

引用本文:单 波,佟广权,刘其元. CFRP 筋与海水海砂混凝土黏结性能试验[J]. 建筑科学与工程学报, 2020, 37(5): 113-123.

SHAN Bo, TONG Guang-quan, LIU Qi-yuan. Experiment on Bond Performance of CFRP Bars in Seawater and Sea Sand Concrete[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2020, 37(5): 113-123.

DOI:10.19815/j.jace.2019.12100

# CFRP 筋与海水海砂混凝土黏结性能试验

单 波<sup>1,2</sup>, 佟广权<sup>1</sup>, 刘其元<sup>1</sup>

(1. 湖南大学 土木工程学院, 湖南 长沙 410082;

2. 湖南大学 绿色先进土木工程材料及应用技术湖南省重点实验室, 湖南 长沙 410082)

**摘要:**为研究纤维增强塑料(FRP)筋与海水海砂混凝土(SWSSC)的黏结性能,选择 4 种碳纤维增强塑料(CFRP)筋材和 2 个强度等级的 SWSSC,制作了 72 个试件进行拉拔试验,研究了黏结长度、筋材直径、混凝土强度和筋材表面处理等参数对黏结性能的影响;开展了 SWSSC 试件与普通混凝土(NC)试件的对比试验,获取了试件的破坏形态和黏结应力-滑移曲线。基于 ACI 440.1R-06 公式提出了新的黏结强度计算公式。结果表明:CFRP 筋与 SWSSC 的黏结破坏模式可以分为拔出破坏和劈裂破坏;黏结强度随黏结长度的增加而逐步减小,且与  $(l_d/d_b)^{-0.41}$  呈近似关系( $l_d$  为黏结长度,  $d_b$  为 CFRP 筋直径);黏结强度随混凝土强度的提高而增大,但与 CFRP 筋材直径的相关性不明显;表面喷砂能够显著提高 CFRP 筋与 SWSSC 的黏结性能,黏结强度增长系数可取为 1.76;相比于 NC, CFRP 筋与 SWSSC 的黏结强度有小幅降低;采用 ACI 440.1R-06 和 CSA S806-02 公式得到的预测结果与试验结果之间误差较大,均不适合直接用于估算 CFRP 筋与 SWSSC 的抗拔强度;基于 ACI 440.1R-06 提出的新黏结强度计算公式计算结果与试验结果吻合程度较高,但其适用性需要进一步验证。

**关键词:**CFRP 筋;海水海砂混凝土;拉拔试验;黏结强度

中图分类号:TU375

文献标志码:A

文章编号:1673-2049(2020)05-0113-11

## Experiment on Bond Performance of CFRP Bars in Seawater and Sea Sand Concrete

SHAN Bo<sup>1,2</sup>, TONG Guang-quan<sup>1</sup>, LIU Qi-yuan<sup>1</sup>

(1. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, Hunan, China; 2. Key Laboratory for Green & Advanced Civil Engineering Materials and Application Technology of Hunan Province, Hunan University, Changsha 410082, Hunan, China)

**Abstract:** In order to study the bond performance of fiber reinforced polymer (FRP) bars in seawater and sea sand concrete (SWSSC), 72 specimens were made from four kinds of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) bars and two strength grades of SWSSC. The effects of bonding length, reinforcement diameter, concrete strength and reinforcement surface treatment on bond performance were studied. The comparative tests of SWSSC specimens and normal concrete (NC) specimens were carried out, and the failure modes and bond stress-slip curves of SWSSC

收稿日期:2019-12-27

基金项目:国家自然科学基金项目(51678228, 51278180)

作者简介:单 波(1976-),男,湖南益阳人,副教授,博士研究生导师,工学博士, E-mail: supershanb@hnu.edu.cn.

specimens were obtained. Based on the test results, a modified ACI 440.1R-06 method was proposed for predicting bond strength of CFRP bars with SWSSC. The results show that the bond failure modes of CFRP bars and SWSSC can be divided into pull-out failure and splitting failure; the bond strength gradually decreases with the increase of bond length, and has an approximate relationship with  $(l_d/d_b)^{-0.41}$  ( $l_d$  is the bond length,  $d_b$  is the diameter of CFRP bars). The bond strength increases as increasing of the compressive strength of SWSSC, while it is slightly influenced by the diameter of CFRP bars. The surface treatment of CFRP bar with coated by sand significantly improved the bond properties of CFRP bars with SWSSC. The bond enhancement factor could be taken as 1.76 in current study. Compared with NC, the bond strength between CFRP and SWSSC is slightly reduced; the error between the predicted results and the test results is large, which is not suitable for directly estimating the tensile strength of CFRP bars and SWSSC; based on ACI 440.1R-06 and CSA S806-02, the pull-out strength of CFRP bars and SWSSC cannot be directly estimated. The calculation results of the new bond strength formula proposed by ACI 440.1R-06 are in good agreement with the test results, however, the applicability of the method needs to be further investigated.

**Key words:** CFRP bar; seawater and sea sand concrete; pullout test; bond strength

## 0 引言

混凝土是当今最为主要的结构材料,用量巨大。混凝土的生产需要消耗大量的淡水和河砂等自然资源,给环境造成的负担日益显现。因此,采用其他自然资源生产混凝土,如海水、海砂等,日益受到关注,特别是对于缺乏淡水和河砂资源的国家或地区,开发这些替代资源具有很强的吸引力<sup>[1-3]</sup>。此外,随着世界海洋资源的开发,岛礁工程建设逐渐成为一项重要任务,而大量原材料的远距离运输所带来的高成本已成为海岛工程中所面临的主要困难之一。显然,利用海水、海砂、珊瑚礁等岛礁资源拌制混凝土是克服困难的重要手段<sup>[4-5]</sup>。

现有研究表明,海水海砂混凝土(Seawater and Sea Sand Concrete, SWSSC)具有与普通混凝土(Normal Concrete, NC)类似的力学性能<sup>[5]</sup>,但 SWSSC 中含有大量盐分,会引起钢筋的锈蚀,破坏钢筋与混凝土的黏结,导致严重的结构安全性问题<sup>[6-7]</sup>。因此,普通钢筋不适用于 SWSSC 结构,需要采用耐腐蚀性强的材料替代普通钢筋。纤维增强塑料(Fiber Reinforced Polymer, FRP)具有良好的抗腐蚀性能和较高的比强度,被认为是替代普通钢材的理想材料<sup>[8-11]</sup>。

目前,常用的 FRP 筋材包括玻璃纤维筋(GFRP 筋)、碳纤维筋(CFRP 筋)、芳纶纤维筋(AFRP 筋)和玄武岩纤维筋(BFRP 筋)等<sup>[12]</sup>。混凝土与 FRP 筋的黏结性能是 FRP 配筋构件承载力及

