

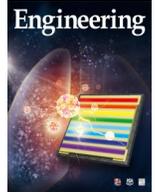


ELSEVIER

Contents lists available at ScienceDirect

Engineering

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/eng](http://www.elsevier.com/locate/eng)



Research  
Civil Engineering Materials—Article

## 考虑试件形状和支承垫片尺寸效应的珊瑚混凝土劈裂抗拉性能的三维细观研究

吴彰钰<sup>a</sup>, 张锦华<sup>b,c,\*</sup>, 余红发<sup>a,\*</sup>, 方秦<sup>d</sup>, 麻海燕<sup>a</sup>, 陈力<sup>b,c</sup>

<sup>a</sup> Department of Civil and Airport Engineering, Civil Aviation College, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China

<sup>b</sup> School of Civil Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China

<sup>c</sup> Engineering Research Center of Safety and Protection of Explosion and Impact of Ministry of Education (ERCSPIME), Southeast University, Nanjing 211189, China

<sup>d</sup> Army Engineering University of PLA, Nanjing 210007, China

### ARTICLE INFO

#### Article history:

Received 17 June 2020

Revised 19 January 2021

Accepted 2 February 2021

Available online 14 December 2021

#### 关键词

珊瑚混凝土  
三维细观模拟  
劈拉试验  
抗拉强度  
试件形状  
支承垫片

### 摘要

珊瑚混凝土(CAC)作为一种新型建筑材料,已经在岛礁工程结构建设领域引起了极大的关注。为了研究CAC的静态劈裂抗拉性能,本文提出了一种考虑骨料形状和空间分布随机性的三维(3D)随机混凝土细观模型,影响因素包括试件形状和支承垫片尺寸。我们建立了12个不同的混凝土细观模型,按照试件形状可分为两种,即边长为150 mm的立方体和尺寸为 $\phi 150 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ 的圆柱体。其中,支承垫片宽度为6 mm、9 mm、12 mm、15 mm、18 mm和20 mm。本文系统分析和讨论了试件几何形状和垫片宽度对CAC劈裂抗拉性能的影响规律,研究内容包括混凝土开裂过程、最终破坏模式和劈裂抗拉强度( $f_{st}$ )。结果表明:本文所开发的细观模型具有很高的可靠性,并确定了适用于CAC劈裂抗拉性能模拟和预测的最优计算参数。CAC的 $f_{st}$ 值与试件形状和垫片宽度直接相关。其中,在垫片尺寸相同的情况下,立方体CAC试件的 $f_{st}$ 值要略高于圆柱体模型,表明可以采用断裂面积的差异来解释试件形状效应对CAC $f_{st}$ 值的影响规律。此外,当垫片的相对宽度由0.04增加到0.13时,CAC的 $f_{st}$ 值会呈现逐渐增大的趋势。基于弹性力学理论,本文初步确定了不同垫片宽度条件下CAC $f_{st}$ 的取值范围,这对于研究CAC的抗拉性能具有重要意义。

© 2021 THE AUTHORS. Published by Elsevier LTD on behalf of Chinese Academy of Engineering and Higher Education Press Limited Company. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).

## 1. 引言

众所周知,混凝土是一种准脆性材料,其抗拉强度远小于抗压强度,这意味着混凝土的拉伸破坏是造成混凝土结构破坏的主要因素。基于大量的理论分析、实验和数值模拟研究工作[1–2],研究发现,相较于直接拉伸试验和断裂模量试验,混凝土劈拉试验被认为是测定混凝土抗拉强度的最有效的方法。一般来说,在混凝土劈拉试验中,竖向荷载会将混凝土试件沿加载平面一分为二,而混凝土

中的水平拉伸应力可以间接地由竖向荷载推导得出。许多研究者[3–4]已经发现,在混凝土试件的典型破坏模式中,许多裂缝会沿荷载方向产生,并且在试件上部和下部的加载位置会发生一些压碎破坏。因此,压缩加载位置处产生的应力集中现象,会导致混凝土劈裂抗拉强度产生误差,一般要比直接抗拉强度偏大5%–10% [5]。Carneiro和Barcellos [6]使用圆柱形试件开展了首次混凝土劈拉试验。此后,这种试验方法得到了学术界的广泛认可,并被纳入多种混凝土试验标准以用于混凝土抗拉强度的测试,如

\* Corresponding authors.

E-mail addresses: [zjh982038@163.com](mailto:zjh982038@163.com) (J. Zhang), [yuhongfa@nuaa.edu.cn](mailto:yuhongfa@nuaa.edu.cn) (H. Yu).

2095-8099/© 2021 THE AUTHORS. Published by Elsevier LTD on behalf of Chinese Academy of Engineering and Higher Education Press Limited Company. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).

英文原文: *Engineering* 2022, 17(10): 110–122

引用本文: Zhangyu Wu, Jinhua Zhang, Hongfa Yu, Qin Fang, Haiyan Ma, Li Chen. Three-Dimensional Mesoscopic Investigation on the Impact of Specimen Geometry and Bearing Strip Size on the Splitting-Tensile Properties of Coral Aggregate Concrete. *Engineering*, <https://doi.org/10.1016/j.eng.2021.02.024>.

ASTM C496-90 [7]、BS 1881-117 [8]、ISO 4108 [9]和GB/T50081 [10]。

在混凝土劈拉力学性能研究中，国内外学者采用的试件形状各不相同，包括立方体[11]和斜方体[12]等。Rocco等[13]根据线弹性理论研究了试件形状对混凝土劈裂抗拉强度的影响规律，并考虑了荷载作用处的局部应力集中效应，研究发现，在劈拉垫片宽度不变的情况下，边长为 $D$ 的立方体试件的劈裂抗拉强度大于尺寸为 $\phi D \times H$ 的圆柱体试件。Zhou等[14]采用大量的立方体（边长为150~750 mm）和圆柱体混凝土试件（直径 $D$ 为150~750 mm， $D/H$ 为1/2）开展混凝土劈拉试验，验证了类似于文献[13]所报道的形状效应。除此之外，根据混凝土劈拉试验和基于弹性理论的理论分析结果[1,15-16]，可知混凝土的劈裂抗拉强度与放置在混凝土试件和加载点之间的劈拉垫片宽度直接相关。Rocco等[17-18]通过研究发现，规范中基于弹性理论推导而得到的标准化公式，不适用于混凝土的实际劈裂抗拉强度计算，其受混凝土试件几何形状及劈拉垫片宽度的影响较大。此外，Rocco等[19]根据相应的试验结果发现：相较于使用劈拉垫片的情况，未采用劈拉垫片的劈拉试验所得到的混凝土劈裂抗拉强度要降低约8%，且混凝土劈裂抗拉强度会随着垫片宽度的减少而逐渐降低。当垫片的相对宽度（ $b/D$ ）小于4%时，垫片尺寸对混凝土劈裂抗拉强度的影响可以被忽略[19]。然而，在圆柱体/立方体混凝土试件的劈拉试验中，对劈拉垫片宽度并未设定统一的标准。例如，在ASTM C496-90 [7]和BS 1881-117 [8]标准中，静态劈裂圆柱体试验的垫片宽度分别被建议为25 mm和(15±2) mm。在BS 1881-117 [8]和GB/T 50081 [10]标准中，立方体劈拉试验的垫片推荐宽度分别为4~15 mm和20 mm。综上可知，研究试件几何形状和劈拉垫片宽度对混凝土静态劈裂抗拉强度的影响具有很大的科学意义。

针对世界范围内对岛礁工程建设的迫切需求，一种新型的轻骨料混凝土——珊瑚混凝土（CAC）凭借其优异的性能及独特的资源优势（就地取材选用来自珊瑚礁和岛屿的珊瑚碎屑和海水），受到了国内外学者的广泛关注，其主要原材料包括珊瑚骨料、水泥、海水和其他外加剂[20-21]。CAC最早出现在第二次世界大战期间，其主要由海水及太平洋各岛屿产生的珊瑚骨料组成，美国海军土木工程实验室针对CAC的配合比和基本力学性能（如抗压强度、弹性模量和抗弯强度）开展了一系列的试验研究工作[22-24]。随后，Scholer [25]和Howdysheill [26]考察并研究了太平洋岛屿上CAC结构的耐久性和强度，认为由珊瑚骨料和海水引起的氯离子腐蚀是对CAC结构耐久性的主要威胁，且混凝土强度与CAC中的氯离子含量有关。

根据高性能混凝土的制备原理及Yu等[27]提出的“富浆混凝土理论”，国内外学者已经制备出了抗压强度在30~70 MPa范围内的高性能CAC，并在过去几年期间系统研究了其力学性能[28]。Mi等[29]比较了相同强度等级（30~60 MPa）的CAC和普通混凝土（OPC）的劈裂抗拉强度，发现CAC的抗拉强度要比OPC高出9%~33%，且这种强度差异会随着混凝土强度等级的提高而减小。Ma等[30]研究了圆柱体CAC（ $\phi 70 \text{ mm} \times 70 \text{ mm}$ ）试件的静态劈裂抗拉强度，并将他们的结果与Mi等[29]基于边长为100 mm的立方体CAC试件所得的试验结果进行了比较。研究发现，通过圆柱体试件测得的CAC抗拉强度要明显高于立方体试件。由此可知，试件几何形状的确会影响CAC的劈裂抗拉强度，表明对此开展进一步的研究是十分有必要的。此外，目前尚无有关支承垫片尺寸对CAC劈拉试验结果的影响的研究，而这对于评估CAC的抗拉强度至关重要。为了掌握混凝土在拉伸状态下的宏观性能和失效机制，假设混凝土为两相、三相或四相复合材料的细观方法已被广泛应用于混凝土抗拉行为的研究中[31-33]。Suchorzewski等[31]使用离散元模型（DEM）进行二维（2D）数值计算，用以模拟混凝土的准静态劈裂抗拉行为。基于微观计算机断层扫描（micro-CT）图像重建混凝土细观结构，建立相应的混凝土细观模型，同时考虑了混凝土中宏观空隙的存在。类似地，基于二维/三维X射线微观CT图像，Skarżyński等[32]采用两种细观方法[有限元模型（FEM）和DEM]研究了混凝土的拉伸行为，研究内容包括混凝土的断裂行为及界面过渡区（ITZ）的影响。Zhou和Hao [33]采用二维细观模型研究了高应变率荷载作用下混凝土的动态拉伸行为，其中假设骨料为圆形，ITZ被建模为骨料周围的薄弱边界。Jin等[3]建立了一个三维细观模型来研究动态荷载作用下试件尺寸对立方体混凝土试件劈裂抗拉强度的影响，并模拟了劈裂抗拉荷载作用下混凝土试件的破坏模式及过程，最终提出了混凝土劈裂抗拉强度的动态尺寸效应准则。然而，现有的混凝土细观模型中的骨料模型主要是圆形（2D）、多面体（2D）和球体（3D）等规则几何体，这些规则骨料模型在模拟骨料形状和随机分布性方面存在较大局限性。因此，亟需开发一个考虑混凝土中骨料的形状和随机分布特性的三维细观模型，并将其应用于混凝土细观力学性能模拟研究。

