



海水海砂ECC梁的抗剪性能试验及有限元模拟

廖桥 苏元瑞 余江滔 王义超

Experimental study and finite element analysis of seawater sea-sand engineered cementitious composites beams

LIAO Qiao, SU Yuanrui, YU Jiangtao, WANG Yichao

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20210911.002>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

新型碳纤维增强复合材料-钢复合管海水海砂混凝土圆柱轴压试验

Axial compression behavior of new seawater and sea sand concrete filled circular carbon fiber reinforced polymer-steel composite tube columns

复合材料学报. 2021, 38(9): 3084–3093 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20201117.001>

玄武岩纤维增强聚合物筋增强珊瑚礁砂混凝土柱轴压试验

Axial compression test of basalt fiber reinforced polymer reinforced coral reef and sand aggregate concrete column

复合材料学报. 2020, 37(10): 2428–2438 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20200219.003>

CaCO₃晶须对钢-聚乙烯醇混杂纤维增强水泥基复合材料板弯曲性能的影响

Influence of CaCO₃ whisker on flexural behavior of steel-polyvinyl alcohol hybrid fiber reinforced cement matrix composite slabs

复合材料学报. 2017, 34(11): 2614–2623 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20170301.001>

玄武岩格栅增强水泥基复合材料单轴拉伸力学性能试验及本构关系模型

Experiment on the uniaxial tensile mechanical behavior of basalt grid reinforced engineered cementitious composites and its constitutive model

复合材料学报. 2017, 34(10): 2367–2374 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20170109.001>

基于内聚力行为和扩展有限元的砂/树脂复合材料拉伸失效行为的数值计算

Numerical calculation of tensile failure behavior of sand/resin composite model based on extended finite element and cohesive behavior

复合材料学报. 2019, 36(12): 2851–2859 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20190305.003>

FRP增强重组竹梁受弯性能数值模拟

Numerical simulation on bending performance of FRP reinforced bamboo beams

复合材料学报. 2019, 36(4): 1036–1044 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20180613.001>

DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20210911.002

海水海砂 ECC 梁的抗剪性能试验及有限元模拟



分享本文

廖桥, 苏元瑞, 余江滔*, 王义超

(同济大学 土木工程学院, 上海 200092)

摘要: 为研究海水海砂高延性纤维增强水泥基复合材料(SSE)梁的抗剪性能, 进行了 SSE 材料的研制, 并对玄武岩纤维增强树脂复合材料(Basalt fiber reinforced polymer, BFRP)筋增强海水海砂高延性纤维增强水泥基复合材料(ECC)梁(BFRP/SSE 梁)进行剪切试验, 分析了配箍率和剪跨比对梁抗剪性能的影响。试验结果表明: SSE 的单轴受拉应变最大可达 8.3%, 平均裂缝宽度约为 0.2 mm。BFRP/SSE 梁剪切破坏时没有发生剥落破坏。在正常使用极限状态下, BFRP/SSE 梁裂缝宽度小于 0.3 mm, 满足相关规范要求。在少箍筋和无箍筋的情况下, 采用 SSE 制备的梁抗剪承载力反而提高 59.32%~99.25% 和 6.37%~73.68% 不等, 且刚度也有一定程度的提升。在 BFRP/SSE 梁的结构设计中可以考虑不设置最小配箍率。采用有限元软件进行数值模拟, 探讨了 SSE 的力学性能对无腹筋 BFRP/SSE 梁抗剪承载力的影响规律。计算结果表明, 随 SSE 抗压强度提高抗剪承载力增加明显; 随 SSE 抗拉强度提高抗剪承载力缓慢增加; SSE 拉伸应变能力对梁抗剪承载力基本没有影响。本研究可为海水海砂 ECC 梁的工程应用提供参考依据。

关键词: 海水海砂高延性纤维增强水泥基复合材料; BFRP 筋; 剪切性能; 有限元; 应变硬化

中图分类号: TB332 文献标志码: A 文章编号: 1000-3851(2022)08-3929-11

Experimental study and finite element analysis of seawater sea-sand engineered cementitious composites beams

LIAO Qiao, SU Yuanrui, YU Jiangtao*, WANG Yichao

(College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: To study the shear performance of seawater sea-sand engineered cementitious composites (SSE) beams, SSE material was developed. The shear tests of basalt fiber reinforced polymer (BFRP) bars reinforced SSE (BFRP/SSE) beams were carried out, and the effects of shear span ratio and stirrup ratio on the shear performance of BFRP/SSE beams were analyzed. The experimental results show that the maximum tensile strain capacity of SSE is 8.3%, and average crack width is about 0.2 mm. When BFRP/SSE beams fail in shear, no spalling failure occurs. The crack width of BFRP/SSE beams at serviceability limit state is less than 0.3 mm, which meets the requirements of relevant code. In the case of few stirrups and no stirrups, the shear capacity of beams prepared by SSE is increased by 59.32%~99.25% and 6.37%~73.68%, and stiffness also increases. Minimum stirrup ratio may not be required in the structural design of BFRP/SSE beams. Through finite element software, the influence of mechanical properties of SSE on the shear capacity of BFRP/SSE beams without web reinforcement was analyzed. The results of finite element analysis show that with increasing the compressive strength of SSE, the shear capacity increases obviously. With the increase of tensile strength of SSE, the shear capacity increases slowly. The tensile strain capacity of SSE has little effect on the shear capacity. This study can be used as a valuable reference for the applications of SSE beams in civil engineering.

收稿日期: 2021-07-28; 修回日期: 2021-08-21; 录用日期: 2021-08-25; 网络首发时间: 2021-09-13 11:04:10

网络首发地址: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20210911.002>

基金项目: 国家自然科学基金(51478362)

通信作者: 余江滔, 博士, 教授, 研究方向为高性能纤维混凝土应用 E-mail: yujiangtao@tongji.edu.cn

引用格式: 廖桥, 苏元瑞, 余江滔, 等. 海水海砂 ECC 梁的抗剪性能试验及有限元模拟 [J]. 复合材料学报, 2022, 39(8): 3929-3939.

LIAO Qiao, SU Yuanrui, YU Jiangtao, et al. Experimental study and finite element analysis of seawater sea-sand engineered cementitious composites beams[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2022, 39(8): 3929-3939(in Chinese).

Keywords: seawater sea-sand engineered cementitious composites; basalt fiber reinforced polymer bar; shear performance; finite element; strain hardening

我国的淡水和河砂资源短缺，但海水和海砂资源十分丰富，这使海水海砂混凝土 (Seawater sea-sand concrete, SSC) 的研究受到广泛关注^[1-3]。由于海水和海砂的掺入，SSC 中的氯离子含量较高，容易引发钢筋锈蚀，导致结构使用寿命变短。为此，研究人员引入轻质高强、耐腐蚀性的纤维增强树脂复合材料 (Fiber reinforced polymer, FRP) 筋^[4] 替代钢筋，使之与 SSC 组合。然而，由于 FRP 筋的弹性模量较低且界面光滑，FRP 筋增强 SSC 结构的裂缝宽度控制能力弱，在正常使用极限状态下通常表现出较大的裂缝宽度^[5]，结构耐久性再次受到挑战。另一方面，由于 FRP 材料的弹脆性，FRP 筋不容易弯折，难以现场加工。工程中常见的箍筋往往需要厂家专门制作，这一一定程度上影响了 FRP 筋的广泛应用。此外，FRP 箍筋的弯折区域往往是其薄弱点，在受力过程中容易出现过早破坏的情况。

高延性纤维增强水泥基复合材料 (Engineered cementitious composites, ECC) 的控裂能力突出，单轴受拉状态下的平均裂缝宽度约为 0.06 mm^[6]。《纤维增强复合材料工程应用技术规范》(GB 50608—2020)^[7] 规定 FRP 筋增强混凝土结构的最大裂缝宽度限值为 0.5 mm。这表明 FRP 筋与 ECC 组合可以较容易地满足规范对裂缝宽度的要求。另一方面，ECC 的单轴受拉变形能力优异 (通常大于 2%^[6])，与 FRP 筋的拉伸变形能力处于同一数量级。同普通混凝土相比，ECC 和 FRP 筋的拉伸变形能力更接近。并且，受拉开裂后的 ECC 可通过纤维桥接作用持续提供抗力。因此，ECC 和 FRP 筋组合后将拥有相对更好的协调变形能力。