耐久性能研究的基础性问题<sup>[13-16]</sup>。在 FRP 筋增强 NC 方面,对其黏结性能已经开展了较为深入的研究,并取得了丰富成果,建立了相关设计方法<sup>[17]</sup>,有力地推动了 FRP 配筋结构的应用。显然,将 FRP 筋应用于 SWSSC 结构,掌握其与 SWSSC 的黏结性能是必要前提。目前,已有一些学者在这方面开展了探索性工作。如 Dong 等<sup>[1]</sup>对钢-FRP 复合材料筋(SFCB 筋)与海砂混凝土和普通河砂混凝土的黏结性能进行了研究,发现与标准养护条件相比,海水浸泡会引起黏结强度的下降。Yang 等<sup>[18]</sup>开展了海水珊瑚礁骨料混凝土黏结 FRP 筋的拔出试验,结果表明最大平均黏结应力随着黏结长度和筋材直径的增加而减小。王磊等<sup>[19]</sup>通过试验发现 CFRP 筋与珊瑚礁混凝土的黏结强度随珊瑚礁混凝土抗压强度的增大而提高。徐金金等<sup>[20]</sup>对比研究了 CFRP 筋和钢筋分别与碱激发矿粉海水海砂混凝土的黏结性能,结果显示两者的荷载-滑移曲线有显著差别。金云东<sup>[21]</sup>对 BFRP 筋和珊瑚礁混凝土腐蚀后(海水干湿循环和海水浸泡)的黏结性能进行研究,发现了黏结强度下降的现象。

总的来看,FRP 筋与 SWSSC 的黏结性能研究成果较为有限,相关研究主要集中于黏结性能的单参数分析方面,且现有 FRP 筋与普通混凝土黏结强度计算方法对 SWSSC 的适用性也不明确,SWSSC 与 NC 黏结 FRP 筋在性能方面的差异也缺乏可以量化的成果。本文开展 SWSSC 及 NC 黏结 CFRP 筋的拉拔试验,研究相关参数对黏结性能的影响,重

点考察现有黏结强度计算方法对 SWSSC 的适用性,探讨 SWSSC 与 NC 在黏结 CFRP 筋性能上的差异,为 CFRP 配筋 SWSSC 结构的研究与应用提供基础性数据。

## 1 试验方案

### 1.1 试件设计

本文开展了单筋拉拔试验,试验基本参数包括

CFRP 筋直径  $d_b$  (8, 12, 16 mm)、黏结长度  $l_d$  ( $2.5d_b, 5d_b, 7.5d_b, 10d_b$ )、筋材表面情况(螺纹肋和喷砂)、混凝土种类(NC 和 SWSSC)以及 SWSSC 强度等级(C35 和 C70)。

本试验设计了 24 组试件,每组 3 个,总数为 72 个。各组试件的基本参数如表 1 所示,试件编号由筋材种类(表面情况和直径)、黏结长度和混凝土种类与等级 3 个部分组成,其中,CR 和 CS 分别表示

表 1 试件基本参数及试验结果

Tab. 1 Basic Parameters of Specimens and Test Results

试件编号	$d_b$ /mm	表面情况	$l_d$ /mm	$f_{cu}$ /MPa	$F_{max}$ /kN	$\tau_b$ /MPa	$\delta$ /mm	破坏模式
CR8-20SL	8	螺纹肋	20	40.2	6.8	13.6	1.651	P
					6.5	12.9	2.092	P
					6.8	13.6	1.362	P
CR8-40SL	8	螺纹肋	40	40.2	12.0	12.0	1.907	P
					9.1	9.1	2.372	P
					9.6	9.5	1.357	P
CR8-60SL	8	螺纹肋	60	39.6	14.4	9.6	1.024	P
					14.0	9.3	1.092	P
					12.4	8.2	0.862	P
CR8-80SL	8	螺纹肋	80	39.6	14.3	7.1	0.576	P
					18.9	9.4	1.119	P
					15.6	7.8	0.885	P
CR12-30SL	12	螺纹肋	30	40.0	16.2	14.3	1.898	P
					10.8	9.6	1.181	P
					9.4	8.4	1.012	P
CR12-60SL	12	螺纹肋	60	40.0	15.8	7.0	1.652	P
					17.5	7.7	0.904	P
					19.7	8.7	0.622	P
CR12-90SL	12	螺纹肋	90	39.6	24.1	7.1	1.189	P
					22.3	6.6	1.337	P
					21.3	6.3	1.098	P
CR12-120SL	12	螺纹肋	120	39.6	29.2	6.5	1.398	P
					26.9	6.0	2.010	P
					25.9	5.7	1.578	P
CR12-30SH	12	螺纹肋	30	73.3	18.9	16.8	1.210	P
					16.9	14.9	0.950	P
					14.8	13.1	1.475	P
CR12-60SH	12	螺纹肋	60	73.3	36.0	15.9	3.026	P
					17.0	7.5	2.817	P
					26.8	11.9	2.681	P
CR12-90SH	12	螺纹肋	90	75.3	35.7	10.5	3.203	P
					31.3	9.2	2.710	P
					40.5	11.9	2.842	P
CR12-120SH	12	螺纹肋	120	75.3	50.0	11.1	2.770	T
					42.6	9.4	3.307	T
					45.3	10.0	3.209	T

续表 1

试件编号	$d_b/mm$	表面情况	$l_d/mm$	$f_{cu}/MPa$	$F_{max}/kN$	$\tau_b/MPa$	$\delta/mm$	破坏模式
CS12-30SL	12	表面喷砂	30	39.7	17.8	15.7	0.910	P
					20.8	18.4	1.075	P
					22.8	20.2	1.200	P
CS12-60SL	12	表面喷砂	60	39.7	30.4	13.4	1.115	P
					34.6	15.3	1.060	P
					29.0	12.8	0.995	P
CS12-90SL	12	表面喷砂	90	39.5	40.3	11.9	1.430	P
					41.1	12.1	1.220	P
					35.6	10.5	1.025	P
CS12-120SL	12	表面喷砂	120	39.5	44.0	9.7	1.199	P
					45.7	10.1	1.417	P
					52.9	11.7	1.247	P
CR16-40SL	16	螺纹肋	40	38.4	14.5	7.2	1.650	P
					27.2	13.5	1.060	P
					19.1	9.5	2.188	P
CR16-80SL	16	螺纹肋	80	38.4	21.5	5.3	1.794	P
					27.6	6.9	2.335	P
					36.5	9.1	2.235	P
CR16-120SL	16	螺纹肋	120	39.6	41.6	6.9	1.761	P
					38.4	6.4	2.629	P
					33.9	5.6	2.634	P
CR16-160SL	16	螺纹肋	160	39.6	51.1	6.4	3.380	T
					45.3	5.6	2.731	T
					42.1	5.2	3.075	T
CR8-20NL	8	螺纹肋	20	38.8	7.4	14.8	1.831	P
					8.0	15.9	2.203	P
					6.8	13.5	1.681	P
CR8-40NL	8	螺纹肋	40	38.8	12.8	12.7	2.077	P
					11.6	11.5	2.245	P
					11.0	10.9	2.381	P
CR8-60NL	8	螺纹肋	60	39.2	15.8	10.5	1.883	P
					14.5	9.6	1.675	P
					15.6	10.3	1.576	P
CR8-80NL	8	螺纹肋	80	39.2	20.5	10.2	1.231	P
					16.7	8.3	1.057	P
					19.0	9.4	0.983	P

