

DOI:10.11784/tdxbz202302038

极地低温下混凝土填充 GFRP 拉挤管黏结性能试验研究

谢 剑^{1,2}, 王梦琴¹, 李建军³, 王 哲¹

- 天津大学建筑工程学院, 天津 300354;
- 滨海土木工程结构与安全教育部重点实验室(天津大学), 天津 300354;
- 天津大学建筑设计规划研究总院有限公司, 天津 300073

摘要: 纤维增强聚合物(FRP)管与混凝土之间的界面黏结是二者之间荷载传递的必要条件和共同作用的重要前提。为了探究混凝土填充 GFRP 管(CFFT)在极地等严寒环境下的黏结性能, 在 20 ~ -80 °C 的不同低温条件下, 对 12 个圆形和 16 个方形 CFFT 进行了推出试验, 得到了 GFRP 管-混凝土界面的黏结-滑移曲线和典型破坏模式。研究了低温水平($T=20\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $-30\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $-80\text{ }^{\circ}\text{C}$)、界面类型(黏砂和未黏砂)、径厚比($D/t=30.0$ 、 31.3 、 37.5 、 50.0)、截面类型(圆形、方形)和 FRP 管制造工艺(拉挤成型、纤维缠绕)对黏结性能的影响。试验结果表明: 除推出破坏外, 部分方形黏砂试件表现为角部开裂; 低温改善了 GFRP 管与混凝土的黏结性能, 且 20 ~ -60 °C 温度段对黏结性能的影响强于 -60 ~ -80 °C 温度段; 黏砂可显著提高 CFFT 的界面黏结强度(-60 °C 下, 圆形黏砂试件黏结强度可增加至未黏砂试件的 2.18 倍, 方形黏砂试件黏结强度可增加至未黏砂试件的 7.93 倍); D/t 与黏结强度呈负相关; 圆形 CFFT 的黏结强度高于方形 CFFT; 拉挤管的黏结强度低于纤维缠绕管, 这表明 GFRP 管-混凝土的界面黏结强度主要受摩擦力(环向约束压力)影响。最后在试验的基础上, 提出了 CFFT 在低温下黏结强度的预测模型。本研究可为 CFFT 构件在极地低温下的应用提供参考。

关键词: 极地低温; 黏结性能; 混凝土填充 GFRP 管; 推出试验

中图分类号: TU398.9

文献标志码: A

文章编号: 0493-2137(2024)10-1100-11

Experimental Study on Bonding Behavior of Concrete-Filled GFRP Pultruded Tubes at Arctic Low Temperatures

Xie Jian^{1,2}, Wang Mengqin¹, Li Jianjun³, Wang Zhe¹

- School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300354, China;
- Key Laboratory of Coast Civil Structure Safety of Ministry of Education (Tianjin University), Tianjin 300354, China;
- Tianjin University Research Institute of Architectural Design and Urban Planning Co., Ltd., Tianjin 300073, China)

Abstract: The interfacial bond between the fiber-reinforced polymers (FRP) tube and concrete is crucial for load transfer, and it is an important prerequisite for their interaction. To investigate the bond behavior of concrete-filled GFRP tubes (CFFTs) in the Arctic and cold regions, a testing program with 12 circular and 16 square CFFTs was conducted under various low temperatures ranging from 20 °C to -80 °C. The bond stress versus slip curves and typical failure modes of the GFRP tube-concrete interface were obtained. The influences of different low temperature levels ($T=20\text{ }^{\circ}\text{C}$, $-30\text{ }^{\circ}\text{C}$, $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$, and $-80\text{ }^{\circ}\text{C}$), inner surface texture (sand-coated or not), diameter to thickness ratio ($D/t=30.0$, 31.3 , 37.5 , and 50.0), cross-section types (circle, square), and FRP tube manufacturing technology (pultrusion, filament winding) on the bond behavior were investigated. The test results show that in addition to interface failure, some square specimens with sand-coating show corner cracking. Low temperatures improve the

收稿日期: 2023-02-25; 修回日期: 2023-03-12.

作者简介: 谢 剑 (1974—), 男, 博士, 教授, xiejian@tju.edu.cn.

通信作者: 王 哲, wangzhe1994@tju.edu.cn.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (51978459, 52278201).

Supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 51978459, No. 52278201).

bond behavior of the GFRP tube and concrete. The influences of 20 °C to -60 °C on the bond behavior are stronger than those of -60 °C to -80 °C. Sand-coating can significantly improve the interfacial bond strength of CFFT. At -60 °C, the bond strength of circular sand-coating specimens can be improved to 2.18 times in comparison to the specimens without sand-coating, and the bond strength of square sand-coating specimens can be improved to 7.93 times in comparison to the specimens without sand-coating. Increasing the D/t ratio reduces the ultimate bond strength. Circular CFFTs exhibit higher bond strength than square ones. Pultruded FRP tubes exhibit lower bond strength than the filament winding ones, which shows that the bond strength of a GFRP tube-concrete interface is affected by friction (circumferential confinement pressure). Finally, a prediction model based on experimental data for the ultimate bond strength of CFFT at low temperatures. This study can provide a reference for CFFT component application at low arctic temperatures.

Keywords: arctic low temperatures; bond behavior; CFFT; push-out test

极地具有丰富的能源、矿产和生物资源,是人类未来发展的新疆域,也是大国之间竞争的战略制高点,开展极地科学与工程研究具有重大的战略意义和经济价值^[1]。目前,该区域的基础设施建设多采用传统的钢筋混凝土结构或钢-混凝土组合结构,但极地恶劣环境所造成的钢筋/钢材锈蚀给基础设施的耐久性能带来巨大挑战^[2]。

近几十年来,纤维增强聚合物 (fiber-reinforced polymers, FRP) 复合材料由于其优异的耐久性能而在土木工程领域越来越普及,混凝土填充 FRP 管 (CFFT) 构件也因其对恶劣环境条件优异的抵抗能力,可作为一种传统钢-混凝土组合结构的替代品,在该领域具有广阔的应用前景^[3-4]。

FRP 管与混凝土之间良好的黏结性能,是确保 GFRP 管和混凝土共同工作的基础。良好的黏结还可以防止 FRP 管局部屈曲,增强 CFFT 构件的整体刚度。以往的研究多集中在 CFFT 的轴压^[5-7]、偏压和弯曲性能^[8-9]。偏压和弯曲状态下力的传递与界面黏结性能密切相关,而有关 FRP 管与混凝土黏结的研究很少且大都集中在常温下^[10-13],对低温和极地地区低温下二者黏结性能的研究有限。已有研究表明,低温会影响 CFFT 中材料的力学性能^[14-16],进而影响组合结构中 FRP-混凝土界面的黏结性能。此外,低温下 FRP 和混凝土的膨胀变形^[17]不一致等也有可能影响其黏结性能。

本文通过 28 个 CFFT 推出试验,对不同低温水平下 GFRP 管-混凝土的黏结性能进行研究,重点研究温度、截面类型、界面类型、径厚比、FRP 管制造工艺等参数对低温黏结强度的影响规律;并在试验的基础上,提出了低温下 CFFT 黏结强度计算模型。本研究对于充分了解混凝土与 FRP 管之间黏结界面的力学行为和推进 CFFT 在极地环境下的应用具有一定的借鉴意义。

1 试验概况

1.1 试件设计与制作

共设计了 28 个采用自密实混凝土填充 GFRP 管的推出试件,用于研究 GFRP 管和自密实混凝土之间的黏结滑移性能。研究参数包括温度 (T)、截面形状 (圆形和方形)、界面类型 (黏砂和未黏砂)、径厚比 (D/t)、GFRP 管制造工艺 (拉挤成型和纤维缠绕)。28 个试件可分为 14 组,每组包括两个平行件,试件编号及详细参数见表 1。

