DOI:10.11918/202502011

极地低温下纤维缠绕型玻璃纤维复合材料管–混凝土界面黏结性能

谢 剑[1,2,3],张 楷[1],王梦琴[4],陈斌剑[1]

(1.天津大学 建筑工程学院,天津 300354;2.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;
3.北京市既有建筑改造工程技术研究中心(天津分中心),天津 300354;4.中国建筑设计研究院有限公司,北京 100044)

摘 要: 为揭示纤维缠绕型玻璃纤维复合材料(GFRP)管–混凝土在极地等严寒环境下的黏结性能,以试件所处低温水平(T)、径厚比(D/t)、纤维缠绕角度(θ)及界面处理方式为研究参数,设计并完成了18个圆形试件和14个方形试件的静力推出试验。通过试验观察试件的受力破坏形态,获取各试件黏结应力–滑移曲线,分析各参数变化对界面黏结性能的影响规律。结果表明:低温作用能显著改善界面黏结性能,且低温作用对圆管黏结性能的提升作用大于方管;随温度降低,界面黏结强度基本呈线性增加;当温度由20 ℃降低至–30 ℃时,界面抗滑移能力有显著提升,但在负温条件下界面黏结刚度变化不大;在低温下,圆形试件黏结强度与径厚比(D/t)呈负相关,方形试件黏结强度受径厚比(D/t)影响不大,但二者界面黏结刚度随D/t的减小均表现为增大后基本稳定的变化趋势;增大纤维缠绕角度有助于提升界面黏结性能;黏砂试件黏结性能显著高于未黏砂试件,并且二者黏结滑移曲线在摩擦滑移段呈现不同的特征。基于试验结果,提出了极地低温下纤维缠绕型GFRP管–混凝土界面黏结强度预测模型,可用于极地结构工程的分析与设计。

关键词: 极地低温;黏结性能;纤维缠绕型玻璃纤维复合材料(GFRP)管;推出试验
中图分类号: TU398.9 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367–6234(2026)10–0001–12

Bonding behavior of fiber-wound glass fiber reinforced polymer (GFRP) tube and concrete at arctic low temperatures

Xie Jian[1,2,3], Zhang Kai[1], Wang Mengqin[4], Chen Binjian[1]

(1. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300354, China; 2. Key Laboratory of Coast Civil Structure Safety (Tianjin University), Ministry of Education, Tianjin 300354, China;
3. Beijing Engineering Research Center of Existing Building Renovation (Tianjin Branch), Tianjin 300354, China;
4. China Architecture Design and Research Group, Beijing 100044, China)

Abstract: To investigate the bonding performance of fiber-wound glass fiber reinforced polymer (GFRP) tubes and concrete in polar and severe cold environments, a series of static push-out tests were conducted on 18 circular specimens and 14 square specimens. The study parameters included the low-temperature level (T), diameter-to-thickness ratio (D/t), fiber winding angle (θ), and interface treatment methods. The failure modes were observed during the tests, and the bonding stress-slip curves for each specimen were obtained. The influence of varying parameters on the interfacial bonding performance was analyzed. The results indicate that exposure to low temperatures significantly enhances the interface bonding performance, with the improvement in bonding performance being more pronounced for circular tubes compared to square tubes. As the temperature decreases, the bonding strength at the interface generally increases linearly. Specifically, when the temperature drops from 20 ℃ to –30 ℃, there is a notable enhancement in the anti-slip capacity at the interface; however, the bonding stiffness remains relatively unchanged under negative temperature conditions. In low-temperature conditions, the bonding strength of circular specimens shows a negative correlation with the diameter-to-thickness ratio (D/t), while the bonding strength of square specimens is less affected by D/t. Nevertheless, the bonding stiffness at the interface demonstrates an increasing trend that stabilizes as D/t decreases. Additionally, increasing the fiber winding angle contributes to improved interface bonding performance. Specimens with sand-coating exhibit substantially higher bond performance than uncoated specimens, with distinct characteristics observed in the frictional slip segments of their bonding slip curves. Based on the experimental results, a predictive model for the bonding strength of fiber-

收稿日期: 2025–02–12;**录用日期:** 2025–03–21;**网络首发日期:** 2025–07–03
网络首发地址: https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20250703.1120.006
基金项目: 国家自然科学基金(51978459,52278201)
作者简介: 谢 剑(1974—),男,教授,博士生导师
通信作者: 谢 剑,xiejian@tju.edu.cn

wound GFRP tube-concrete interfaces under polar low temperature is proposed, which can be utilized for the analysis and design of polar structural engineering.

