

DOI:10.11918/202207003

# 海水海砂混凝土无尺寸效应拉伸强度与断裂韧度的确定

于森<sup>1</sup>,杨树桐<sup>1,2</sup>,袁源<sup>1</sup>,杨松<sup>1</sup>

(1. 中国海洋大学 工程学院, 山东 青岛 266100;  
2. 青岛理工大学 蓝色经济区工程建设与安全协同创新中心, 山东 青岛 266033)

**摘要:** 海水海砂混凝土(seawater sea sand, SSC)在岛礁和临海工程建设中有广阔的应用空间。海洋环境下,混凝土容易开裂,严重影响结构耐久性。为确保该新型混凝土在海洋环境下的安全服役,对SSC的断裂力学性能研究以及断裂参数的合理确定至关重要。然而采用传统方法,基于线弹性断裂理论确定的断裂参数,由于未考虑材料非均匀性的影响,不可避免存在尺寸效应。鉴于此,本文利用基于边界效应的非线性断裂理论,考虑材料的非连续性与非均匀性,确定SSC的真实断裂参数。配制最大骨料粒径 $d_{\max}$ 为10和20 mm的海水海砂混凝土,分别进行高度为100和200 mm的三点弯曲梁试验,初始缝高比为0.1~0.7;并用淡水、河砂等质量替代海水、海砂配制普通混凝土(ordinary Portland cement, OPC)作为对照组进行试验。基于边界效应模型,通过引入混凝土平均骨料粒径,得到了SSC的真实无尺寸效应拉伸强度 $f_t$ 及断裂韧度 $K_{IC}$ ,进而结合正态分布分析确定两断裂参数的均值以及具有95%保证率的上下限值,并利用得到的拉伸强度成功预测任意尺寸条件下SSC试件的极限荷载。结果表明:相同骨料级配下,与普通混凝土相比,海水海砂混凝土断裂截面上骨料断裂的比例更高,SSC的拉伸强度及断裂韧度高于OPC;随着最大骨料粒径的增大,SSC和OPC骨料断裂的比例均减小,其断裂韧度 $K_{IC}$ 均增加, $f_t$ 降低。所提模型及相关结果可为海水海砂混凝土实际工程设计提供参考。

**关键词:** 海水海砂混凝土;边界效应;非线性断裂力学;断裂韧度;拉伸强度

**中图分类号:** TU501

**文献标志码:** A

**文章编号:** 0367-6234(2023)10-0082-11

## Determination of size-independent tensile strength and fracture toughness of seawater sea sand concrete

YU Miao<sup>1</sup>, YANG Shutong<sup>1,2</sup>, YUAN Yuan<sup>1</sup>, YANG Song<sup>1</sup>

(1. College of Engineering, Ocean University of China, Qingdao 266100, Shandong, China;  
2. Cooperative Innovation Center of Engineering Construction and Safety in Shandong Blue Economic Zone, Qingdao University of Technology, Qingdao 266033, Shandong, China)

**Abstract:** Seawater sea sand concrete (SSC) has a wide range of applications in the construction of islands and coastal projects. In marine environments, concrete is prone to cracking, which can significantly affect the durability of structures. In order to ensure the safe service of this new type of concrete in the marine environment, it is crucial to study the fracture mechanical properties of SSC and to determine the fracture parameters reasonably. However, the size effect is inevitably present due to the neglect of material inhomogeneity when using the determined fracture parameters based on traditional linear elastic fracture model. To address this issue, this article aims to determine the size-independent fracture parameters of SSC, utilizing a non-linear fracture theory based on boundary effect model, taking into account the material discontinuity and heterogeneity. In this paper, SSC with the maximum aggregate sizes of 10 and 20 mm were prepared. Three-point bending tests of with heights of 100 and 200 mm were carried out respectively, and the initial crack length-to-beam depth ratios were set from 0.1 to 0.7 in each group. Additionally, fresh water and river sand were used to replace seawater and sea sand in order to prepare ordinary Portland concrete (OPC) as the control group for the experiments. Based on the boundary effect model and by incorporating the average aggregate size of concrete, the size-dependent tensile strength  $f_t$ , fracture toughness  $K_{IC}$  of SSC can be obtained analytically from small and medium-sized specimens. Furthermore, the means, upper and lower limits of two fracture parameters with 95% reliability were determined based on the normal distribution analysis. The ultimate load of SSC specimens under any size condition was successfully predicted by using obtained tensile strength. Moreover, the results show that under the same aggregate gradation, compared with ordinary Portland concrete, SSC exhibits a higher proportion of aggregate fracture on the fracture surface and demonstrates

收稿日期: 2022-07-02; 录用日期: 2022-08-18; 网络首发日期: 2022-12-15

网络首发地址: <http://kns.cnki.net/kcms/detail/23.1235.T.20221214.1525.001.html>

基金项目: 国家自然科学基金(51778591)

作者简介: 于森(1994—),男,硕士研究生;杨树桐(1979—),男,教授,博士生导师

通信作者: 杨树桐, shutongyang2013@163.com

higher tensile strength and fracture toughness. With the increase in the maximum aggregate size, the proportion of aggregate fracture in both SSC and OPC decreased. However, the fracture toughness  $K_{IC}$  increased, while  $f_t$  decreased. The above model and related results can provide references for the practical engineering design of seawater sea sand sea sand concrete.

**Keywords:** seawater sea sand concrete; boundary effect; non-linear fracture mechanics; fracture toughness; tensile strength

海水、海砂的合理利用可极大地减少淡水、河砂的开采,同时在临海工程及远离大陆的岛礁工程建设中,能够就地取材,缩短建设周期,降低工程成本。目前国内外学者对海水海砂混凝土(seawater sea sand concrete, SSC)基本力学性能已经开展了较多研究,多集中于抗压强度方面的研究。文献[1-2]表明,海水、海砂的掺入会加快水泥水化,使得 SSC 早期抗压强度略高于普通混凝土(ordinary Portland cement, OPC);文献[3]研究表明 SSC 长期抗压强度同样高于 OPC;文献[4]研究则表明,其长期抗压强度与 OPC 相当;而文献[5]分析了土耳其某地震后损伤结构中海砂混凝土基本力学性能后发现,海砂对混凝土长期抗压强度发展有不利影响。

海水、海砂中的氯离子会腐蚀钢筋,使混凝土产生裂缝,降低结构的耐久性<sup>[6]</sup>。耐氯离子腐蚀的 FRP 筋代替钢筋是一种行之有效的方法,但混凝土开裂后,混凝土孔隙液中的氢氧根离子会在外界水分传输作用下侵蚀 FRP 筋<sup>[7-8]</sup>。此外,混凝土由于其组分的特殊性,内部不可避免存在缺陷,且海洋环境下,易出现新的裂缝。因此,基于断裂力学对 SSC 进行抗裂性分析显得尤为重要。

拉伸强度和断裂韧度作为两个重要的力学参数,其合理确定对有效评估混凝土的抗裂性能至关重要。但基于连续性、均匀性假设得到的劈裂抗拉强度是平均应力,并不是混凝土真实拉伸强度<sup>[9]</sup>,且存在尺寸效应<sup>[10]</sup>。此外,采用中小尺寸试件,基于传统线弹性断裂理论得到的混凝土断裂韧度仍存在尺寸效应<sup>[11-12]</sup>。尽管文献[13]针对尺寸效应现象提出了尺寸效应模型,但该模型需要几何相似试件,并通过数据拟合求得待定参数<sup>[14]</sup>。文献[15-16]研究发现尺寸效应存在的本质原因为:由于裂缝尖端存在断裂过程区,其尺寸相对于试件高度较大,试件呈现明显非均质特性,处于准脆性断裂状态。因此采用传统的线弹性断裂力学无法求得中小尺寸混凝土试件无尺寸效应的断裂参数。在此基础上,提出了边界效应模型(BEM),引入反映混凝土不均匀性和不连续性的参数,只需在试验中测得极限荷载  $F_{max}$ ,可同时求得试件真实无尺寸效应的拉伸强度  $f_t$  和断裂韧度  $K_{IC}$ <sup>[17]</sup>。BEM 无需严格的几何相似条件,不需要数据拟合,具有唯一解析解。