试件制作前,先将 GFRP 管切割至所需长度 (80 mm);然后,将管固定在胶合板上,底端用免钉胶封闭,避免混凝土中水的渗漏;之后,浇筑自密实混凝土至所需高度 (50 mm),所有试件在浇筑时预留 30 mm 的间隙。对于黏砂试件,混凝土浇筑前先在 GFRP 管内表面涂环氧树脂,然后覆盖五号石英砂颗粒,提供粗糙的纹理,以增强界面黏结。试件浇筑完成之后,用塑料薄膜覆盖表面,以避免水分蒸发;自然条件下养护 28 d 后,进行加载试验。

1.2 材性试验

1.2.1 自密实混凝土

《纤维增强复合材料工程应用技术标准》(GB 50608—2020)^[18]中第 12.1.5 条规定:组合构件中宜采用自密实混凝土。本次试验采用的自密实混凝土设计强度等级为 C40,表 1 中 f_{cuT} 为 28 d 后不同温度下实测立方体抗压强度。立方体养护条件与推出试件相同。由表 1 可以看出,随着温度的降低,混凝土抗压强度逐渐提高。这是因为在低温下,混凝土中的孔隙水结冰增强了混凝土的抗压强度^[14]。

1.2.2 GFRP 管

GFRP 拉挤管采用拉挤成型工艺制作而成,其中玻璃纤维方向平行于管轴。GFRP 缠绕管采用纤维缠

表 1 试件设计参数

Tab.1 Design parameters of a specimen

试件编号	温度/°C	内径/mm	壁厚/mm	D/t	界面类型	制造工艺	f_{cut}^*/MPa
C1	20	150	5.0	30.0	黏砂	拉挤	40.69
C2	-30	150	5.0	30.0	黏砂	拉挤	64.36
C3	-60	150	5.0	30.0	黏砂	拉挤	71.62
C4	-80	150	5.0	30.0	黏砂	拉挤	81.84
C5	-60	150	5.0	30.0	未黏砂	拉挤	71.62
C6	-60	150	5.0	30.0	黏砂	缠绕	71.62
S1	20	150	5.0	30.0	黏砂	拉挤	40.69
S2	-30	150	5.0	30.0	黏砂	拉挤	64.36
S3	-60	150	5.0	30.0	黏砂	拉挤	71.62
S4	-80	150	5.0	30.0	黏砂	拉挤	81.84
S5	-60	150	5.0	30.0	未黏砂	拉挤	71.62
S6	-60	150	3.0	50.0	黏砂	拉挤	71.62
S7	-60	150	4.0	37.5	黏砂	拉挤	71.62
S8	-60	150	4.8	31.3	黏砂	缠绕	71.62

注:*表示每个温度点对应 3 个平行件, 强度取 3 个试件的平均值; C 表示圆形试件; S 表示方形试件.

绕工艺制成, 其中纤维缠绕方向与管轴夹角为 $\pm 80^\circ$. 拉挤管和缠绕管分别采用的是拉挤树脂和邻苯树脂, 树脂含量分别为 40% 和 30% ~ 40%.

通过环向拉伸、轴向拉伸和压缩试验, 可以获得 FRP 管在环向和轴向的力学性能. 环向拉伸试验参照规范 ASTM D2290-12^[19] 进行, 试验采用位移加载, 加载速率为 0.5 mm/min. 圆环宽度为 25 mm, 沿环向对称粘贴两个应变片, 应变片位置远离上下夹具中间间隙, 以消除弯曲效应的影响, 每组设置 5 个平行件. 图 1 为不同制造工艺试件环向拉伸试验的加载装置和典型失效模式.

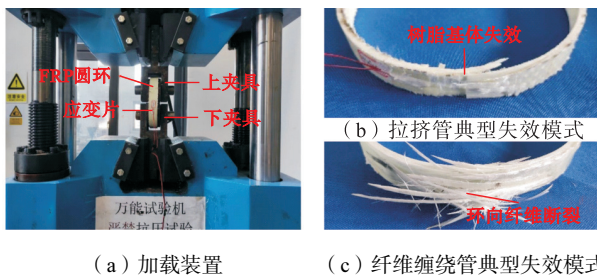


图 1 环向拉伸试验加载装置及破坏模式
Fig.1 Disk-split test setup and failure modes

轴向拉伸试验参照规范 ASTM D3039/D3039M-14^[20] 进行, 试验采用位移加载, 加载速率为 0.5 mm/min. 轴拉试件宽 25 mm, 长 350 mm, 共 5 个平行件. 在中间位置粘贴应变片, 以获得轴向的拉伸应变. 加载装置和典型失效模式如图 2 所示.

轴向压缩试验参照规范 ASTM D695-15^[21] 进行, 采用位移加载, 加载速度为 0.5 mm/min. 轴压试件高 285 mm, 共 2 个平行件. 在管的中间部分粘贴应变片, 以获得轴向的压缩应变. 加载装置和典型失效模

式如图 3 所示.

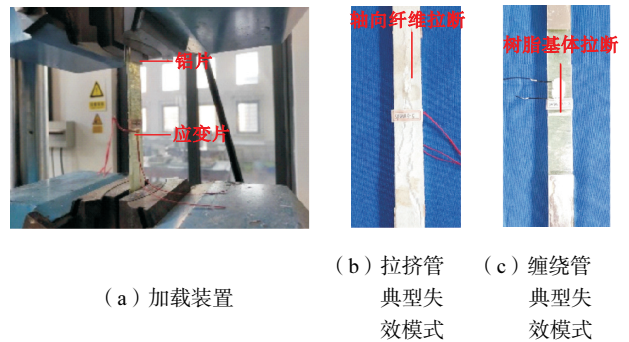


图 2 轴向拉伸试验加载装置及破坏模式
Fig.2 Tensile test setup and failure modes

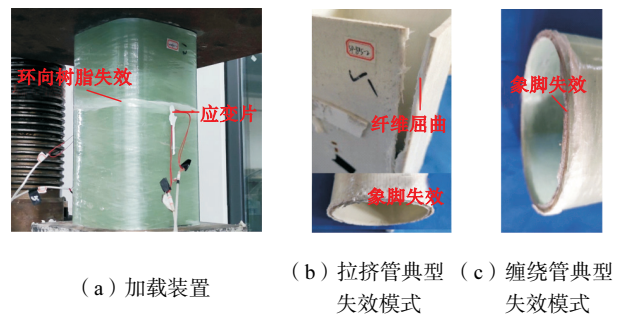


图 3 压缩试验加载装置及破坏模式
Fig.3 Compressive test setup and failure modes

实测 GFRP 管在不同温度下的环向与轴向材料性能见表 2, 材性结果取平行件的均值. 由表 2 可以看出, 随着温度的降低, GFRP 管的环向拉伸、轴向拉伸和轴向压缩强度均增大, 但极限应变降低. 这是因为低温使 GFRP 管中树脂变硬变脆, 提高了其拉伸和压缩强度^[22].

1.3 加载及测量装置

试验在天津大学结构实验室 300 t 压力机上进行

(如图 4 所示). 试件首先在超低温冰箱内降至目标温度并持温 48 h, 然后安装在配有保温箱的压力机上. 试验过程中, 借助液氮来维持目标温度, 由预埋在试件内部的 PT100 监测试件温度, 并通过粘贴在保温箱内部的 PT100 控制液氮流速.