Keywords: arctic low temperatures; bond behaviors; fiber-wound glass fiber reinforced polymer (GFRP) pipe; push-out test

大量工程实例表明,极地海洋地区恶劣环境的侵蚀以及寒区除冰盐的大量使用造成的钢材锈蚀与劣化问题已成为制约该类地区基础设施建设发展的关键因素之一。纤维增强复合材料(fiber reinforced polymer,FRP)以其轻质高强、耐腐蚀等优异性能,为解决恶劣环境钢材锈蚀问题提供了新思路,具有广阔的应用前景[1-2]。在现代土木工程中,FRP材料能为组合构件提供有效的外部约束[3]与内部增强作用[4],常与混凝土结合使用。其中,混凝土填充FRP管(concrete filled FRP tubes,CFFT)作为一种有效的混凝土外部约束形式,具有优异的耐腐蚀性,相较于传统钢管混凝土结构,其承载能力也极为出色[5]。因此,在对耐久性要求较高的工程应用中,如极地工程、海上平台及跨海桥梁等,该种结构形式成为更有竞争力的方案之一。

FRP管与混凝土界面间的可靠黏结是二者协同工作的基础,也是CFFT构件整体性能的重要组成部分。FRP-混凝土界面失效是CFFT构件的典型失效模式。例如,在桥梁墩柱、建筑结构中的FRP管-混凝土组合柱中,尤其是在其发生荷载传递的端部连接部位,存在黏结破坏与混凝土过早滑动的风险[6];在极地、寒区及海洋等恶劣环境下,环境侵蚀作用导致界面黏结力降低,易发生界面失效[7]。这种失效模式将影响混凝土与FRP管之间的荷载传递,进而影响组合构件的受力性能。针对FRP管-混凝土界面的黏结性能,学者们展开了一系列研究。刘凌峰[8]通过33根拉挤型CFFT推出试验,以黏结形式、长径比、径厚比等为变化参数,探究了FRP管与混凝土界面黏结力的组成情况、黏结破坏特点及其发展规律,结果表明,长径比的大小对界面黏结强度的影响并不明显,但径厚比越小,界面的黏结性能越好。Ali等[9]进行了12个不同高度、不同界面处理方式的拉挤型FRP管-混凝土推出试验,结果表明,与未黏砂试件相比,黏砂试件界面黏结强度提高了20~30倍。纤维缠绕型玻璃纤维复合材料(glass fiber reinforced polymer, GFRP)管在结构强度、韧性与抗疲劳性能上有显著优势,并且缠绕工艺使其在结构性能上更具灵活性与适应性,能够更有效地抵御极地低温环境带来的应力变化和材料变形[10-11]。Bazli等[7,12]进行了42根GFRP-混凝土组合试件的推出试验,结果表明,纤维缠绕型FRP管-混凝土界面黏结强度显著高于拉挤型FRP管-混凝土界面,原因在于纤维缠绕型FRP管对核心混凝土提供了更强的环向约束。

以上研究均基于常温环境下进行,而低温作用下GFRP管与混凝土材料力学性能差异[13-15]及核心混凝土所受环向约束力的变化[16],使得低温下界面黏结性能较常温下有较大差别。谢剑等[17]进行了28个拉挤型CFFT试件低温下推出试验,结果表明,低温对拉挤型CFFT界面黏结强度有显著的增强作用。但是,由于纤维缠绕型GFRP管与拉挤型GFRP管力学性能差别较大,两类GFRP管与管内混凝土在界面黏结力分布及约束效应等方面差异较大[18]。因此,基于低温下拉挤型GFRP管黏结性能的研究,无法用于评估纤维缠绕型GFRP管-混凝土界面的黏结性能。

为充分发挥低温环境下纤维缠绕型GFRP管-混凝土构件在极地(-80 ℃)及寒区(-30、-60 ℃)基础设施建设中的优势,设计了16组共32个试件的推出试验,研究不同低温水平下纤维缠绕型GFRP管-混凝土的黏结性能及其影响因素,在此基础上提出低温下纤维缠绕型GFRP管-混凝土黏结强度计算模型,为极地及寒区基础设施建设提供更可靠的材料选择与设计依据。

1 试 验

1.1 试件设计与制备

为研究低温下纤维缠绕型GFRP管与混凝土界面间的黏结性能,设计并制作了16组(每组两个平行试件)共32个推出试件。试件设计参数包括径厚比D/t(23.4、31.3、46.9)、界面处理方式(黏砂、未黏砂)及纤维缠绕角度(0°、45°、80°)。试验所用GFRP管由工厂预制,内径为150 mm,高度为80 mm,管上端预留30 mm未浇筑混凝土以施加推出荷载,具体设计参数如图1和表1所示。推出试验在20、-30、-60、-80 ℃ 4个温度点下进行,以模拟极地及寒区基础设施长期暴露的低温环境范围[17-19]。