注： $f_{cu}$ 为混凝土立方体抗压强度； $F_{max}$ 为拉拔力峰值； $\tau_b$ 为黏结强度； $\delta$ 为筋材的自由端与混凝土的相对滑移；P表示拔出破坏；T表示劈裂破坏。

螺纹肋和表面喷砂，S 和 N 分别表示 SWSSC 和 NC，L 和 H 对应于 C35 和 C70 两个强度等级，例如 CR8-20SL 表示筋材直径为 8 mm 的螺纹肋碳纤维筋、黏结长度为 20 mm、混凝土强度等级为 C35 的 SWSSC 试件。

1.2 原材料

本试验采用中国厂家生产的 3 种直径 CFRP 筋，由拉挤工艺成型，筋材表面带螺纹肋，如图 1(a)

所示。此外，选择 12 mm 直径的筋材作为母材，在其表面通过喷涂工艺覆盖一层细石英砂，以研究喷砂处理对黏结性能的影响，如图 1(b)所示。根据厂家提供的材料指标，CFRP 筋的拉伸强度  $f_{frp}$  为 1 800 MPa，弹性模量  $E$  为 150 GPa，极限伸长率  $\delta_{frp}$  为 1.3%。

SWSSC 的设计强度为 C35 和 C70 两个等级，主要原材料的基本情况为：水泥为 P. O42.5 普通硅

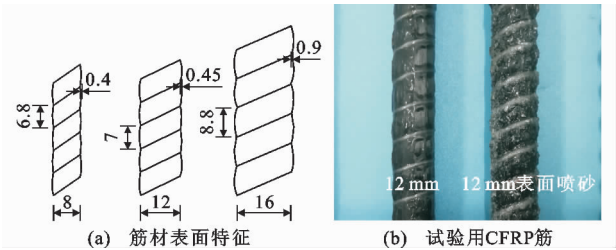


图 1 CFRP 筋(单位:mm)  
Fig. 1 CFRP Bars (Unit:mm)

酸盐水泥;粗骨料为最大粒径为 25 mm 的碎石;细骨料为天然海砂,细度模数为 2.84,海砂中贝壳含量为 2%~4%。混凝土采用人工海水拌制混凝土,按照中国南海海域海水实际情况<sup>[22]</sup>,其离子浓度如表 2 所示。C35 混凝土的配合比为 1(水泥):2.67(碎石):1.78(海砂):0.54(人工海水),28 d 立方体抗压强度为 39.7 MPa。C70 混凝土的配合比为:1(水泥):0.11(硅灰):2.58(碎石):1.58(海砂):0.33(人工海水):0.01(减水剂),28 d 立方体抗压强度为 73 MPa。此外,制作了一批 NC 试件与 SWSSC 试件进行对比,NC 的配合比与 C35 的 SWSSC 相同,搅拌时采用自来水和河砂替代海水和海砂。

表 2 人工海水离子浓度

Tab. 2 Ion Concentration of Artificial Seawater	
离子成分	质量浓度/(g·L <sup>-1</sup> )
K <sup>+</sup>	0.463
Na <sup>+</sup>	11.903
Ca <sup>2+</sup>	0.345
Mg <sup>2+</sup>	1.617
Cl <sup>-</sup>	21.629
SO <sub>4</sub> <sup>2-</sup>	2.481
CO <sub>3</sub> <sup>2-</sup>	0.517
HCO <sub>3</sub> <sup>-</sup>	0.103

1.3 试件制作

混凝土试件采用边长为 150 mm 的立方体试块(CR16-160SL 除外,其边长为 160 mm),中心位置预埋 CFRP 筋。试件采用定制的钢模浇筑成型,如图 2(a)所示。CFRP 筋分为加载段、黏结段和自由段 3 个区域。CFRP 筋与混凝土的黏结长度通过设置在黏结段两端的塑料套管进行调节,并在套管和筋材之间注入密封胶,见图 2(b)。试件成型后在室内养护 3 d 后拆模,并在室内养护至 28 d 时进行拉拔试验。为防止 CFRP 筋在夹具夹持下断裂,需要在加载段外套钢管进行增强,钢管通过黏结剂与筋材连接,长度约为 30d<sub>b</sub>,如图 2(c)所示。制作拉拔

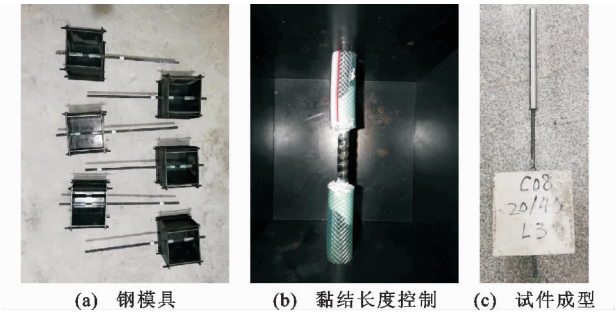


图 2 试件制作  
Fig. 2 Manufacturing of Specimens

试件时,每批次试件预留一组标准立方体试块,与拉拔试件同条件养护,测得的抗压强度平均值作为试件的实际强度。

1.4 试验装置及测量方案

拉拔试验按照 CSA S806-02<sup>[23]</sup> 规范开展,采用自制的加载架进行加载,如图 3(a)所示。加载架是由 2 块 20 mm 厚的钢板和 4 根直径 20 mm 的螺杆及配套的螺栓组成。钢板中心设置有一个直径 30 mm 的圆孔。CFRP 筋与混凝土之间的相对滑移采用固定在自由段的 2 个位移传感器(LVDT)测量,LVDT 通过一个钢环连接在 CFRP 筋上,其滑动杆支撑在混凝土块的底部,如图 3(b)所示。轴向荷载采用 SHT4605-G 万能试验机施加,加载速度为 0.3 mm·min<sup>-1</sup>。试验过程中,轴力采用试验机自带的荷载传感器进行监控,LVDT 滑移量和轴力通过数据采集系统自动记录,采样间隔为 0.5 s。