从现有的文献来看，关于 FRP 筋增强 ECC 梁的研究偏少且以研究受弯性能为主^[8-11]，少量关于

抗剪性能的研究成果如下：Li 等^[8] 以剪跨比和纵筋配筋率为变量试验研究了玻璃纤维增强树脂复合材料 (Glass fiber reinforced polymer, GFRP) 筋增强 ECC 梁的弯剪性能。结果表明，与高强混凝土梁相比，ECC 梁在延性、承载力和损伤容限度等方面都有显著提高。此外，Yuan 等^[9] 通过四点加载试验发现，无腹筋玄武岩纤维增强树脂复合材料 (Basalt fiber reinforced polymer, BFRP) 筋增强 ECC 梁的极限承载力和变形能力与配箍率约为 0.51% 的 BFRP 筋增强混凝土梁相当，初步证明采用 ECC 材料减小配箍率是可行的。但是，以上研究均未以海水海砂 ECC (Seawater sea-sand ECC, SSE) 为研究对象。

为探究海水海砂 ECC 梁的抗剪性能，本文采用海水和海砂研制 SSE，并对 BFRP 筋增强海水海砂 ECC 梁 (BFRP/SSE 梁) 进行剪切试验，分析配箍率和剪跨比对梁破坏形态、抗剪承载力和裂缝宽度等的影响。此外，通过有限元软件 ABAQUS 研究 SSE 材料力学性能对无腹筋 BFRP/SSE 梁抗剪承载力的影响规律。

1 海水海砂 ECC 力学性能

1.1 原材料和配合比

SSE 的配合比见表 1。SSE-0.18、SSE-0.21 和 SSE-0.27 分别是水胶比为 0.18、0.21 和 0.27 的海水海砂 ECC。作为对照组的 SSM-0.21 (Seawater sea-sand mortar, SSM)，是采用海水和海砂等材料制备的水泥砂浆，其水胶比与 SSE-0.21 相同。试验采用的胶凝材料包括普通硅酸盐水泥、石灰石粉 (Limestone powder, LP)、硅灰 (Silica fume, SF)、粒化高炉矿渣 (Ground granulated blast furnace slag, GGBFS)。粒径不超过 0.21 mm 的海砂被作为细骨料使用。配制人工海水用于拌和混凝土。采用聚

表 1 海水海砂高延性纤维增强水泥基复合材料 (SSE) 配合比

Table 1 Mixing proportions of seawater sea-sand engineered cementitious composites (SSE)

Mixture ID	Binder material				Sea-sand/wt%	Seawater/wt%	PS/wt%	PE fiber/vol%
	Cement/wt%	LP/wt%	SF/wt%	GGBFS/wt%				
SSE-0.18	1.00	0.14	0.21	1.07	1.04	0.44	0.015	1.5
SSE-0.21	1.00	0.14	0.21	1.07	1.04	0.51	0.015	1.5
SSE-0.27	1.00	0.14	0.21	1.07	1.04	0.65	0.015	1.5
SSM-0.21	1.00	0.14	0.21	1.07	1.04	0.51	0.015	—

Notes: SSE-x—SSE with water/binder ratio of x; SSM-0.21—Seawater sea-sand mortar with water/binder ratio of 0.21; LP—Limestone powder; SF—Silica fume; GGBFS—Ground granulated blast furnace slag; PS—Polycarboxylate superplasticizer; PE—Polyethylene.

羧酸减水剂 (Polycarboxylate superplasticizer, PS) 以提高拌合物的流动度。

聚乙烯 (PE) 纤维相比聚乙烯醇 (PVA) 纤维不仅具有更高的抗拉强度和弹性模量, 而且裂缝桥接能力也更强^[12]。因此, PE/ECC 通常比 PVA/ECC 的抗拉强度和拉伸应变能力更大。这将有利于提升 FRP 筋增强混凝土梁的抗剪承载力和延性等。此外, PE 纤维具有良好的抗氯离子侵蚀性能^[12]。海水海砂 PE/ECC 和淡水河砂 PE/ECC 显示出相近的力学性能^[13]。鉴于此, SSE 中使用 PE 纤维, 纤维体积分数为 1.5 vol%。采用的 PE 纤维直径为 24 μm, 长度为 18 mm, 密度为 0.97 g/cm³, 抗拉强度为 2 900 MPa, 弹性模量为 116 GPa。

1.2 材料试验方法

SSE 和 SSM-0.21 在自然环境中养护 28 天后进行单轴拉伸试验、单轴压缩试验和弯曲试验, 见图 1。试件尺寸、位移计布置和加载速率如下所述。值得一提的是, 试验采用数字图像相关 (Digital image correlation, DIC) 技术^[14] 来监测混凝土的裂缝开展情况。

根据 JSCE^[15] 的建议, 单轴拉伸试验采用狗骨试件, 具体尺寸见文献 [16]。如图 1(a) 所示, 2 个线性差动变压器 (Linear variable differential transformer, LVDT) 用于测量试件的轴向拉伸变形, 标距为 80 mm。试验采用位移控制加载, 速率为 2 mm/min。

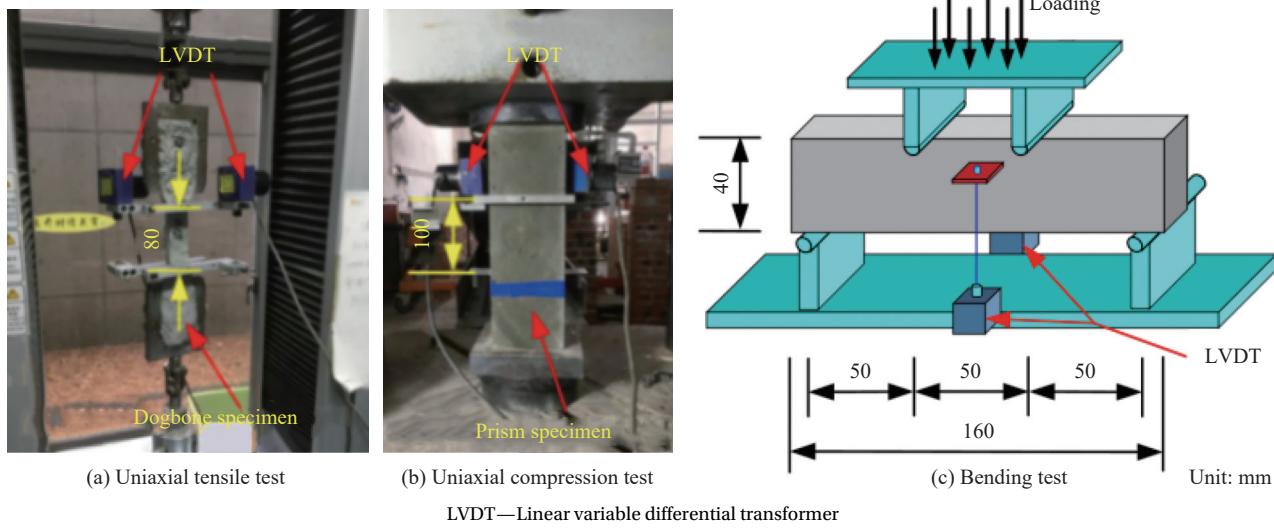


图 1 材料试验加载装置

Fig. 1 Setup for material test

单轴压缩试验采用棱柱体试件, 尺寸为 300 mm×100 mm×100 mm。通过 2 个 LVDT 监测试件的轴向压缩变形, 标距为 100 mm, 见图 1(b) 所示。采用荷载控制进行加载, 速率为 0.5 MPa/s。