SSC 由于其拌合水与骨料的特殊性,其断裂特性与 OPC 会存在一定的差异。考虑到该混凝土未来在海洋环境下安全服役,因此对 SSC 断裂性能分析极其重要。文献[18]采用双  $K$  断裂理论确定了最大骨料粒径为 10 mm 的 SSC 的断裂韧度,但双  $K$  断裂参数的确定仍基于线弹性断裂理论,对于普通实验室中常用的中小尺寸试件,双  $K$  断裂参数的尺寸效应不可避免。鉴于此,本文首先进行三点弯曲梁试验,研究中小尺寸(100 和 200 mm)SSC 梁断裂性能,分析不同最大骨料粒径(10、20 mm)和初始缝高比(0.1~0.7)的影响。进而,基于 BEM,确定了 SSC 真实无尺寸效应的  $f_t$  与  $K_{IC}$ ,并与相同配合比的 OPC 进行比较。

## 1 SSC 断裂性能分析

### 1.1 试验概况

#### 1.1.1 原材料

试验制备混凝土所使用的水泥为山东山水水泥集团有限公司生产的 P. O. 42.5 普通硅酸盐水泥;淡水采用实验室自来水,海水为参照 ASTM D1141-98<sup>[19]</sup>配制的人工海水;粗骨料采用 2 种最大骨料粒径的花岗岩碎石,粒径范围分别为 5~10 mm, 5~20 mm;河砂产自青岛平度,海砂产自青岛红岛湾,根据规范<sup>[20]</sup>测得河砂及海砂的基本参数见表 1,符合《建设用砂》(GB/T 14684—2011)<sup>[20]</sup>要求,且海砂同时符合《海砂混凝土应用技术规范》(JGJ 206—2010)<sup>[21]</sup>要求。

表 1 河砂和海砂的基本参数

Tab. 1 Basic parameters of river sand and sea sand

种类	细度模数	表观密度/	松散堆积密度/	紧密堆积密度/
		( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )	( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )	( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ )
河砂	2.5	2 613	1 366	1 610
海砂	3.0	3 047	1 680	1 820

#### 1.1.2 混凝土配合比设计

试验配制 2 种 SSC,另外制备 2 种 OPC 作为对照组。其中,最大骨料粒径为 10 mm 的海水海砂混凝土(SSC-10)配合比见表 2。最大骨料粒径为 20 mm 的海水海砂混凝土(SSC-20)中的石子等质量替代 SSC-10 中的石子;最大骨料粒径为 10 mm 的普通混凝土(OPC-10)和最大骨料粒径为 20 mm 的普通混凝土(OPC-20)中的淡水、河砂分别等质量替换

SSC-10、SSC-20 中的海水、海砂。通过添加聚羧酸系高效减水剂使混凝土塌落度保持在 120 ~ 150 mm 之间。

表 2 SSC-10 混凝土配合比

Tab. 2 Mix proportion of SSC-10 (kg/m<sup>3</sup>)

材料	水	水泥	砂	石子	减水剂
用量	197.4	537.5	691.9	955.6	1.677 9

### 1.1.3 试验设计及加载

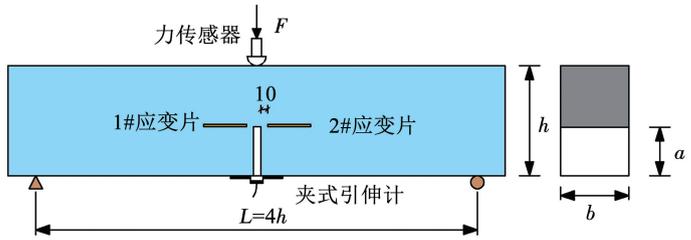
$h/d_{max}$  为梁高与最大骨料粒径的比值,能够反映混凝土的不均匀性程度。为了保证无关变量的一致性, $h/d_{max}$  均为 10。这 4 种混凝土试件均设定 0.1 ~ 0.7, 共 7 种初始缝高比。OPC-10 和 SSC-10 混凝土试件尺寸为 150 mm × 100 mm × 100 mm, 每种缝高比设计 4 个试件; OPC-20 和 SSC-20 混凝土试件尺寸为 300 mm × 200 mm × 150 mm, 每种缝高

比设计 3 个试件。此外,根据《混凝土物理力学性能试验方法标准》(GB/T 50081—2019)<sup>[22]</sup>,制作 150 mm × 150 mm × 150 mm 立方体和 300 mm × 150 mm × 150 mm 的棱柱体,分别测定 4 种混凝土的立方体抗压强度  $f_{cu}$  和弹性模量  $E_c$ 。

试验采用最大量程为 2 000 kN 的电液伺服压力试验机进行加载;采用量程为 70 kN 的力传感器测量施加的荷载  $F$ ;采用 4 mm 量程的夹式引伸计测量裂缝口张开位移;通过初始裂缝尖端两侧对称位置粘贴应变片来监测混凝土起裂,应变片数值由升转降时对应的荷载即为起裂荷载。所有数据均使用动态信号采集仪记录采集,采集频率为 10 Hz。加载装置见图 1,图中  $L$ 、 $h$ 、 $b$  分别表示梁的跨度、梁高和梁宽。试验采用位移控制加载,加载速率为 0.2 mm/min。



(a) 现场试验



(b) 加载装置示意

图 1 三点弯曲梁试验

Fig. 1 Test setup

## 1.2 试验结果与分析

### 1.2.1 立方体抗压强度及弹性模量

标准养护 28 d 的混凝土  $f_{cu}$  和  $E_c$  见表 3。可以看到,随着骨料粒径的增大,SSC 和 OPC 的  $f_{cu}$  均出现了降低。其原因如下:随着骨料粒径的增大,骨料与浆体界面过渡区 (ITZs) 内以及骨料本身缺陷增多<sup>[23-24]</sup>。因此,无论最终裂缝绕骨料破坏,还是裂缝穿过骨料破坏, $f_{cu}$  随骨料粒径增大而降低。这与文献<sup>[25]</sup>的试验结果相吻合。此外,已有研究表明<sup>[26]</sup>,在水胶比较低时,混凝土的  $E_c$  基本不受砂浆和 ITZs 的影响。粗骨料在混凝土中所占体积分数最大而且其相较于其他组分弹性模量最高,因此其对混凝土的  $E_c$  有重要影响。由表 3 可知, $d_{max}$  为 20 mm 混凝土的  $E_c$  高于  $d_{max}$  为 10 mm 的混凝土,文献<sup>[27]</sup>研究也表明随着骨料粒径的增加, $E_c$  增大。骨料粒径相同的情况下,SSC 的弹性模量均略高于 OPC,但 2 种混凝土  $f_{cu}$  相差不大。

### 1.2.2 SSC 断裂破坏全过程与破坏模式分析

SSC 与 OPC 典型的荷载 - 裂缝口张开位移曲线见图 2。与 OPC 类似,SSC 中的裂缝扩展同样包括裂缝起裂、稳定扩展和失稳扩展。结合裂缝尖端两侧应变片,测得起裂荷载 ( $F_{ini}$ ) 约为最大荷载 ( $F_{max}$ ) 的 80%。

表 3 混凝土抗压强度和弹性模量

Tab. 3 Cubic compressive strength and elastic modulus

混凝土种类	$f_{cu}$ /MPa	$E_c$ /GPa
SSC-10	63.5(0.4)	30.0(0.2)
SSC-20	61.6(1.9)	32.7(0.6)
OPC-10	65.0(1.9)	28.3(1.5)
OPC-20	60.6(2.2)	31.0(1.0)

注:括号内为标准差。

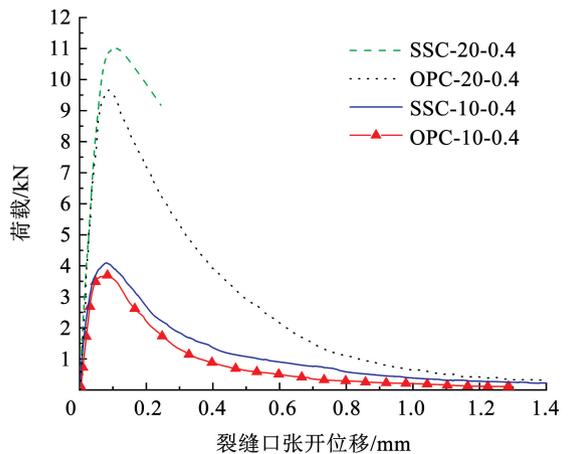


图 2 典型荷载 - 裂缝口张开位移曲线

Fig. 2 Typical load-crack mouth opening displacement curves

混凝土典型的断面见图 3。将断裂后的混凝土

截面对称放置, 两断面属于镜像关系。如果粗骨料被拉断, 两侧对称位置均出现骨料的断裂截面, 该处断面相对较平顺; 如果骨料被拔出, 未发生断裂, 则该骨料只出现在断面的一侧, 对称位置表现为凹陷

