	1.17		1.6	28.32	2.62	1.86

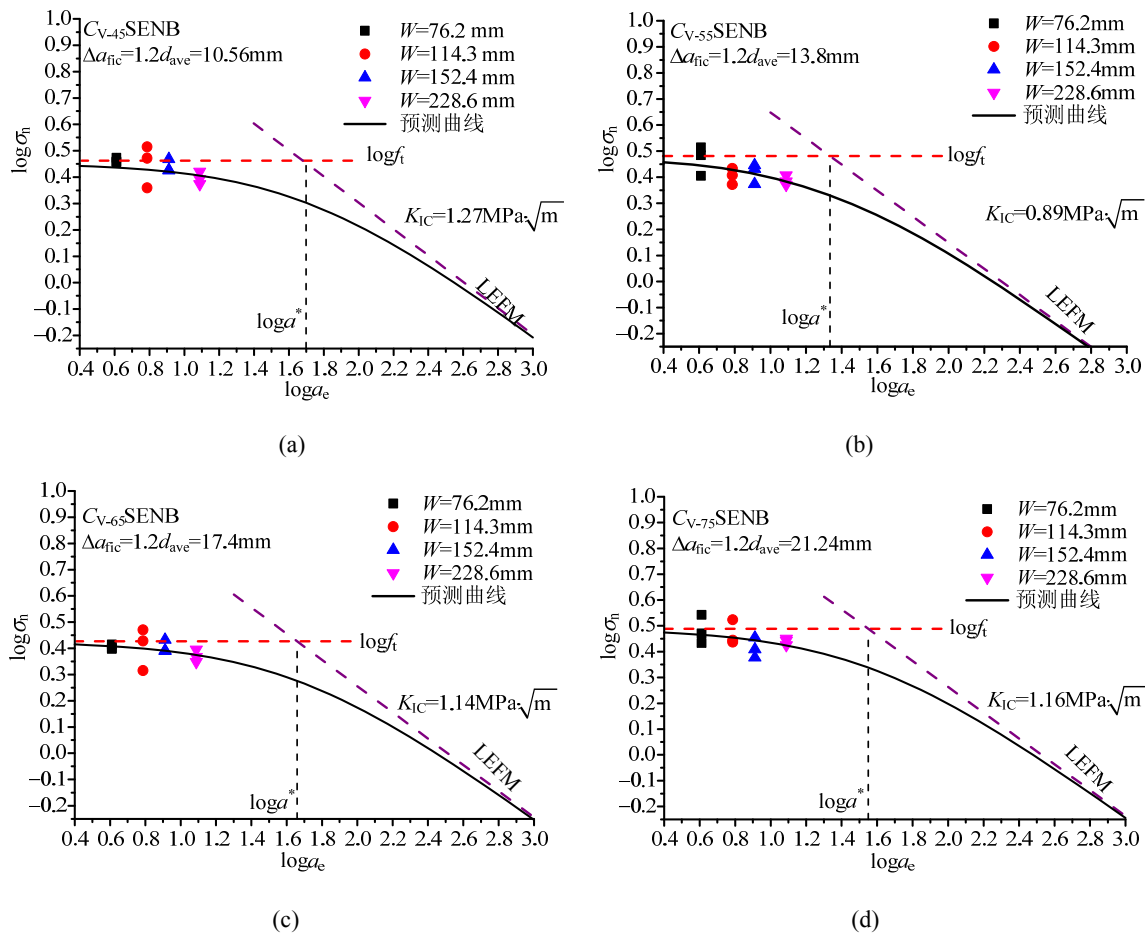


图 8 模型预测曲线与试验结果的对比

Fig.8 Comparison of the prediction curves derived by the fracture model with the experiment results

值的对比见表 4。通过对比四种不同骨料体积分含量的混凝土预制的四种尺寸(16 种 SENB, 共记 48 根梁)试件最大荷载, 模型的计算结果与实测结果的平均值最大相差-10.7%, 最小仅为 0.79%, 且误差基本都控制在 10%以内。该对比结果说明了模型计算结果的可靠性。

表 4 模型计算值与试验值的对比

Table 4 Comparison of the results derived by the fracture model with the experiment results