如图 1(c) 所示, 弯曲试验采用尺寸为 160 mm×40 mm×40 mm 的棱柱体试件。跨度为 150 mm, 支座到加载点的距离为 50 mm。通过在跨中布置 2 个 LVDT 来测量试件的挠曲变形。与单轴拉伸试验相同, 弯曲试验也采用位移控制加载, 其速率为 2 mm/min。

1.3 材料试验结果及分析

1.3.1 受拉力学性能

如图 2 所示, SSE 单轴受拉破坏形态呈多缝

开裂的特点, 平均裂缝宽度约为 0.2 mm。相反, SSM-0.21 破坏时只有一条裂缝出现, 平均裂缝宽度为 0.52 mm。值得注意的是, 以上的平均裂缝宽度是指抗拉强度对应的裂缝宽度平均值。单轴受拉应力-应变曲线表明, SSE 表现出明显的应变硬化特点。如图 3 所示, 随水胶比增加, SSE 的抗拉强度(平均值, 下同)降低, 但拉伸应变能力基本提高。这是由于水胶比增加导致基体的强度和断裂韧度降低, SSE 的基体更容易开裂。与 SSM-0.21 相比, SSE 显示出优越的抗拉强度和变形能力。例如, 在水胶比相同的情况下(即 SSE-0.21 和 SSM-0.21), 抗拉强度提高了 79%, 拉伸应变能力提高上百倍。这主要是由于纤维提供的桥

接作用使 SSE 经历较长的应变硬化过程。值得一提的是，就拉伸变形能力而言，SSE 与 FRP 筋处于同一水平。

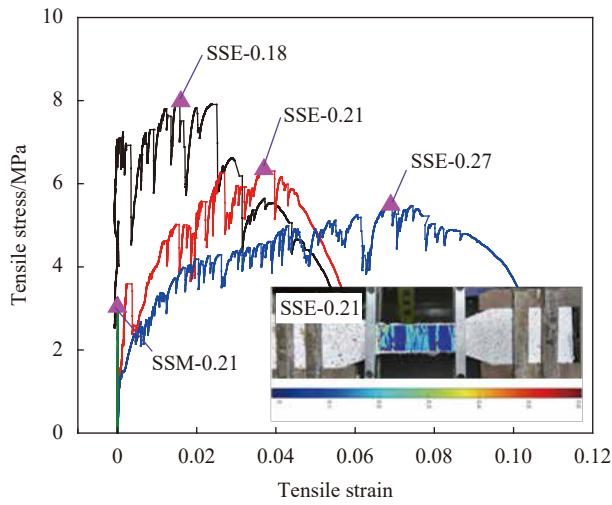


图 2 SSE 单轴受拉应力-应变曲线及破坏形态

Fig. 2 Tensile stress-strain curves and failure mode of SSE

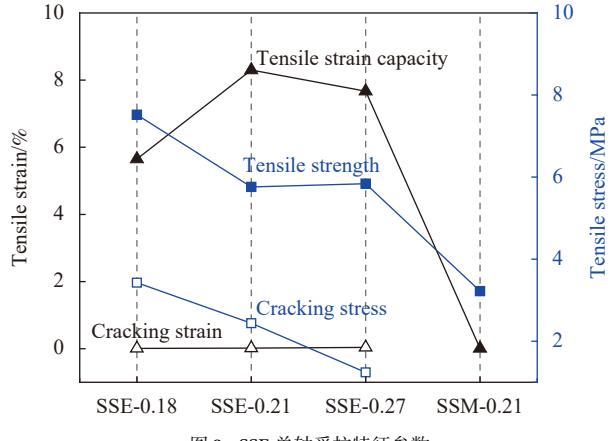


图 3 SSE 单轴受拉特征参数

Fig. 3 Tensile characteristic parameters of SSE

1.3.2 受压力学性能

SSE 单轴受压破坏形态见图 4。与一般的纤维混凝土类似，SSE 受压无剥落破坏发生，保持良好的整体性。此外，SSE 受压也表现出多缝开裂的特点。与抗拉强度随水胶比变化的规律相似，水胶比增加，SSE 抗压强度降低，见图 5。同普通 ECC^[17]类似，SSE 的受压变形能力很强，抗压强度对应的应变约为 0.0036。然而，普通混凝土达抗压强度时的应变仅为 0.002 (SSE 提高幅度约为 80%)。