或者骨料突出。从图 3 中可以看出, 这 4 种混凝土破坏形式主要是粗骨料从周围砂浆中拔出或者骨料断裂(骨料本身存在缺陷<sup>[23-24]</sup>且破碎过程会造成一定的裂隙)。

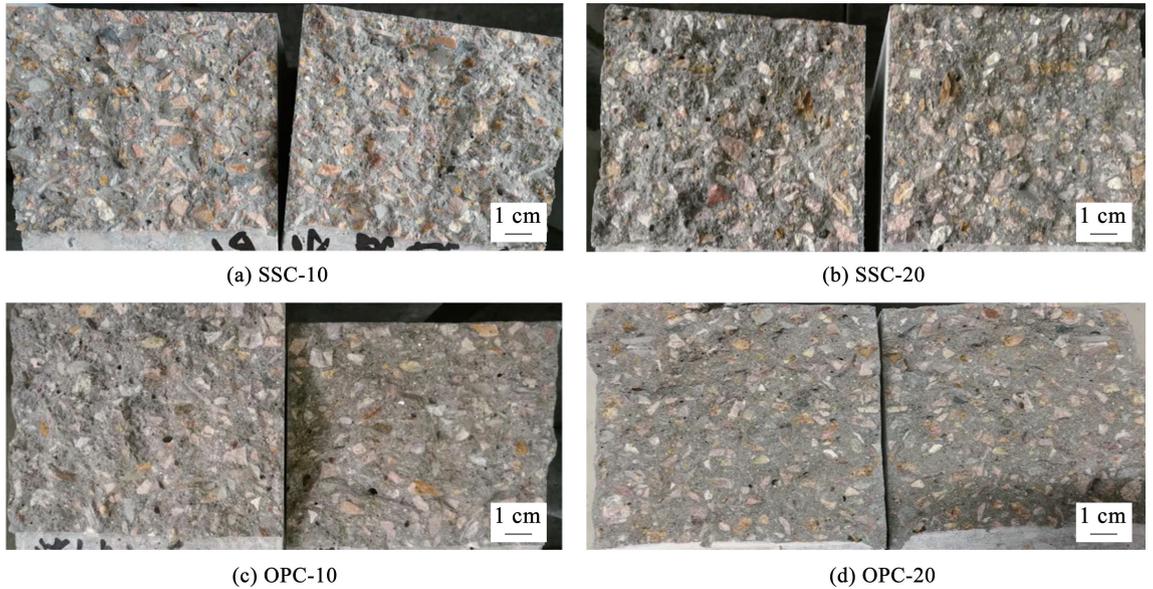


图 3 典型断裂截面

Fig. 3 Typical fractured section

此外, 在每一个试件试验结束后, 计算骨料被拉断的比例(断面上断裂的粗骨料数量与总的粗骨料数量之比<sup>[28]</sup>)。经汇总统计, 4 组试件 SSC-10、SSC-20、OPC-10 及 OPC-20 的骨料断裂比例范围分别约为 40% ~ 53%、36% ~ 48%、33% ~ 46%、28% ~ 39%。SSC-20 断面中粗骨料被拉断的比例要高于 OPC-20 断面中粗骨料被拉断的比例, 且 SSC 和 OPC 的骨料被拉断的比例均随骨料粒径减小而增大。因为相同质量条件下海水含有更多的盐类物质, 导致实际水灰比较低, 且氯离子加速水泥水化, 导致浆体强度相对较高, 从而提高骨料与周围砂浆的黏结性能。但随着骨料粒径的增大, 周围砂浆对骨料的包裹作用减弱, 导致骨料的抗拔力降低<sup>[29]</sup>, 从而表现为 SSC 及 OPC 混凝土中, 随骨料粒径的增大, 被拔出的骨料数量增加。

## 2 基于 BEM 的 SSC 拉伸强度与断裂韧度的确定

### 2.1 基于 BEM 混凝土拉伸强度与断裂韧度计算模型

根据边界效应模型(BEM)<sup>[16]</sup>, 针对有限尺寸的板, 考虑断裂过程区 FPZ 与试件边界的相互影响, 引入等效裂缝长度  $a_e$  代替无限大板情况下的裂缝长度  $a_0$ 。 $a_e$  可将前边界与后边界对断裂破坏的影响

统一考虑, 即反映 FPZ 与最近边界的距离, 具有明确清晰的物理意义。具体如下<sup>[17]</sup>:

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

其中,

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

$$a_\infty^* = 0.25 (K_{IC}/f_t)^2 \approx 3d_{avg} \quad (3)$$

对于跨高比  $L/h = 4$ ,

$$Y(\alpha) = \frac{1.99 - \alpha(1 - \alpha)(2.15 - 3.93\alpha + 2.7\alpha^2)}{\sqrt{\pi}(1 + 2\alpha)(1 - \alpha)^{3/2}} \quad (4)$$

式中:  $\sigma_n$  为名义强度;  $f_t$  为裂缝尖端无限靠近试件前边界或后边界时名义强度的渐近值, 即真实无尺寸效应的拉伸强度;  $d_{avg}$  为平均骨料粒径;  $a_0$  为初始缝长;  $a_e$  为等效裂缝长度;  $a_\infty^*$  为特征裂缝长度;  $\alpha$  为缝高比( $a_0/h$ );  $Y(\alpha)$  为几何形状参数; 本文试件  $L/h$  均为 4。

由此, BEM 模型<sup>[17]</sup>可描述强度( $f_t$ )控制、 $f_t$ 和  $K_{IC}$ 共同作用的准脆性断裂控制、断裂韧度( $K_{IC}$ )控制 3 种不同状态, 见图 4。图中红色实线由式(1)绘制, 黑色水平渐近虚线对应强度准则, 黑色斜渐近虚线对应基于线弹性断裂力学的韧度准则, 其斜率为

-1/2, 两渐进线的交点为  $a_{\infty}^{* [30]}$ 。当  $a_e/a_{\infty}^* > 10$ , 则式(1)可简化为  $\sigma_n = f_t / \sqrt{a_e/a_{\infty}^*}$ , 线弹性断裂力学准则  $K_{IC}$  适用; 当  $a_e/a_{\infty}^* < 0.1$ , 则式(1)可简化为  $\sigma_n = f_t$ , 强度准则  $f_t$  满足应用条件; 当  $0.1 < a_e/a_{\infty}^* < 10$ , 试件处于准脆性断裂状态。

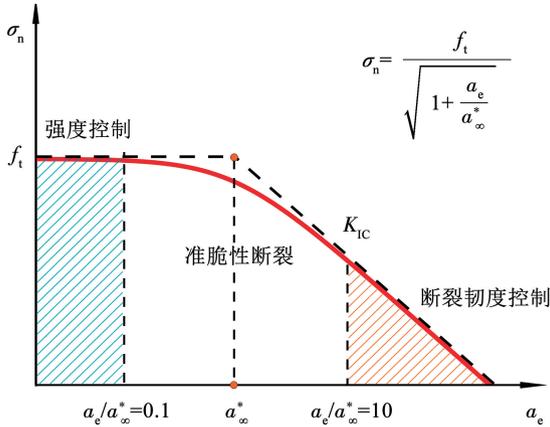


图 4 边界效应对名义强度的影响

Fig. 4 Boundary effect on the nominal strength  $\sigma_n$

由于混凝土材料的非连续性和非均匀性, 当达到极限荷载时, 初始裂缝尖端形成 FPZ, 见图 5。裂缝的扩展主要是围绕骨料进行的, 裂缝会绕过骨料或者穿过骨料<sup>[17]</sup>, 微裂缝在该区域内产生不连续扩展, 有效裂缝扩展量必然与混凝土骨料粒径有关。由于骨料为连续级配, 最大粒径骨料通常不占主导地位, 且该区域内不同粒径的骨料是随机分布的, 因此裂缝尖端区域内骨料并非全是粒径最大的骨料, 相较于最大骨料粒径  $d_{max}$ , 引入平均骨料粒径  $d_{avg}$  更为合理<sup>[31-32]</sup>。临界有效裂缝扩展长度  $\Delta a_c$  为  $d_{avg}$  乘以一个离散系数  $\beta^{[28]}$ 。需要指出的是,  $d_{avg}$  的引入考虑了 FPZ 大小及其与梁前后边界的相互作用, 同时, 可以根据  $h/d_{avg}$  的大小反映试件材料的均匀程度, 物理意义明确。