本文的主要目标是采用三维细观模拟的方法，研究试件几何形状和支承垫片宽度对CAC劈裂抗拉强度的影响。其中，CAC被看作由珊瑚骨料、砂浆和二者之间ITZ区域组成的三相复合材料。珊瑚骨料由具有随机形状特性的三维随机骨料模型表示，这些骨料在砂浆基体中具有空间位

置和方向随机分布的特性。建立了两种不同的CAC劈裂抗拉试件模型，包括边长为150 mm的立方体模型和尺寸为 $\phi 150 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ 的圆柱体模型。使用商用软件ANSYS/LS-DYNA开展CAC试件的静态劈裂抗拉力学性能模拟。基于所建立的三维细观模拟方法，可以获得CAC试件的细观劈裂抗拉模拟结果，包括失效过程、最终破坏模式和应力-位移关系，并与已有的CAC试验结果进行对比分析。基于本文所获得的数值结果和已有试验数据，进一步分析和讨论试件几何形状和垫片宽度对CAC劈裂抗拉性能的影响规律。通过对试件形状效应和垫片尺寸效应进行分析，得出CAC劈裂抗拉强度的变化趋势，可为CAC劈拉试验提供理论指导。

## 2. 细观模拟方法

### 2.1. 随机骨料模型

相较于其他种类的细观模型，如格构模型[34]和随机粒子模型[35]，考虑混凝土中骨料随机形状特征的随机骨料模型[36–37]已得到国内外学者的广泛认可并被应用于混凝土细观力学性能的研究中。此外，骨料和砂浆基体之间存在的ITZ区域，可以使用随机骨料模型周围的实体单元来进行表征[38]。Wittmann等[39]最早采用二维随机圆形模型来模拟混凝土的破坏过程。后来国内外学者建立了很多不同种类的随机骨料模型，用以研究混凝土的细观力学性能，如二维多边形模型[40]、三维椭圆柱模型[41]和三维球体模型[42]等。

混凝土中的天然骨料具有棱角尖锐和表面粗糙的细观特征，导致上述规则细观骨料模型很难准确模拟混凝土中的粗骨料，进而影响混凝土的细观力学性能数值结果[43]。因此，具有随机骨料形状的三维凸多面体模型已被建立及用于珊瑚骨料细观特征的模拟中。这些三维随机骨料模型的整体和局部的形状特性需要由颗粒球度和棱角性指数来进行控制，详细的三维骨料模型生成算法可参考文献[37]。图1展示了三维随机骨料模型和实际珊瑚骨料的对比结果。由图可见，三维随机骨料模型可以准确地模拟

出珊瑚骨料的形状和表面不规则特征。这些骨料模型的等效直径范围是5~20 mm，与已有研究[28–30]中的实际骨料级配相一致。

### 2.2. 细观模型的生成

在细观尺度，混凝土通常被简化为三相复合材料，其中粗骨料主要由形状、尺寸、含量和空间位置四个因素控制。正如前文所述，所建立的三维随机骨料模型可以准确地表征混凝土中骨料的随机形状特征。骨料的尺寸和体积分数由混凝土强度等级确定，可以采用Fuller级配曲线来对其进行描述（图2）。本研究采用“Take and Place”算法[39]，将生成的三维随机骨料模型投放到混凝土空间区域内。通过骨料平移和旋转的方法来调整和确定每个骨料模型的空间坐标。图2展示了尺寸为150 mm $\times$ 150 mm $\times$ 150 mm的立方体试件中随机分布的骨料模型，其中，骨料尺寸在5~20 mm范围内，体积分数为35%。

为了对混凝土的力学性能进行数值分析，必须建立一个包含三种细观组分（粗骨料、砂浆基体和ITZ）的混凝土有限元模型。在三维随机细观模型的有限元网格划分过程中，如何准确识别每种细观组分并分别定义和描述其各自材料属性及应力-应变关系，是十分重要的工作。通过采用Fang等[44]提出的映射网格划分算法和材料识别算法，可以得到如图3所示的三维混凝土细观有限元模型，其中，最小网格尺寸为1 mm。根据我们在前期研究[21]中得到的ITZ厚度的尺寸收敛性结果，可知当ITZ厚度设置为1~2 mm时，其对数值结果的影响可以忽略不计。因此，在我们的三维随机细观模型中，ITZ厚度被设定为1~2 mm。其中，边长为150 mm的立方体模型和尺寸为 $\phi 150 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ 的圆柱体模型的实体单元数量分别为337 500和1 725 960。基于文献[28–30]中CAC的粗骨料体积分数（40%~45%），分别将立方体和圆柱体细观模型中的骨料体积分数设定为42.2%和43.4%。三维随机骨料模型和有限元模型都是使用ANSYS/LS-DYNA软件生成。本文采用侵蚀删除技术来模拟混凝土的失效破坏行为，即当某实体单元的最大应变值超过临界侵蚀准则时，该单元将被自动删除。参照已有研究结果[21,30]，分别选用砂浆和

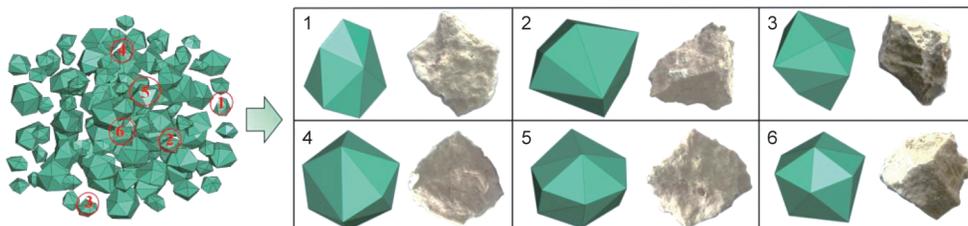


图1. 三维随机骨料模型和实际珊瑚骨料（5~20 mm）的比较。

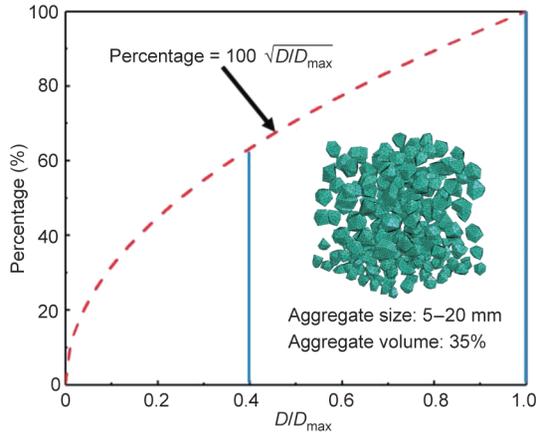


图2. Fuller级配曲线和立方体试件中的粗骨料分布。

ITZ的最大主应变（0.15）和剪切应变（0.8）作为其侵蚀准则，而珊瑚骨料的侵蚀准则采用其最大主应变为0.20。

本文认为混凝土试件几何形状和支承垫片宽度是影响CAC静态劈裂抗拉强度的重要因素。参照不同混凝土劈

裂抗拉试验规范中对试件形状及垫片宽度的规定（表1 [7-8,10]），一般采用立方体和圆柱体试件来开展混凝土劈裂试验。在不同的标准中，支承垫片宽度在6~25 mm范围内变化，对应的相对宽度（ $\beta = b/D$ ）值为0.04~0.17。因此，对应于图3所示的立方体和圆柱体试件，垫片宽度被设定为6~20 mm（ $\beta = 0.04\sim 0.13$ ）。如图3所示，不同宽度的支承垫片被对称地放置在试件的侧表面。采用单调位移加载（速率为 $7.5 \times 10^{-6} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ）的方式在上层垫片表面施加均匀位移荷载，整个劈裂试验系统被下层垫片约束控制。

### 2.3. 材料模型和分析参数

众所周知，混凝土中的每种细观组分都具有不同的物理和力学性能，这是导致混凝土非匀质特性的主要原因。换言之，每种细观组分的材料属性会显著影响混凝土的力学性能，因此必须采用合适的材料参数来对其进行定义。根据已有的混凝土劈裂拉伸[45]、剥落[46]和直接拉伸[47]

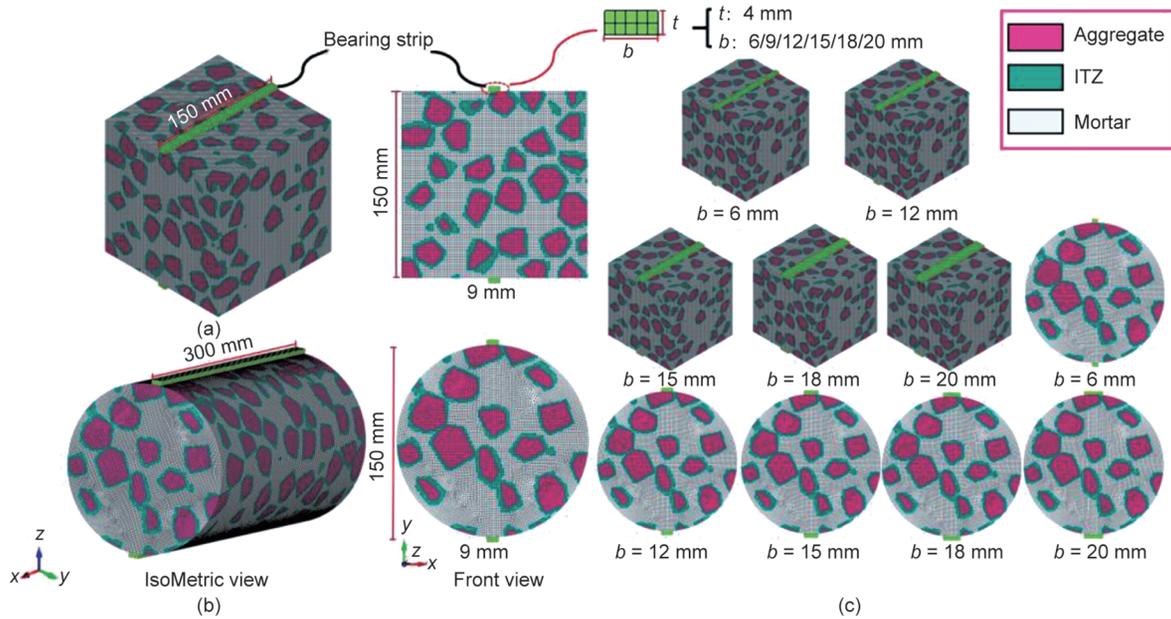


图3. 具有不同形状和支承垫片尺寸的CAC三维细观模型。(a) 立方体模型（150 mm×150 mm×150 mm）；(b) 圆柱体模型（ $\phi 150 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ ）；(c) 具有不同垫片宽度的模型。