加载时, 加载端放置直径略小于核心混凝土直径的钢块, 以保证混凝土被顺利推出, 并且防止钢块和 FRP 管之间的任何接触. 推出试验是在钢块顶部中心施加垂直载荷, FRP 管在底端垂直支撑. 荷载通过

界面黏结从混凝土传递到 FRP 管. 在核心混凝土自由端中心位置粘贴螺母, 在螺母上固定可从试件中伸出的螺杆, 然后将一个水平角钢通过螺母连接到该螺杆上, 将两个位移计连接到延伸的角钢上, 从而测量自由端的滑移. 同时, 对称布置两个位移计来测量加载端的滑移. 通过加载板下端的力传感器, 记录加载过程中的反作用力. 在管的外侧的中间高度, 沿环向粘贴应变片, 以测量 FRP 管对混凝土的约束作用. 用于推出试验的试验装置和测量装置如图 4 所示.

表 2 GFRP管材料性能

Tab.2 Mechanical properties of GFRP tubes

截面形状	管类型	温度/℃	环向拉伸			轴向					
			强度/MPa	弹性模量/GPa	极限应变/%	拉伸			压缩		
						强度/MPa	弹性模量/GPa	极限应变/%	强度/MPa	弹性模量/GPa	极限应变/%
圆形	拉挤	20	61.76	6.27	1.00	78.09	5.58	1.55	34.00	8.40	0.43
		-30	73.71	7.80	0.80	87.88	5.62	1.49	37.87	9.90	0.39
		-60	81.72	10.40	0.67	90.79	6.63	1.38	37.54	10.45	0.37
		-80	83.23	11.30	0.66	87.26	6.10	1.44	38.10	10.80	0.35
	缠绕	-60	399.80	25.23	2.00	—	—	—	66.19	12.65	0.58
方形	拉挤	20	139.50*	21.82*	—	176.60	19.48	0.87	44.79	21.25	0.28
		-30	152.80*	32.25*	—	181.90	23.20	0.77	57.10	23.45	0.28
		-60	170.50*	38.06*	—	189.40	24.24	0.75	64.58	24.20	0.26
		-80	173.10*	44.47*	—	182.20	24.04	0.76	66.04	24.20	0.27
	缠绕	-60	—	—	—	12.45	11.33	0.10	68.78	12.30	0.55

注: *表示方形拉挤管的环向材性数据由轴向材性数据按文献[23]建议的方法计算得到.

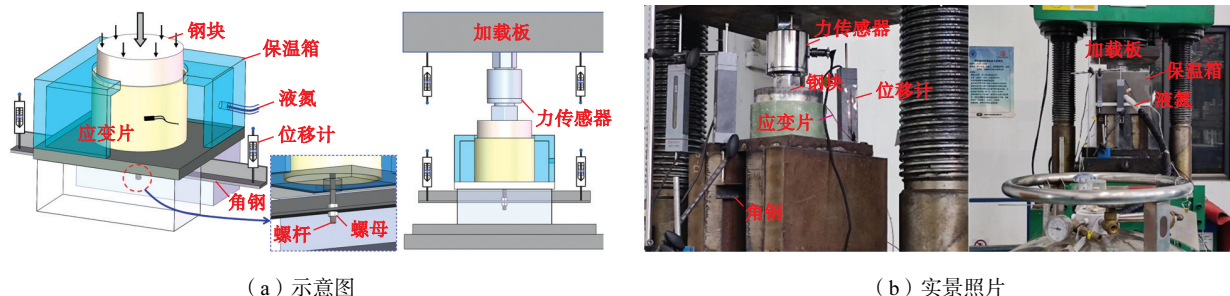


图 4 推出试验加载装置及测量装置

Fig.4 Push-out test and measurement setup

推出试验采用位移加载, 加载速度为 0.5 mm/min. 力传感器示数、位移计的滑移读数、应变片的应变均由连接的静态应变测试系统记录.

2 试验结果及分析

2.1 试验现象与破坏模式

圆形 CFFT 的破坏模式均为推出破坏. 对于未黏砂试件, 加载过程无声响, 试件失效后, 混凝土表面较光滑, FRP 管内表面无混凝土黏附且摩擦痕迹不明显, 如图 5(a)所示. 对于黏砂试件, 黏结应力达到峰值时, 加载过程伴有“咔咔”声响, 相较于常温, 低温

下声响更剧烈, 加载完有砂脱落. 黏砂拉挤试件破坏后砂层基本均附着在混凝土上, 加载端混凝土有轻微破碎, 嵌在砂层里, 如图 5(b)所示; 黏砂缠绕试件破坏后砂层完全黏附在 FRP 管上, 且有破损混凝土嵌在砂层中, 管内表面有非常明显的摩擦痕迹, 如图 5(c)所示.

方形 CFFT 的破坏模式分为两种: 推出破坏和 FRP 管角部开裂. 对于未黏砂试件, 表现为推出破坏. 试验加载过程中无声响. 试件失效后, 混凝土表面光滑, FRP 管内表面无混凝土黏附且无摩擦痕迹, 如图 5(d)所示. 对于黏砂试件, 部分(S3-1、S6-1、S6-2、S8-1、S8-2)表现为推出破坏. 其中拉挤试件(S3-

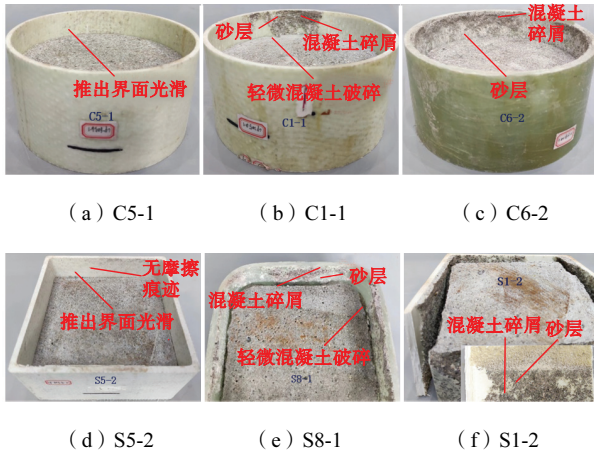


图 5 推出试验典型破坏模式

Fig.5 Typical failure modes of the push-out test

1、S6-1、S6-2)破坏模式与图 5(d)类似;缠绕试件(S8-1、S8-2)加载到黏结应力峰值时,伴有“咔咔”声

响且加载完有砂脱落.破坏后砂层大部分黏附在 FRP 管上,且有破损混凝土嵌在砂层中,管内表面有明显的摩擦痕迹,如图 5(e)所示.部分试件(S1-1、S1-2、S2-1、S2-2、S3-2、S4-1、S4-2、S7-1、S7-2)表现为 FRP 管角部开裂.荷载达到峰值时,可听到树脂撕裂的声音.原因在于施加在混凝土上的荷载使混凝土发生侧向膨胀,从而增大了管的环向张力,环向张力在方管角部产生应力集中,达到树脂的抗拉强度从而造成树脂开裂.之后环向约束下降直至消失,加载端混凝土有轻微破碎,如图 5(f)所示.

2.2 黏结-滑移曲线

图 6 和图 7 为 CFFT 的黏结应力-滑移曲线,其中滑移值为加载端位移.由图可知,τ-S 曲线可分为 4 种类型,如图 8 所示.