1.2 材料性能

试件所用GFRP管均采用纤维缠绕工艺制作而成,邻苯树脂质量分数为30% ~40%。通过环向拉

伸、轴向拉伸与空管轴压试验，获取其材料力学性能，测试结果见表 2。可以看出，随温度降低，纤维缠绕型 GFRP 管的环向拉伸、轴向拉伸与轴向压缩强度均增大，但极限应变减小。这是因为低温使 GFRP 管中树脂变硬变脆，提高了其拉伸强度与压缩强度[20]；低温条件下 GFRP 材料脆性增加，导致其在承受外力时变形能力受限，因而极限应变有所减小[21]。GFRP 管内填充自密实混凝土（self-compacting concrete，SCC），设计强度等级为 C40，配合比如表 3 所示，28 d 后不同温度下测得其立方体抗压强度（f_{cuT}）见表 1。

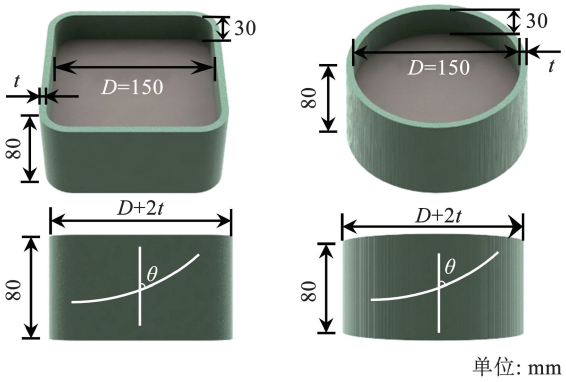


图 1　试件设计参数

Fig. 1　Specimen design parameters diagram

表 1　推出试验设计参数

Tab. 1　Push-out test design parameters

试件编号	T/℃	θ/(°)	t/mm	D/t	界面类型	f_{cuT}/MPa	试件编号	T/℃	θ/(°)	t/mm	D/t	界面类型	f_{cuT}/MPa
C1	20	80	4.8	31.3	SC	40.69	C9	−60	0	5.0	30	SC	71.62
C2	−30	80	4.8	31.3	SC	64.36	S1	20	80	4.8	31.3	SC	40.69
C3	−60	80	4.8	31.3	SC	71.62	S2	−30	80	4.8	31.3	SC	64.36
C4	−80	80	4.8	31.3	SC	81.84	S3	−60	80	4.8	31.3	SC	71.62
C5	−60	80	4.8	31.3	UC	71.62	S4	−80	80	4.8	31.3	SC	81.84
C6	−60	80	3.2	46.9	SC	71.62	S5	−60	80	4.8	31.3	UC	71.62
C7	−60	80	6.4	23.4	SC	71.62	S6	−60	80	3.2	46.9	SC	71.62
C8	−60	45	3.2	46.9	SC	71.62	S7	−60	80	6.4	23.4	SC	71.62

注：C 为圆形试件，S 为方形试件；T 为温度；θ 为 GFRP 管纤维缠绕角度；t 为 GFRP 管壁厚；D/t 为 GFRP 管径厚比；SC 为表面进行黏砂处理；UC 为表面未进行黏砂处理；f_{cuT} 为边长 150 mm 的混凝土立方体试块自然条件下养护 28 d 后，在不同温度下的实测抗压强度。