1.3.3 受弯力学性能

如图 6 所示，SSE 受弯有明显的多缝开裂特征，并且裂缝数量随水胶比增加而增加。图 7 为

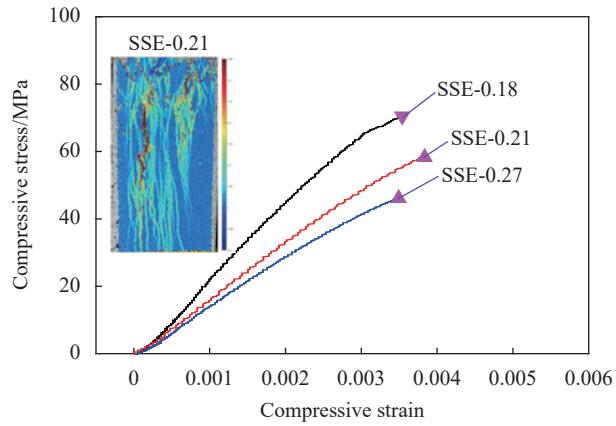


图 4 SSE 单轴受压应力-应变曲线及破坏形态

Fig. 4 Compressive stress-strain curves and failure mode of SSE

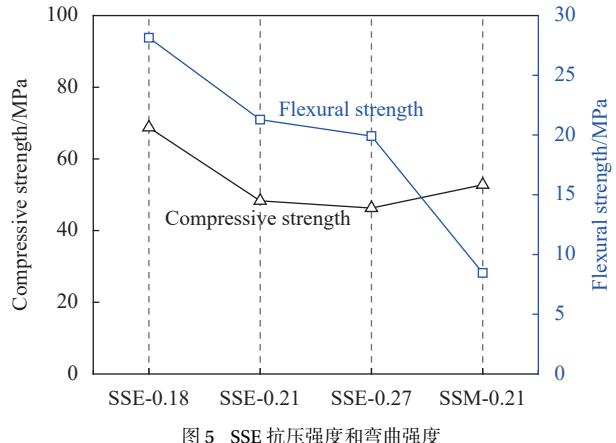


图 5 SSE 抗压强度和弯曲强度

Fig. 5 Compressive strength and flexural strength of SSE

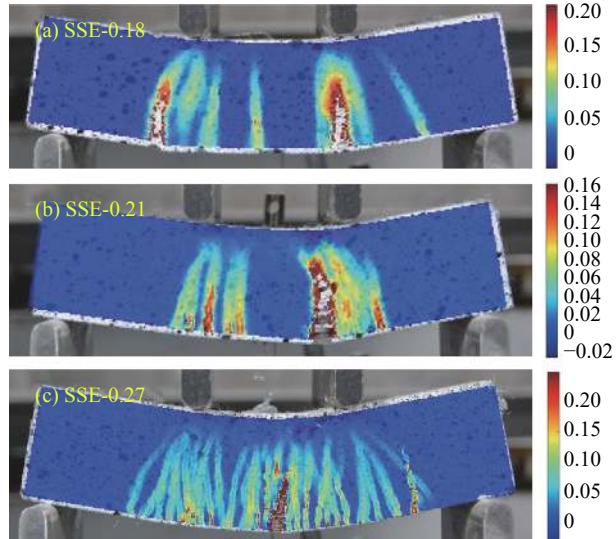


图 6 SSE 受弯破坏形态

Fig. 6 Failure modes of SSE under flexure

弯曲荷载-挠度曲线，SSE 呈明显的挠度硬化特点。随水胶比增加，抗弯强度(图 5)降低，但对应的

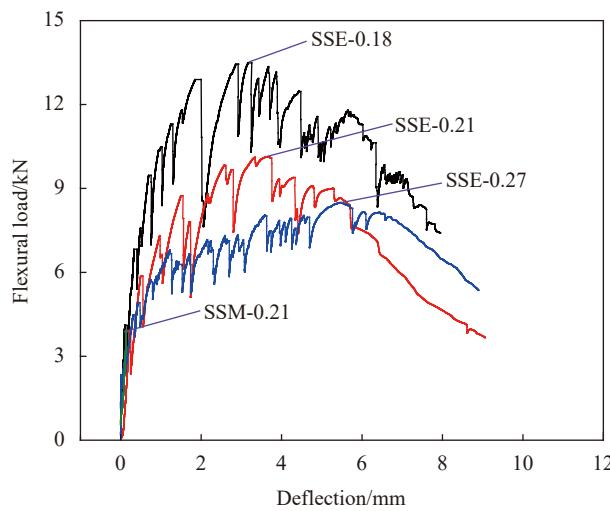


图 7 SSE 弯曲荷载-挠度曲线

Fig. 7 Flexural load-deflection curves of SSE

挠度增加。与 SSM-0.21 相比, SSE 的抗弯强度和弯曲变形能力明显提高。

以上表明, SSE 与 SSM-0.21 相比拥有优异的拉伸性能和弯曲性能及良好的受压变形能力。此外, 与文献 [9] 中使用的 ECC 材料相比, 本文研

制的 SSE 抗拉强度更高, 拉伸变形能力更好。因此, 海水海砂 ECC 梁有望展现出更好的抗剪性能。

2 BFRP/SSE 梁的剪切性能

2.1 BFRP/SSE 梁剪切试验概况

2.1.1 试件设计与制作

剪切试验的试件包括 BFRP/SSE 梁和 BFRP 筋增强水泥砂浆梁 (BFRP/SSM 梁)。其中, 4 根为 BFRP/SSE 梁 (BFRP/SSE-00-1.9、BFRP/SSE-37-1.9、BFRP/SSE-00-1.3 和 BFRP/SSE-37-1.3), 2 根为 BFRP/SSM 梁 (BFRP/SSM-67-1.9 和 BFRP/SSM-67-1.3), 如表 2 所示。试验变量为剪跨比和配箍率, 采用的剪跨比为 1.9 和 1.3, 配箍率为 0 和 0.37%。所有梁的跨度、高度和宽度都相同, 分别为 900 mm、200 mm 和 150 mm。截面有效高度均为 160 mm。纵向受拉筋和架立筋也都相同, 分别是 3 根直径 18 mm 的 BFRP 筋和 2 根直径 8 mm 的 BFRP 筋。BFRP 筋力学性能见表 3, 外观照片见图 8。筋材的拉伸应变能力最大为 2.32%, 比 SSE 的拉伸变形能力弱。试件尺寸及截面配筋情况详见图 9。

表 2 玄武岩纤维增强树脂复合材料 (BFRP)/SSE 梁和 BFRP 筋增强水泥砂浆 (BFRP/SSM) 梁试件的主要参数

Table 2 Main parameters of basalt fiber reinforced polymer (BFRP)/SSE beam and BFRP reinforced seawater sea-sand mortar (BFRP/SSM) beam specimens

Specimen ID	Span/mm	Shear span/mm	Shear span ratio	Height/mm	Width/mm	Cover thickness/mm	Concrete	Stirrup ratio/%	Longitudinal tensile reinforcement ratio/%
BFRP/SSM-67-1.9	900	300	1.9	200	150	23	SSM-0.21	0.67	3.17
BFRP/SSE-00-1.9	900	300	1.9	200	150	31	SSE-0.21	—	3.17
BFRP/SSE-37-1.9	900	300	1.9	200	150	25	SSE-0.21	0.37	3.17
BFRP/SSM-67-1.3	900	200	1.3	200	150	23	SSM-0.21	0.67	3.17
BFRP/SSE-00-1.3	900	200	1.3	200	150	31	SSE-0.21	—	3.17
BFRP/SSE-37-1.3	900	200	1.3	200	150	25	SSE-0.21	0.37	3.17

Notes: BFRP/SSE- y - x -SSE with shear span ratio of x and stirrup ratio of y ; BFRP/SSM- y - x -Seawater sea-sand mortar with shear span ratio of x and stirrup ratio of y 。

表 3 FRP 筋力学性能指标

Table 3 Mechanical properties of FRP bars

Type of FRP bar	Diameter/mm	Elastic modulus/GPa	Tensile strength/MPa	Tensile strain capacity/%
BFRP bar	6	53	1 190	2.22
	8	57	1 127	2.14
	18	57	1 319	2.32

采用的基本材料为 SSE-0.21 和 SSM-0.21, 具体配合比见表 1。浇筑试验梁的同时, 制作伴随试块, 并与梁在同条件下养护 90 天。测得 SSE-0.21 和 SSM-0.21 的抗拉强度分别为 6.56 MPa 和 5.54 MPa, 拉伸应变能力为 3.92% 和 0.02%, 立方体抗压强度(边长为 100 mm)为 45 MPa 和 44 MPa。

2.1.2 加载装置与加载方案

通过四点加载进行剪切试验, 加载示意见图 9。加载设备为济南川佰仪器设备有限公司生产的电液伺服万能试验机, 最大加载力为 1 000 kN。采用 LVDT 监测试件的跨中挠度, 量程为 0~80 mm。单反相机拍照记录试验过程中梁剪跨段的裂缝发



(a) BFRP stirrup



(b) Longitudinal BFRP bars

图 8 BFRP 筋外观照片

Fig. 8 Photos of BFRP bars

展情况，在试验结束后借助 DIC 分析软件得到裂缝图。此外，加载过程中采用裂缝宽度测量仪监

测裂缝宽度。试验以位移控制进行加载，速率为 1 mm/min。

2.2 BFRP/SSE 梁剪切试验结果及分析

2.2.1 破坏形态

由于试验采用的纵筋配筋率很高 (3.17%)，试件最终因 BFRP 箍筋断裂或基体材料失效而破坏。破坏模式均为剪切破坏，图 10 显示了部分代表性试件的破坏形态。在临近破坏时，BFRP/SSM 梁剥落严重，甚至在剪跨段内有部分 BFRP 筋外露的情况出现。与此相反，SSE 中的纤维桥接作用使 BFRP/SSE 梁始终无剥落破坏出现，保持良好的整体性。与 BFRP/SSM 梁相比，BFRP/SSE 梁剪跨段的裂缝数量明显更多，裂缝宽度更小。