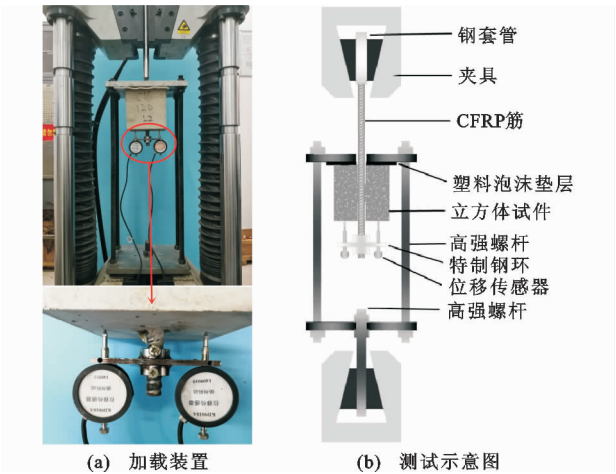


图 3 试验装置  
Fig. 3 Test Setup

2 试验结果

2.1 破坏模式

本文中 CFRP 筋与混凝土的黏结应力采用平

均黏结应力  $\tau$  来表征,按式(1)计算

$$\tau = \frac{F}{\pi d_b l_d} \tag{1}$$

各试件的拔出试验结果列于表 1 中。试件的破坏分为混凝土劈裂和 FRP 筋拔出 2 种模式,如图 4 所示。从表 1 可以看出,绝大部分试件的破坏模式均为拔出破坏,即 CFRP 筋从混凝土块中被拔出,两者界面发生黏结破坏,但各组试件的黏结面破坏形态有一定的差异。对于低强度混凝土试件,筋材表面基本完整,且较为光滑,表面附着的混凝土很少,表明界面的黏结强度相对较低;对于高强度混凝土试件,筋材表面的肋出现明显的磨损痕迹,甚至可以看到部分螺旋肋间的尼龙线由于摩擦而断裂,如图 4(c)所示,意味着界面的黏结强度相对较高,表明 CFRP 筋与高强 SWSSC 的黏结效果优于低强度的 SWSSC,这一结果与普通混凝土的 FRP 筋拉拔试验结果基本一致<sup>[24-25]</sup>。此外,直径为 8 mm 筋材的 NC 与 SWSSC 试件的破坏模式没有差别,均为拔出破坏模式。相比于螺纹肋表面,喷砂筋材的表面附着大量的混凝土碎屑,未见喷砂颗粒出现明显剥落的现象,如图 4(c)所示。一些研究者选择光圆 FRP 筋表面喷砂处理后开展拔出试验,其破坏特征主要表现为表面沙粒层的剥落<sup>[16]</sup>,这与本文试验结果有显著区别,说明对于表面喷砂,选择螺纹肋筋作母材要优于光圆筋材,这应该与表面的螺纹肋增加了黏结界面的机械咬合力有关。

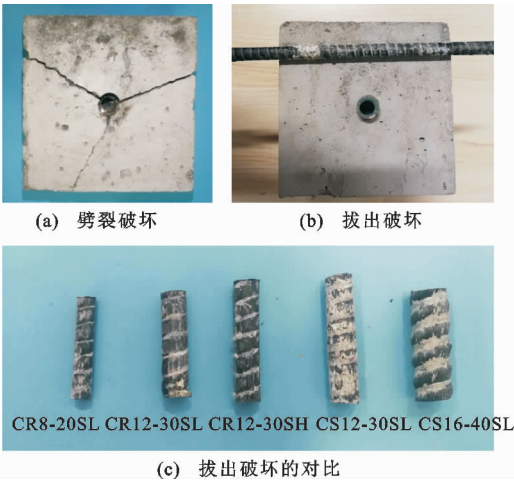


图 4 试件典型破坏模式

Fig. 4 Typical Failure Modes of Specimens

劈裂破坏的模式是以 FRP 筋为中心、沿径向出现放射性裂缝,混凝土发生劈裂,如图 4(a)所示。从表 1 可以看出,劈裂破坏出现在筋材直径相对较大(CR16-160SL)及混凝土强度较高(CR12-120SH)

的试件中。在拔出过程中,FRP 筋的肋对周围混凝土产生环向挤压而使得混凝土产生拉应力<sup>[25]</sup>。一般而言,筋材直径大则环向挤压效应相对明显。另一方面,高强混凝土与筋材黏结能力相对较强,则破坏前的拉拔力也就更高,这种环向挤压力也就更大。当挤压效应产生的环向拉应力超过混凝土的抗拉强度时,试件产生劈裂破坏。由于发生劈裂破坏时,试件界面的黏结应力很可能未达到黏结强度,因此,在后续讨论中未纳入发生劈裂破坏试件。

2.2 黏结应力-滑移曲线

图 5 给出了 5 组典型试件的黏结应力-滑移曲线。可以看出,同组试件的曲线形状基本一致。从表 1 中的数据来看,同组试件峰值荷载及对应的位移也较为接近,表明试验的可重现性较好。因此,选择每组试件黏结应力-滑移曲线的平均曲线代表该组试件的测试结果来开展讨论,如图 6 所示。

从图 6 可以看出,不论是 SWSSC 还是 NC 试件,对于拔出破坏模式,其黏结应力-滑移曲线大致分为 5 个阶段:起始的微滑移阶段,此阶段滑移量小,而黏结应力增长迅速,主要依靠 CFRP 筋和混凝土的黏结力来抵抗拉拔力<sup>[16,24]</sup>;滑移阶段,随着拉拔力的增大,滑移量明显增大,滑移面的摩擦作用逐步显现,曲线开始呈现出非线性关系;拔出阶段,对应于整个界面发生黏结破坏,筋材被整体拔出,曲线的斜率会急剧减小,直至黏结应力到达峰值;软化阶段,对应于峰值应力后的快速下降段;残余阶段,对于螺纹肋筋,残余黏结应力表现出第二波峰的趋势,这主要是由于螺纹肋分段楔入混凝土内,在筋材滑移过程中产生了附加阻力<sup>[25]</sup>。对于表面喷砂筋材,则没有明显的第二波峰趋势,其原因应该是喷砂处理减小了肋高,从而减小了肋的楔入作用。

而对于劈裂破坏模式,如 CR12-120SH,其黏结应力-滑移曲线只测得上升段,表现出典型的脆性破坏特征。

3 分析与讨论

3.1 黏结长度

黏结长度对 CFRP 筋与 SWSSC 的黏结强度有显著影响,本文采用  $l_d/d_b$  来进行分析。图 7 给出了 3 种螺纹肋筋材试件的黏结强度与  $l_d/d_b$  的关系曲线,图 7 的各数据点均为每组 3 个试件的平均值。可以看出,随着  $l_d/d_b$  的增加,黏结强度呈现出下降的趋势,这主要是由于黏结区域的黏结应力并非均匀分布,且随着黏结长度的增加,非线性效应相对显