表 2　GFRP 管材料性能

Tab. 2　Material properties of GFRP tubes

截面形状	t/mm	D/t	θ/(°)	T/℃	环向拉伸			轴向					
								拉伸			压缩		
					σ_h/MPa	E_h/GPa	ε_{hu}/%	σ_a/MPa	E_a/GPa	ε_{au}/%	σ_{ac}/MPa	E_{ac}/GPa	ε_{acu}/%
圆形	4.8	31.3	80	20	374.03	22.26	1.85	15.96	9.74	0.20	59.87	11.15	0.67
	4.8	31.3	80	−30	371.40	26.40	1.52	15.75	11.81	0.14	60.56	12.70	0.59
	4.8	31.3	80	−60	399.75	24.03	1.65	16.05	11.33	0.14	66.19	16.00	0.52
	4.8	31.3	80	−80	479.40	33.90	1.51	15.99	12.45	0.13	60.44	19.45	0.54
	3.2	46.9	80	−60	424.71	22.45	1.73	15.83	10.98	0.16	56.96	15.45	0.52
	6.4	23.4	80	−60	430.87	24.00	1.76	14.79	12.39	0.13	54.29	15.45	0.45
	3.2	31.3	45	−60	78.39	8.70	1.96	35.46	4.87	0.74	62.83	11.30	0.67
	5.0	30.0	0	−60	81.72	10.40	0.67	90.79	6.63	1.38	37.54	10.45	0.37
方形	4.8	31.3	80	20	286.38	23.88	—	12.22	10.45	0.21	60.12	9.20	0.81
	4.8	31.3	80	−30	341.45	25.93	—	14.48	11.60	0.13	48.52	13.70	0.43
	4.8	31.3	80	−60	310.09	24.03	—	12.45	11.33	0.12	68.78	12.45	0.55
	4.8	31.3	80	−80	474.90	34.20	—	15.84	12.56	0.13	52.70	14.40	0.38
	3.2	46.9	80	−60	415.59	22.20	—	15.49	10.86	0.17	53.02	11.00	0.51
	6.4	23.4	80	−60	380.76	21.00	—	13.07	10.84	0.12	64.57	10.80	0.61

注：σ_h、σ_a 和 σ_{ac} 分别为环向拉伸强度、轴向拉伸强度和轴向压缩强度，E_h、E_a 和 E_{ac} 分别为环向弹性模量、轴向拉伸弹性模量及轴向压缩弹性模量，ε_{hu}、ε_{au} 和 ε_{acu} 分别为环向拉伸极限应变、轴向拉伸极限应变和轴向压缩极限应变。

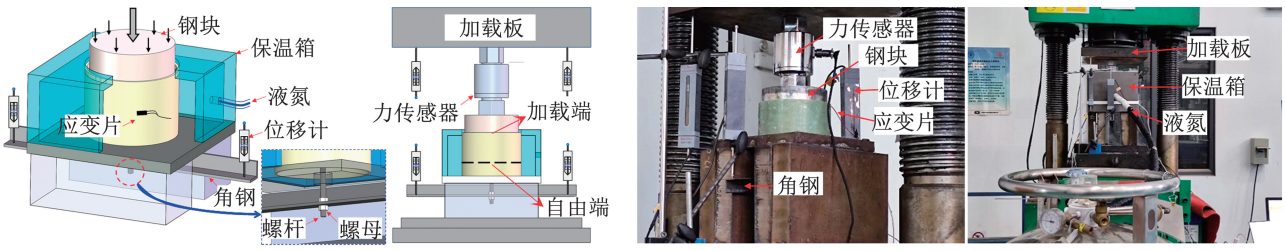
表 3　自密实混凝土配合比

Tab. 3　Mix proportion of self-compacting concrete　　kg·m^{-3}

设计等级	机制砂	水洗烘干砂	硅灰	PO42.5 水泥	矿渣粉	外加剂
C40	864.3	345.7	43.2	777.9	129.6	5.2

1.3　加载及测量装置

静力推出试验在天津大学结构实验室 3 MN 压力机上进行。参照文献[17],加载及测量试验装置如图 2 所示。试验过程中通过预埋在试件中的 PT100 监测试件温度,通过力传感器测定荷载大小,通过位移计测定 GFRP 管与混凝土在加载端和自由端的相对滑移。同时,在管外侧的中间高度,沿环向粘贴应变片,测量推出过程中 GFRP 管中间位置的环向应变,以评估 GFRP 管对混凝土的约束力。试验采用位移加载方式进行,加载速度为 0.5 mm/min。