混凝土	试件高度 W/mm	平均值 P_{ave}/N	计算值 P_{max}^I/N	误差/(%)
C_{V-45}	76.2	2508.00	2714.41	8.23
	114.3	4086.33	3837.39	-6.09
	152.4	4929.67	4528.57	-8.14
	228.6	6014.00	6224.97	3.51
C_{V-55}	76.2	3349.00	2990.56	-10.70
	114.3	3803.67	3848.70	1.18
	152.4	4873.67	4650.82	-4.57
	228.6	6313.67	6117.52	-3.11
C_{V-65}	76.2	2963.67	2987.04	0.79
	114.3	3930.00	3837.25	-2.36
	152.4	4814.33	4656.01	-3.29
	228.6	6156.33	6209.16	0.86
C_{V-75}	76.2	3860.67	3690.52	-4.41
	114.3	4801.33	4631.00	-3.55
	152.4	5172.33	5529.12	6.90
	228.6	7480.00	7214.65	-3.55

以上通过建立混凝土准脆性断裂模型与骨料粒径及体积的关系, 得到的临界正应力、有效裂缝长度、拉伸强度及断裂韧性之间的关系式。考虑骨料体积分含量及尺寸影响的混凝土准脆性断裂模型能基于 RILEM 提出的小尺寸 SENB 三分点加载试验预测得到混凝土的断裂韧性及拉伸强度, 为工程设计提供了依据。

3 结论

混凝土拉伸强度及断裂韧性是混凝土断裂及构件设计的重要指标。本文分析了骨料粒径及体积分含量对 SENB 断裂性能的影响, 建立了考虑骨料体积分含量影响的混凝土准脆性断裂预测模型。通过对比模型计算结果与试验结果, 证明了模型的可靠性。基于本文的研究, 可得到如下结论:

(1) 通过对准脆性断裂边界影响模型参数的分析, 将受混凝土骨料体积及粒径决定的平均骨料粒径 d_{ave} 引入模型中, 得到了考虑骨料体积分含量及尺寸影响的混凝土准脆性断裂预测模型。

(2) 基于考虑骨料体积分含量及尺寸影响的混凝土

准脆性断裂预测模型, 采用 RILEM 提出的 SENB 三分点加载试验得到的最大荷载 P_{max} , 通过对有效裂缝长度 a_e 及 $1/\sigma_n^2$ 的线性回归即可得到拉伸强度 f_t 和断裂韧性 K_{IC} , 为实验室条件下采用小尺寸的三分点加载 SENB 试验预测混凝土断裂韧性及拉伸强度提供了新途径。

(3) 对比分析 Amparano 的试验结果与模型预测曲线可知, 当临界微裂纹扩展区的平均虚拟裂纹长度 $\Delta a_{fic}=1.2 d_{ave}$ 时, 模型得到的预测曲线及最大荷载与试验结果吻合较好。

参考文献:

- [1] 潘家铮. 断裂力学方法在水工结构设计中的应用[J]. 水利学报, 1980(1): 45—59.
Pan Jiazheng. Applications of fracture mechanics to the design of hydraulic structure [J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1980(1): 45—59. (in Chinese)
- [2] 韩宇栋, 张君, 高原. 粗骨料体积分含量对混凝土断裂参数的影响[J]. 工程力学, 2013, 30(3): 191—197.
Han Yudong, Zhang Jun, Gao Yuan. Effect of coarse aggregate content on fracture parameters of concrete [J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(3): 191—197. (in Chinese)
- [3] 赵燕茹, 王磊, 韩霄峰, 等. 冻融条件下玄武岩纤维混凝土断裂韧性研究[J]. 工程力学, 2017, 34(9): 92—101.
Zhao Yanru, Wang Lei, Han Xiaofeng, et al. Fracture toughness of basalt-fiber reinforced concrete subjected to cyclic freezing and thawing [J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(9): 92—101. (in Chinese)
- [4] 管俊峰, 胡晓智, 王玉锁, 等. 用边界效应理论考虑断裂韧性和拉伸强度对破坏的影响[J]. 水利学报, 2016, 47(9): 45—59.
Guan Junfeng, Hu Xiaozhi, Wang Yusuo, et al. Effect of fracture toughness and tensile strength on fracture based on boundary effect theory [J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2016, 47(9): 45—59. (in Chinese)
- [5] RILEM TC-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 Structures, 1985, 18(106): 285—290.
- [6] Bažant Z P. Size effect in blunt fracture: concrete, rock, metal [J]. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 1984, 111(4): 518—535.
- [7] 徐世烺, 赵国藩. 巨型试件断裂韧性和高混凝土坝裂缝评定的断裂韧性准则[J]. 土木工程学报, 1991, 24(2): 1—9.
Xu Shiliang, Zhao Guofan. Concrete fracture toughness of huge specimens and criterion of fracture toughness for