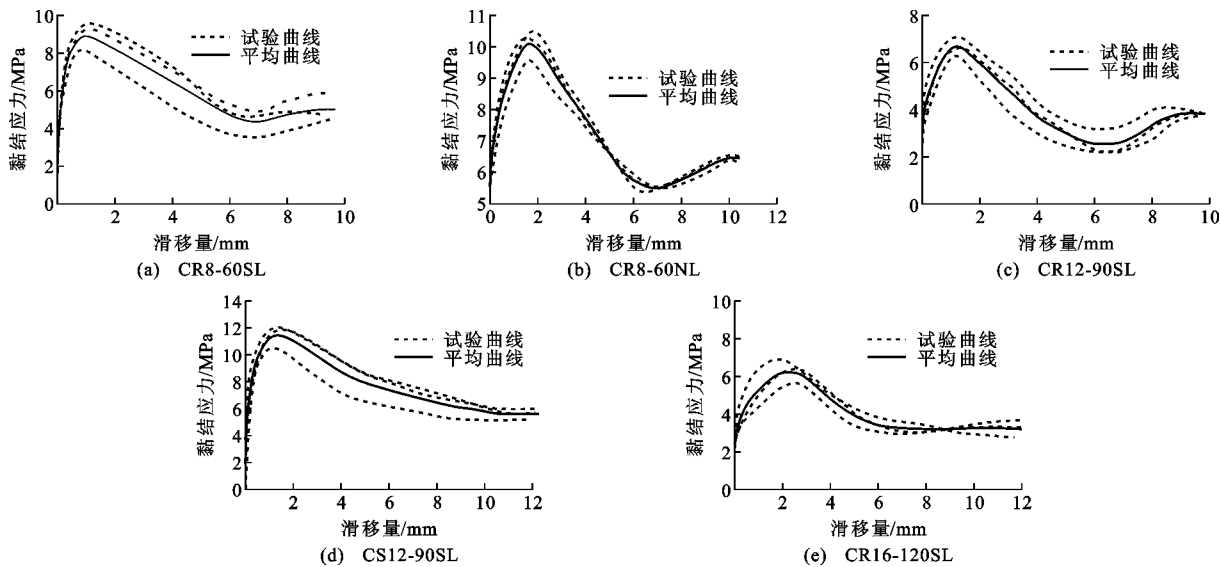


图 5 典型试件的黏结应力-滑移曲线

Fig. 5 Bond Stress-slip Curves of Typical Specimens

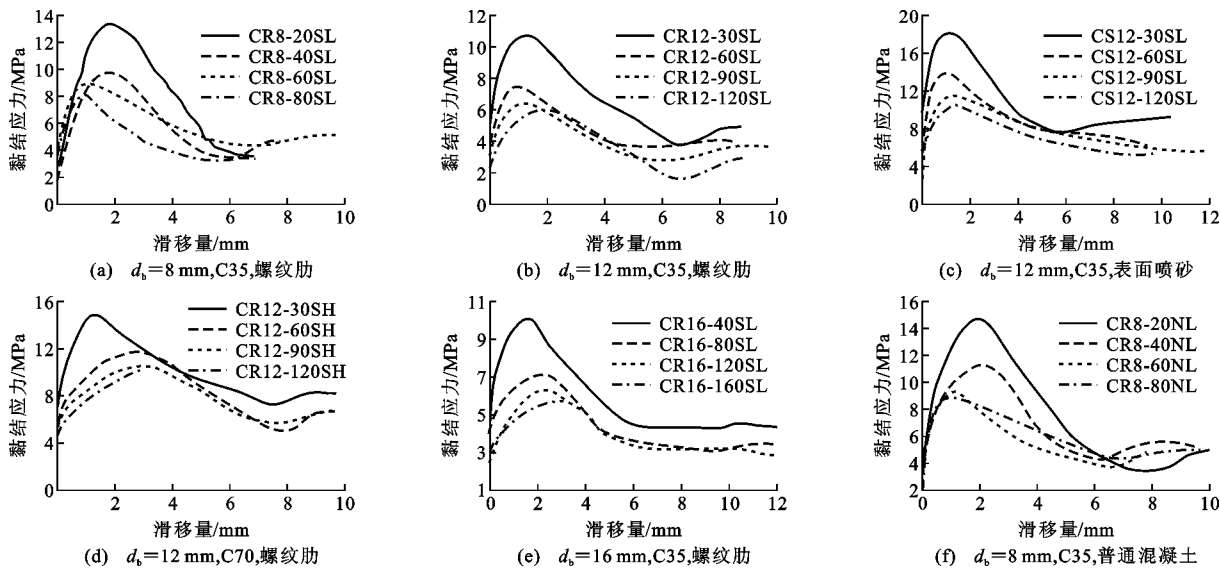


图 6 黏结应力-滑移曲线

Fig. 6 Bond Stress-slip Curves

影响。

### 3.2 筋材直径

选择黏结长度  $l_d$  基本一致的螺纹肋筋材试件, 考察筋材直径  $d_b$  对黏结强度  $\tau_b$  的影响, 结果如图 8 所示。从整体上来看, 在试验范围内, 无论是在  $l_d$  较小(30~40 mm)还是  $l_d$  相对较大(80~90 mm)的情况下, 黏结强度随筋材直径增大呈下降趋势, 但规律性并不显著, 特别是对直径  $d_b=12$  mm 的试件。一般而言, 由于泊松比效应, 在拉拔过程中筋材的直径有所减小, 使得筋材与周围混凝土的摩擦力变小, 导致黏结强度下降<sup>[25]</sup>。直径大的筋材由于其直径减小量相对更大, 因而其黏结强度会有所降低。由

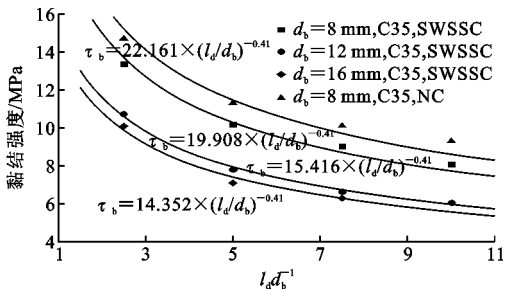


图 7 黏结长度对黏结强度的影响

Fig. 7 Influence of Bonding Length on Bond Strength

著<sup>[25]</sup>。此外, 黏结强度的降低趋势基本一致, 大致与  $(l_d/d_b)^{-0.41}$  呈近似关系, 且基本不受筋材直径的

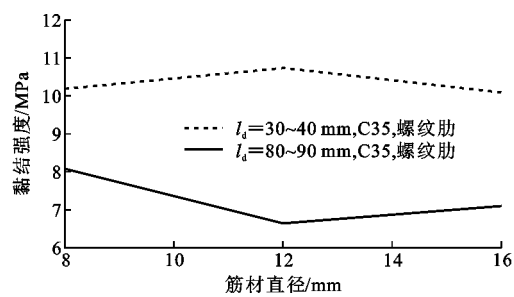


图 8 筋材直径对黏结强度的影响

Fig. 8 Influence of Bar Diameter on Bond Strength

于本试验 3 种筋材表面肋的构造并不完全相同,这可能是导致规律性不强的主要因素。

3.3 混凝土抗压强度

2 种强度等级的 SWSSC 试件拉拔试验结果对比情况如图 9 所示。可以看出,对于同种筋材,黏结强度随混凝土强度的提高而增大,在试验范围内,这种增长趋势几乎不受黏结长度的影响。一般而言,强度高的混凝土与 FRP 筋材之间的黏结作用更强,其界面的机械咬合力也更好,因而两者之间的黏结强度也就相对更高。这一结果与 FRP 筋黏结 NC 的拉拔试验结果基本一致<sup>[24]</sup>。