(a) 示意图　　(b) 实景照片

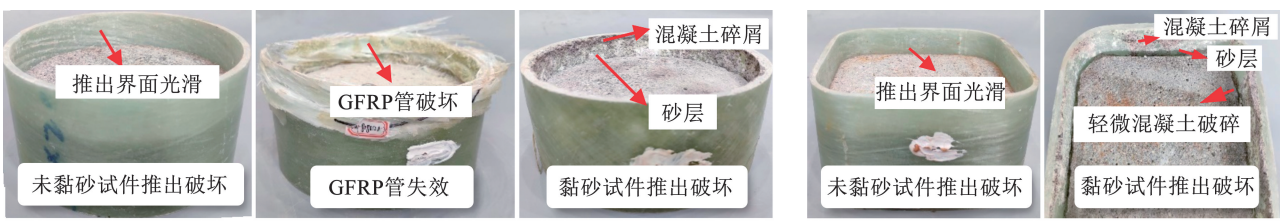
图 2　推出试验加载装置及测量装置

Fig. 2　Push-out test and measurement set-up

2　试验结果分析

2.1　试验现象与破坏模式

图 3 为纤维缠绕型推出试件的典型破坏模式,主要分为推出破坏与 GFRP 管失效两种。其中,未黏砂试件均表现为推出破坏。在试验加载过程中无声响,试件失效后,混凝土表面光滑,GFRP 管内表面无混凝土黏附且无摩擦痕迹。而黏砂试件中,壁厚3.2 mm和4.8 mm、试验温度 −80 ℃的部分试件为 GFRP 管失效破坏,具体表现为加载过程中伴有纤维断裂和树脂撕裂的声响,且在加载过程中管与混凝土未发生任何滑动。这种破坏模式的形成机制可归因于以下因素:对于壁厚为 3.2 mm 的推出试件,由于其壁厚较薄,在推出过程中 GFRP 管端部更易发生局部压曲。对于壁厚 4.8 mm、试验温度为 −80 ℃试件,由表 2 可知,GFRP 管轴向受压承载力受低温作用影响较小,而低温环境对界面黏结力有显著的提升作用,因此,GFRP 管轴向受压承载力难以抵抗界面黏结力作用而表现为 GFRP 管失效破坏。其余黏砂试件为推出破坏模式,表现为加载过程中伴有“咔咔”声响,低温下的声响相较于常温更剧烈,加载过程中有砂脱落,破坏后砂层仍黏附在 GFRP 管上,且有破损混凝土嵌在砂层中,管内壁有非常明显的摩擦痕迹。



(a) 圆形试件破坏模式　　(b) 方形试件破坏模式

图 3　推出试验典型破坏模式

Fig. 3　Push-out test typical failure modes

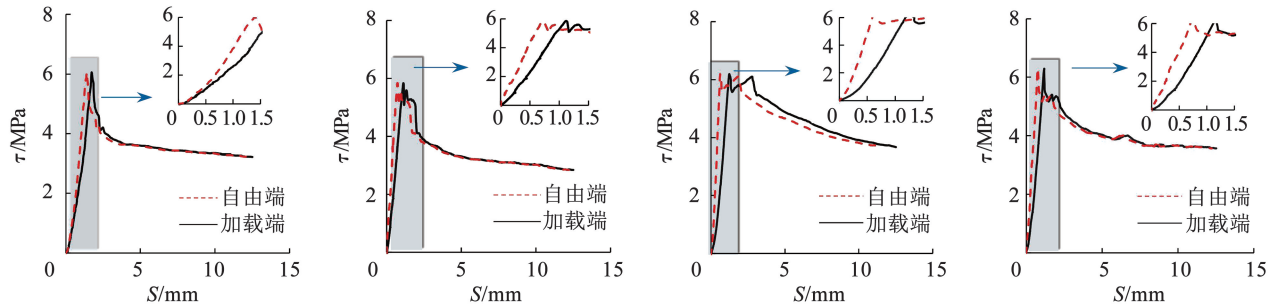
2.2　黏结应力–滑移曲线

参考文献[22],当黏结长度较短时,界面黏结应力可近似看作均匀分布,因此,采用式(1)计算得到界面黏结应力 τ(MPa),即

$$\tau=\begin{cases}\dfrac{P}{\pi DL}, & \text{圆形试件}\\ \dfrac{P}{4DL}, & \text{方形试件}\end{cases}\tag{1}$$

式中：P 为施加的轴向荷载值，N；D 为圆形（或方形）推出试件的内径（或内轮廓边长），mm；L 为推出试件的黏结界面长度，mm。

黏砂试件各温度下典型黏结应力–滑移曲线（τ-S）如图 4 所示。可以看出，各温度下试件黏结应力–滑移曲线形态基本一致，且试件加载端和自由端 τ-S 曲线形态相似。