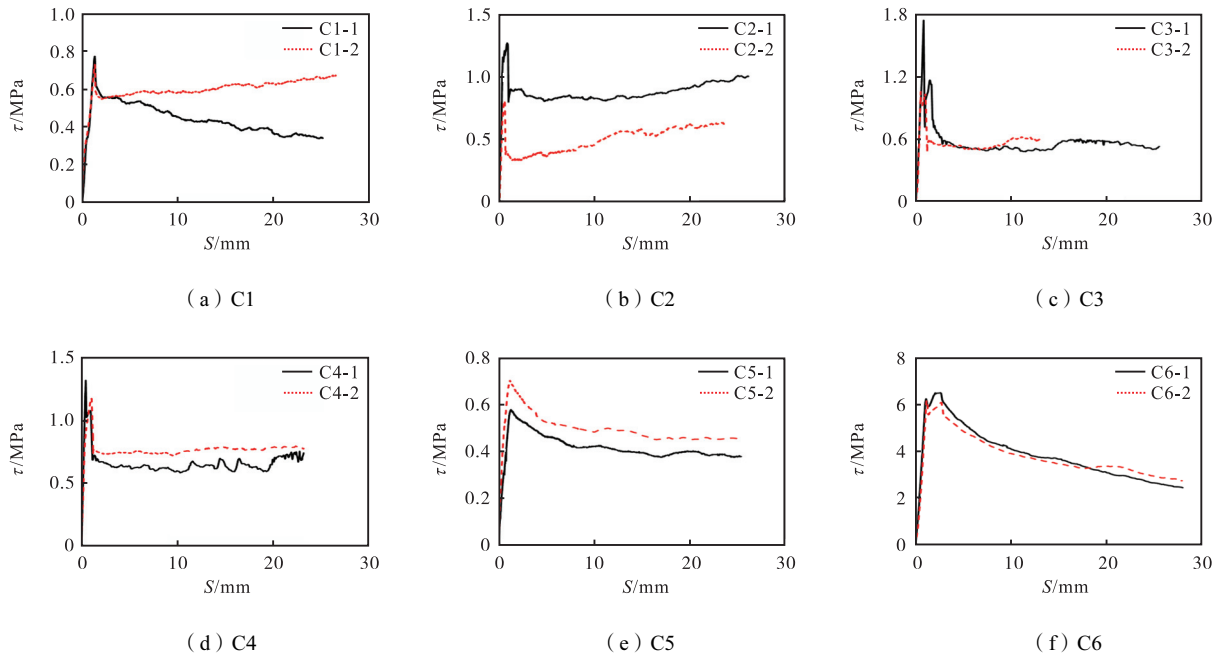


图 6 圆形试件黏结应力-滑移曲线

Fig.6 Bond stress-slip curve of circular specimen

推出破坏曲线均为前 3 种(A、B、C).由图 6 可知,曲线在初始阶段基本保持线性,直至界面极限黏结应力.在极限应力后,随着滑移的增加,黏结应力降低了约 25%~60%.应力下降原因为化学胶结力、机械咬合力和冰冻黏附力的失效^[24],又因冰冻黏附力随温度的降低逐渐增强,故应力下降程度随着温度的降低呈增加趋势.之后,τ-S 曲线可分为 3 种类型:A 曲线随滑移的增加,黏结应力持续增加;B 曲线随滑移的增加,黏结应力几乎持平;C 曲线随滑移的增加,黏结应力持续下降.峰值之后的黏结应力主要由摩擦力提供,而摩擦力主要由界面粗糙度和环向约束

强度决定.由于 FRP 管的制造误差,可能造成管沿其高度方向的直径不均匀,推出过程中混凝土的压缩也可增强管对混凝土的约束,这使得在推出过程中管的环向约束增强或减弱.方形未黏砂试件(S5-1、S5-2)的推出破坏曲线不属于前 3 种,这是因为试件在切割时造成 FRP 管-混凝土界面损伤,加载前化学胶结层已经失效,故推出过程中只有摩擦力起作用.此种情况特殊,故不对其曲线进行分类.角部开裂破坏曲线为第 4 种(D)形式,由图可知,黏结应力达到峰值之后曲线发生陡降,后续应力可忽略不计.

文献[12]表明,对于长细比较小试件,界面黏结

应力可近似看作均匀分布,故采用平均黏结应力来表示 FRP-混凝土界面的黏结强度,公式为

$$\tau = \begin{cases} P/(\pi DL) & \text{圆形CFFT} \\ P/(4DL) & \text{方形CFFT} \end{cases} \quad (1)$$

式中: P 表示所施加的轴向载荷最大值; D 表示圆形(或方形)CFFT 的内径(或内轮廓边长); L 表示 CFFT 的黏结界面长度.

表 3 给出了 CFFT 推出试验的主要结果,包括破

坏荷载、最大黏结应力和相应的加载端位移、自由端位移,以及滑动开始时刻的环向应变和破坏模式.由表 3 可知,随着温度的降低,黏结强度有明显的提升.缠绕管的黏结强度要明显高于拉挤管,这归因于缠绕管给混凝土提供了更强的环向约束.黏砂对于黏结强度的提升有显著的影响.下面将具体分析各因素对黏结强度的影响.

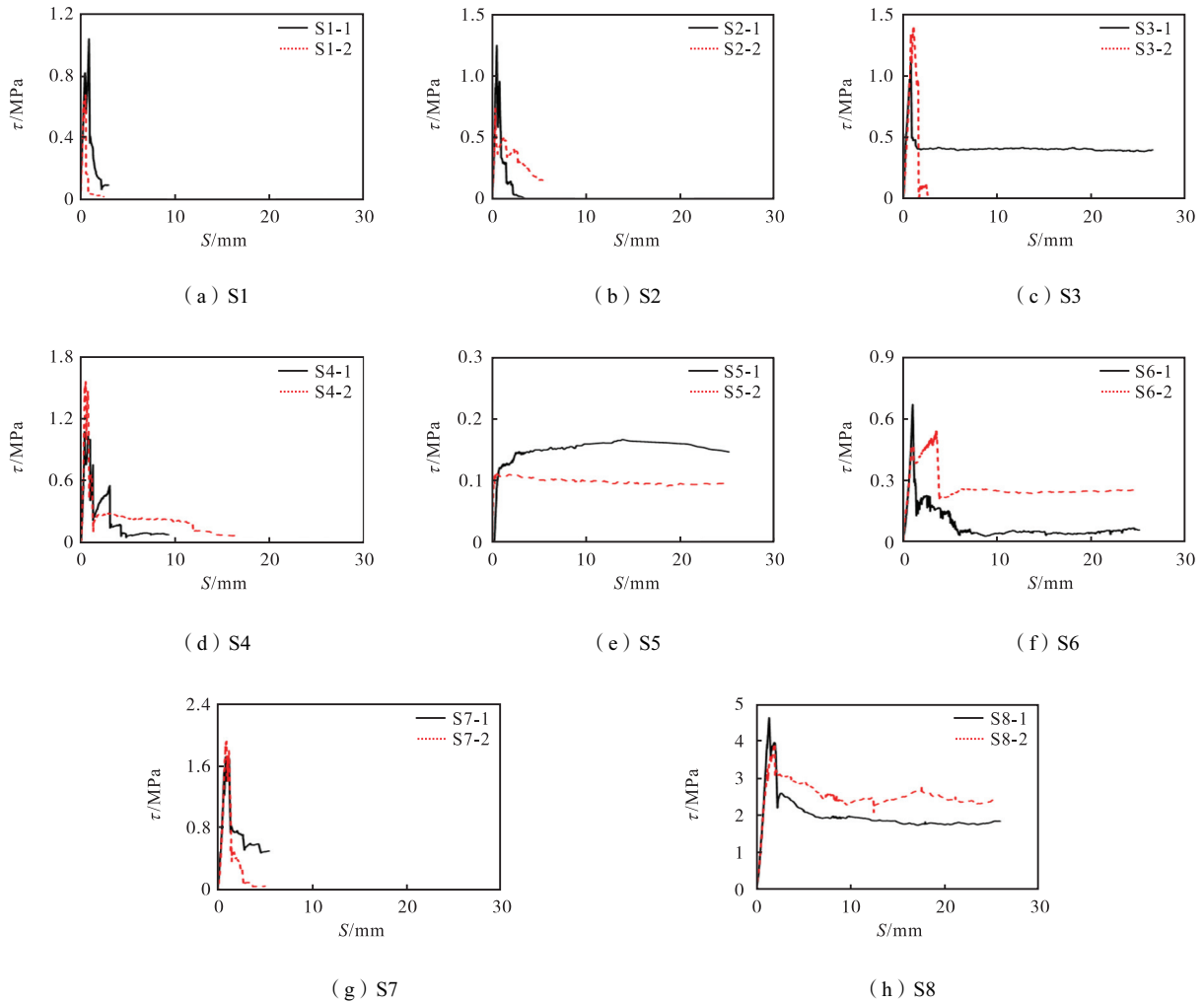
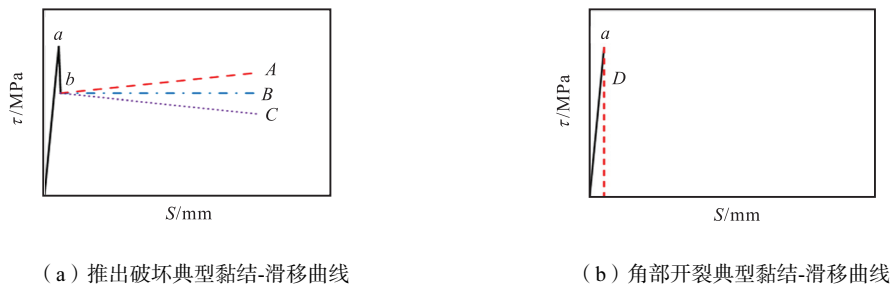