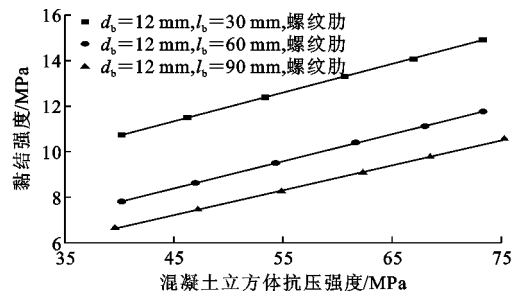


图 9 混凝土抗压强度对黏结强度的影响

Fig. 9 Influence of Concrete Compressive Strength on Bond Strength

3.4 筋材表面处理

本试验采用喷砂对螺纹肋筋材表面进行了处理,图 10 给出了喷砂试件与基准试件的黏结强度比。可以看出,喷砂试件的黏结强度显著高于对比试件,提高幅度超过 70%,这主要得益于喷砂提高了筋材表面的粗糙程度,大大提高了界面的机械咬合力和摩擦力。因此,表面喷砂是提高 CFRP 筋与 SWSSC 黏结性能的有效方式。另一方面,强度比随黏结长度的增加呈现缓慢下降的趋势,但降低幅度不大。在本文试验条件下,喷砂表面的黏结强度增长系数可取其平均值 1.76。

3.5 混凝土种类

本试验开展了 SWSSC 与 NC 黏结 CFRP 筋的

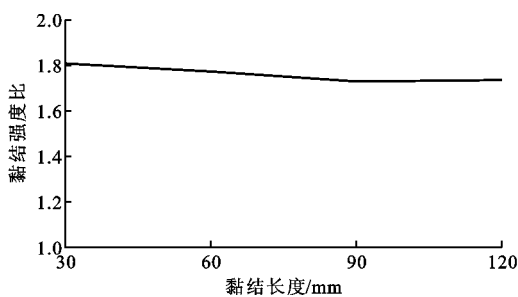


图 10 筋材表面处理对黏结强度的影响

Fig. 10 Influence of Surface Treatment on Bond Strength

对比拉拔试验,两者的黏结强度比如图 11 所示。可以看出,在相同条件下,SWSSC 与 CFRP 筋的黏结强度均低于对应的 NC 试件,且随着黏结长度的增大,下降幅度有增大的趋势。相关研究表明:海水和海砂中的盐离子会通过 FRP 筋的表面扩散到树脂中,引起 FRP 筋性能的退化,对黏结性能产生不利影响<sup>[11]</sup>,这可能是导致 SWSSC 与 FRP 筋黏结强度低于 NC 的主要原因之一;另外,海砂中不可避免地含有贝壳等杂质,也会影响黏结强度。目前,在 SWSSC 与 NC 黏结性能的对比方面,研究成果很有限,尤其缺乏量化结果。在本文试验条件下,SWSSC 与 NC 的黏结强度比在 0.87~0.91 之间,可取其平均值 0.89 进行参考。

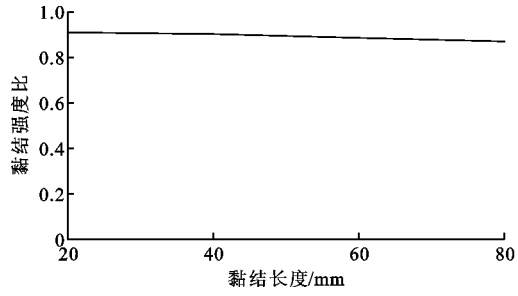


图 11 混凝土种类对黏结强度的影响

Fig. 11 Influence of Concrete Type on Bond Strength

4 黏结强度模型

4.1 现有模型评估

目前,国际上已有相关规范提出了 FRP 筋与普通混凝土的黏结强度计算公式,其中,美国规范 ACI 440.1R-06<sup>[17]</sup>和加拿大规范 CSA S806-02<sup>[23]</sup>所建议的公式应用较为广泛,分别如公式(2)和公式(3)所示

$$\frac{\tau_b}{0.083\sqrt{f_c}} = 4.0 + 0.3 \frac{c}{d_b} + 100 \frac{d_b}{l_d} \quad (2)$$

$$\tau_b = \frac{d_{cs}\sqrt{f_c}}{1.15K_1K_2K_3K_4K_5\pi d_b} \quad (3)$$



式中:  $f'_c$  为混凝土抗压强度;  $c$  为保护层到筋材中心的距离;  $d_{cs}$  为混凝土表面到筋材中心的距离或者筋材中心距的  $2/3$ ;  $K_1$  为筋的位置系数, 本试验取为  $1.0$ ;  $K_2$  为混凝土密度系数, 本试验取为  $1.0$ ;  $K_3$  为筋材的尺寸系数, 本试验取为  $0.8$ ;  $K_4$  为筋材的种类系数, 本试验取为  $1.0$ ;  $K_5$  为筋的表面形状系数, 本试验取为  $1.05$ 。

本文选择这 2 个规范中的计算公式对 CFRP 筋与 SWSSC 的黏结强度进行预测, 并采用平均绝对误差  $E_{AA}$  和相对误差  $R_A$  来评价预测结果的准确性, 计算公式如下

$$E_{AA} = \left( \sum_{i=1}^N |e_i - p_i| / p_i \right) / N \quad (4)$$

$$R_A = \left( \sum_{i=1}^N e_i / p_i \right) / N \quad (5)$$

式中:  $e_i$  为试件  $i$  的误差预测值;  $p_i$  为试件  $i$  的误差试验值;  $N$  为试件数量。

预测值与试验值的对比情况如图 12 所示, 可以看出, 按照 2 个规范方法得到的预测值与试验值的偏差明显, 离散性也大。从图 12(d) 可以看出, 2 个方法的  $R_A$  都大于 1, 明显高估了 SWSSC 试件的黏结强度, 主要原因是 SWSSC 试件的黏结强度低于 NC 试件。对于 ACI 440.1R-06 方法, 缺少对筋材表面状况差异性的考虑可能是其预测误差来源的一个主要原因; 在加拿大规范 CSA S806-02 中, 没有体现黏结长度对黏结强度的影响, 显然与第 3 节的讨论结果不相符。因此, 这 2 个规范所提出的模型并不适合直接用于估计 CFRP 筋与 SWSSC 的黏结强度。

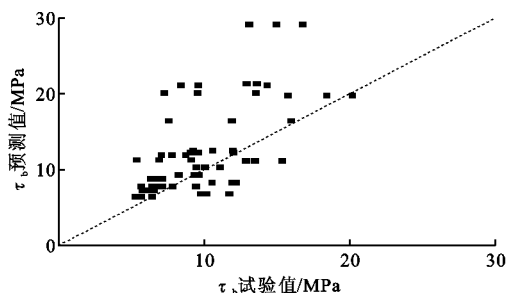
#### 4.2 ACI 440.1R-06 计算方法修正

本文基于 ACI 440.1R-06 计算公式的表达形式和相关影响参数的讨论结果, 提出 CFRP 与 SWSSC 黏结强度的计算公式。在新的计算公式中, 采用  $(l_d/d_b)^{-0.41}$  来考虑黏结长度的影响, 并引入表面特征系数  $K_s$  处理筋材表面的差异, 采用表 1 中的试验结果进行回归分析, 得到修正后的计算公式如下