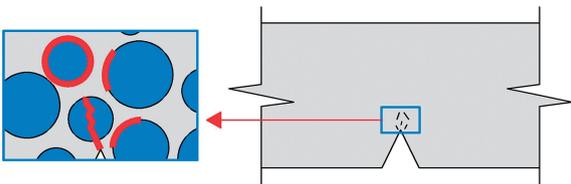


图 5 裂缝尖端微裂缝

Fig. 5 Micro cracks at crack-tip

当达到极限荷载  $F_{max}$  时, 跨中开裂截面应力分布情况, 见图 6。假定虚拟裂缝有限的扩展长度范围内黏聚应力为恒定值  $\sigma_n$ , 混凝土未开裂部分的应力呈线性变化, 考虑自重  $W$ , 由截面力的平衡得到:

$$F_{max} + \frac{1}{2}W = \frac{2b(h - a_0)(h - a_0 + 2\beta d_{avg})}{3L} \sigma_n \quad (5)$$

联立式(1)和式(5), 即可得到真实无尺寸效应拉伸强度  $f_t$  的闭合解:

$$f_t = \frac{F_{max} + 0.5W}{A_e} \quad (6)$$

$$A_e = Ag(h, a_0, d_{avg}) \quad (7)$$

$$g(h, a_0, d_{avg}) = \frac{2h(1 - \alpha)(1 - \alpha + 2\beta d_{avg}/h)}{3L \sqrt{1 + a_e/3d_{avg}}} \quad (8)$$

式中  $A$  为试件横截面面积  $b \times h$ 。

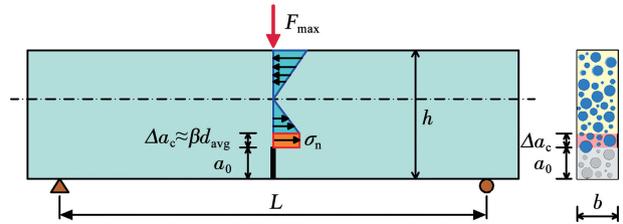


图 6 极限荷载状态下跨中开裂截面应力分布

Fig. 6 Stress distribution indicating nominal strength in the cracked section in the ultimate state

$f_t$  的计算公式, 即式(6)有 2 个明显的优点: 1) 物理意义明确, 强度 ( $f_t$ ) = 荷载 ( $F_{max} + 1/2W$ ) / 面积 ( $A_e$ ); 2) 建立了极限荷载  $F_{max}$  与等效面积  $A_e(h, a_0, d_{avg})$  之间的线性表达式, 求解简单, 不需要数据拟合。对于三点弯曲梁切口试件,  $A_e(h, a_0, d_{avg})$  由试件几何尺寸和平均骨料粒径决定, 只需试验中测得  $F_{max}$ , 即可求得  $f_t$ ; 反之, 如果已知  $f_t$ , 亦可求得  $F_{max}$ 。由此可见, BEM 模型化繁为简, 方便实用。

由式(3)可得断裂韧度的闭合解, 见式(9), 此即为线弹性断裂理论控制时的断裂参数, 故为无尺寸效应的断裂韧度:

$$K_{IC} = 2f_t \sqrt{3d_{avg}} \quad (9)$$

总之, 基于 BEM, 只需通过试验获得试件的最大断裂荷载  $F_{max}$ , 即可根据式(6)和式(9)求得无尺寸效应的  $f_t$  和  $K_{IC}$ 。需要指出的是, 如图 5 所示, 基于 BEM 确定的  $f_t$  及  $K_{IC}$  实质为初始裂缝尖端区域真实的局部拉伸强度与局部断裂韧度<sup>[17]</sup>。

## 2.2 拉伸强度与断裂韧度计算结果分析

$d_{avg}$  和  $\beta$  是计算模型中必要的参数, 需要提前确定。  $d_{avg}$  约为  $d_{max}/1.5^{[31]}$ , 即  $d_{max}$  为 10 mm 的试件取  $d_{avg} = 7$  mm,  $d_{max}$  为 20 mm 的试件取  $d_{avg} = 14$  mm。当达到极限荷载时, 对于  $h/d_{max}$  不超过 30 的试件,  $\beta$  可取 0.5、1.0、1.5 和 2.0。文献[33]研究发现,  $\beta$  取 1.5 更合理。取值的合理性将在后续进行讨论。由式(6)和式(9)计算得到 SSC 和 OPC 每个试件的  $f_t$  和  $K_{IC}$ , 见表 4。

表 4 断裂参数计算结果

Tab. 4 Summary of fracture parameters

试件分组	$a_0/\text{mm}$	$F_{\max}/\text{N}$	$f_t/\text{MPa}$	$K_{\text{IC}}/(\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2})$	试件分组	$a_0/\text{mm}$	$F_{\max}/\text{N}$	$f_t/\text{MPa}$	$K_{\text{IC}}/(\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2})$
	10.0	8 515.08	5.82	1.687		15.0	8 118.9	6.25	1.811
	13.3	7 143.54	5.30	1.535		14.7	8 221.2	6.28	1.820
	12.7	7 438.80	5.43	1.573		12.0	7 872.3	5.65	1.638
	11.3	7 333.80	5.18	1.503		12.0	7 708.7	5.53	1.604
	20.0	6 312.48	5.46	1.583		21.0	6 395.3	5.66	1.641
	20.3	6 616.45	5.77	1.671		24.0	6 380.0	6.06	1.755
	21.0	6 399.20	5.66	1.642		22.0	6 108.6	5.48	1.587
	21.0	6 522.58	5.77	1.673		22.0	6 188.7	5.55	1.608
	26.3	5 898.60	5.92	1.716		28.3	5 864.8	6.18	1.791
	30.3	5 141.38	5.70	1.651		33.7	4 566.1	5.51	1.598
	30.3	5 498.48	6.09	1.765		35.0	4 492.4	5.62	1.628
	30.7	5 660.88	6.32	1.831		33.0	4 951.0	5.87	1.701
	30.0	6 065.99	6.65	1.929		33.3	5 019.6	6.00	1.739
	34.3	5 093.10	6.25	1.811		29.0	5 855.4	6.27	1.817
	34.7	4 691.90	5.81	1.684		—	—	—	—
SSC-10	41.3	4 002.62	5.96	1.727	OPC-10	41.0	4 237.9	6.24	1.810
	42.7	4 249.47	6.57	1.904		40.7	4 161.0	6.08	1.761
	42.7	4 175.16	6.46	1.871		—	—	—	—
	41.0	4 094.45	6.04	1.750		—	—	—	—
	53.3	2 995.84	6.54	1.895		49.0	3 430.6	6.46	1.872
	52.0	2 761.69	5.77	1.671		47.0	3 972.9	6.90	1.999
	52.7	3 035.84	6.47	1.876		53.0	2 946.9	6.25	1.811
	50.0	2 675.80	5.23	1.516		53.0	3 059.2	5.87	1.701
	49.3	3 136.70	5.98	1.733		—	—	—	—
	62.7	2 335.02	7.33	2.125		60.0	2 199.3	6.20	1.796
	62.7	2 126.61	6.70	1.940		61.7	1 881.8	5.70	1.652
	62.0	2 009.90	6.16	1.786		59.7	1 713.2	4.80	1.391
	71.3	1 464.77	7.06	2.045		60.0	1 774.5	5.03	1.458
	72.3	1 517.78	7.71	2.235		69.0	1 529.9	6.52	1.889
	71.7	1 584.83	7.75	2.246		70.0	1 481.0	6.65	1.926
	73.3	1 458.31	7.85	2.275		70.7	1 143.9	5.38	1.558
	71.0	1 480.80	7.00	2.030		70.3	1 349.3	6.18	1.792
平均值			6.24	1.809	平均值			5.93	1.720
(标准差)			(0.73)	(0.211)	(标准差)			(0.48)	(0.139)
	22.3	28 130.3	6.49	2.661		27.0	16 862.6	3.98	1.632
	26.3	25 059.3	6.19	2.539		21.0	15 362.7	3.63	1.487
	—	—	—	—		22.0	17 032.0	4.02	1.649
	37.3	21 155.8	5.95	2.438		42.0	12 588.2	3.81	1.563
	42.0	21 845.0	6.21	2.544		41.0	13 691.5	3.96	1.624
	—	—	—	—		40.0	14 727.7	4.34	1.780
	65.7	15 418.0	5.82	2.387		60.0	10 224.2	3.77	1.545
	61.7	15 811.8	5.82	2.385		62.0	10 694.4	4.14	1.696
	81.7	12 141.7	5.53	2.267		78.0	9 696.5	4.52	1.854
	84.3	13 538.9	6.29	2.580		79.0	9 499.9	4.96	2.032
SSC-20	—	—	—	—	OPC-20	81.0	9 589.2	4.80	1.966
	100.7	9 486.0	6.02	2.466		103.0	6 367.4	4.55	1.865
	105.3	7 963.8	5.39	2.211		102.0	6 869.6	4.81	1.972
	—	—	—	—		100.0	5 956.9	4.13	1.693
	—	—	—	—		100.0	6 875.2	4.58	1.878
	121.3	7 305.3	6.61	2.711		126.0	4 010.0	4.29	1.759
	123.7	6 846.3	6.38	2.615		128.0	4 758.4	4.93	2.021
	119.3	7 282.7	6.35	2.601		122.0	5 393.1	5.02	2.056
	—	—	—	—		125.0	4 150.1	4.34	1.778
	135.7	3 826.5	4.65	1.905		139.0	2 863.3	4.69	1.922
	146.3	3 993.9	6.42	2.630		138.0	3 169.0	4.76	1.951
	143.7	3 628.2	5.48	2.247		141.0	3 135.0	5.09	2.086
平均值			5.98	2.449	平均值			4.41	1.809
(标准差)			(0.51)	(0.211)	(标准差)			(0.44)	(0.180)