表1 混凝土劈裂试验规范中对试件几何形状和支承垫片的要求

Standard number	Split-tensile specimen			Load-bearing strip	
	Shape	Size (mm)	Slenderness	Width $b$ (mm)	Relative width $\beta$
ASTM C496 [7]	Cylinder	$\phi 150 \times 300$	2	25	0.17
BS 1881-117 (BS <sub>q</sub> 150/10) [8]	Cylinder	$\phi 150 \times 300$	2	$15 \pm 2$	0.10
BS 1881-117 (BS <sub>q</sub> 100/4) [8]	Cube	$100 \times 100 \times 100$	1	$4 \pm 1$	0.04
BS 1881-117 (BS <sub>q</sub> 100/15) [8]	Cube	$100 \times 100 \times 100$	1	$15 \pm 2$	0.15
BS 1881-117 (BS <sub>q</sub> 150/4) [8]	Cube	$150 \times 150 \times 150$	1	$6 \pm 1$	0.04
BS 1881-117 (BS <sub>q</sub> 150/10) [8]	Cube	$150 \times 150 \times 150$	1	$15 \pm 2$	0.10
GB/T50081 [10]	Cube	$150 \times 150 \times 150$	1	20	0.13

性能模拟结果，可知LS-DYNA中的Karagozian & Case (K&C)模型[48] (MAT\_72)可以适用于劈裂抗拉荷载作用下的CAC细观性能模拟。

需要指出的是，K&C材料模型主要采用三个失效面来描述混凝土的塑性行为。在K&C模型中，分别采用动态增强因子和损伤变量 $\lambda$ 来描述混凝土的应变率效应和损伤效应。三个失效面的表达方式及相互关系定义如下：

$$\Delta\sigma_y = \begin{cases} a_{0y} + P/(a_{1y} + a_{2y}P), & P \geq 0.15f_c \\ 1.35f_t + 3P(1 - 3f_t/f_c), & 0 < P < 0.15f_c \\ 1.35(P + f_t), & P \leq 0 \end{cases} \quad (1)$$

$$\Delta\sigma_m = \begin{cases} a_0 + P/(a_1 + a_2P), & P \geq f_c/3 \\ 1.5/\psi(P + f_t), & 0 < P < f_c/3 \\ 3(P/\eta + f_t), & P \leq 0 \end{cases} \quad (2)$$

$$\Delta\sigma_r = a_{0r} + P/(a_{1r} + a_{2r}P) \quad (3)$$

$$\Delta\sigma = \begin{cases} \eta(\Delta\sigma_m - \Delta\sigma_y) + \Delta\sigma_y & \text{(strain hardening)} \\ \eta(\Delta\sigma_m - \Delta\sigma_r) + \Delta\sigma_r & \text{(strain softening)} \end{cases} \quad (4)$$

式中， $a_0$ 、 $a_1$ 、 $a_2$ 、 $a_{0y}$ 、 $a_{1y}$ 、 $a_{2y}$ 、 $a_{0r}$ 、 $a_{1r}$ 和 $a_{2r}$ 是材料常数； $f_c$ 是抗压强度； $\psi$ 是系数； $P = -\sigma_{kk}/3$ 是压力； $f_t$ 是抗拉强度； $\eta$ 是屈服比例因子，其可表示损伤变量 $\lambda$ 的函数。

$$\lambda = \begin{cases} \int_0^{\bar{\epsilon}_p} \frac{d\bar{\epsilon}_p}{\gamma(1 + Pf_t)^{s_1}} & P \geq 0 \\ \int_0^{\bar{\epsilon}_p} \frac{d\bar{\epsilon}_p}{\gamma(1 + Pf_t)^{s_2}} & P < 0 \end{cases} \quad (5)$$

式中， $d\bar{\epsilon}_p = \sqrt{2/3}d\epsilon_{ij}^p d\epsilon_{ij}^p$ 是等效塑性应变增量； $d\epsilon_{ij}^p$ 是应变增量张量； $s_1$ 和 $s_2$ 分别是压缩和拉伸的损伤比例参数； $\gamma$ 是动态增强因子。

K&C模型中的断裂能量可被定义为应力-应变曲线下方的面积，通常定义为：

$$G_f = h \int \sigma d\epsilon \quad (6)$$

式中， $G_f$ 是断裂能量； $h$ 是特征单元长度。混凝土在拉伸和压缩荷载作用下的压力软化行为可以由体积塑性应变来表示，即 $\Delta\lambda = s_3 f_d k_d (\epsilon_v - \epsilon_{v,yield})$ 。其中， $s_3$ 是用户自定义标量乘数， $k_d$ 是内标量乘数， $\epsilon_v$ 是体积应变， $\epsilon_{v,yield}$ 是屈服体积应变， $f_d$ 被用于减轻体积损伤的影响。

Malvar等[49]采用Release III (\*Mat\_Concrete\_Damage\_REL3)进一步改进了K&C模型，简化了其模型参数输入过程。其中，在输入一些基本参数后，如抗压强度 $f_c$ 、抗拉强度 $f_t$ 、剪切模量 $G_s$ 、质量密度 $\rho$ 和泊松比 $\mu$ ，会自动生成与混凝土K&C模型相匹配的模型分析参数。

根据文献中的南海岛礁珊瑚骨料的物理力学性能试验结果[30,50-51]，珊瑚骨料的材料模型参数被初步设定为：

$f_c = 10$  MPa,  $f_t = 1.2$  MPa,  $\rho = 2557$  kg·m<sup>-3</sup>,  $\mu = 0.23$ 。此外，基于参考文献[23]中不同水灰比珊瑚砂浆的力学性能数据，确定C30珊瑚砂浆的材料模型参数为： $f_c = 30$  MPa,  $f_t = 5.6$  MPa,  $\rho = 2350$  kg·m<sup>-3</sup>,  $\mu = 0.21$ 。考虑到ITZ的尺寸( $\mu\text{m}$ )限制，很难通过试验直接测得其宏观力学性能指标，特别是 $f_t$ 和 $\mu$ 。本文采用珊瑚骨料立方体样品(2 cm×2 cm×1 cm)和水泥浆试件(2 cm×2 cm×1 cm)之间的黏结强度(3.5 MPa)[30]作为CAC中ITZ的抗拉强度值。此外，根据学术界公认的“弱化砂浆”理论[52]，ITZ可被看作一种位于砂浆基体和骨料间的“弱化砂浆”区域，其力学性能一般被估算为砂浆的75%~80%。因此，本文初步确定CAC中ITZ的其他力学性能参数为： $f_c = 21$  MPa,  $f_t = 3.5$  MPa,  $\rho = 2350$  kg·m<sup>-3</sup>,  $\mu = 0.15$ 。

#### 2.4. 细观模型验证

本节将对上述细观模型的有限元网格敏感性进行研究。图4展示了使用不同尺寸网格(1 mm、2 mm和3 mm)划分的CAC立方体模型的准静态劈裂抗拉行为。由图4(a)可知，由于缺乏合适的正则化技术，静载条件下的细观模型的局部应变依赖于网格尺寸。例如，相较于使用大尺寸网格(2 mm或3 mm)得到的混凝土细观模型，使用小尺寸网格(1 mm)的细观模型中的骨料和ITZ体积分布会更加真实和均匀。类似地，在准静态劈裂抗拉荷载条件下，使用小尺寸(1 mm)网格的CAC细观模型的开裂破坏形态要更加真实。尽管混凝土模型的劈裂裂纹形状相似，但使用小尺寸(1 mm)网格的细观模型的裂纹更加细小，且更接近于试验结果[29]。因此，尺寸为1 mm的网格更适合于模拟混凝土的劈裂开裂行为。由图4(b)所示的CAC劈拉荷载-位移曲线可知，CAC的劈拉峰值应力与细观模型的网格尺寸有关。随着网格尺寸的增大，CAC的峰值应力表现出略微的增大趋势。然而，使用不同网格尺寸的混凝土细观模型之间的应力差异较小，这与前人的研究结果一致[3,21]。此外，根据我们以前的工作[21,44]可知，三维随机细观模型的最佳网格尺寸通常为最小骨料尺寸的1/4~1/8，在此情况下所得到的细观模型可以真实地描述混凝土中的骨料和ITZ相。在本研究中，单元网格尺寸被设定为1 mm，其是最小骨料尺寸(5 mm)的1/5，处于有限元网格的合理尺寸范围内。

通过细观数值模拟结果和文献[29,53-54]中的试验结果的对比分析，前文介绍的CAC三维随机细观模型和材料模型参数的可靠性得到了有效验证。本文建立了一个边长为100 mm、骨料体积分数为43.2%的三维立方体细观模型，用以模拟Mi等[29]使用具有相近骨料体积分数