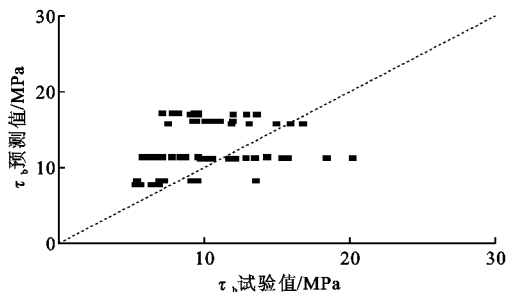
$$\frac{\tau_b}{0.083\sqrt{f'_c}} = K_s \left[ -2.0 + 0.5 \frac{c}{d_b} + 34 \left( \frac{d_b}{l_d} \right)^{0.41} \right] \quad (6)$$

式中: 筋材表面为螺纹肋时,  $K_s$  取  $1.0$ , 为表面喷砂时,  $K_s$  取  $1.76$ 。

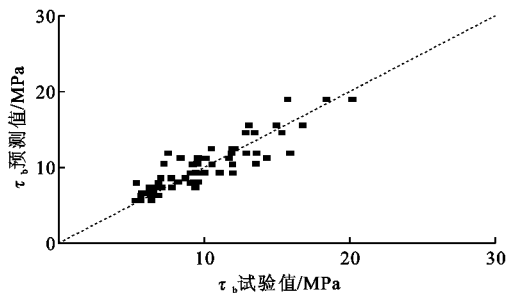
修正后的 ACI 440.1R-06 公式预测与试验结果的比较如图 12(c) 所示。同时, 从图 12(d) 也可以看出, 相比于已有的 2 个方法, 本文提出的计算方法



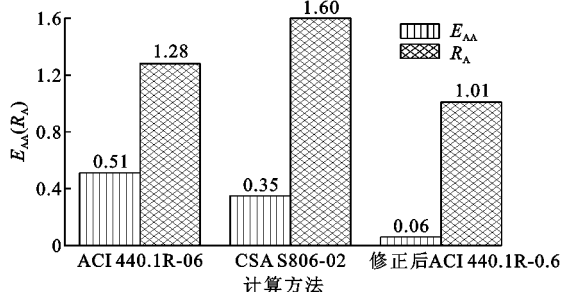
(a) ACI 440.1R-06 模型预测值与试验值对比



(b) CSA S806-02 模型预测值与试验值对比



(c) 修正后 ACI 440.1R-06 模型预测值与试验值对比



(d) 平均绝对误差  $E_{AA}$  和相对误差  $R_A$  对比

图 12 试验强度与模型计算强度对比

Fig. 12 Comparison of Experimental Strength and Model Calculation Strength

的  $E_{AA}$  显著降低, 接近  $5\%$ ,  $R_A$  接近  $1$ , 表现出较好的预测精度。必须说明的是, 公式(4)仅仅是基于本文有限的试验数据提出的, 其对 FRP 与 SWSCC 黏结强度的适用性需要更多试验数据进行验证。

#### 4.3 临界黏结长度

CFRP 筋与海水海砂混凝土能够有效地共同工作, 主要依靠的就是二者之间的黏结力, 因此, 探究筋材发生断裂时所对应的临界黏结长度是十分有意义的。本文由于条件限制, 没有测得临界黏结长度

$l_{db}$ , 因此, 采用美国 ACI 440.1R-06 规范进行估算, 计算公式如下

$$l_{db}=K_1f_{fu}A_b/\sqrt{f_c}$$

(7)

式中:  $K_1$  为反应筋的表面特性对黏结性能影响的系数;  $f_{fu}$  为 FRP 筋极限抗拉强度。

根据本试验结果得到的临界黏结长度如表 3 所示。

表 3 CFRP 筋临界黏结长度

Tab. 3 Critical Bond Length of CFRP Bars

$d_b$ /mm	表面情况	混凝土强度等级	$K_1$	$l_{db}$
8	螺纹肋	C35	0.027 5	$56d_b$
12	螺纹肋	C35	0.022 5	$68d_b$
12	螺纹肋	C70	0.020 1	$42d_b$
12	表面喷砂	C35	0.014 1	$43d_b$
16	螺纹肋	C35	0.017 5	$70d_b$

基于公式(7), 对 SWSSC 黏结 CFRP 筋的临界黏结长度进行了估算, 结果列于表 3 中。可以看出, 在筋材直径一定的情况下, 筋材与 SWSSC 的黏结强度越高, 则临界黏结长度越短。另一方面, 在筋材种类一定的情况下, 临界黏结长度随筋材直径增大而增大。一般而言, 对于 C35 等级的 SWSSC, 在构件设计时, CFRP 筋的锚固长度可以按  $70d_b$  进行考虑。

5 结 语

(1)CFRP 筋与 SWSSC 的黏结破坏可以归于拔出破坏和劈裂破坏 2 种模式, 且绝大部分试件表现为拔出破坏。在黏结长度较大的情况下, 筋材直径较大、混凝土强度较高的试件出现劈裂破坏。一般而言, CFRP 筋与 SWSSC 的黏结应力-滑移曲线形状较为接近, 大致可以分为: 微滑移阶段、滑移阶段、拔出阶段、软化阶段和残余阶段这 5 个部分。

(2)CFRP 筋与 SWSSC 的黏结强度随黏结长度的增加而逐步减小, 且非线性特征显著。在本文试验条件下, 黏结强度与  $(l_d/d_b)^{-0.41}$  呈近似关系, 且这一关系基本不受筋材直径的影响。

(3)CFRP 筋与 SWSSC 的黏结强度随混凝土强度的提高而增大, 但与 CFRP 筋材直径的相关关系不明显; 表面喷砂能够显著提高 CFRP 筋与 SWSSC 的黏结性能, 在试验条件下, 表面喷砂的黏结强度增长系数可取为 1.76。

(4)SWSSC 与 CFRP 筋的黏结强度低于对应的 NC, 其强度比在 0.87~0.91 之间, 可取其平均值 0.89 作为参考。

(5)现有 NC 与 FRP 筋的计算方法明显高估了

CFRP 筋与 SWSSC 的黏结强度, 有必要提出新的计算方法。通过对 ACI 440.1R-06 规范公式进行修正, 提出了新的黏结强度计算公式, 并估算了 SWSSC 中 CFRP 筋的临界黏结长度。该方法的适用性需要进一步的验证。

(6)需要说明的是, 本试验仅涉及了 CFRP 筋与 SWSSC 短期黏结性能的研究, 考虑到 SWSSC 对 FRP 筋材可能存在腐蚀性, 其长期试验必须开展专门研究。

参考文献:

References:

[ 1 ] DONG Z Q, WU G, XU Y Q. Experimental Study on the Bond Durability Between Steel-FRP Composite Bars (SFCBs) and Sea Sand Concrete in Ocean Environment[J]. Construction and Building Materials, 2016, 115: 277-284.

[ 2 ] 陆中宇, 李永超, 谢建和. 海水海砂混凝土内玄武岩纤维增强复材筋性能退化研究[J]. 工业建筑, 2019, 49 (9): 18-21.