(a) T=20 ℃　(b) T=-30 ℃　(c) T=-60 ℃　(d) T=-80 ℃

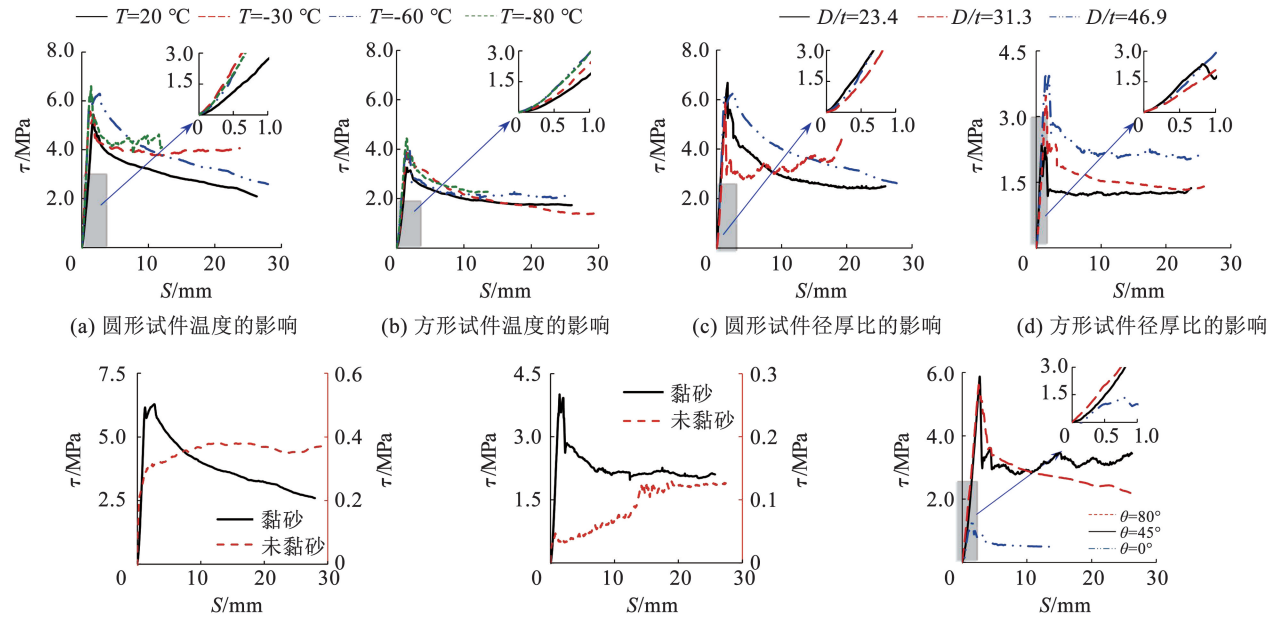
图 4　黏砂试件各温度下加载端和自由端黏结滑移曲线

Fig. 4　Bond stress-slip curves at loaded and free ends for sand-coated specimens at each temperature

根据文献[19]，低温下 GFRP 管与混凝土界面黏结力主要由化学胶结力、机械咬合力、摩擦力和冰冻黏附力 4 部分构成。图 5 为考虑低温水平、径厚比、界面处理方式及纤维缠绕角度的各试件加载端实测黏结应力–滑移曲线，可以看出，黏砂试件 τ-S 曲线可分为 3 个阶段。

1）加速上升段。此阶段对应加载初期，即 τ-S 曲线有一小段斜率增大（界面黏结刚度增大）的时期，该阶段的滑移可能是核心混凝土受压产生变形以及界面原始空隙被压实的结果[23]。但由于低温环境下自由水结冰填充了孔隙，并且界面水冻结成冰使得界面黏结更为紧密，该阶段在常温环境下更为明显，在低温环境下几乎可以忽略不计。

2）稳定上升段。随着荷载的进一步增大，τ-S 曲线呈稳定上升趋势，斜率基本保持不变。核心混凝土与 GFRP 管逐渐发生相对滑移，界面间化学胶结力失效。并且由于砂层的抵抗作用，试件内部开始发出“咔咔”的声响，嵌入砂层的混凝土齿逐渐被剪断。试件达到峰值荷载时，嵌入砂层的混凝土齿被完全剪断，界面由局部滑移发展成全界面滑移，界面发生脆性的黏结破坏。界面的峰值黏结强度等于界面所受机械咬合力、摩擦力与冰冻黏附力之和[19]。



(a) 圆形试件温度的影响　(b) 方形试件温度的影响　(c) 圆形试件径厚比的影响　(d) 方形试件径厚比的影响

(e) 圆形试件界面处理方式的影响　(f) 方形试件界面处理方式的影响　(g) 纤维缠绕角度的影响

图 5　黏结应力–滑移曲线

Fig. 5　Bond stress versus slip curves

3)摩擦滑移段。达到峰值黏结强度后,随着推出荷载的持续作用,界面间相对滑移量急剧增加。机械咬合力的突然失效,使得该阶段荷载值发生陡降。进入摩擦滑移段后,界面间黏结力主要由摩擦力承担,由于GFRP管的制造误差导致管沿其高度方向直径的不均匀分布,使得混凝土推出过程中,界面所受环向约束作用增强或减弱,致使界面摩擦力不断变化[12],故该阶段后期曲线呈现稳定降低或升高的变化趋势。