图 7 方形试件黏结应力-滑移曲线

Fig.7 Bond stress-slip curves of square specimen



(a) 推出破坏典型黏结-滑移曲线

(b) 角部开裂典型黏结-滑移曲线

图 8 典型曲线

Fig.8 Typical curve

表 3 推出试验结果

Tab.3 Push-out test results

试件编号	τ /MPa	P /kN	δ_1 /mm	δ_f /mm	ϵ_h /%	破坏模式
C1-1	0.77	18.69	1.36	1.12	0.037	推出破坏
C1-2	0.73	17.54	1.37	1.15	0.041	推出破坏
C2-1	1.27	29.81	0.93	0.69	0.042	推出破坏
C2-2	0.80	18.87	0.62	0.38	0.029	推出破坏
C3-1	1.74	40.44	0.80	0.40	0.035	推出破坏
C3-2	1.05	25.49	0.52	0.31	0.032	推出破坏
C4-1	1.32	31.76	0.50	0.17	0.037	推出破坏
C4-2	1.18	27.98	1.01	0.86	0.034	推出破坏
C5-1	0.58	13.55	1.32	0.86	0.058	推出破坏
C5-2	0.70	17.30	1.23	1.00	0.048	推出破坏
C6-1	6.50	151.66	2.11	1.89	0.266	推出破坏
C6-2	6.19	144.32	1.23	0.62	0.253	推出破坏
S1-1	1.04	29.47	1.00	0.89	—	角部开裂
S1-2	0.68	19.07	0.62	0.52	—	角部开裂
S2-1	1.24	34.47	0.53	0.26	—	角部开裂
S2-2	0.75	21.38	0.39	0.25	—	角部开裂
S3-1	1.11	31.29	0.80	0.32	0.011	推出破坏
S3-2	1.40	39.47	1.09	0.75	—	角部开裂
S4-1	1.07	30.10	0.41	0.31	—	角部开裂
S4-2	1.56	44.05	0.52	0.41	—	角部开裂
S5-1	0.17	4.62	6.89	6.63	0.012	推出破坏
S5-2	0.11	3.15	0.22	0.11	0.015	推出破坏
S6-1	0.67	18.56	0.50	0.34	0.007	推出破坏
S6-2	0.54	15.34	1.74	1.50	0.006	推出破坏
S7-1	1.71	48.19	1.20	1.12	—	角部开裂
S7-2	1.93	54.59	0.94	0.51	—	角部开裂
S8-1	4.63	131.58	1.39	0.97	0.257	推出破坏
S8-2	3.92	111.42	1.95	—	0.250	推出破坏

注: τ 为最大黏结应力; P 为破坏荷载; δ_1 为黏结破坏荷载对应的加载端位移; δ_f 为黏结荷载对应的自由端位移; ϵ_h 为开始滑移时环向应变.

2.3 不同参数的影响

2.3.1 温度的影响

如图 9(a)所示,温度对极限黏结强度有显著的影响.圆形 CFFT 的最终黏结强度随温度的降低几乎呈线性增加.随着 T 值从 $20\text{ }^\circ\text{C}$ 下降到 $-30\text{ }^\circ\text{C}$ 、 $-60\text{ }^\circ\text{C}$ 和 $-80\text{ }^\circ\text{C}$,圆形 CFFT 的 τ 值分别增加到原来的 138%、186% 和 166%,方形 CFFT 的 τ 值分别增加到原来的 116%、145% 和 152%.低温影响下黏结强度增加的原因如下.

(1) 低温下两种材料热膨胀系数不同造成的变形差. FRP 的热膨胀系数往往大于混凝土^[17],所以 FRP 管在低温下的收缩大于混凝土.因此,低温下 FRP 管对混凝土的约束应力趋于增加,从而导致摩擦力和黏结强度的增加. Miura^[25]、刘麟玮^[26]研究发现,随着温度的降低,混凝土并非呈现持续收缩的趋势.当处于 $-30\sim -60\text{ }^\circ\text{C}$ 范围时,混凝土的体积收缩将减缓甚至发生逆膨胀的现象,而 $-60\text{ }^\circ\text{C}$ 之后又恢复收缩变形.混凝土逆膨胀现象的存在,进一步增强了 FRP 管与混凝土的黏结性能.

(2) 低温提高了混凝土的强度.在低温条件下,孔隙和微裂纹中的水冻结成冰,水结冰后体积增大,增强了混凝土的密实度,进一步提高了混凝土的强度.不同孔隙中水的冻结温度在 $-80\sim 0\text{ }^\circ\text{C}$ 之间变化^[27],这也解释了随着 T 从 $20\text{ }^\circ\text{C}$ 下降到 $-80\text{ }^\circ\text{C}$,CFFT 的黏结强度会不断增加这种现象.

(3) 当 CFFT 暴露在低温下后,FRP 管与混凝土界面的孔隙水被冻结,产生了附加的黏结应力,即冰冻黏附力^[24,28].其作用类似于化学胶结力,但比化学胶结力更脆,且随温度的降低而增强.