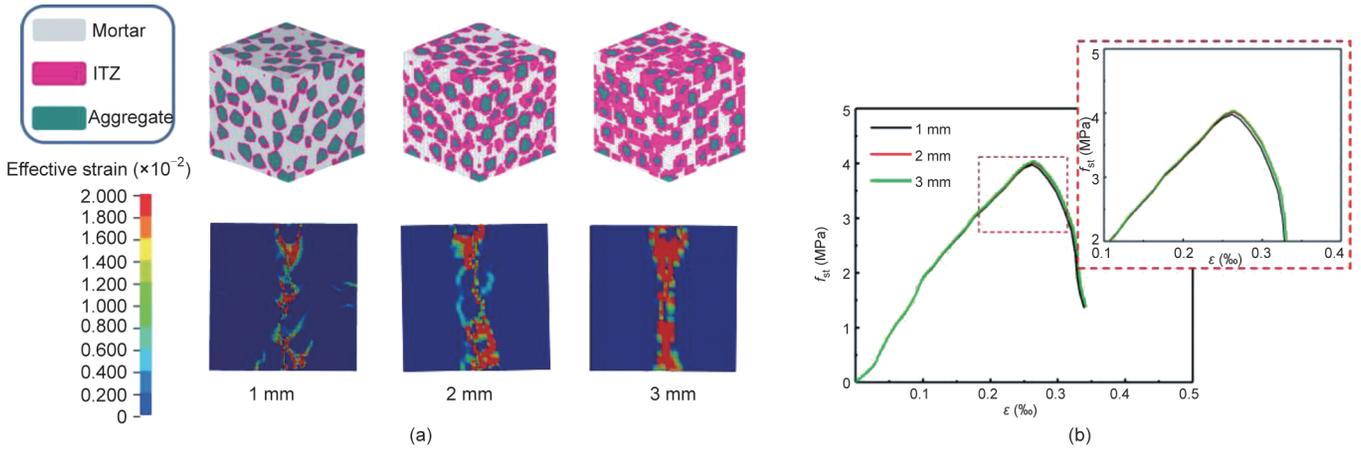


图4. 网格敏感性对立方体CAC试件劈裂抗拉性能的影响。(a) 破坏模式；(b) 应力-应变曲线。

(45.5%)的立方体试件开展的C40CAC劈拉试验。Mi等在试验中使用了5~20 mm的连续级配破碎珊瑚骨料，我们的细观模型中的骨料粒径范围也是5~20 mm（图1）。支承条的宽度为20 mm。图5（a）和（b）分别展示了劈裂抗拉荷载作用下CAC试件的试验和数值破坏模式。

根据图5（a）所示的试验结果[29]可知，主要裂缝出现在立方体试件的中心平面。此外，可以在加载位置处发现明显的压缩性破坏现象，这主要是由存在于支承垫片和混凝土试件之间的集中应力分布造成的。可以看到，由于混凝土的非匀质性，其劈裂抗拉断裂面在试件中心平面附近蜿蜒穿行，这与图5（a）所呈现的试验开裂模式非常一致。图5（b）展示了加载位置附近的应力集中分布和局部开裂破坏现象。由图5（a）可见，可以在混凝土试件的断裂面上观察到明显的珊瑚骨料开裂破坏痕迹。Da等[28]和Ma等[30]在其实验工作中观察到了相同的珊瑚骨料破坏模式，并将其归因于珊瑚骨料的高孔隙率和低强度特性。值得注意的是，使用本文所提出的细观模型可以准确地模拟CAC中珊瑚骨料的空间位置和开裂模式，如图5（b）所示。这表明所采用的细观模型和材料模型适合于模拟CAC的劈裂抗拉力学行为。此外，根据文献[29]中立方体CAC试件的劈裂抗拉强度（ $f_{st}$ ）和 $f_c$ 之间关系的比较，可以建立一个可靠的回归拟合公式，如图5（c）中的蓝色虚线所示[53–54]。由图可见，基于试验结果所得的回归曲线，可以用于对具有不同 $f_c$ 值（20~40 MPa）的CAC立方体试件的 $f_{st}$ 值进行预测，说明三维随机细观模拟方法和相应的模型参数在模拟CAC在劈裂抗拉荷载条件下的力学性能方面是非常可靠的。

同样地，使用相同的细观模型和模型参数，对比分析了准静态单轴压缩荷载下的CAC的数值和试验结果，包括CAC试件的失效破坏模式和应力-应变曲线，见图6。

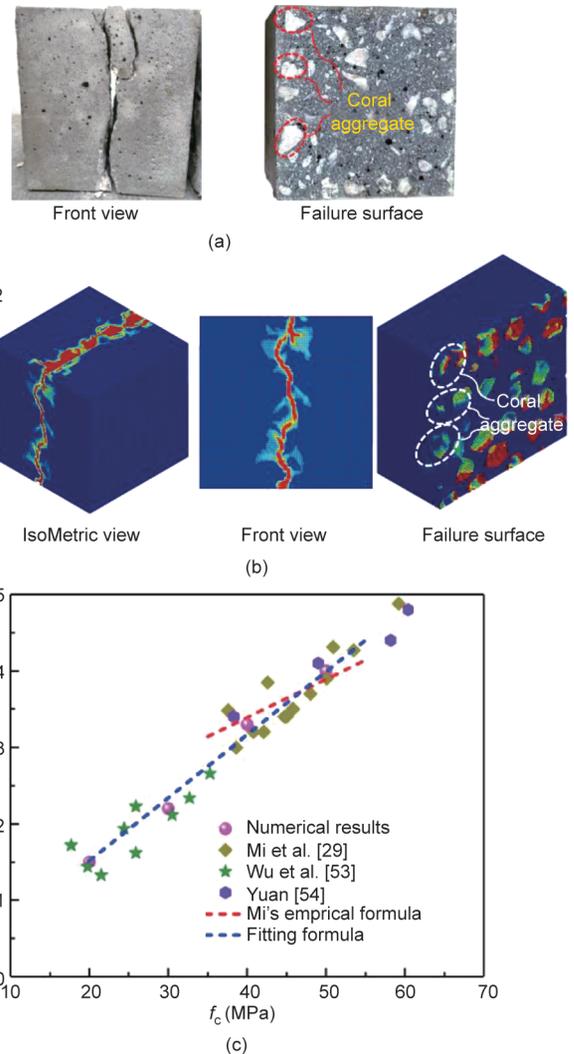


图5. CAC在静态劈裂抗拉荷载作用下的试验和数值结果对比。(a) 试验破坏模式；(b) 数值破坏模式；(c) 静态劈裂抗拉强度[29,53–54]。

图6（a）展示了文献[29]中的CAC单轴压缩试验结果和数值模拟结果的对比图，可以发现二者间吻合程度良好，说明可以采用所提出的三维细观模型对CAC进行模拟。

其中，应变率被设定为 $10^{-5} \text{ s}^{-1}$ ，且未考虑试件上下表面的摩擦效应。此外，通过比较图6 (b) 给出的CAC压缩应力-应变曲线，可以看出数值曲线与试验曲线之间存在良好的一致性[28]。综上所述，本文所开发的三维细观模拟方法在模拟不同荷载条件下CAC力学响应方面具有较高的可靠性。因此，前文所确定的有限元模型及材料计算参数将被应用于后续数值分析中。

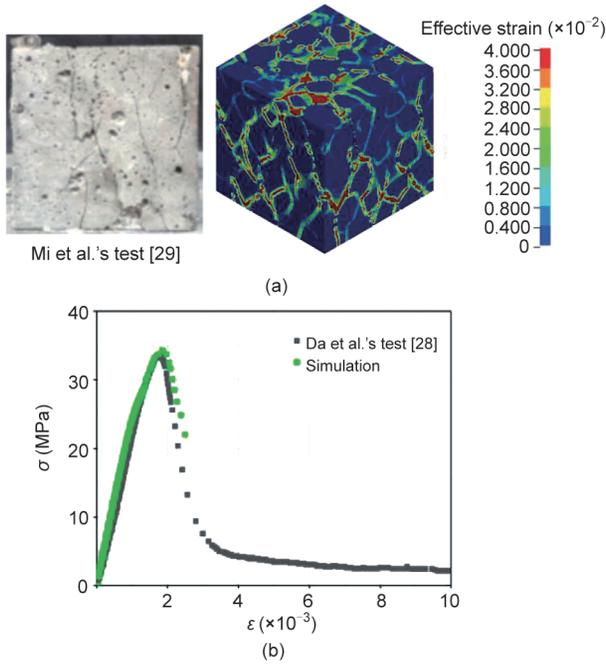


图6. CAC在静态压缩条件下的试验和数值结果比较。(a) 压缩破坏模式[29]; (b) 压缩应力-应变曲线。

### 3. 细观结果和讨论

基于上述细观模型，可以获得CAC的细观力学性能，本节将对这些细观模拟结果进行讨论。分析了不同CAC试件的失效过程、最终破坏模式和应力-位移关系，并考虑了试件几何形状（立方体和圆柱体）和支承垫片宽度（6 mm、9 mm、12 mm、15 mm、18 mm和20 mm）等因素的影响。

#### 3.1. 失效过程

为了评估CAC在劈裂抗拉荷载条件下的失效机制，图7和图8分别展示了立方体和圆柱体CAC模型的整体和局部失效过程，其中支承垫片的宽度为9 mm。如图7 (a)和图8 (a)所示，我们沿着加载方向将立方体和圆柱体模型在其中心平面一分为二，用以研究其局部失效过程。

如图7 (b)和图8 (b)所示，应变集中首先出现在试件和垫片之间的上部加载端，然后沿着荷载方向在中心

平面内逐渐传播。随后，下部加载端也开始出现应变集中现象，且沿着试件中心平面向上传播，直至上下劈裂裂缝在试件中心相遇并连接，然后将试件一分为二。除了将试件整体一分为二的较宽主裂缝之外，在加载位置附近区域也产生了一些次生裂纹[图7 (b)]，这可能是由中心平面骨料的出现所造成的。综上所述，CAC的劈裂开裂模拟结果与Mi等[29]和Ma等[30]提供的试验结果高度一致，如图7和图8所示。然而，源于上部加载端的裂纹扩展速度要比下部加载端的裂纹快，这可以解释劈裂抗拉荷载作用下CAC的实际破坏行为。当对比立方体和圆柱体CAC试件的失效过程时，可以发现圆柱体中的应变集中区域比立方体宽，这可能归因于圆柱体模型所设置的弹性塑性应变范围较小（0~0.001）。需要指出的是，我们为圆柱体设置较小的弹性塑性应变范围的主要目的是突出其失效过程，但由于其断裂面较大，导致其失效速度明显比立方体试件慢。