$f_t$  和  $K_{IC}$  随  $a_0$  变化的关系见图 7, 图中误差上下限为相应组数据的最大值及最小值。前已述及, 基于 BEM 得到的  $f_t$  是裂缝尖端区域局部拉伸强度, 由于混凝土本身是非均质材料, 内部存在微裂缝, 试件内部不同位置以及不同试件之间性质必然存在差异。因此, 求得的  $f_t$  及  $K_{IC}$  存在一定程度的离散性, 即使相同缝长的试件, 由于材料自身力学特性的离

散性, 以及试验中不可避免存在的误差, 使得测得的极限荷载也会存在差异, 从而求得的  $f_t$  及  $K_{IC}$  也不相同。但局部拉伸强度随  $a_0$  随机变化, 沿某一定值上下浮动。该定值应为与初始裂缝长度无关的材料属性, 对于同种混凝土, 不同试件得到的  $f_t$  与  $K_{IC}$  应符合正态分布。

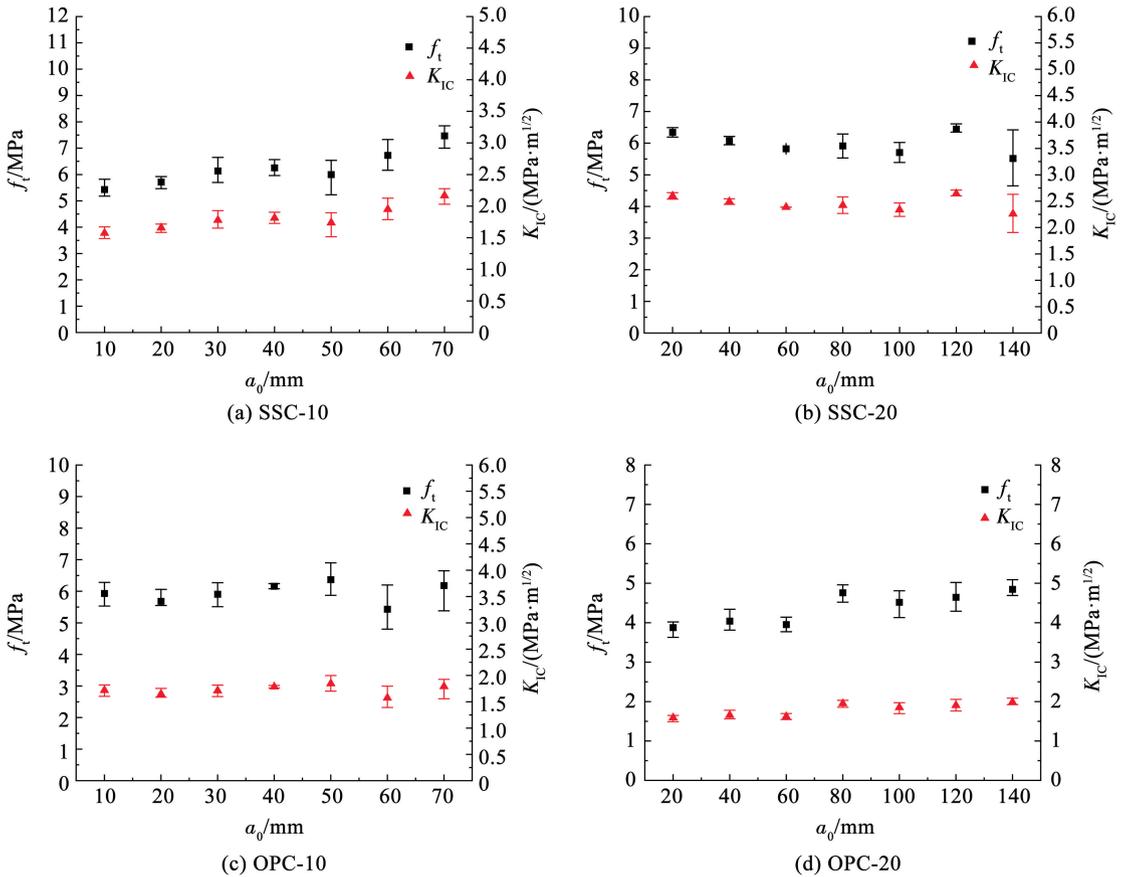


图 7  $f_t$  与  $K_{IC}$  随  $a_0$  变化的关系

Fig. 7 Variation of  $f_t$  and  $K_{IC}$  with  $a_0$

为此, 采用 Anderson-Darling (AD) 假设检验来判断同种混凝土、不同试件得到的  $f_t$  和  $K_{IC}$  是否服从正态分布。对于显著水平  $\alpha_0 = 0.05$ , AD 对应的阈值  $A_{AD0}$  为 0.787。因此, 如果概率值  $P > \alpha_0 = 0.05$  且  $A_{AD} < A_{AD0} = 0.787$ , 则  $H_0$  被接受。根据式 (9),  $K_{IC}$  和  $f_t$  的分布相同, 因此, 这里仅对  $f_t$  进行正态性检验, 结果见表 5, 可以看到基于正态分布分析的假定是合理的。因此, 求得的断裂参数的平均值和具有 95% 保证率的上、下限是可靠的。

行正态分析, 可以确定  $f_t$  及  $K_{IC}$  均值和具有不小于 95% 保证率的误差范围, 见表 6。

$$f[f_{t(i)}] = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_f} e^{-\frac{[f_{t(i)} - \mu_f]^2}{2\sigma_f^2}} \quad (10)$$

$$f[K_{IC(i)}] = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_K} e^{-\frac{[K_{IC(i)} - \mu_K]^2}{2\sigma_K^2}} \quad (11)$$

式中  $n$  为同种混凝土的试件数,  $i = 1 - n$ 。

表 6 断裂参数计算结果均值及 95% 保证率的上下限

Tab. 6 Mean value of fracture parameter calculation results and upper and lower limits of 95% assurance rate

混凝土种类	SSC-10	SSC-20	OPC-10	OPC-20	阈值
P	0.085 8	0.193 1	0.444 2	0.546 5	>0.050
AD	0.641 4	0.490 9	0.354 2	0.312 2	<0.787

混凝土种类	$f_t$ /MPa	$K_{IC}$ /(MPa·m <sup>1/2</sup> )
SSC-10	6.24 ± 1.46	1.809 ± 0.422
SSC-20	5.98 ± 1.02	2.449 ± 0.422
OPC-10	5.93 ± 0.96	1.720 ± 0.278
OPC-20	4.41 ± 0.88	1.809 ± 0.360

因此, 可用式 (10)、(11), 对求得的断裂参数进

由上述结果可以看出,最大骨料粒径相同条件下,海水海砂混凝土的  $f_t$  和  $K_{IC}$  均高于普通混凝土。随着  $d_{max}$  的增加,2 种混凝土的  $f_t$  均有所降低,且 OPC 降低得更多。主要原因如下:1) 海水含有各种盐类物质,所以 SSC 的实际水灰比更小;2) 本文所用海砂的堆积密度略高于河砂,且海水密度高于淡水。因此,相同体积条件下,SSC 中浆体的质量高于 OPC 中浆体的质量,密实性更强,使得强度更高,从而提高了浆体与骨料之间的黏结性能,且 SSC 中骨料断裂的比例更大,见图 3。而随着骨料粒径的增大,出现更多骨料被拔出,径向抗拔力降低,使得 SSC 和 OPC 的  $f_t$  均降低。