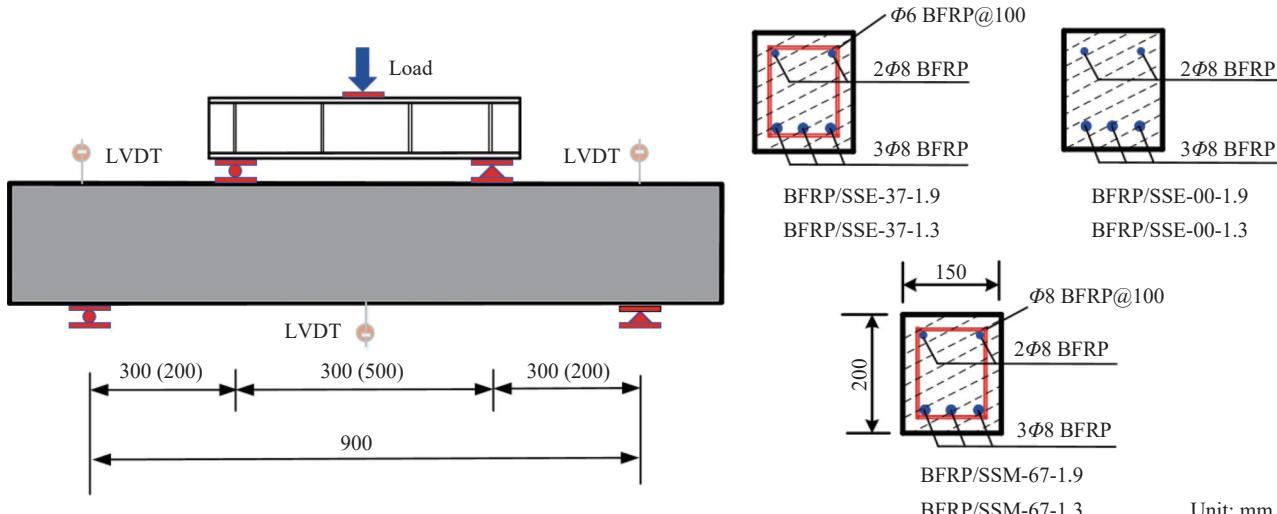


图 9 BFRP/SSE 梁和 BFRP/SSM 梁试件尺寸及配筋

Fig. 9 Details of BFRP/SSE and BFRP/SSM beam specimens

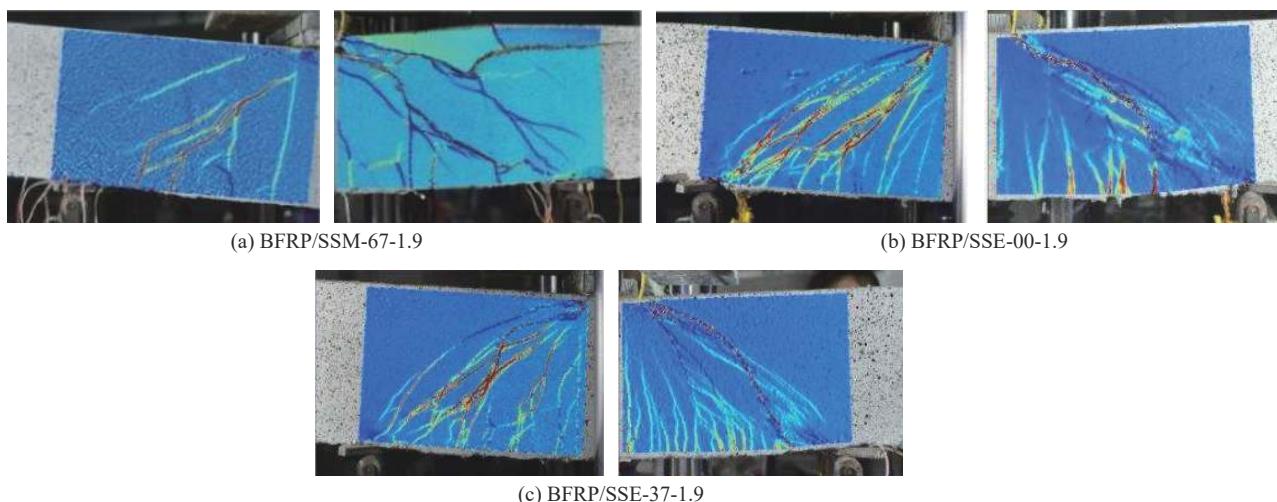


图 10 BFRP/SSE 梁和 BFRP/SSM 梁剪跨段的典型破坏形态

Fig. 10 Typical failure modes of BFRP/SSE and BFRP/SSM beams in shear span

其中，BFRP/SSE 梁裂缝数量多是由于 SSE 材料自身具有多缝开裂的特点，见图 2、图 4 和图 6。在卸载过程中发现，BFRP/SSM 梁和 BFRP/SSE 梁均出现明显的弹性恢复变形。由于后者的裂缝宽度较小，卸载后部分裂缝甚至完全闭合。

2.2.2 荷载-跨中挠度曲线

试件的荷载-跨中挠度曲线见图 11。试件 BFRP/SSE-37-1.3 的曲线并未被显示，是因为试验过程中 LVDT 发生故障，导致挠度未被有效记录。由于 BFRP 筋的线弹性力学特点，荷载-跨中挠度曲线没有出现明显的屈服点。与试件 BFRP/SSM-67-1.9 相比，试件 BFRP/SSE-00-1.9 和 BFRP/SSE-37-1.9 的抗剪承载力分别提升 6.37% 和 59.32%。试件 BFRP/SSE-00-1.3 和 BFRP/SSE-37-1.3 的抗剪承载力比试件 BFRP/SSM-67-1.3 的高 73.68% 和 99.25%。表明采用 SSE 减小箍筋用量后，梁的抗剪承载力提高，尤其是剪跨比较小时。这是由于纤维通过桥接作用在梁开裂后的斜裂缝面上持续提供剪切抗力，并且纤维的剪切承载力贡献占抗剪承载力的绝大部分^[18]。此外，随剪跨比减小，BFRP/SSE 梁和 BFRP/SSM 梁的抗剪承载力均增加。这是由于随剪跨比减小抗剪承载力从主要由混凝土抗拉强度控制逐渐转变为抗压强度控制。采用 BFRP 箍筋后，BFRP/SSE 梁的抗剪承载力增加 14.72%~49.77%。

构件的变形过大会妨碍建筑物的使用功能，而变形能力与刚度密切相关。与试件 BFRP/SSM-

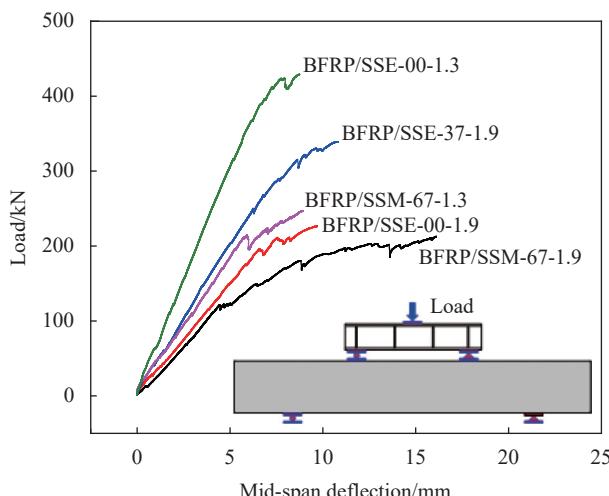


图 11 BFRP/SSE 梁和 BFRP/SSM 梁荷载-跨中挠度曲线

Fig. 11 Load versus mid-span deflection curves of BFRP/SSE and BFRP/SSM beams

67-1.3 相比，试件 BFRP/SSE-00-1.3 的刚度明显更大，且达峰值荷载时的跨中挠度也更小。试件 BFRP/SSE-00-1.9、BFRP/SSE-37-1.9 和 BFRP/SSM-67-1.9 显示出类似的结果。这说明采用 SSE 材料后可以提高梁的刚度且减小变形。分析认为，受拉开裂后的 SSE 通过纤维桥接作用继续提供剪切抗力，但水泥砂浆开裂后基本退出工作，这使 BFRP/SSE 梁的实际有效截面相对更大。

2.2.3 荷载-裂缝宽度曲线

如图 12 所示，BFRP/SSM 梁的裂缝宽度随荷载增加而明显变大，表现出较差的裂缝宽度控制能力。与此相反，由于 SSE 具有通过多缝开裂实现复合材料优异控裂能力的特点，BFRP/SSE 梁的裂缝宽度随荷载增加不明显。Tomlinson 等^[19] 通过将峰值荷载除以 1.5 得到 BFRP 筋增强混凝土梁正常使用极限状态的荷载（梁自重很小，可忽略