根据CAC的局部破坏特征[图7 (c)和图8 (c)]可以得到其在静态劈裂抗拉荷载条件下的破坏过程。值得注意的是，由于ITZ抗拉强度较低，其应变集中现象会比砂浆和骨料更加显著，进而导致微裂纹易于通过ITZ产生及传播。此外，根据Mi等[29]和Ma等[30]的试验结果还可发现（图7和图8），珊瑚骨料的断裂行为发生在立方体和圆柱体CAC试件的劈裂破坏面，表明准静态荷载作用下的裂缝可以通过甚至穿透珊瑚骨料。通过采用细观模拟方法，可以根据等效应变的变化来准确表征珊瑚骨料中的应力萌生、传播和集中，如图7 (c)和图8 (c)所示。根据已有的试验和数值研究结果，CAC中的珊瑚骨料断裂主要归因于两个因素：一是由于珊瑚骨料是一种典型的轻质骨料，具有多孔和低强的特性，不能承受较大的抗拉荷载[27-30]；二是由于珊瑚骨料的粗糙和多孔的表面纹理，可以生成具有较高界面强度的ITZ，进而使得混凝土内部裂缝倾向于通过和穿透多孔珊瑚骨料[53-54]。此外，根据图7 (c)和图8 (c)所示的CAC内部细观组分的破坏过程，可以看出：混凝土的损伤破坏会从试件边缘向中心发展，且边缘区域细观组分的失效破坏程度要比中心区域更为严重，这主要归因于混凝土的非匀质性，且与Jin等[3]得到的数值结果相一致。

#### 3.2. 最终破坏模式

图9展示了静态劈裂抗拉荷载作用下立方体和圆柱体CAC试件的最终破坏模式。其中，支承垫片的宽度在6~20 mm范围内变化。如图9所示，在静态劈裂抗拉荷载条件下，立方体和圆柱体试件都会沿其中心加载平面被劈裂为两部分。在试件断裂区域附近存在一个具有一定宽度的

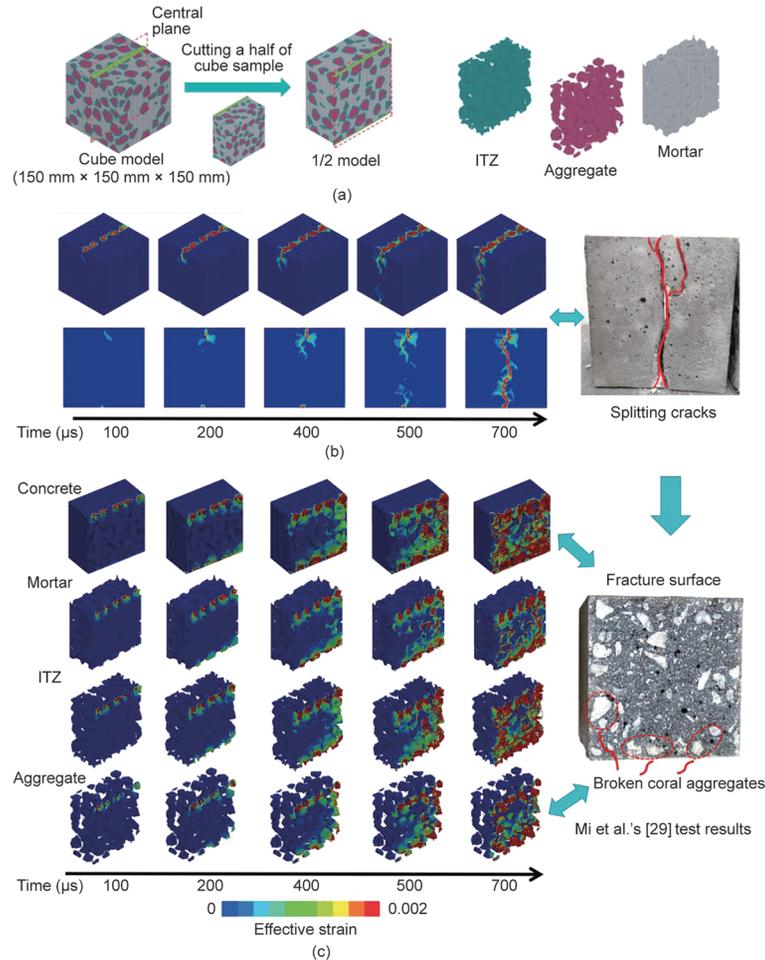


图7. 立体CAC试件在劈裂抗拉荷载条件下的失效过程[29]。(a) 三维立方体微观模型；(b) 整体失效过程；(c) 局部失效过程。

损伤带，其是由横向的拉伸荷载引起的。由图可见，CAC的损伤带和开裂路径的宽度都与支承垫片宽度有关。例如，随着垫片宽度的增加，损伤带的宽度逐渐增加，可以观察到试件中心出现了缎带状的开裂破坏现象。这种现象可以归因于这样一个事实，即随着垫片宽度的增加，试件加载面积逐渐增加，这就使得试件和垫片间的接触区域的应力集中现象更为显著。因此，对于采用较宽垫片的CAC试件而言，在其接触区会出现宽度较大的压缩破坏现象，这与Zhou等[55]总结的混凝土在劈裂抗拉荷载作用下的典型破坏模式是一致的。然而，应当注意的是，承受较宽压缩荷载的CAC试件的失效破坏结合了压缩和拉伸两种荷载作用机制，其中压缩破坏占主要地位。换言之，在混凝土试件的劈裂试验中，采用较宽垫片的CAC试件的主要失效模式是压缩破坏，而不是纯粹的劈裂抗拉破坏，这会导致对混凝土劈裂抗拉强度的高估。此外，当垫片宽度大于18 mm时，会在立方体CAC试件的两个侧面观察到弯曲拉伸破坏现象，而这两个侧面与加载平面平行。Jin等[3]在对普通混凝土立方体模型的劈裂抗拉性能

进行数值模拟时，也观察到了类似的现象。

### 3.3. 荷载-位移结果

为了分析支承垫片宽度对CAC试件劈裂抗拉强度的影响规律，图10(a)和(b)中分别绘制了立方体和圆柱体CAC试件的劈拉荷载( $L$ )与水平位移( $\delta$ )之间的关系。在本文的数值分析中， $\delta$ 为平行于加载方向的试件两个侧面之间的平均位移。如图10所示，数值模拟中CAC试件的劈拉荷载随着水平位移的增加而逐渐增大，并在达到峰值荷载后呈现出下降趋势。由于CAC具有低强、多孔特性，其劈拉荷载的增强过程波动较大。此外，随着支承垫片宽度的增加，立方体和圆柱体CAC试件的峰值荷载和相应的位移都呈明显的增大趋势。从荷载位移曲线的上升段(图10)可见，垫片宽度越大，CAC试件的刚度越大。同时可以发现，相较于采用较窄垫片的CAC试件，采用较宽垫片的CAC试件的软化曲线会随着水平位移的增加而波动，这表明试件中出现了应变再硬化现象。这是由于在垫片较宽的CAC试件中，垫片局部压

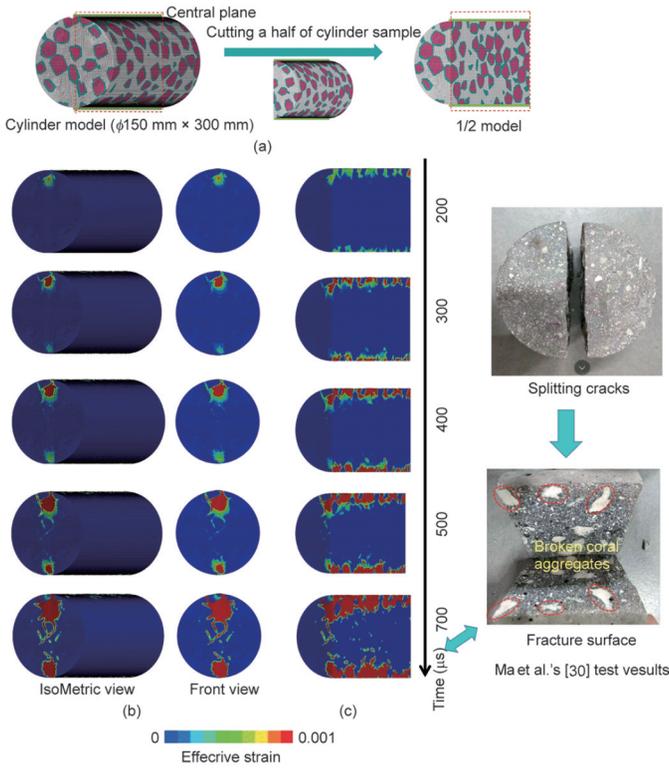


图8. 圆柱体CAC试件在劈裂抗拉荷载作用下的失效过程[30]。(a) 整体和局部模型；(b) 整体失效过程；(c) 局部失效过程。

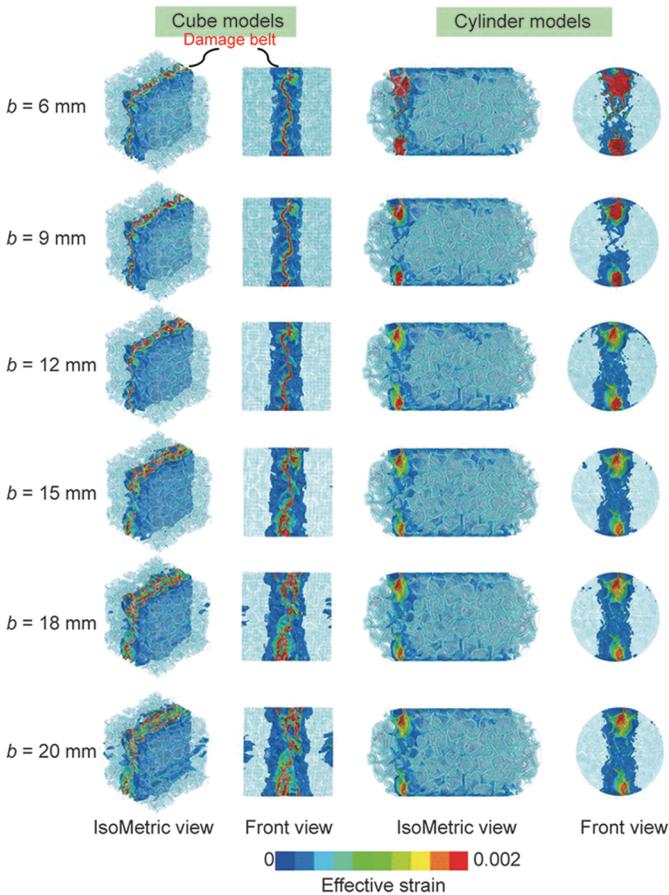


图9. 立方体和圆柱体CAC试件在劈裂抗拉作用下的最终破坏模式。

缩发挥了更加重要的作用。正如已有的许多研究[13,19, 56]所指出的那样，支承垫片的宽度与混凝土的劈裂抗拉强度之间存在着直接的相关关系，这一点将在后续章节中继续进行分析 and 讨论。