$K_{IC}$  主要与拉伸强度和变形能力有关。混凝土的断裂特性与浆体和骨料的自身强度及两者之间的相互作用等因素相关。当骨料与浆体之间的黏结强度增加时,骨料发生断裂的比例增加,因此 SSC 的  $f_t$  比 OPC 的大,表现出相同最大骨料粒径条件下的 SSC 的  $K_{IC}$  高于 OPC。随着骨料粒径增大,骨料从浆体中拔出的比例增加,即主要破坏形式为浆体与骨料界面破坏。因此,虽然 SSC 和 OPC 的  $f_t$  均出现小

幅度降低,但由于其变形能力提高,导致  $K_{IC}$  随着骨料粒径的增大而增大。

### 2.3 极限承载力预测

将正态分布分析求得的  $f_t$  的均值和上下限结合式(6),可以得到任意初始缝长、任意尺寸条件下海水海砂混凝土三点弯曲梁的极限承载力表达式:

$$F_{max} + \frac{1}{2}W = (\mu_f \pm 2\sigma_f)A_e \quad (12)$$

根据式(12)可知,  $A_e$  和  $F_{max} + 1/2W$  为线性关系,  $\mu_f$  及  $\mu_f \pm 2\sigma_f$  为斜率,可绘制如图 8 所示的 3 条过原点的线。上下 2 条点线包围的区域为不小于 95% 保证率的极限荷载预测范围,可以看到,试验数据几乎都落在该区域内,因此对  $F_{max}$  的预测较准确。此外,采用试验散点进行线性拟合得到图 8 中黄色虚线,该直线斜率与  $f_t$  的均值最大误差均小于 7.3%,两者非常接近,说明根据正态分布得到的拉伸强度  $f_t$  足够精确。因此,当已知混凝土的无尺寸效应的拉伸强度  $f_t$ ,只需根据试件的等效面积  $A_e$ ,即可预测试件极限承载力,对实际工程设计具有指导性意义。

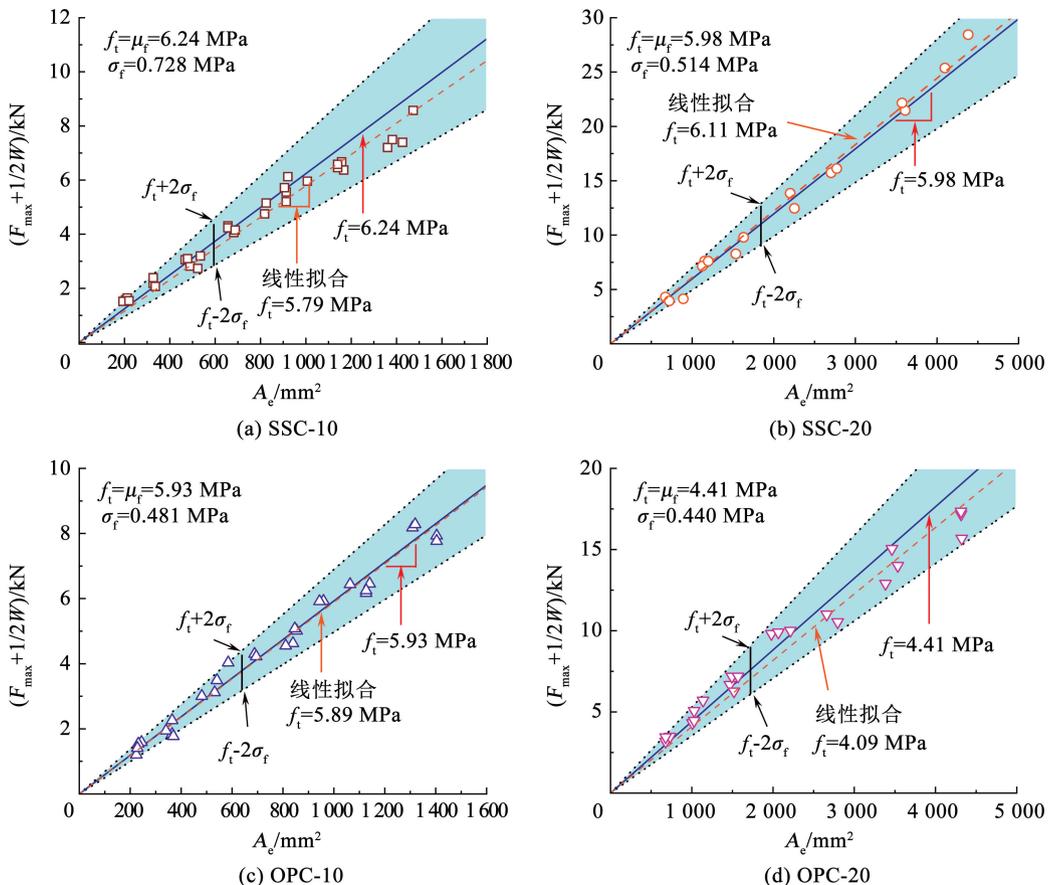


图 8 荷载-等效面积关系曲线

Fig. 8 Load-equivalent area curves

## 2.4 试件断裂准则分析

为了分析本试验试件的断裂形式,根据式(1),可得到名义强度  $\sigma_n$  随等效裂缝长度  $a_e$  的变化曲线,

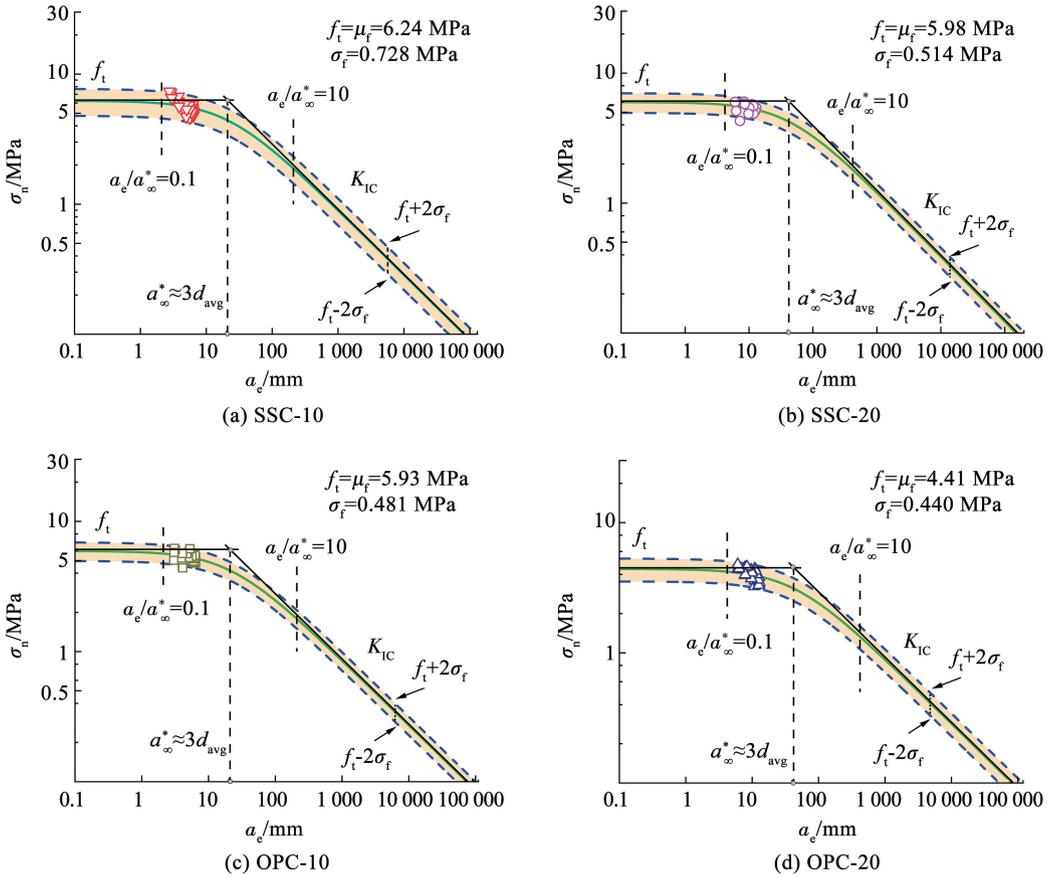


图 9  $\sigma_n - a_e$  曲线

Fig. 9 Variations of  $\sigma_n$  with  $a_e$

从图 9 中可以看出,  $a_e/a_\infty^*$  介于 0.1 ~ 10 之间, 且  $a_e$  明显小于  $a_\infty^*$ , 即本文所用混凝土试件的试验数据基本均落在由强度控制到断裂韧性控制的过渡区内, 为准脆性断裂破坏。说明在本试验试件尺寸范围内, 混凝土材料仍表现出明显的不均匀性, 且裂缝尖端距离试件前后边界均有一定距离, 因而无法用传统线弹性断裂理论或强度理论求得混凝土的无尺寸效应真实断裂参数, 而 BEM 模型能够适用。