- judging cracks in high concrete dam [J]. China Civil Engineering Journal, 1991, 24(2): 1—9. (in Chinese)
- [8] Hu X Z, Duan K. Size effect and quasi-brittle fracture: the role of FPZ [J]. International Journal of Fracture, 2008, 154(1): 3—14.
- [9] Karihaloo B L, Nallathambi P. Effective crack model for the determination of fracture toughness (K_{IC}) of concrete [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1990, 35(4/5): 637—645.
- [10] Karihaloo B L, Abdalla H M, Imjai T. A simple method for determining the true specific fracture energy of concrete [J]. Magazine of Concrete Research, 2003, 55(5): 471—481.
- [11] Hu X Z, Wittmann F. Size effect on toughness induced by crack close to free surface [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2000, 65(1): 209—221.
- [12] Hillerborg A. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements [J]. Cement and Concrete Research, 1976, 6(6): 773—782.
- [13] Hillerborg A. Results of three comparative test series for determining the fracture energy G_F of concrete [J]. Materials and Structures, 1985, 18(5): 407—413.
- [14] Bazant Z P, Yu Q. Universal size effect law and effect of crack depth on quasi-brittle structure strength [J]. Journal of Engineering Mechanics, 2009, 135(2): 78—84.
- [15] Hoover C G, Bazant Z P. Comparison of the Hu-Duan boundary effect model with the size-shape effect law for quasi-brittle fracture based on new comprehensive fracture tests [J]. Journal of Engineering Mechanics, 2014, 140(3): 480—486.
- [16] Duan K, Hu X Z, Wittmann F H. Boundary effect on concrete fracture and non-constant fracture energy distribution [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2003, 70(16): 2257—2268.
- [17] Hu X Z, Duan K. Influence of fracture process zone height on fracture energy of concrete [J]. Cement and Concrete Research, 2004, 34(8): 1321—1330.
- [18] Hu X Z, Duan K. Size effect: influence of proximity of fracture process zone to specimen boundary [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2007, 74(7): 1093—1100.
- [19] Hu X Z, Duan K. Mechanism behind the size effect phenomenon [J]. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 2009, 136(1): 60—68.
- [20] Amparano F E, Xi Y, Roh Y. Experimental study on the effect of aggregate content on fracture behavior of concrete [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2000, 67(9): 65—84.
- [21] Zollinger D G, Tang T, Yoo R H. Fracture toughness of concrete at early ages. ACI Materials Journal, 1993, 90(5): 463—471.
- [22] Sim J, Yang K, Lee E, Yi S. Effects of aggregate and specimen sizes on lightweight concrete fracture energy [J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2014, 26(5): 845—854.
- [23] Nikbin I M, Beygi M H A, Kazemi M T, et al. Effect of coarse aggregate volume on fracture behavior of self-compacting concrete [J]. Construction and Building Materials, 2014, 52(2): 137—145.
- [24] Karamloo M, Mazloom M, Payganeh G. Effects of maximum aggregate size on fracture behaviors of self-compacting lightweight concrete [J]. Construction and Building Materials, 2016, 123(10): 508—515.
- [25] Wang Y S, Hu X Z. Determination of tensile strength and fracture toughness of granite using notched three-point-bend samples [J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2017, 50(1): 17—28.
- [26] Hu X Z, Guan J F, Wang Y S, et al. Comparison of boundary and size effect models based on new developments [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2017, 175(4): 146—167.
- [27] Guan J F, Hu X Z, Li Q. In-depth analysis of notched 3-p-b concrete fracture [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2016, 165(10): 57—71.
- [28] ASTM E399-12e2, Standard test method for linear-elastic plane-strain fracture toughness testing of high strength metallic materials [S]. Philadelphia: American Society for Testing and Material, 2013.
- [29] Muralidhara S, Raghu Prasad B K, Eskandari H, et al. Fracture process zone size and true fracture energy of concrete using acoustic emission [J]. Construction and Building Materials, 2010, 24(4): 479—486.
- [30] Kumpova I, Fila T, Vavik D, et al. X-ray dynamic observation of the evolution of the fracture process zone in a quasi-brittle specimen [C]. 16th International Workshop on Radiation Imaging Detectors. Trieste: IOP Publishing for SISSA Medialab, 2015: 1—8.
- [31] Wang Y S, Hu X Z, Liang L, et al. Determination of tensile strength and fracture toughness of concrete using notched 3-p-b specimens [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2016, 160(7): 67—77.