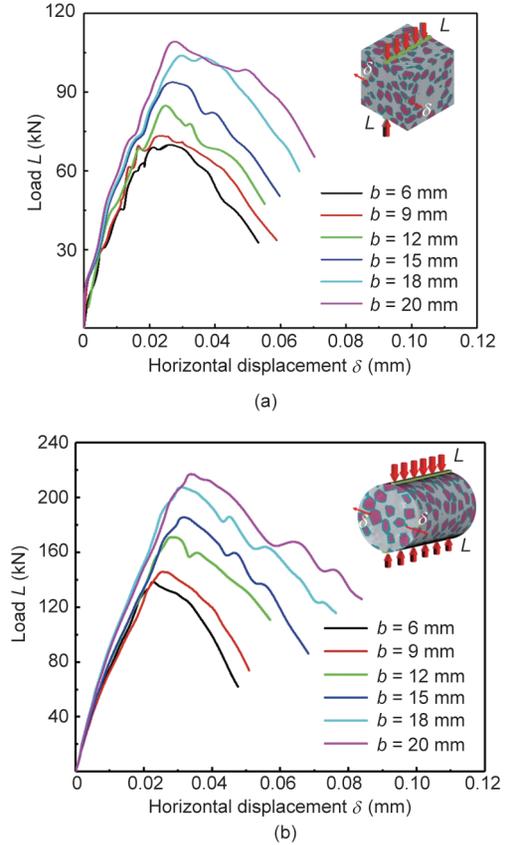


图10. 不同尺寸的CAC试件的荷载-位移曲线。(a) 立方体试件；(b) 圆柱体试件。

#### 4. 试件几何形状和支承垫片尺寸对劈裂抗拉强度的影响

根据上文所获得的CAC劈拉数值结果和已有的劈裂抗拉强度试验结果，本节讨论了试件几何形状和支承垫片宽度对其劈裂抗拉强度的影响。当试件被水平拉伸应力一分为二时，可以获得立方体和圆柱体试件的劈裂抗拉强度。本研究所考虑的楔形破坏包括在混凝土的失效破坏过程中(图8)，但在楔形破坏的情况下无法获得试件的抗拉强度。

##### 4.1. 劈裂抗拉强度

根据图10所示的荷载-位移曲线，将CAC试件在不同条件下的峰值荷载统计于表2。使用经典混凝土劈裂抗拉强度计算公式[式(7)]，可以计算得到CAC的 $f_{st}$ 值(表2)。考虑到试件几何形状和尺寸的差异，使用公式(8)来确定

支承垫片的相对宽度 ( $\beta$ ), 用以量化 $f_{st}$ 和垫片宽度之间的关系。

$$f_{st} = \frac{2L}{\pi HD} \quad (7)$$

$$\beta = b/D \quad (8)$$

式中,  $f_{st}$ 代表劈裂抗拉强度 (MPa);  $L$ 是峰值荷载 (kN);  $b$ 是支承垫片宽度;  $H$ 分别是圆柱体和立方体试件的高度和边长;  $D$ 分别是圆柱体和立方体试件的直径和边长。

#### 4.2. 试件几何形状对劈裂抗拉强度的影响

图 11 展示了具有不同支承垫片宽度 (6~20 mm) 立

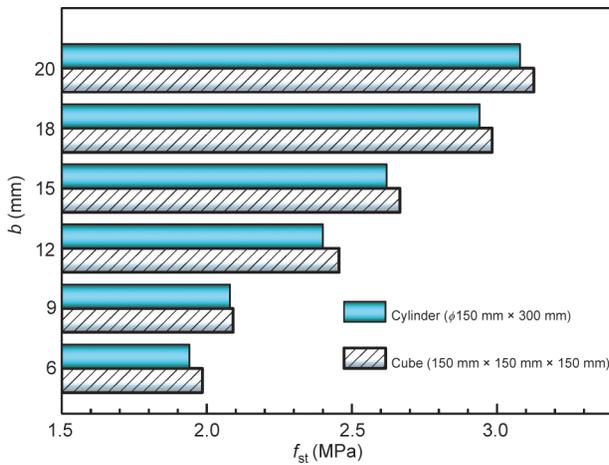


图 11. 具有不同几何形状的陈 CAC 试件的  $f_{st}$  值。

方体和圆柱体 CAC 试件的数值模拟  $f_{st}$  值。由图可见, 当支承垫片宽度相同时, 圆柱体模型 ( $\phi 150 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ ) 获得的  $f_{st}$  值略小于边长为 150 mm 的立方体模型。从表面

表 2 具有不同几何形状和支承垫片宽度的 CAC 劈裂抗拉强度

Specimen geometry	Specimen size (mm $\times$ mm $\times$ mm)	Splitting area (mm <sup>2</sup> )	$b$ (mm)	$\beta$	$L$ (kN)	$f_{st}$ (MPa)
Cube	150 $\times$ 150 $\times$ 150	22 500	6	0.04	70.2	1.99
	150 $\times$ 150 $\times$ 150	22 500	9	0.06	73.9	2.09
	150 $\times$ 150 $\times$ 150	22 500	12	0.08	86.8	2.46
	150 $\times$ 150 $\times$ 150	22 500	15	0.10	94.2	2.67
	150 $\times$ 150 $\times$ 150	22 500	18	0.12	105.4	2.98
	150 $\times$ 150 $\times$ 150	22 500	20	0.13	110.5	3.13
Cylinder	$\phi 150 \times 300$	45 000	6	0.04	138.6	1.94
	$\phi 150 \times 300$	45 000	9	0.06	145.8	2.08
	$\phi 150 \times 300$	45 000	12	0.08	171.2	2.4
	$\phi 150 \times 300$	45 000	15	0.10	185.6	2.62
	$\phi 150 \times 300$	45 000	18	0.12	207.5	2.94
	$\phi 150 \times 300$	45 000	20	0.13	217.4	3.08

Based on the suggestion in Ref. [57], the splitting area of the concrete specimen under split tension is simplified as the vertical cross-sectional area along the loading direction.

上看, 使用不同标准 (即 ASTM-C496-90 [7]、BS 1881-117 [8]和 GB/T50081 [10]) 得到的混凝土  $f_{st}$  值受试件几何形状的影响程度各不相同。然而, 不管对于什么形状的试件, 基于其劈裂拉伸破坏位置, 许多研究人员[58–59]都建议确定混凝土抗拉强度与试件断裂面积之间的关系, 用以研究试件尺寸对混凝土  $f_{st}$  值的影响。换言之, 试件尺寸 (体积) 和试件几何形状被认为对混凝土的  $f_{st}$  值研究具有普遍意义。因此, 我们将 CAC 试件的断裂面积和  $f_{st}$  值之间的数值结果统计于图 12 (a) 中。

由图 12 (a) 可见, 随着断裂面积从 225 cm<sup>2</sup> 增加到 450 cm<sup>2</sup>, CAC 的  $f_{st}$  值呈现出下降的趋势。Kadleček 等[57]也观察到了具有不同几何形状和尺寸的 OPC 试件的  $f_{st}$  变化趋势, 其中, 支承垫片的宽度为试件直径或边长的十分之一。具体来说, 当立方体和圆柱体 OPC 试件的断裂面积由 16 cm<sup>2</sup> 增加到 450 cm<sup>2</sup> 时, 其  $f_{st}$  值呈现出逐渐减小的趋势, 表明试件  $f_{st}$  与其断裂面积大小有关。此外, 通过比较边长为 100 mm (150 mm) 的立方体和尺寸为  $\phi 100 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$  ( $\phi 150 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ ) 的圆柱体 OPC 试件的  $f_{st}$  值时, 发现其强度差异与具有相同几何形状的陈 CAC 试件相似。因此, 我们可以得出结论, 本文所得具有不同形状、不同垫片宽度的 CAC 试件的  $f_{st}$  数值结果是合理的, 且采用三维随机细观模拟方法来研究 CAC 的静态  $f_{st}$  性能的方法也是实用的。此外, 有关 CAC 断裂面积和  $f_{st}$  值之间的详细关系将在未来的研究中进行定量探索。

#### 4.3. 支承垫片宽度对抗拉强度的影响

多项研究表明, 当支承垫片的相对宽度大于 4% 时,

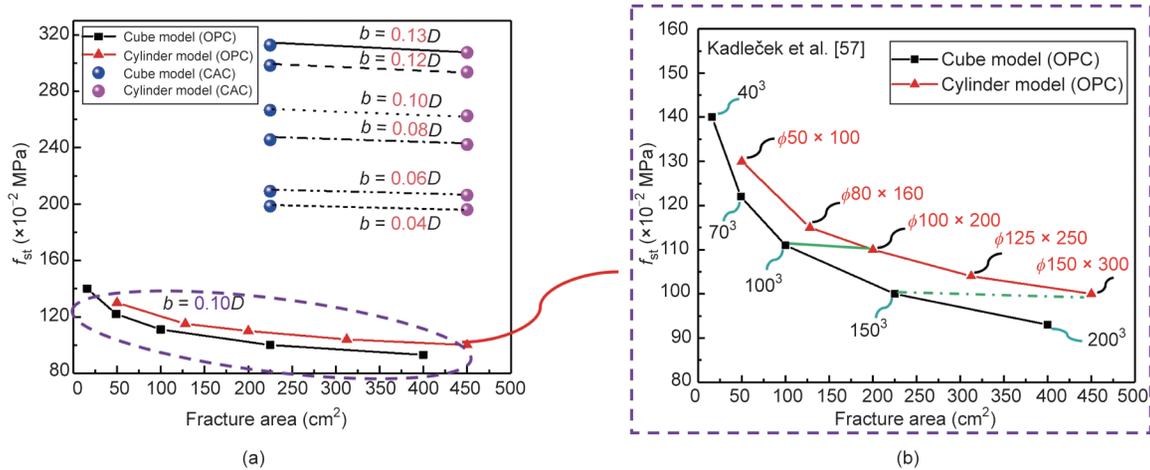


图12. 具有不同几何形状的CAC试件的 $f_{st}$ 与断裂面积之间的关系。

混凝土的 $f_{st}$ 值会直接取决于支承垫片的宽度[19]。图13展示了CAC和OPC [60]的数值和试验 $f_{st}$ 值随支承垫片相对宽度的变化情况[29,53–54,60]。需要注意的是，当支承垫片的相对宽度逐渐增大时，CAC的 $f_{st}$ 值也会随之逐渐增大，这与OPC [60]的变化趋势一致。此外，当垫片相对宽度小于0.08时，CAC的 $f_{st}$ 值与Olesen等[60]报道的OPC值之间差距较小。随着垫片相对宽度的增大，这种差距逐渐增大，表明CAC的 $f_{st}$ 值趋向于大于OPC，这与Mi等[29]所测得的CAC和OPC劈拉试验结果一致。他们认为，产生这种现象的主要原因是砂浆和具有粗糙表面纹理的珊瑚骨料之间具有很强的机械啮合力，这有助于提高ITZ的黏结强度。相较于含有砾石骨料的OPC，CAC的 $f_{st}$ 值会高于OPC。此外，当支承垫片的相对宽度为0.20时，可以发现CAC的试验 $f_{st}$ 值会出现明显波动，这是因为参考文献[29,53–54]中讨论的CAC试件具有不同的抗压强度(30~60 MPa)。