## 2.5 $d_{\text{avg}}$ 与 $\beta$ 对计算结果的影响分析

上述计算模型中用到  $d_{\text{avg}}$  是根据  $d_{\text{max}}$  得到的估计值, 即  $d_{\text{avg}}$  约等于  $d_{\text{max}}/1.5$ 。然而混凝土在实际配制的过程中, 因浇筑质量、骨料级配不确定性等因素, 很难准确估计每一根混凝土试件平均骨料粒径的精确值, 因此需要对  $d_{\text{avg}}$  的选取做敏感性分析。最大骨料粒径为 10 mm 的混凝土另选取  $d_{\text{avg}} = 6$  mm 和  $d_{\text{avg}} = 8$  mm, 最大骨料粒径为 20 mm 的混凝土另选取  $d_{\text{avg}} = 13$  mm 和  $d_{\text{avg}} = 15$  mm 计算其断裂参数。

见图 9。其中, 虚线为利用具有保证率 95% 的上下限  $f_t \pm 2\sigma_f$  绘制的曲线, 中间实线为利用  $f_t$  的均值绘制的曲线。

由表 7 可知, 随着计算选取的  $d_{\text{avg}}$  增大,  $f_t$  减小,  $K_{\text{IC}}$  增大。这是由于随着  $d_{\text{avg}}$  的增大, 混凝土密实程度降低, 从而计算得到的  $f_t$  呈现减小的趋势。而随着  $d_{\text{avg}}$  的增大, 裂缝扩展受到的阻碍增大, 因而需要消耗的能量增加, 呈现出计算得到的  $K_{\text{IC}}$  增大。最大骨料粒径为 10 mm 的试件,  $d_{\text{avg}}$  选取 6 和 8 mm 时, 计算得到的  $f_t$  相对于  $d_{\text{avg}} = 7$  mm 时的相对误差均  $< 7\%$ ,  $K_{\text{IC}}$  的相对误差均  $< 2\%$ 。最大骨料粒径为 20 mm 的试件,  $d_{\text{avg}}$  选取 13 和 15 mm 时, 计算得到的  $f_t$  相对于  $d_{\text{avg}} = 14$  mm 时的相对误差均  $< 3\%$ ,  $K_{\text{IC}}$  的相对误差均  $< 1\%$ 。因此,  $d_{\text{avg}}$  的取值是合理的。

此外, 为了研究  $\beta$  取值对计算结果的影响, 另外选取  $\beta = 1.0$  及  $\beta = 2.0$ 。由表 8 可知, 随着  $\beta$  增大,  $f_t$  及  $K_{\text{IC}}$  均减小。这是因为临界裂缝扩展量与  $\beta$  成正比, 随着  $\beta$  增大, 达到临界荷载时, 临界裂缝长度增加, 即裂缝更容易扩展。 $\beta$  取值为 1.0 和 2.0 时, 相对于  $\beta = 1.5$  的计算结果,  $f_t$  及  $K_{\text{IC}}$  的相对误差分别约为 11% 和 9%。因此,  $\beta$  取 1.5 满足精度要求。

表 7  $d_{avg}$  对计算结果的影响Tab. 7 Effect of  $d_{avg}$  on predicted  $f_t$  and  $K_{IC}$  values

试件分组	$f_t/\text{MPa}$			$K_{IC}/(\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2})$			试件分组	$f_t/\text{MPa}$			$K_{IC}/(\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2})$		
	$d_{avg} = 6 \text{ mm}$	$d_{avg} = 7 \text{ mm}$	$d_{avg} = 8 \text{ mm}$	$d_{avg} = 6 \text{ mm}$	$d_{avg} = 7 \text{ mm}$	$d_{avg} = 8 \text{ mm}$		$d_{avg} = 13 \text{ mm}$	$d_{avg} = 14 \text{ mm}$	$d_{avg} = 15 \text{ mm}$	$d_{avg} = 13 \text{ mm}$	$d_{avg} = 14 \text{ mm}$	$d_{avg} = 15 \text{ mm}$
SSC-10	6.62	6.24	5.92	1.775	1.809	1.834	SSC-20	6.15	5.98	5.82	2.427	2.449	2.468
OPC-10	6.28	5.93	5.64	1.686	1.720	1.746	OPC-20	4.54	4.41	4.30	1.794	1.809	1.823

表 8  $\beta$  对计算结果的影响Tab. 8 Effect of  $\beta$  on predicted  $f_t$  and  $K_{IC}$  values

试件分组	$f_t/\text{MPa}$			$K_{IC}/(\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2})$		
	$\beta = 1.0$	$\beta = 1.5$	$\beta = 2.0$	$\beta = 1.0$	$\beta = 1.5$	$\beta = 2.0$
SSC-10	6.92	6.24	5.69	2.006	1.809	1.649
SSC-20	6.61	5.98	5.46	2.709	2.449	2.237
OPC-10	6.55	5.93	5.43	1.898	1.720	1.574
OPC-20	4.90	4.41	4.02	2.007	1.809	1.649

### 3 结 论

海洋环境下,对海水海砂混凝土断裂性能分析极其重要,而传统的线弹性断裂理论和强度理论由于未考虑混凝土材料的不均匀性和不连续性,采用中小尺寸试件求得的断裂参数存在尺寸效应。本文采用的非线性断裂力学的边界效应理论,可以求得 SSC 真实无尺寸效应的拉伸强度和断裂韧度,有效解决了上述瓶颈问题。主要结论如下:

1) 基于边界效应模型的非线性断裂理论,考虑了混凝土材料的不均匀性和不连续性,利用中小尺寸的 SSC 与 OPC 三点弯曲梁试件,求得的  $f_t$  及  $K_{IC}$  是与初始缝高比无关的材料属性。

2) 与 OPC 相同,SSC 的裂缝扩展包括裂缝起裂、稳定扩展和失稳扩展。相同最大骨料粒径条件下,由于氯离子加速水泥水化,因此 SSC 断面中,骨料拉断的比例要高于 OPC,SSC 的无尺寸效应拉伸强度  $f_t$  和断裂韧度  $K_{IC}$  高于 OPC。

3) 随着骨料粒径的增大,周围砂浆对骨料的包裹作用减弱,表现为 SSC 和 OPC 的断面中的骨料断裂比例均降低,断裂韧度  $K_{IC}$  均增加,但  $f_t$  降低。

4) Anderson-Darling (AD) 检验表明,基于 BEM 求得的同种混凝土、不同试件的  $f_t$  和  $K_{IC}$  符合正态分布,基于正态分布分析求得的两断裂参数的平均值和具有 95% 保证率的上、下限是可靠的。而且,参数分析表明,  $d_{avg}$  和  $\beta$  的变化对计算得到的  $f_t$  和  $K_{IC}$  的影响不明显。