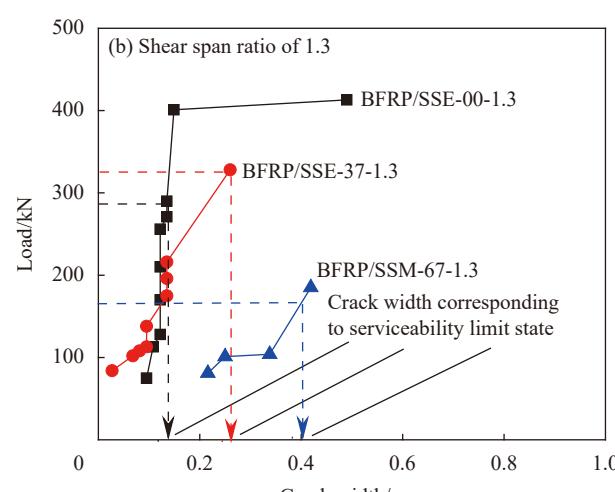
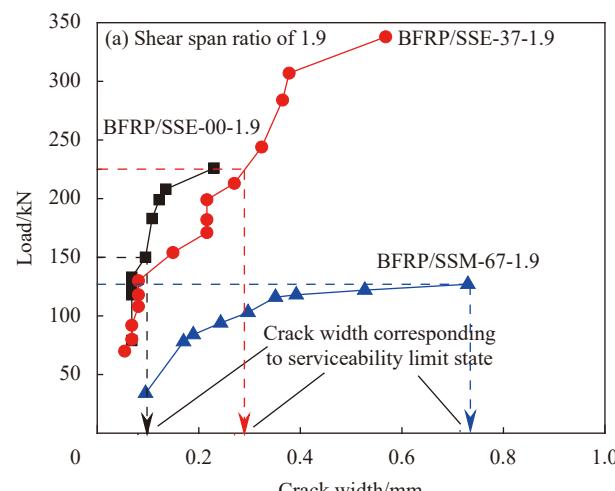


图 12 BFRP/SSE 梁和 BFRP/SSM 梁荷载-裂缝宽度曲线

Fig. 12 Load-crack width curves of BFRP/SSE and BFRP/SSM beams

不计)。本文采用这种方法确定 BFRP/SSE 梁和 BFRP/SSM 梁的使用荷载, 见表 4, 并在图 12 中指出相应的裂缝宽度。标准 GB 50608—2020^[7] 规定的最大裂缝宽度限值为 0.5 mm, BFRP/SSE 梁在正常使用极限状态时的裂缝宽度不大于 0.3 mm,

满足裂缝宽度要求。然而, BFRP/SSM 梁的裂缝宽度过大, 部分试件(即 BFRP/SSM-67-1.9 的裂缝宽度大于 0.7 mm)已不满足裂缝宽度的要求。以上结果表明, 当采用控裂能力突出的 SSE 材料后, 梁的控裂能力显著增强。

表 4 BFRP/SSE 梁和 BFRP/SSM 梁的特征荷载

Table 4 Characteristic loads of the tested BFRP/SSE and BFRP/SSM beams

Specimen ID	Cracking load/kN	Shear capacity/kN	Shear capacity/Cracking load	Service load/kN
BFRP/SSM-67-1.9	11.5	106.37	9.25	141.82
BFRP/SSE-00-1.9	11.0	113.15	10.29	150.87
BFRP/SSE-37-1.9	12.5	169.47	13.56	225.96
BFRP/SSM-67-1.3	9.0	123.54	13.73	164.71
BFRP/SSE-00-1.3	16.5	214.56	13.00	286.08
BFRP/SSE-37-1.3	16.0	246.15	15.38	328.20

Notes: Shear capacity is equal to half of peak load. Service load is equal to the peak load divided by 1.5.

将试件 BFRP/SSE-00-1.9 与 BFRP/SSE-00-1.3(BFRP/SSE-37-1.9 与 BFRP/SSE-37-1.3) 进行对比, 可知剪跨比对梁在正常使用极限状态时的裂缝宽度基本没有影响。此外, 通过比较试件 BFRP/SSE-00-1.9 与 BFRP/SSE-37-1.9(BFRP/SSE-00-1.3 与 BFRP/SSE-37-1.3) 后发现, 采用箍筋后 BFRP/SSE 梁在正常使用极限状态时的裂缝宽度变大, 这可能是由于箍筋会影响邻近纤维的分散, 使 SSE 桥接裂缝的能力受到影响, 最终导致复合材料的控裂能力变弱。

2.2.4 最小配箍率

最小配箍率是为保证梁在剪切开裂后有足够的富余剪切承载能力和正常使用极限状态下的斜裂缝宽度满足要求^[20]。如表 4 所示, 与 BFRP/SSM 梁相比, BFRP/SSE 梁的抗剪承载力/开裂荷载比值明显更大。这说明尽管 BFRP/SSE 梁的配箍率低, 但依然具有优良的开裂后剪切承载能力。无腹筋 BFRP/SSE 梁的抗剪承载力/开裂荷载比值较高(大于 10)。出现以上结果的原因为, SSE 受拉开裂后能持续提供剪切抗力, 以及纤维的剪切承载力贡献占梁抗剪承载力的绝大部分^[18]。此外, BFRP/SSE 梁在正常使用极限状态时的裂缝宽度小于 0.3 mm, 见图 12, 满足规范 GB 50608—2020^[7] 要求。因此, BFRP/SSE 梁的最小配箍率可以由海水海砂 ECC 来保证而不需另外考虑。

2.3 BFRP/SSE 梁受剪有限元模拟

2.3.1 材料模型

混凝土塑性损伤(Concrete damaged plasticity, CDP) 模型可以模拟材料的非弹性行为和材料断裂

过程中发生的不可逆连续介质损伤。因此, 在 SSE 的材料本构模型中选用了 CDP 模型。如图 2 所示, 与普通 ECC^[13] 类似, SSE 单轴受拉表现出明显的应变硬化现象, 故单轴受拉应力 σ_t -应变 ε_t 本构关系采用 Han 等^[21] 提出的三折线模型, 文献[22]也采用该模型模拟 ECC 的单轴受拉应力-应变本构关系:

$$\sigma_t = \begin{cases} E\varepsilon_t & 0 \leq \varepsilon_t < \varepsilon_{t0} \\ \sigma_{t0} + \frac{(\sigma_{tp} - \sigma_{t0})(\varepsilon_t - \varepsilon_{t0})}{(\varepsilon_{tp} - \varepsilon_{t0})} & \varepsilon_{t0} \leq \varepsilon_t < \varepsilon_{tp} \\ \sigma_{tp} \left(1 - \frac{\varepsilon_t - \varepsilon_{tp}}{\varepsilon_{tu} - \varepsilon_{tp}}\right) & \varepsilon_{tp} \leq \varepsilon_t < \varepsilon_{tu} \\ 0 & \varepsilon_{tu} \leq \varepsilon_t \end{cases} \quad (1)$$

式中: E 为混凝土的弹性模量; σ_{t0} 和 ε_{t0} 为混凝土受拉的初裂应力和应变; σ_{tp} 和 ε_{tp} 为抗拉强度及对应的拉应变; ε_{tu} 为极限拉应变, 即拉应力为 0 时的应变。

SSE 单轴受压本构关系采用 Carreira 和 Chu^[23] 提出的材料模型进行计算, 模型的应力 σ_c -应变 ε_c 关系用下式表示:

$$\frac{\sigma_c}{\sigma'_c} = \frac{\beta(\varepsilon_c/\varepsilon'_c)}{\beta - 1 + (\varepsilon_c/\varepsilon'_c)^\beta} \quad (2)$$

式中: σ'_c 和 ε'_c 分别为抗压强度及对应的压应变; β 为取决于混凝土受压应力-应变曲线形状的材料参数, 可以通过下式计算:

$$\beta = \left(\frac{\sigma'_c}{32.4} \right)^3 + 1.55 \quad (3)$$

与混凝土这种弹塑性材料不同, BFRP 筋是一

种线弹性材料，单轴受拉应力 σ_f -应变 ε_f 曲线呈线性。其本构关系如下：

$$\sigma_f = E_f \varepsilon_f \quad (4)$$

式中： E_f 为 BFRP 筋的弹性模量。

2.3.2 有限元计算模型

通过有限元软件 ABAQUS 建立模型，SSE 和 BFRP 筋分别采用 C3D8R 单元和 T3D2 单元。借助 Embedded 命令将 BFRP 筋笼嵌入到 SSE 中，不考虑 SSE 与筋材之间的粘结滑移。综合考虑计算精度和效率，网格尺寸设为 20 mm。加载点和支座处设置尺寸为 40 mm×20 mm×150 mm 的刚性垫块，单元采用 C3D8R。垫块与梁之间通过 Tie 约束将两者的接触面进行耦合，加载点与垫块顶面采用 Coupling 进行耦合。梁端为简支边界条件，支座约束设置在支座垫块底面的中线上。