基于线弹性理论的公式[公式(7)]是计算 $f_{st}$ 的经典公式，其中假设上层垫片附近的劈裂荷载会沿一条零宽度的线均匀分布，而这个假设在使用较宽的支承垫片时是不准确的。因此，考虑到支承垫片相对宽度的影响，Rocco等[13]分别用式(9)和式(10)来计算立方体和圆柱体试件的 $f_{st}$ 值：

$$f_{st, cu} = f_{st} [(1 - \beta^2)^{5/3} - 0.0115]^{-1} \quad (9)$$

$$f_{st, cy} = f_{st} (1 - \beta^2)^{-3/2} \quad (10)$$

式中， $f_{st, cu}$ 和 $f_{st, cy}$ 分别是立方体和圆柱体试件的劈裂抗拉强度。因此，在相同条件下，立方体和圆柱体试件的 $f_{st}$ 值之间的关系可以表示为[19]：

$$\frac{f_{st, cu}}{f_{st, cy}} = \frac{(1 - \beta^2)^{3/2}}{(1 - \beta^2)^{5/3} - 0.0115} \quad (11)$$

当对比CAC的 $f_{st, cu}$ 和 $f_{st, cy}$ 数值结果与弹性理论结果[公

式(11)]时(图14)，可以发现由公式(11)计算得到的CAC数值结果要大于理论结果。此外，可以看到当支承垫片的相对宽度从0.04增加到0.13时， $f_{st, cu}$ 和 $f_{st, cy}$ 之间的差值在逐渐增加，这比理论结果的增长速度更快。换句话说，随着支承垫片相对宽度的增加，试件几何形状对CAC $f_{st}$ 值的影响程度变得更加显著。造成数值结果和理论结果之间差异的主要原因是，劈裂抗拉荷载的宽度会随着支承垫片相对宽度的增大而逐渐增加，这与“零宽度的线性荷载”的假设不符。其中，支承垫片的相对宽度越大，数值结果和理论结果之间的差异也就越大。

因此，基于弹性理论求解法，可以采用上下限公式来反映其他因素对具有不同支承垫片宽度的CAC的 $f_{st, cu}$ 和 $f_{st, cy}$ 比率的影响：

上限公式：

$$\frac{f_{st, cu}}{f_{st, cy}} = \frac{(1 - \beta^2)^{3/2}}{(1 - \beta^2)^{5/3} - 0.0115} + K_1 \quad (12)$$

下限公式：

$$\frac{f_{st, cu}}{f_{st, cy}} = \frac{(1 - \beta^2)^{3/2}}{(1 - \beta^2)^{5/3} - 0.0115} + K_2 \quad (13)$$

式中， $K_1$ 和 $K_2$ 是常数，分别控制CAC $f_{st}$ 值变化范围的上限和下限。这两个公式对 $\beta$ 从0.04到0.13均有效。根据具有不同宽度支承垫片的CAC的 $f_{st, cu}$ 和 $f_{st, cy}$ 数值结果，初步确定 $K_1$ 和 $K_2$ 分别为 $2.1 \times 10^{-4}$ 和 $6.6 \times 10^{-4}$ 。然而，为了进一步确定 $K_1$ 和 $K_2$ ，还需要确定具有不同宽度支承垫片的CAC $f_{st, cu}$ 和 $f_{st, cy}$ 的数值和试验结果。总而言之，上述CAC劈裂抗拉强度的上下限公式对于预测采用不同宽度支承垫片的CAC的 $f_{st}$ 值具有重要意义，这对CAC结构的研究和设计也会产生较大的影响。

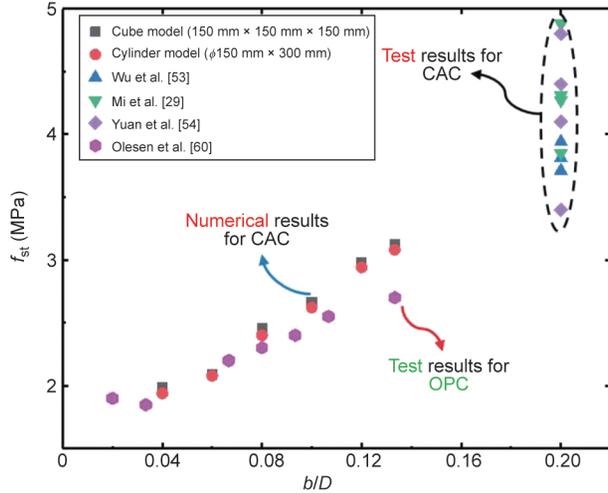


图 13. 采用不同形状和支承垫片宽度的 CAC 和 OPC 试件的静态劈裂抗拉强度。

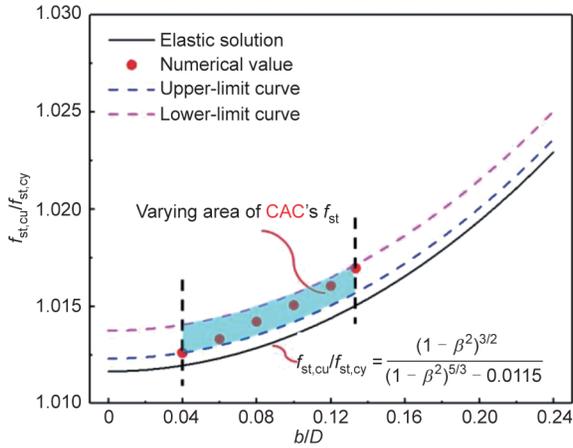


图 14. 立方体/圆柱体劈裂抗拉强度与支承垫片相对宽度之间的关系。

## 5. 结论

本文采用三维随机细观模拟的方法研究了立方体和圆柱体 CAC 试件的劈裂抗拉力学性能。基于本文数值结果和已有的试验结果，研究了试件几何形状和支承垫片宽度对 CAC  $f_{st}$  值的影响。主要结论可归纳为以下几点。

(1) 建立了一个具有随机特征（形状和分布）的三维随机细观模型来模拟立方体和圆柱体 CAC 试件。通过对立方体和圆柱体 CAC 试件的劈裂抗拉力学性能进行模拟和分析，验证了所提出的 CAC 细观模型和材料模型参数的可靠性。

(2) 在 CAC 的劈裂抗拉破坏过程中，裂纹会从上、下支承垫片开始沿加载方向扩展，直至试件沿着中心平面被劈裂裂缝一分为二。此外，相较于下部的支承垫片，上部的支承垫片位置处会更早、更快地开始产生裂纹，这可以解释 CAC 在劈裂抗拉荷载作用下的真实失效破坏行为。

(3) CAC 的典型破坏模式是沿着荷载方向形成的单一劈裂裂缝。然而，当支承垫片的宽度超过特定范围时，CAC 试件的中心平面附近会发生缎带状开裂破坏。

(4) 立方体 CAC 试件（150 mm×150 mm×150 mm）的  $f_{st}$  数值结果要略大于尺寸为  $\phi 150$  mm×300 mm 的圆柱体 CAC 试件。试件几何形状对 CAC 试件  $f_{st}$  的影响规律可以通过  $f_{st}$  与试件断裂面积之间的关系来进行揭示。特别地，CAC 的  $f_{st}$  值会随着试件断裂面积的增大而减少，这与文献中所报道的 OPC 结果相一致[57]。

(5) CAC 的数值  $f_{st}$  值与支承垫片的宽度有关，其会随着垫片相对宽度的增加而逐渐增大，这与 OPC 的变化规律一致。此外，根据  $f_{st,cu}$  和  $f_{st,cy}$  之比的弹性理论解，利用公式（12）和公式（13）确定了 CAC 的  $f_{st,cu}$  和  $f_{st,cy}$  之比的上、下限范围，这对 CAC 劈裂抗拉强度的研究和预测具有较大的意义。同时，在未来的研究中，我们应获取更多的 CAC 劈裂抗拉数值和试验结果来补充和完善这些公式。

## 致谢

感谢国家自然科学基金（52178190, 51878350, 11832013, 51678304 和 51508272）、近地探测技术重点实验室预研基金（6142414200505）、南京航空航天大学研究生拔尖创新人才“引航计划”跨学科创新基金（KXK-CXJJ202005），以及江苏省研究生创新计划（KYCX20-0212）的资助。我们也真诚地感谢审稿人提出的有见地的建议。

## Compliance with ethics guidelines

Zhangyu Wu, Jinhua Zhang, Hongfa Yu, Qin Fang, Haiyan Ma, and Li Chen declare that they have no conflict of interest or financial conflicts to disclose.

## Data availability

The data used to support the findings of this study are available from the corresponding author upon reasonable request.

## References

- [1] Wright PJF. Comments on an indirect tensile test on concrete cylinders. Mag Concr Res 1955;7(20):87–96.