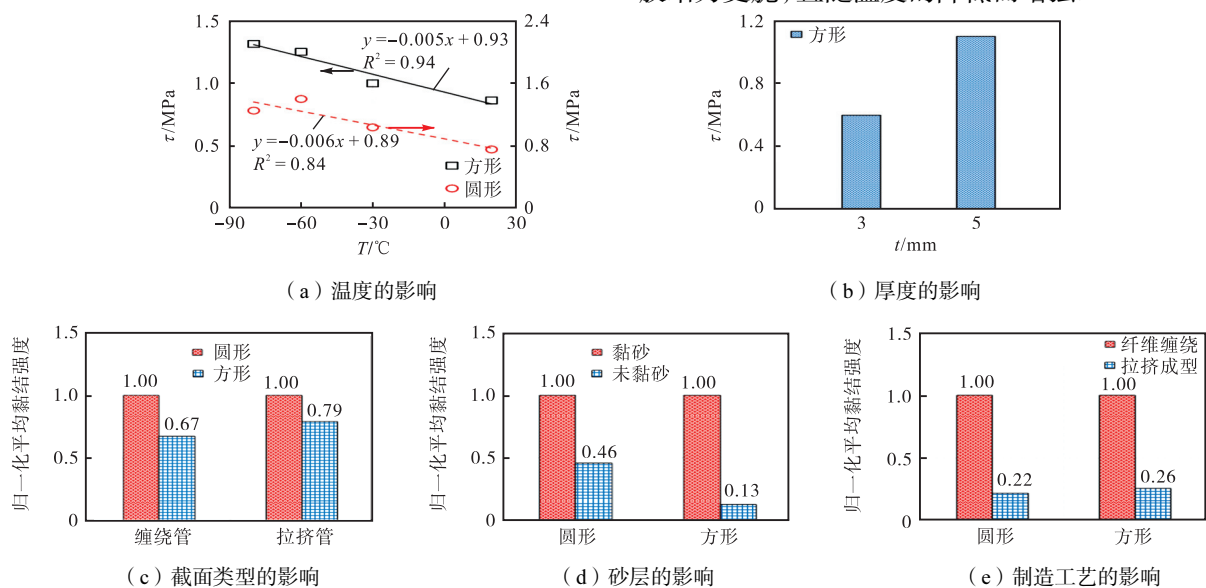


图 9 不同参数对低温下 CFFT 黏结强度的影响

Fig.9 Effects of different parameters on bond stress of CFFT at low temperatures

2.3.2 D/t 的影响

图 9(b) 比较了在 $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ 下 D/t 对 CFFT 黏结强度的影响. 结果表明, 在 $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ 下, 方形 CFFT 的黏结强度与 D/t 呈负相关. 当 D/t 从 50 ($t=3\text{ mm}$) 减小到 30 ($t=5\text{ mm}$) 时, 方形 CFFT 的黏结强度增加了 84%. 增加 FRP 管的厚度可使其对混凝土产生更强的约束作用, 从而提高黏结强度.

2.3.3 截面类型的影响

图 9(c) 描述了在 $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ 下截面类型对 CFFT 界面黏结强度的影响. 采用归一化的方式, 将这些值归一化为圆管相应的黏结强度进行比较. 结果表明, 在低温条件下, 圆形 CFFT 的界面黏结强度大于方形 CFFT. 对于缠绕管, 圆形 CFFT 的黏结强度平均比方形 CFFT 大 48%. 对于拉挤管, 圆形 CFFT 的黏结强度平均比方形 CFFT 大 26%. 这是因为, 在加荷状态下, FRP 管在承受轴向压力的同时会受到混凝土膨胀产生的外扩力. 方形 FRP 管中的侧边比圆形管更容易发生屈曲, 导致方形 FRP 管与混凝土界面部分分离. 因此, 方形 CFFT 中的黏结应力主要由方形 CFFT 中的角部区域提供, 从而降低了整体黏结强度. 对于较薄的方形 FRP 管, 这种现象往往更为严重.

2.3.4 黏砂的影响

如图 9(d) 所示, 黏砂显著增加了 FRP 管与混凝土之间的界面黏结强度. 由试验结果可知, 对于圆形和方形试件, 带砂层试件的黏结强度分别增加到原来的 2.18 倍 (从 0.64 MPa 增加到 1.40 MPa) 和 7.93 倍 (从 0.14 MPa 增加到 1.11 MPa). FRP 管与混凝土之间未黏砂的界面黏结强度非常小, 这是由于 FRP 管的内表面十分光滑, 机械咬合力基本可以被忽略^[29]. 砂层的作用类似于剪切键, 可阻止混凝土的滑动, 从而增强试件的机械咬合力. 这也解释了表 3 中未黏砂试件滑移均大于黏砂试件的现象.

2.3.5 制造工艺的影响

图 9(e) 为不同制造工艺的 FRP 管与混凝土的平均黏结强度对比, 将结果归一化到纤维缠绕管的黏结强度进行比较. 由图可知, 缠绕管 (纤维方向 80°) 的黏结强度远大于拉挤管 (纤维方向 0°), 圆管和方管的黏结强度分别增大了 354% 和 286%. 这是因为 80° 的纤维取向, 使得 FRP 管对核心混凝土提供了更大的约束力. 从表 3 中也可以看到, 缠绕管的环向应变明显大于同等条件下拉挤管应变. 这说明制造工艺 (纤维取向) 是影响 CFFT 黏结强度的关键因素之一.

3 低温下 CFFT 黏结强度计算模型

3.1 低温下 CFFT 黏结应力组成

低温下 CFFT 的黏结应力由 4 部分组成, 即化学胶结力 (C)、摩擦力 (F)、机械咬合力 (M) 和冰冻黏附力 (I)^[24]. 化学胶结力是由水泥水化作用在 FRP 管与混凝土界面产生, 一般在界面的低滑移水平下就趋于失效, 其受到水泥和水灰比的影响. 摩擦力为黏结力的重要组成部分, 发生在界面滑动破坏之后, 其大小主要受环向约束应力及界面粗糙度的影响. 机械咬合力为黏砂后凹凸不平的 FRP 管与混凝土产生的机械咬合作用, 其大小主要是由 FRP 管内表面粗糙程度决定^[29]且在剪切键断裂后开始失效. 冰冻黏附力为低温条件下的特有作用, 低温下界面上的水会被冻结, 其作用类似于化学胶结力, 可增加界面黏结力.

3.2 基本假定

(1) 化学胶结力可忽略不计. 图 10 为 CFFT 加载端和自由端的黏结-滑移典型曲线. 由图 10 可知, 由于试件高度较低, 化学胶结力较小, 滑移与加荷几乎同时发生. 因此, 可认为峰值黏结力 (图 8 中 a 点) 等于摩擦力、机械咬合力和冰冻黏附力的总和.

(2) 峰值后黏结力 (图 8 中的 b 点) 仅由摩擦力来提供^[10].

(3) 机械咬合力主要来源于黏砂, 假定机械咬合力仅存在于黏砂试件中, 未黏砂试件不考虑机械咬合力^[29]. 机械咬合力与界面粗糙程度呈正相关, 界面粗糙程度用摩擦系数来表示.

(4) 冰冻黏附力只在低温 ($T < 0\text{ }^{\circ}\text{C}$) 下存在.

3.3 CFFT 黏结强度模型

目前还没有针对低温下 CFFT 黏结强度的实用模型. 参照文献[10]对海水海砂混凝土填充 FRP 管黏结强度的预测方法, 本文提出针对拉挤型 CFFT 在低温下黏结强度的预测模型. 即

$$\tau = M + F + I \quad (2)$$

3.3.1 摩擦力 (F)

参照 Milad Bazli 模型^[11]对摩擦力的描述: 摩擦力可用摩擦系数与环向约束应力的乘积表示, 考虑了不同有效因素对环向约束应力的影响, 最终认为其与径厚比呈负相关, 与 E_h/E_c 呈正相关. 基于本研究的试验结果, 可得到摩擦力的计算公式为

$$F = \left(-0.015 \frac{D}{t} - 0.1923 \frac{E_c}{E_h} + 0.9515 \right) \mu \quad (3)$$

式中: F 为图 8 中 b 点对应的黏结应力; μ 为摩擦系

数; E_h 为 FRP 环向拉伸试验得到的环向弹性模量;
 E_c 为 FRP 轴向压缩试验得到的轴向弹性模量.