2.3.3 模拟结果与试验结果对比

为验证上述有限元模型的可靠性，将 BFRP/SSE 梁的模拟结果与相应的试验结果进行对比分析。图 13 为 BFRP/SSE 梁的等效塑性应变云图。可见，梁的裂缝主要集中在剪跨段且发生剪切破坏，这与试验中梁的裂缝分布和破坏模式吻合（图 10）。此外，如表 5 所示，与试验得到的抗剪承载力和跨中挠度相比，模拟结果的偏差均不超过 $\pm 8\%$ 。

因此，模拟结果与试验结果吻合良好，本文建立的有限元模型合理。

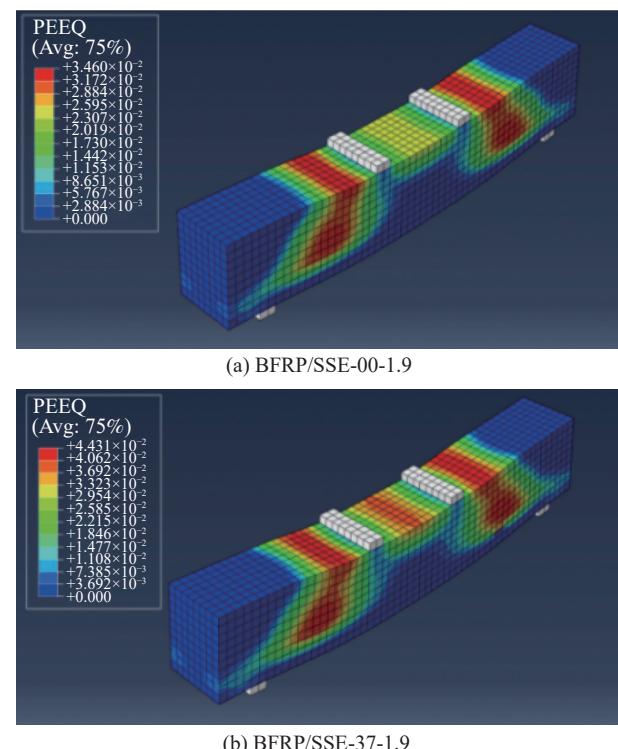


图 13 BFRP/SSE 梁等效塑性应变云图

Fig. 13 Distribution of equivalent plastic strain of BFRP/SSE beams

表 5 BFRP/SSE 梁模拟结果与试验结果的比较

Table 5 Comparison between simulation results and experimental results of BFRP/SSE beams

Specimen ID	Shear capacity/kN			Mid-span deflection at shear capacity/mm		
	Experimental result	Simulation result	Deviation/%	Experimental result	Simulation result	Deviation/%
BFRP/SSE-00-1.9	113.15	104.31	-7.81	9.70	9.61	-0.93
BFRP/SSE-37-1.9	169.47	166.93	-1.50	10.81	11.17	3.33
BFRP/SSE-00-1.3	214.56	214.13	-0.20	8.75	9.40	7.43
BFRP/SSE-37-1.3	246.15	241.70	-1.81	—	10.86	—

图 13 表明，与试件 BFRP/SSE-00-1.9 相比，试件 BFRP/SSE-37-1.9 的海水海砂 ECC 在纯弯段受压区损伤更加明显。这是由于试件 BFRP/SSE-37-1.9 采用 0.37% 的配箍率后剪跨段具有更高的抗剪承载力，其纯弯段承受更大的弯矩作用及梁的纵筋配筋率很高（纵筋不易断裂）。

2.3.4 参数分析

鉴于 SSE 具有优异的拉伸性能和良好的压缩性能，对 SSE 抗拉强度、拉伸应变能力和抗压强度进行研究，分析这 3 个参数对无腹筋 BFRP/SSE

梁抗剪承载力的影响。参数分析采用的梁尺寸见图 9。纵向受拉筋为 3 根直径 18 mm 的 BFRP 筋，架立筋为 2 根直径 8 mm 的 BFRP 筋，筋材力学性能见表 3。参数分析以试件 BFRP/SSE-00-1.9 和 BFRP/SSE-00-1.3 为基础，其结果如图 14 所示。当剪跨比从 1.3 增加到 1.9 时，梁的抗剪承载力明显减小，这与试验所得规律类似（图 11）。

由文献 [15] 可知，ECC 梁抗剪承载力主要由筋材、水泥基材料和纤维组成。其中，纤维所提供的抗剪承载力为

$$V_f = \frac{f_t b z}{\tan \theta} \quad (5)$$

式中: f_t 为 ECC 材料的抗拉强度; b 为梁截面宽度; z 为受压区作用点到受拉筋中心点之间的距离; θ 为剪切斜裂缝的倾斜角, 通常取 45° 。因此, 随 SSE 抗拉强度的提高, 无腹筋 BFRP/SSE 梁抗剪承载力缓慢增加, 见图 14(a)。

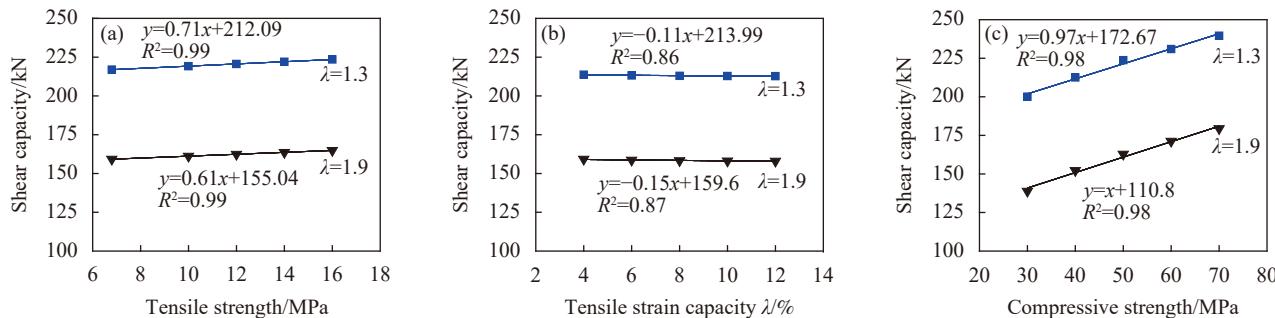


图 14 各参数对 BFRP/SSE 梁抗剪承载力的影响

Fig. 14 Influence of various parameters on shear capacity of BFRP/SSE beams

与 SSE 抗拉强度和拉伸应变能力相比, 抗压强度对梁抗剪承载力的影响更加明显, 如图 14(c) 所示。随 SSE 抗压强度增加, 抗剪承载力明显提高。即, 抗压强度从 30 MPa 增加到 70 MPa, 抗剪承载力提高 29.23%(剪跨比为 1.9) 和 19.75%(剪跨比为 1.3)。以上表明, 提高(无腹筋)BFRP 筋增强海水海砂 ECC 梁抗剪承载力的有效方法是增加抗压强度。

3 结论

(1) 海水海砂 ECC(Seawater sea-sand engineered cementitious composites, SSE) 具有优越的变形能力和多缝开裂的特点, 最大拉伸应变可达 8.3%, 平均裂缝宽度约为 0.2 mm, 抗压强度对应的应变为 0.36%。

(2) 与配箍率为 0.67% 的玄武岩纤维增强树脂复合材料 (Basalt fiber reinforced polymer, BFRP) 筋增强水泥砂浆梁 (BFRP/SSM 梁) 相比, 无箍筋或配箍率为 0.37% 的 BFRP 筋增强海水海砂 ECC (BFRP/SSE) 梁抗剪承载力提高 6.37%~99.25%, 且具有更高的刚度。BFRP/SSE 梁在正常使用极限状态下的裂缝宽度小于 0.3 mm, 满足《纤维增强复合材料工程应用技术规范》(GB 50608—2020)^[7] 的要求。抗剪承载力、刚度和裂缝宽度的结果表明, 无箍筋和少箍筋的海水海砂 ECC 梁具备足够的抗剪能力。