LU Zhong-yu, LI Yong-chao, XIE Jian-he. Study on the Degradation of BFRP Bars Wrapped in Seawater Sea Sand Concrete[J]. Industrial Construction, 2019, 49(9): 18-21.

[ 3 ] 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. Effect of Sea Water Soaking on the Bonding Properties of FRP Bars-coral Concrete [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2018, 35(12): 3458-3465.

[ 4 ] 肖建庄, 张鹏, 张青天, 等. 海水海砂再生混凝土的基本力学性能[J]. 建筑科学与工程学报, 2018, 35 (2): 16-22.

XIAO Jian-zhuang, ZHANG Peng, ZHANG Qing-tian, et al. Basic Mechanical Properties of Seawater Sea-sand Recycled Concrete[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2018, 35(2): 16-22.

[ 5 ] 秦斌. 海水海砂混凝土基本力学性能研究[J]. 混凝土, 2019(2): 90-91.

QIN Bin. Basic Mechanical Properties of Seawater and Sea Sand Concrete[J]. Concrete, 2019(2): 90-91.

[ 6 ] 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): 2220-2231.

DENG Zong-cai, GAO Wei-nan, SHEN Feng. Experimental and Theoretical Study on Compressive Strength of FRP Rebars Under Different Stress Lev-

- els in Alkali and Salt Solution[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2017, 34(10): 2220-2231.
- [7] 孙丽, 杨泽宇, 居理宏, 等. GFRP 筋混凝土柱海水环境受压性能[J]. *建筑科学与工程学报*, 2018, 35(5): 188-193.
- SUN Li, YANG Ze-yu, JU Li-hong, et al. Compression Performance of GFRP Reinforced Concrete Columns Under Seawater Environment[J]. *Journal of Architecture and Civil Engineering*, 2018, 35(5): 188-193.
- [8] 王彬, 杨勇新, 岳清瑞, 等. CFRP 筋拉伸强度预测模型评价及应用[J]. *材料工程*, 2017, 45(10): 117-123.
- WANG Bin, YANG Yong-xin, YUE Qing-rui, et al. Evaluation and Application of Tensile Strength Prediction for CFRP Bars[J]. *Journal of Materials Engineering*, 2017, 45(10): 117-123.
- [9] 薛伟辰, 康清梁. 纤维塑料筋在混凝土结构中的应用[J]. *工业建筑*, 1999, 29(2): 19-21, 28.
- XUE Wei-chen, KANG Qing-liang. Application of Fiber Reinforced Plastics in Concrete Structures[J]. *Industrial Construction*, 1999, 29(2): 19-21, 28.
- [10] 吕志涛. 高性能材料 FRP 应用与结构工程创新[J]. *建筑科学与工程学报*, 2005, 22(1): 1-5.
- LU Zhi-tao. Application of High Performance FRP and Innovations of Structure Engineering[J]. *Journal of Architecture and Civil Engineering*, 2005, 22(1): 1-5.
- [11] WANG L, MAO Y D, LV H B, et al. Bond Properties Between FRP Bars and Coral Concrete Under Seawater Conditions at 30, 60, and 80 °C [J]. *Construction and Building Materials*, 2018, 162: 442-449.
- [12] 薛伟辰, 刘华杰, 王小辉. 新型 FRP 筋粘结性能研究[J]. *建筑结构学报*, 2004, 25(2): 104-109.
- XUE Wei-chen, LIU Hua-jie, WANG Xiao-hui. Studies on Bond Properties of New-type FRP Bars[J]. *Journal of Building Structures*, 2004, 25(2): 104-109.
- [13] YAN F, LIN Z B, YANG M J. Bond Mechanism and Bond Strength of GFRP Bars to Concrete: A Review [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2016, 98: 56-69.
- [14] CHEN Y, DAVALOS J F, RAY I, et al. Accelerated Aging Tests for Evaluations of Durability Performance of FRP Reinforcing Bars for Concrete Structures [J]. *Composite Structures*, 2007, 78(1): 101-111.
- [15] 吴刚, 董志强, 徐博, 等. 海洋环境下 BFRP 筋与混凝土黏结性能及基本锚固长度计算方法研究[J]. *土木工程学报*, 2016, 49(7): 89-99.
- WU Gang, DONG Zhi-qiang, XU Bo, et al. Bond Performance and Calculation Method for the Basic Anchorage Length of BFRP Bar with Concrete in Marine Environment [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2016, 49(7): 89-99.
- [16] DAVALOS J F, CHEN Y, RAY I. Effect of FRP Bar Degradation on Interface Bond with High Strength Concrete [J]. *Cement and Concrete Composites*, 2008, 30(8): 722-730.
- [17] ACI 440.1R-06, Guide for the Design and Construction of Structural Concrete Reinforced with FRP Bars [S].
- [18] YANG S T, YANG C L, HUANG M, et al. Study on Bond Performance Between FRP Bars and Seawater Coral Aggregate Concrete [J]. *Construction and Building Materials*, 2018, 173: 272-288.
- [19] 王磊, 吴翔, 曾榕, 等. CFRP 筋与珊瑚混凝土的黏结性能试验研究[J]. *中国农村水利水电*, 2016(7): 127-131.
- WANG Lei, WU Xiang, ZENG Rong, et al. The Experimental Research on Bond Performance Between CFRP Bars and the Coral Concrete [J]. *China Rural Water and Hydropower*, 2016(7): 127-131.
- [20] 徐金金, 杨树桐, 刘治宁. 碱激发矿粉海水海砂混凝土与 CFRP 筋粘结性能研究[J]. *工程力学*, 2019, 36(增): 175-183.
- XU Jin-jin, YANG Shu-tong, LIU Zhi-ning. Study on the Bond Performance Between CFRP Bars and Alkali-activated Slag Seawater and Sea Sand Concrete [J]. *Engineering Mechanics*, 2019, 36(S): 175-183.
- [21] 金云东. BFRP 筋-海水海砂混凝土梁短长期力学性能研究[D]. 南京: 东南大学, 2016.
- JIN Yun-dong. Research on Short-and Long-term Mechanical Properties of BFRP Bar Reinforced Marine Sand Concrete Beams[D]. Nanjing: Southeast University, 2016.
- [22] WANG J, FENG P, HAO T Y, et al. Axial Compressive Behavior of Seawater Coral Aggregate Concrete-filled FRP Tubes [J]. *Construction and Building Materials*, 2017, 147: 272-285.
- [23] CSA S806-02, Design and Construction of Building Components with Fibre Reinforced Polymers [S].
- [24] HAO Q D, WANG Y L, HE Z, et al. Bond Strength of Glass Fiber Reinforced Polymer Ribbed Rebars in Normal Strength Concrete [J]. *Construction and Building Materials*, 2009, 23(2): 865-871.
- [25] ACHILLIDES Z, PILAKOUTAS K. Bond Behavior of Fiber Reinforced Polymer Bars Under Direct Pull-out Conditions [J]. *Journal of Composites for Construction*, 2004, 8(2): 173-181.