对于式 (3) 中的参数 μ , 可通过下述公式计算得出, 具体数值见表 4. 方形试件在计算 μ 的过程中所取 ϵ_h 为试件中间位置的应变, 非试件应变均值.

$$F = \mu q \tag{4}$$

$$q = \frac{2F_{frp}t}{D} \tag{5}$$

$$F_{frp} = E_h \epsilon_h \tag{6}$$

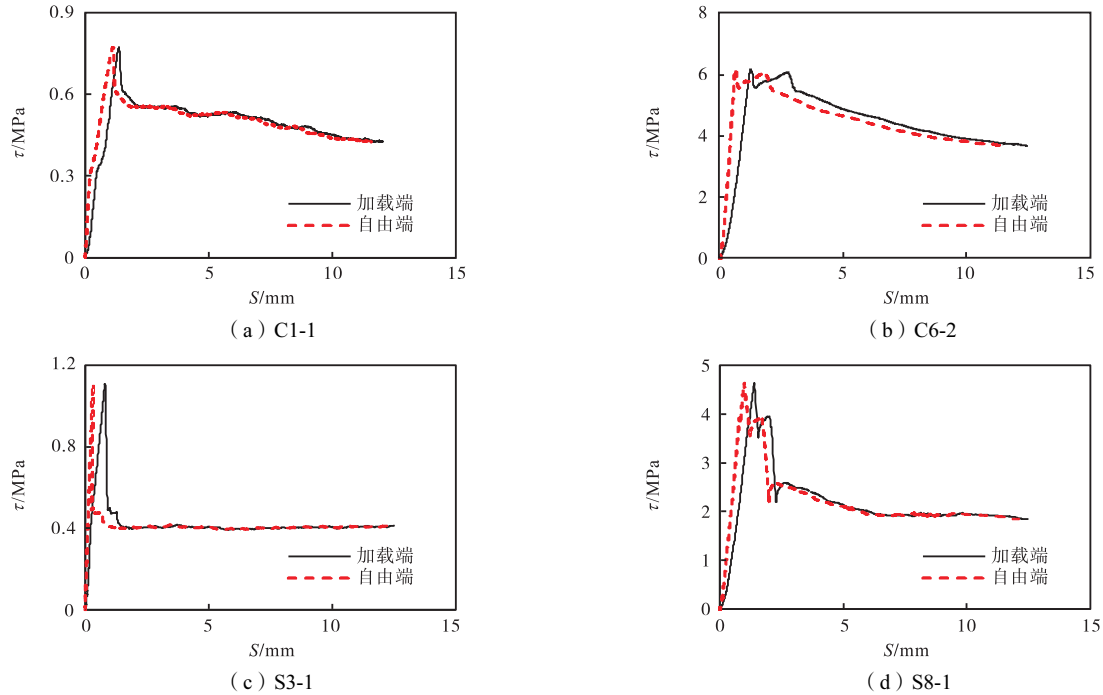


图 10 CFFT 加载端和自由端的黏结应力-滑移曲线对比

Fig.10 Comparisons of bond stress versus slip curves recorded at the loaded and free ends of CFFT

表 4 CFFT 试验与预测结果对比

Tab.4 Comparison between the test results and model predictions of CFFT

试件	μ	F /MPa	M /MPa	I /MPa	τ 计算值/MPa	τ 试验值/MPa	τ 计算值/ τ 试验值
C1	4.28	0.56	0.21	0.00	0.77	0.75	1.03
C2	3.97	0.58	0.38	0.21	1.17	1.03	1.12
C3	3.52	0.69	0.39	0.25	1.33	1.40	0.95
C4	3.38	0.69	0.40	0.27	1.36	1.25	1.09
C5	1.59	0.31	0.00	0.25	0.56	0.64	0.88
S3	2.21	0.59	0.32	0.25	1.16	1.11	1.05
S5	0.52	0.14	0.00	0.00	0.14*	0.14	1.00
S6	2.10	0.13	0.32	0.25	0.70	0.60	1.16
均值	—	—	—	—	—	—	1.04
COV	—	—	—	—	—	—	0.08

注: F 、 M 、 I 分别按式 (3)、(7)、(8) 计算; *表示因 S5 在切割时造成界面损伤, 加载前化学胶结层已经失效, 故不考虑推出过程中的 M 和 I , 只考虑 F .

式中: q 为环向约束应力; F_{frp} 是 FRP 在 b 点环向方向的拉应力; ϵ_h 为 b 点对应的环向拉伸应变.

3.3.2 机械咬合力 (M)

由基本假定, 机械咬合力可由常温试件数据计算得出. 对于常温下推出试件 (C1-1、C1-2), 用峰值黏结力减去摩擦力, 即可得到常温下机械咬合力; 对于 -60°C 下推出试件, 用黏砂试件 (C3-1、C3-2) 峰值黏结力减去摩擦力所得结果 (设为 m) 减去未黏砂试件 (C5-1、C5-2) 峰值黏结力减去摩擦力所得结果 (设

为 n), 即可得到 -60°C 下机械咬合力 ($m-n$). 机械咬合力具体数值见表 4. 再根据基本假定 3, 可得到机械咬合力的计算公式为

$$M = 0.05\mu + 0.12\lg(1-T) \tag{7}$$

3.3.3 冰冻黏附力 (I)

低温下试件的峰值黏结力等于机械咬合力、摩擦力和冰冻黏附力的总和. 冰冻黏附力随温度的降低而增加, 利用回归方法^[30]来考虑不同温度对 CFFT 冰冻黏附力的影响. 具体数值见表 4. 由于方形试件大

多为角部开裂,无法得出冰冻黏附力试验数值,因此,式(8)仅根据圆形试件数据拟合。

$$I = 0.14 \lg(1-T) \quad (8)$$

将式(3)、(7)和(8)代入式(2),可得低温下 CFFT 黏结强度计算模型为

$$\tau = \left(-0.015 \frac{D}{t} - 0.1923 \frac{E_c}{E_h} + 1.0015 \right) \mu + 0.26 \lg(1-T) \quad (9)$$

3.4 模型验证

根据式(3)、(7)~(9)计算试件黏结强度,并与试验值对比,结果见表4。因角部开裂试件不属于推出破坏,故不考虑在内。

图11将得到的试验结果与模型预测进行了比较。由图可知,预测值与试验值的误差在 $\pm 15\%$ 以内。由于现有低温试验数据较少,所提公式在准确性及有效影响因素方面仍需进一步完善。

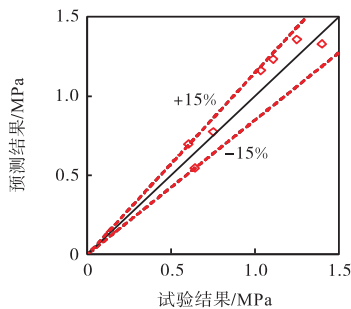


图11 CFFT黏结强度试验值与预测值对比

Fig.11 Comparison between the test results and model predictions of CFFT

4 结 论

通过28个推出试验,研究了温度、界面类型、径厚比、截面形状、GFRP管制造工艺对CFFT黏结性能的影响规律,并提出了CFFT在低温下黏结强度的预测模型,得到如下主要结论。

(1) 极地低温下CFFT的黏结性能得到了改善:将温度从 $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ 降低到 $-30\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、 $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ 和 $-80\text{ }^{\circ}\text{C}$,圆形CFFT的黏结强度分别提高了38%、86%和66%,方形CFFT的黏结强度分别提高了16%、45%和52%;低温下圆形CFFT的黏结强度大于方形CFFT。CFFT黏结强度的提高是由于混凝土抗压强度的提高、管对混凝土环向约束的增强,以及水在FRP管-混凝土界面的冻结。