(3) 无腹筋 BFRP/SSE 梁开裂后仍具有较高的剪切承载能力, 且在正常使用极限状态下裂缝宽

如图 14(b) 所示, 当 SSE 拉伸应变能力从 4% 增加到 12% 时, 梁的抗剪承载力基本不变, 表明拉伸应变能力对抗剪承载力基本没有影响。另一方面, 纤维掺量与拉伸应变能力通常呈正相关关系^[24], 而纤维成本占 ECC 制备成本的 50% 以上。因此, 可以考虑通过适当减少纤维掺量来降低海水海砂 ECC 梁的建造成本。

度很小, 可以考虑在 BFRP/SSE 梁结构设计中不要求最小配箍率。

(4) 无腹筋 BFRP/SSE 梁抗剪承载力随 SSE 抗压强度增加明显。随 SSE 抗拉强度提高, 梁抗剪承载力缓慢增加。SSE 拉伸应变能力对抗剪承载力基本没有影响, 表明可以通过适当减少纤维掺量来降低 BFRP 筋增强海水海砂 ECC 梁的建造成本。

参考文献:

- [1] 李田雨, 刘小艳, 张玉梅, 等. 海水海砂制备活性粉末混凝土的碳化机理[J]. *材料导报*, 2020, 34(8): 8042-8050.
LI Tianyu, LIU Xiaoyan, ZHANG Yumei, et al. Carbonization mechanism of reactive powder concrete with seawater and sea sand[J]. *Materials Reports*, 2020, 34(8): 8042-8050(in Chinese).
- [2] XIAO J Z, QIANG C B, 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: 1101-1111.
- [3] JIANG J F, LUO J, YU J T, et al. Performance improvement of a fiber-reinforced polymer bar for a reinforced sea sand and seawater concrete beam in the serviceability limit state[J]. *Sensors*, 2019, 19(3): 654.
- [4] 王磊, 李威, 陈爽, 等. 海水浸泡对 FRP 筋-珊瑚混凝土粘结性能的影响[J]. 复合材料学报, 2018, 35(12): 3458-3465.
WANG Lei, LI Wei, CHEN Shuang, et al. Effects of sea water soaking on the bonding properties of FRP bars-coral concrete[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2018, 35(12): 3458-3465(in Chinese).

- [5] 华云涛, 尹世平, 王璐晨. 玄武岩纤维筋海水海砂混凝土梁承载性能及使用性能影响因素研究[J]. 建筑结构学报, 2021, 42(2): 166-177.
HUA Yuntao, YIN Shiping, WANG Luchen. Study on influence factors of bearing capacity and serviceability of BFRP reinforced seawater and sea-sand concrete beams[J]. Journal of Building Structures, 2021, 42(2): 166-177(in Chinese).
- [6] LI V C, WANG S X, WU C. Tensile strain-hardening behavior of PVA-ECC[J]. ACI Materials Journal, 2001, 98(6): 483-492.
- [7] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 纤维增强复合材料工程应用技术规范: GB 50608—2020[S]. 北京: 中国计划出版社, 2020.
Ministry of Housing and Urban-rural Development of the People's Republic of China. Technical code for infrastructure application of FRP composites: GB 50608—2020[S]. Beijing: China Planning Press, 2020(in Chinese).
- [8] LI V C, WANG S X. Flexural behaviors of glass fiber-reinforced polymer (GFRP) reinforced engineered cementitious composite beams[J]. ACI Materials Journal, 2002, 99(1): 11-21.
- [9] YUAN F, PAN J L, LEUNG C K Y. Flexural behaviors of ECC and concrete/ECC composite beams reinforced with basalt fiber-reinforced polymer[J]. Journal of Composites for Construction, 2013, 17(5): 591-602.
- [10] 周甲佳, 姚少科, 景川, 等. FRP筋-ECC梁受弯性能[J]. 建筑科学与工程学报, 2020, 37(6): 46-53.
ZHOU Jiajia, YAO Shaoko, JING Chuan, et al. Flexural behavior of FRP-reinforced ECC beams[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2020, 37(6): 46-53(in Chinese).
- [11] 葛文杰, 冯肖, 季翔, 等. 纤维增强复合筋增强工程用水泥基复合材料-混凝土复合梁受弯性能试验研究[J]. 工业建筑, 2017, 47(11): 23-27.
GE Wenjie, FENG Xiao, JI Xiang, et al. Experimental research on the flexural behavior of ECC-concrete composite beam reinforced with FRP bars[J]. Industrial Construction, 2017, 47(11): 23-27(in Chinese).
- [12] YU J T, LIU K K, XU Q F, et al. Feasibility of using seawater to produce ultra-high ductile cementitious composite for construction without steel reinforcement[J]. Structural Concrete, 2019, 20(2): 774-785.
- [13] HUANG B T, YU J, WU J Q, et al. Seawater sea-sand engineered cementitious composites (SS-ECC) for marine and coastal applications[J]. Composites Communications, 2020, 20: 100353.
- [14] 时金娜, 赵燕茹, 郝松, 等. 基于DIC技术的高温后混凝土变形性能[J]. 建筑材料学报, 2019, 22(4): 584-591.
SHI Jinna, ZHAO Yanru, HAO Song, et al. Deformation behavior of concrete under uniaxial compression after high temperature by DIC technology[J]. Journal of Building Materials, 2019, 22(4): 584-591(in Chinese).
- [15] Japan Society of Civil Engineers. Recommendations for design and construction of high performance fiber reinforced cement composites with multiple fine cracks[S]. Tokyo: Japan Society of Civil Engineers, 2008.
- [16] 王义超, 余江滔, 魏琳卓, 等. 超高韧性氯氧镁水泥基复合材料的耐水性能[J]. 材料导报, 2019, 33(16): 2665-2670.
WANG Yichao, YU Jiangtao, WEI Linzhuo, et al. Water-resistance property of ultra-high toughness magnesium oxychloride cement-based composite[J]. Materials Reports, 2019, 33(16): 2665-2670(in Chinese).
- [17] ZHOU J J, PAN J L, LEUNG C K Y. Mechanical behavior of fiber-reinforced engineered cementitious composites in uniaxial compression[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2015, 27(1): 04014111.
- [18] 张锐, 孟庆利, 何畏, 等. 考虑箍筋效应的PP-ECC梁抗剪试验研究[J]. 中国公路学报, 2017, 30(12): 234-241.
ZHANG Rui, MENG Qingli, HE Wei, et al. Experimental investigation on shear behavior of PP-ECC beams by considering effect of stirrup[J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, 30(12): 234-241(in Chinese).
- [19] TOMLINSON D, FAM A. Performance of concrete beams reinforced with basalt FRP for flexure and shear[J]. Journal of Composites for Construction, 2015, 19: 04014036.
- [20] OZCEBE G, ERSOY U, TANKUT T. Evaluation of minimum shear reinforcement requirements for higher strength concrete[J]. ACI Structural Journal, 1999, 96(3): 361-368.
- [21] HAN T S, FEENSTRA P H, BILLINGTON S L. Simulation of highly ductile fiber-reinforced cement based composite components under cyclic loading[J]. ACI Structural Journal, 2003, 100(6): 749-757.
- [22] 余江滔, 崔璨, 叶俊宏, 等. 基于ABAQUS模拟仿生贝壳珍珠母梁的弯曲性能[J]. 建筑材料学报, 2021, 24(6): 1187-1192.
YU Jiangtao, CUI Can, YE Junhong, et al. Flexural performance of bio-inspired stacked beams: A numerical study based on ABAQUS[J]. Journal of Building Materials, 2021, 24(6): 1187-1192(in Chinese).
- [23] CARREIRA D J, CHU K H. Stress-strain relationship for plain concrete in compression[J]. Journal of the American Concrete Institute, 1985, 82(6): 797-804.
- [24] LI L Z, CAI Z W, YU K Q, et al. Performance-based design of all-grade strain hardening cementitious composites with compressive strengths from 40 MPa to 120 MPa[J]. Cement and Concrete Composites, 2019, 97: 202-217.