- [2] Guo Y, Gao G, Jing L, Shim VPW. Quasi-static and dynamic splitting of high-strength concretes-tensile stress-strain response and effects of strain rate. *Int J Impact Eng* 2019;125:188–211.
- [3] Jin L, Yu W, Du X, Yang W. Mesoscopic numerical simulation of dynamic size effect on the splitting-tensile strength of concrete. *Eng Fract Mech* 2019;209:317–32.
- [4] Chen X, Ge L, Zhou J, Wu S. Dynamic Brazilian test of concrete using split Hopkinson pressure bar. *Mater Struct* 2017;50:1.
- [5] Heilmann HG. Relations between tensile and compressive strength of concrete. *Beton* 19(2): 68–70. German.
- [6] Carneiro FL, Barcellos A. Tensile strength of concrete. *RILEM Bull* 1949;13: 98–125. French.
- [7] ASTM C496-90. Standard test method for splitting tensile strength of cylindrical concrete specimens. West Conshohocken: ASTM International; 1990.
- [8] BS 1881-117. Testing concrete—part 117: method for the determination of tensile splitting strength. British Standard. London: British Standards Institution; 1983.
- [9] Iso 4108. Concrete determination of tensile splitting strength of test specimen. ISO standard. Geneva: International Organization for Standardization; 1980.
- [10] GB/T 50081. Standard for test method of mechanical properties on ordinary concrete. Chinese standard. Beijing: China Architecture and Building Press; 2019.
- [11] Nilsson S. The tensile strength of concrete determined by splitting tests on cubes. *RILEM Bull* 1961;11:63–7.
- [12] Ince R. Determination of concrete fracture parameters based on peak-load method with diagonal split-tension cubes. *Eng Fract Mech* 2012;82:100–14.
- [13] Rocco CG, Guinea GV, Planas J, Elices M. The effect of the boundary conditions on the cylinder splitting strength. In: *Fracture Mechanics of Concrete Structures*. Freiburg: Aedificatio Publishers; 1995. p. 75–84.
- [14] Zhou H, Che Y, Chen G, Song Y. Size effect on tensile strength of concrete cubes and cylinders. *Concrete* 2010;8:13–5. Chinese.
- [15] Davies J, Bose D. Stress distribution in splitting test. *ACI J Proc* 1968;65(8): 662–9.
- [16] Tang T. Effects of load-distributed width on split tension of unnotched and notched cylindrical specimens. *J Test Eval* 1994;22(5):401–9.
- [17] Rocco C, Guinea GV, Planas J, Elices M. Size effect and boundary condition in the Brazilian tests: theoretical analysis. *Mater Struct* 1999;32(6):437–44.
- [18] Rocco C, Guinea GV, Planas J, Elices M. Size effect and boundary condition in the Brazilian tests: experimental verification. *Mater Struct* 1999;32(3):210–7.
- [19] Rocco C, Guinea GV, Planas J, Elices M. Review of the splitting-test standards from a fracture mechanics point of view. *Cement Concr Res* 2001;31(1):73–82.
- [20] Wu Z, Yu H, Ma H, Zhang J, Da B, Zhu H. Rebar corrosion in coral aggregate concrete: determination of chloride threshold by LPR. *Corros Sci* 2020;163: 108238.
- [21] Wu Z, Zhang J, Yu H, Ma H, Chen L, Dong W, et al. Coupling effect of strain rate and specimen size on the compressive properties of coral aggregate concrete: a 3D mesoscopic study. *Compos Part B Eng* 2020;200:108299.
- [22] Lorman WK. Characteristics of coral aggregate from selected locations in the Pacific Ocean area. Report. Port Hueneme: USN Civil Engineering Laboratory; 1958. Report No.: TN-335A.
- [23] Lorman WK. Characteristics of coral mortars. Report. Port Hueneme: US Naval Civil Engineering Laboratory; 1960. Report No.:TR-041.
- [24] Lorman WK. Coral and Coral Concrete. Report. Port Hueneme: US Naval Civil Engineering Laboratory; 1960. Report No.: TR-068.
- [25] Scholer CH. Examination and study of certain structures in the Pacific Ocean area. Report. Port Hueneme: US Naval Civil Engineering Laboratory. 1959. Report No.: NBy-3171.
- [26] Howdysshell PA. The use of coral as an aggregate for Portland cement concrete structures. Report. Urbana-Champaign: US Army Construction Engineering Research Laboratory; 1974.
- [27] Yu H, Da B, Ma H, Zhu H, Yu Q, Ye H, et al. Durability of concrete structures in tropical atoll environment. *Ocean Eng* 2017;135:1–10.
- [28] Da B, Yu H, Ma H, Tan Y, Mi R, Dou X. Experimental investigation of whole stress-strain curves of coral concrete. *Constr Build Mater* 2016;122:81–9.
- [29] Mi R, Yu H, Ma H. Study on the mechanical property of the coral concrete. *Ocean Eng* 2016;34:48–54.
- [30] Ma H, Wu Z, Zhang J, Yue C. Experimental and three-dimensional mesoscopic investigation of coral aggregate concrete under dynamic splitting-tensile loading. *Mater Struct* 2020;53(1):12.
- [31] Suchorzewski J, Tejchman J, Nitka M, Bobiński J. Meso-scale analyses of size effect in brittle materials using DEM. *Granul Matter* 2019;21:9.
- [32] Skarżyński L, Nitka M, Tejchman J. Modelling of concrete fracture at aggregate level using FEM and DEM based on X-ray ICT images of internal structure. *Eng Fract Mech* 2015;147:13–35.
- [33] Zhou X, Hao H. Mesoscale modelling of concrete tensile failure mechanism at high strain rates. *Comput Struc* 2008;86(21–22):2013–26.
- [34] Schlangen E, Van Mier JGM. Experimental and numerical analysis of micromechanisms of fracture of cement-based composites. *Cement Concr Compos* 1992;14(2):105–18.
- [35] Bažant ZP, Tabbara MR, Kazemi MT, Pijaudier-Cabot G. Random particle models for fracture of aggregate or fiber composites. *J Eng Mech* 1990;116(8): 1686–705.
- [36] Mohamed AR, Hansen W. Micromechanical modeling of concrete response under static loading—part 1: model development and validation. *ACI Mater J* 1999;96(2):196–203.
- [37] Yan P, Zhang J, Fang Q, Zhang Y, Fan J. 3D numerical modelling of solid particles with randomness in shape considering convexity and concavity. *Powder Technol* 2016;301:131–40.
- [38] Xu W, Chen H. Numerical investigation of effect of particle shape and particle size distribution on fresh cement paste microstructure via random sequential packing of dodecahedral cement particles. *Comput Struc* 2013;114:35–45.
- [39] Wittmann FH, Roelfstra PE, Sadouki H. Simulation and analysis of composite structures. *Mater Sci Eng* 1985;68(2):239–48.
- [40] Wang ZM, Kwan AKH, Chan HC. Mesoscopic study of concrete I: generation of random aggregate structure and finite element mesh. *Comput Struc* 1999; 70(5):533–44.
- [41] Häfner S, Eckardt S, Luther T, Könke C. Mesoscale modelling of concrete: geometry and numerics. *Comput Struc* 2006;84(7):450–61.
- [42] Wriggers P, Mofiah SO. Mesoscale models for concrete: homogenisation and damage behaviour. *Finite Elem Anal Des* 2006;42(7):623–36.
- [43] Ma H, Song L, Xu W. A novel numerical scheme for random parameterized convex aggregate models with a high-volume fraction of aggregates in concrete-like granular materials. *Comput Struc* 2018;209:57–64.
- [44] Fang Q, Zhang J. 3D numerical modeling of projectile penetration into rock-rubble overlays accounting for random distribution of rock-rubble. *Int J Impact Eng* 2014;63:118–28.
- [45] Chen G, Hao Y, Hao H. 3D meso-scale modelling of concrete material in spall tests. *Mater Struct* 2015;48(6):1887–99.
- [46] Xu Z, Hao H, Li H. Mesoscale modelling of dynamic tensile behaviour of fibre reinforced concrete with spiral fibres. *Cement Concr Res* 2012;42(11):1475–93.
- [47] Guo R, Ren H, Zhang L, Long Z, Jiang X, Wu X, et al. Direct dynamic tensile study of concrete materials based on mesoscale model. *Int J Impact Eng* 2020; 143:103598.
- [48] Malvar LJ, Crawford JE, Wesevich JW, Simons D. A new concrete material model for DYNA3D—release II: shear dilation and directional rate enhancements. Report. Glendale: Karagozian and Case Structural Engineers; 1996. Report No.: TM-96-2.1.
- [49] Malvar LJ, Crawford JE, Morrill KB. K&C concrete material model—release III: Automated generation of material model input. Report. Glendale: Karagozian and Case Structural Engineers; 2000. Report No.: TR-99-24-B1.
- [50] Jin Y, Chen T, Meng Q, Hu M. Difference of coral skeletal structure revealed by compressive strength measurements. *J Trop Oceanogr* 2017;36(2):33–9.
- [51] Wang X, Wang R, Meng Q, Chen J. Research on characteristics of coral reef calcareous rock in Nansha Islands. *Chin J Rocks Mech Eng* 2008; 27:2221–6.
- [52] Kim SM, Abu Al-Rub RK. Meso-scale computational modeling of the plastic-damage response of cementitious composites. *Cement Concr Res* 2011;41(3): 339–58.
- [53] Wu Z, Yu H, Ma H. Study on the mechanical properties of new coral aggregate seawater concrete. *Ocean Eng* 2018;36(3):59–68.
- [54] Yuan Y. Mix design and property of coral aggregate concrete [dissertation]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics; 2015.
- [55] Zhou Z, Zou Y, Li X, Jiang Y. Stress evolution and failure process of Brazilian disc under impact. *J Cent South Univ* 2013;20(1):172–7.
- [56] Neville AM. Properties of concrete. London: Pitman Press; 1981.
- [57] Kadlecěk V, Modrý S, Kadlecěk V. Size effect of test specimens on tensile splitting strength of concrete: general relation. *Mater Struct* 2002;35(1):28–34.
- [58] Malhotra VM. Effect of specimen size on tensile strength of concrete. *Appl Clin Inform J* 1970;67(6):467–9.
- [59] Neville AM. General relation for strengths of concrete specimens of different shapes and sizes. *Appl Clin Inform J* 1966;63(10):1095–109.
- [60] Olesen JF, Ostergaard L, Stang H. Nonlinear fracture mechanics and plasticity of the split cylinder test. *Mater Struct* 2006;2006(39):421–32.