(2) 降低管的 D/t 会增强环向约束进而提高界面黏结强度,对于方形CFFT,当 D/t 从50减小到30时,黏结强度增加了84%。

(3) 制造工艺(纤维取向)是影响混凝土填充FRP管黏结强度的关键因素之一,纤维方向为 80° 的纤维缠绕管黏结性能明显优于拉挤管。 $-60\text{ }^{\circ}\text{C}$ 条件下,圆形CFFT和方形CFFT的黏结强度分别增大了354%和286%。利用纤维取向增加FRP管的环向约束压力是提高CFFT黏结性能的有效方法。

(4) FRP管与混凝土之间未黏砂界面的黏结强度很低,由于FRP管内表面光滑,机械咬合作用基本可以忽略,实际工程中不建议采用。使用砂层作为黏结增强剂,可使CFFT的界面黏结强度提高到原来的218%(圆形)和793%(方形)。试验结果表明,黏砂可作为一种良好的界面处理形式以提高FRP管与混凝土的界面黏结强度。

(5) 根据试验数据提出了拉挤型CFFT在低温环境下黏结强度的经验计算公式,可预测低温下不同影响因素下的黏结强度。

参考文献:

- [1] 杨 剑. 中国发展极地事业的战略思考[J]. 人民论坛·学术前沿, 2017(11): 6-15.
Yang Jian. Strategic thinking on China's polar development[J]. People's Forum · Academic Frontiers, 2017 (11): 6-15 (in Chinese).
- [2] 任宝双, 张 翼. 南极长城站现有建筑损伤特点及原因分析[J]. 工程建设与设计, 2006(11): 9-13.
Ren Baoshuang, Zhang Yi. Analysis of damage characteristics and causes of existing buildings in the Great Wall Station of Antarctica[J]. Engineering Construction and Design, 2006(11): 9-13 (in Chinese).
- [3] Abouzied A, Masmoudi R. Structural performance of new fully and partially concrete-filled rectangular FRP-tube beams[J]. Construction and Building Materials, 2015, 101: 652-660.
- [4] Lai M H, Liang Y W, Wang Q, et al. A stress-path dependent stress-strain model for FRP-confined concrete[J]. Engineering Structures, 2020, 203: 1-17.
- [5] Xie Jian, Wang Zhe, Yan Jiabao. Axial compression behaviours of seawater and sea sand concrete-filled GFRP stub tubes at arctic low temperatures[J]. Thin-Walled Structures, 2022, 170: 108566.
- [6] Wang Zhe, Xie Jian, Jiang Xiaofeng, et al. Behaviours of reinforced concrete-filled GFRP tube stub columns under low-temperature axial compression[J]. Construction and Building Materials, 2021, 312: 125429.
- [7] Wang Zhe, Xie Jian, Wang Mengqin, et al. Axial compressive behaviours of concrete-filled square GFRP tubular columns at low temperatures[J]. Construction

- and Building Materials, 2022, 359: 129490.
- [8] Hamdy M, Radhouane M. Flexural strength and behavior of steel and FRP-reinforced concrete filled FRP tube beams[J]. Engineering Structures, 2010, 32(11): 3789-3800.
- [9] Huang Liang, Zhang Chen, Yan Libo, et al. Flexural behavior of U-shape FRP profile-RC composite beams with inner GFRP tube confinement at concrete compression zone[J]. Composite Structures, 2018, 184: 674-687.
- [10] Milad B, Zhao Xiaoling, Bai Yu, et al. Bond-slip behaviour between FRP tubes and seawater sea sand concrete[J]. Engineering Structures, 2019, 197: 109421.
- [11] Milad B, Zhao Xiaoling, Raman R K S, et al. Bond performance between FRP tubes and seawater sea sand concrete after exposure to seawater condition[J]. Construction and Building Materials, 2020, 265: 120342.
- [12] 刘凌锋. FRP 管与混凝土的黏结性能试验研究[D]. 南京: 东南大学土木工程学院, 2016.
Liu Lingfeng. Experimental Research on Bond Performance of FRP Tube and Concrete[D]. Nanjing: School of Civil Engineering, Southeast University, 2016(in Chinese).
- [13] Chen Jiabin, Chou N. Effect of the interface condition on the bond between flax FRP tube and coconut fiber reinforced concrete composites[J]. Construction and Building Materials, 2018, 167: 597-604.
- [14] Xie Jian, Yan Jiabao. Experimental studies and analysis on compressive strength of normal-weight concrete at low temperatures[J]. Structural Concrete, 2018, 19(4): 1235-1244.
- [15] Robert M, Benmokrane B. Behavior of GFRP reinforcing bars subjected to extreme temperatures[J]. Journal of Composites for Construction, 2009, 14(4): 353-360.
- [16] Krstulovic-Opara N. Liquefied natural gas storage: Material behavior of concrete at cryogenic temperatures[J]. ACI Materials Journal, 2007, 104(3): 297-306.
- [17] Aydin F. Experimental investigation of thermal expansion and concrete strength effects on FRP bars behavior embedded in concrete[J]. Construction and Building Materials, 2018, 163: 1-8.
- [18] GB 50608—2020 纤维增强复合材料工程应用技术标准[S]. 北京: 中国计划出版社, 2020.
GB 50608—2020 Technical Standard for Fiber Reinforced Composite Engineering Application[S]. Beijing: China Planning Press, 2020(in Chinese).
- [19] ASTM D2290-12 Standard Test Method for Apparent Hoop Tensile Strength of Plastic or Reinforced Plastic Pipe[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2012.
- [20] ASTM D3039 D/3039 M-14 Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2014.
- [21] ASTM D695-15 Standard Test Method for Compressive Properties of Rigid Plastics[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2015.
- [22] 王天堂, 陆士平. 乙烯基酯树脂耐低温性能研究[J]. 纤维复合材料, 2002(2): 19-20.
Wang Tiantang, Lu Shiping. Study on low temperature resistance of vinyl ester resin[J]. Fiber Composite Materials, 2002(2): 19-20(in Chinese).
- [23] Li Yinglei, Zhao Xiaoling, Singh Raman R K. Behaviour of seawater and sea sand concrete filled FRP square hollow sections[J]. Thin-Walled Structures, 2020, 148(27): 106596.
- [24] Yan Jiabao, Xie Wenjun, Zhang Lingxin, et al. Bond behaviour of concrete-filled steel tubes at the Arctic low temperatures[J]. Construction and Building Materials, 2019, 210: 118-131.
- [25] Miura T. The properties of concrete at very low temperatures[J]. Materials and Structures, 1989, 22(4): 243-254.
- [26] 刘麟玮. 混凝土低温特性引起的预应力损失试验研究[D]. 天津: 天津大学建筑工程学院, 2016.
Liu Linwei. Experimental Study on Prestress Loss Caused by Low Temperature Characteristics of Concrete [D]. Tianjin: School of Civil Engineering, Tianjin University, 2016(in Chinese).
- [27] Liu Xuemei, Zhang Minhong, Chia K S, et al. Mechanical properties of ultra-lightweight cement composite at low temperatures of 0 to -60 °C [J]. Cement and Concrete Composites, 2016, 73: 289-298.
- [28] Xie Jian, Liu Yang, Qiao Yu, et al. Bond behaviors of ribbed CFRP bars in concrete exposed to low temperatures[J]. Construction and Building Materials, 2022, 341: 127910.
- [29] Yuan Jiansong, Hadi M N. Friction coefficient between FRP pultruded profiles and concrete[J]. Materials and Structures, 2018, 51(5): 120.
- [30] Aghababaei M, Mahsuli M. Component damage models for detailed seismic risk analysis using structural reliability methods[J]. Structural Safety, 2019, 76: 108-122.

(责任编辑: 许延芳)