由图5(e)、(f)可以看出,在进入摩擦滑移段后,黏砂试件与未黏砂试件黏结-滑移曲线呈现不同的变化趋势,黏砂试件黏结-滑移曲线发生陡降,而未黏砂试件曲线仍有微微上升,出现这种差异的原因与两类试件黏结力作用机制有关。低温下界面间水被冻结形成冰层,并产生了一种类似于胶结作用的冰冻黏附力,而在界面发生黏结破坏时,界面间冰层被破坏伴随着冰冻黏附力的部分失效,但在低温下界面冰仍会继续重复形成的过程直至界面间微观结构达到稳定。在此过程中,冰层破坏形成的冰颗粒附着在GFRP管内壁与核心混凝土外表面,使得黏结界面更为粗糙。对于黏砂试件来说,界面间机械咬合作用较强,在达到峰值黏结强度后,由于冰颗粒所造成的摩擦阻力无法填补机械咬合力失效所带来的应力损失,故而表现为荷载值的陡降。而对于未黏砂试件,其界面间机械咬合作用几乎可以忽略不计,推出过程中黏结力主要由摩擦力与冰冻黏附力提供,在界面破坏后,黏结应力主要由摩擦力提供,冰颗粒的存在增大了摩擦因数从而提高了界面间的摩擦力,因此,该类试件黏结-滑移曲线在达到峰值黏结强度后仍会有略微上升。

2.3　黏结性能分析

推出试验的主要结果及各试件黏结性能指标(界面黏结强度 τ_u 和黏结刚度 K)见表4。可以看出,未黏砂试件(C5、S5)黏结强度与黏结刚度均较低,该类试件在实际工程中适用性不强,故仅对黏砂试件各黏结性能指标进行分析。

表4　推出试验结果

Tab.4　Push-out test results

编号	τ_u/MPa	P_u/kN	Δ_l/mm	Δ_f/mm	ε_h/%	K/(kN·mm^{-1})	破坏模式	编号	τ_u/MPa	P_u/kN	Δ_l/mm	Δ_f/mm	ε_h/%	K/(kN·mm^{-1})	破坏模式
C1-1	6.06	142.89	1.73	1.40	0.308	76.47	PO	C9-1	1.74	40.44	0.80	0.40	0.032	47.49	PO
C1-2	4.95	116.46	2.53	2.09	0.252	72.63	PO	C9-2	1.05	25.49	0.52	0.31	0.029	38.56	PO
C2-1	5.96	142.49	1.23	0.82	0.265	114.63	PO	S1-1	3.35	99.56	1.56	1.05	0.413	68.12	PO
C2-2	5.84	141.50	1.11	0.72	0.258	123.97	PO	S1-2	3.17	94.62	2.14	1.99	0.418	59.33	PO
C3-1	6.50	151.66	2.11	1.89	0.266	130.93	PO	S2-1	4.04	115.52	2.40	2.16	0.259	75.92	PO
C3-2	6.19	144.32	1.23	0.62	0.253	114.23	PO	S2-2	4.10	116.57	1.67	1.27	0.286	77.47	PO
C4-1	6.29	151.93	1.17	0.75	0.202	126.26	PO	S3-1	4.63	131.58	1.39	0.97	0.257	100.21	PO
C4-2	7.99	188.80	1.42	0.98	0.198	132.34	GF	S3-2	3.92	111.42	1.95	—	0.250	74.23	PO
C5-1	0.37	8.68	16.20	15.80	0.033	21.39	PO	S4-1	4.09	116.83	1.59	1.12	0.249	77.41	PO
C5-2	0.39	9.45	12.11	12.03	0.035	29.34	PO	S4-2	4.89	138.72	1.66	1.20	0.235	88.37	PO
C6-1	5.58	135.38	1.38	0.97	0.173	95.59	GF	S5-1	0.19	5.66	14.42	15.04	0.048	15.70	PO
C6-2	6.32	157.85	1.34	0.88	0.196	111.13	GF	S5-2	0.08	2.43	18.89	19.13	0.042	9.30	PO
C7-1	10.10	240.46	1.69	0.90	0.276	141.29	PO	S6-1	3.32	102.15	1.50	1.01	0.255	66.41	PO
C7-2	3.50	85.85	2.02	1.41	0.228	76.57	PO	S6-2	4.32	128.82	1.72	1.67	0.332	75.51	PO
C8-1	6.03	141.99	1.29	0.89	0.146	110.41	PO	S7-1	2.60	78.88	0.85	0.57	0.201	92.35	PO
C8-2	6.23	155.72	1.48	1.02	0.151	99.19	PO	S7-2	3.16	90.05	0.85	0.64	0.244	65.82	PO