本文主要进行了 SSC 在普通环境下的断裂性能研究,并确定了普通环境下 SSC 无尺寸效应的拉伸强度和断裂韧度。有待进一步开展 SSC 在高温、

极地低温等特殊环境下的断裂性能研究,明确上述环境对无尺寸效应拉伸强度和断裂韧度的影响规律和机理。

### 参考文献

- [1] XIAO Jianzhuang, QIANG Chengbing, NANNI A, et al. Use of sea-sand and seawater in concrete construction: Current status and future opportunities[J]. Construction and Building Materials, 2017, 155: 1101
- [2] DHONDY T, REMENNIKOV A, NEAZ S M. Properties and application of sea sand in sea sand-seawater concrete[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2020, 32(12): 04020392
- [3] LI Yingtao, ZHOU Ling, JIANG Mao, et al. Experimental study on mechanical property of concrete based on seawater and sea sand[J]. Advanced Materials Research, 2013, 641/642: 574
- [4] GUO Menghuan, HU Biao, XING Feng, et al. Characterization of the mechanical properties of eco-friendly concrete made with untreated sea sand and seawater based on statistical analysis[J]. Construction and Building Materials, 2020, 234: 117339
- [5] GIRISH C G, TENSING D, PRIYA K L. Dredged offshore sand as a replacement for fine aggregate in concrete[J]. International Journal of Engineering Sciences & Emerging Technologies, 2015, 8(3): 88
- [6] 李镜培, 李林, 陈浩华, 等. 腐蚀环境中混凝土桩基耐久性研究进展[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2017, 49(12): 1  
LI Jingpei, LI Lin, CHEN Haohua, et al. Advances in concrete pile durability in corrosive environment[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2017, 49(12): 1. DOI: 10.11918/j.issn.036706234.201708027
- [7] 邓宗才, 高伟男, 沈锋. 碱、盐环境下不同应力水平 FRP 筋抗压强度试验与理论研究[J]. 复合材料学报, 2017, 34(10): 2220  
DENG Zongcai, Gao Weinan, SHEN Feng. Experimental and theoretical study on compressive strength of FRP rebars under different stress levels in alkali and salt solution[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2017, 34(10): 2220. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20170106.001
- [8] DONG Zhiqiang, WU Gang, ZHAO Xiaoling, et al. Durability test on the flexural performance of seawater sea-sand concrete beams completely reinforced with FRP bars[J]. Construction and Building Materials, 2018, 192: 671
- [9] YANG Shutong, HU Xiaozhi, WU Zhimin. Influence of local fracture energy distribution on maximum fracture load of three-point-bending notched concrete beams [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2011, 78(18): 3289
- [10] 黄勇, 史才军, 欧阳雪, 等. 混凝土劈裂拉伸测试方法及性能研究进展[J]. 材料导报, 2021, 35(1): 1131  
HUANG Yong, SHI Caijun, OU Yangxue, et al. Research progress on splitting tensile test methods and mechanical properties of

- concrete[J]. *Materials Reports*, 2021, 35(1): 1131. DOI: 10.11896/cldb.20010003
- [11] YEUSHANG J, SURENDRA P S. Two parameter fracture model for concrete[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 1985, 111(10): 1227
- [12] 胡少伟, 谢建锋. 不同尺寸混凝土楔入劈拉试件双 K 断裂韧度试验研究与理论分析[J]. *华北水利水电大学学报(自然科学版)*, 2014, 35(4): 43  
HU Shaowei, XIE Jianfeng. Experimental research and theoretical analysis on double-K fracture toughness of different size wedge splitting tensile specimen[J]. *Journal of North China University of Water Resources and Electric Power (Natural Science Edition)*, 2014, 35(4): 43. DOI: 10.3969/j.issn.1002-5634.2014.04.010
- [13] BAŽANT Z P, OH B H. Crack band theory for fracture of concrete [J]. *Materials and Structures*, 1983, 16(3): 155
- [14] 管俊峰, 胡晓智, 李庆斌, 等. 边界效应与尺寸效应模型的本质区别及相关设计应用[J]. *水利学报*, 2017, 48(8): 955  
GUAN Junfeng, HU Xiaozhi, LI Qingbin, et al. Essential difference and design application of boundary effect model and size effect model[J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 2017, 48(8): 955. DOI: 10.13243/j.cnki.slxb.20161175
- [15] HU Xiaozhi, WITTMANN F. Size effect on toughness induced by crack close to free surface [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2000, 65(2): 209
- [16] HU Xiaozhi, DUAN Kai. Size effect and quasi-brittle fracture: The role of FPZ[J]. *International Journal of Fracture*, 2008, 154(1/2): 3
- [17] YANG Shutong, LAN Tian, SUN Zhongke, et al. A predictive model to determine tensile strength and fracture toughness of 3D printed fiber reinforced concrete loaded in different directions[J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2022, 119: 103309
- [18] 臧朝会, 杨树桐, 金亮亮. 海水海砂混凝土双 K 断裂参数的确定[J]. *海洋工程*, 2019, 37(4): 142  
ZANG Chaohui, YANG Shutong, JIN Liangliang. Determination of double K fracture parameters of seawater sea sand concrete[J]. *The Ocean Engineering*, 2019, 37(4): 142. DOI: 10.16483/j.issn.1005-9865.2019.04.017
- [19] ASTM. Standard practice for the preparation of substitute ocean water; ASTM D1141-98[S]. West Conshohocken; ASTM; 2008
- [20] 中国国家标准化管理委员会. 建设用砂: GB/T 14684—2011 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2011  
Standardization Administration of the People's Republic of China. Sand for construction: GB/T 14684—2011 [S]. Beijing: China Standards Press, 2011
- [21] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 海砂混凝土应用技术规范: JGJ 206—2010[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010  
Ministry of Housing and Urban-Rural Construction of the People's Republic of China. Technical code for application of sea sand concrete: JGJ 206—2010 [S]. Beijing: China Building Industry Press, 2010
- [22] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土物理力学性能试验方法标准: GB/T 50081—2019[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2019  
Ministry of Housing and Urban-Rural Construction of the People's Republic of China. Standard for test methods of concrete physical and mechanical properties: GB/T50081—2019 [S]. Beijing: China Building Industry Press, 2002
- [23] 沈化荣, 高培伟, 何卫中. 天然骨料对混凝土力学及变形性能的影响[J]. *混凝土*, 2013(11): 14  
SHEN Huarong, GAO Peiwei, HE Weizhong. Effects of natural aggregates on mechanical and deformation properties of concrete [J]. *Concrete*, 2013(11): 14. DOI: 10.3969/j.issn.1002-3550.2013.11.004
- [24] 黄兴震, 陈红鸟, 王青原, 等. 基于骨料断裂率的混凝土断裂力学性能研究[J]. *广西大学学报(自然科学版)*, 2018, 43(1): 141  
HUANG Xingzhen, CHEN Hongniao, WANG Qingyuan, et al. Study on concrete fracture performance based on fracture rate of aggregates [J]. *Journal of Guangxi University (Natural Science Edition)*, 2018, 43(1): 141. DOI: 10.13624/j.cnki.issn.1001-7445.2018.0141
- [25] YIN Xinhai, LU Ling. Experimental research on the influence of pebble aggregate gradation on concrete strength [J]. *Applied Mechanics and Materials*, 2013, 438/439: 179
- [26] 李文伟, 郑丹, 陈文耀. 不同粗细骨料组合下的混凝土性能研究[J]. *混凝土*, 2010(3): 63  
LI Wenwei, ZHENG Dan, CHEN Wenyao. Research on the concrete properties with different coarse and fine aggregates [J]. *Concrete*, 2010(3): 63. DOI: 10.3969/j.issn.1002-3550.2010.03.019
- [27] RAO G A, PRASED B K R. Fracture energy and softening behavior of high-strength concrete [J]. *Cement and Concrete Research*, 2002, 32(2): 247
- [28] YANG Shutong, WANG Junhao, DONG Kun, et al. A predictive solution for fracture modeling of alkali-activated slag and fly ash blended sea sand concrete after exposure to elevated temperature [J]. *Construction and Building Materials*, 2022, 329: 127111
- [29] 杜敏, 金浏, 李冬, 等. 骨料粒径对混凝土劈拉性能及尺寸效应影响的细观数值研究[J]. *工程力学*, 2017, 34(9): 54  
DU Min, JIN Liu, LI Dong, et al. Mesoscopic simulation study of the influence of aggregate size on mechanical properties and specimen size effect of concrete subjected to splitting tensile loading [J]. *Engineering Mechanics*, 2017, 34(9): 54. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2016.02.0122
- [30] 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(10): 1298  
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(10): 1298. DOI: 10.13243/j.cnki.slxb.20151265
- [31] YANG Shutong, ZHANG Xianshun, YU Miao, et al. An analytical approach to predict fracture parameters of coral aggregate concrete immersed in seawater[J]. *Ocean Engineering*, 2019, 191: 106508
- [32] 管俊峰, 王强, HU Xiaozhi, 等. 考虑骨料尺寸的混凝土岩石边界效应断裂模型[J]. *工程力学*, 2017, 34(12): 22  
GUAN Junfeng, WANG Qiang, HU Xiaozhi, et al. Boundary effect fracture model for concrete and granite considering aggregate size [J]. *Engineering Mechanics*, 2017, 34(12): 22. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2016.08.0652
- [33] CHEN Yi, HAN Xiangyu, HU Xiaozhi, et al. Statistics-assisted fracture modelling of small un-notched and large notched sandstone specimens with specimen-size/grain-size ratio from 30 to 900 [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2020, 235: 107134