注:每组试验参数对应两个平行试件(即编号中的"-1""-2"),后续分析时各黏结性能指标取两个试件的平均值;τ_u为界面黏结强度;P_u为峰值荷载;Δ_l为黏结破坏荷载对应的加载端位移;Δ_f为黏结破坏荷载对应的自由端位移;ε_h为开始滑移时管外侧中部的环向应变;K为界面黏结刚度;PO为推出破坏;GF为GFRP管失效。

2.3.1　界面黏结强度

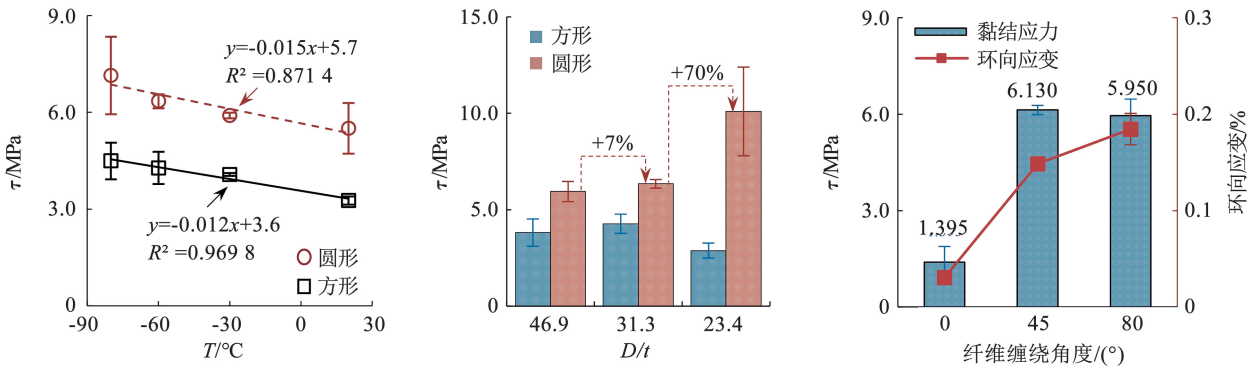
黏结强度 τ_u 即黏结应力的最大值,可利用式(1)由峰值荷载 P_u 计算得到。

图6(a)为不同低温水平对界面黏结强度的影响。可以看出,随温度降低,界面黏结强度呈线性增加的趋势,且低温作用对圆形试件黏结强度的影响更为显著。产生这种现象的原因是:首先,低温下孔隙和微裂纹中的水冻结成冰,提高了混凝土的强度和密实度,其冻结温度在0~-80 ℃变化[24],使得界面黏结强度呈现随温度降低而增加的变化趋势。其次,低温环境下黏结界面水被冻结,产生了类似于化学胶结力的冰冻黏附力[19,25]。此外,由于推出试

件中两种材料热膨胀系数的差异[16]以及混凝土逆膨胀现象[26-27]造成的变形差，改变了纤维缠绕 GFRP 管对核心混凝土的环向约束应力，从而导致界面间机械咬合作用和摩擦力发生变化。最终，在多种因素共同作用下，界面黏结强度呈现随温度降低而线性增加的变化趋势。圆形 GFRP 管在整个界面上提供了较为均匀的环向约束力，在受力时有效地抑制了混凝土的横向膨胀，减缓了混凝土泊松比增大的过程。而方形试件角部的应力集中现象导致黏结应力分布不均匀，局部黏结应力远大于界面平均水平，加速了界面破坏。应力集中现象的发生也在一定程度上削弱了 GFRP 管的约束作用，这进一步解释了温度对圆形试件黏结强度影响更大的原因。

图 6(b)为不同径厚比对界面黏结强度的影响。可以看出，圆形缠绕试件黏结强度与 D/t 呈负相关，但方形缠绕试件黏结强度受径厚比影响不大。这是因为对于圆形缠绕试件，如图 7(a)所示，圆形 GFRP 管为核心混凝土提供了较为均匀的环向约束，而壁厚的增加导致核心混凝土所受环向约束力有所提升，使得界面间的摩擦力增强从而提高了黏结强度。但对于方形试件，如图 7(b)所示，试件角部存在的应力集中现象，使得角部应力水平显著高于其他区域，在推出过程中，当试件角部率先发生破坏后，界面有效黏结区域减小，黏结应力显著降低进而发生界面黏结破坏。并且，方形试件核心混凝土中存在的弱约束区[28]导致增大 GFRP 管壁厚对混凝土环向约束应力的提升作用有所减弱。因此，角部的应力集中效应成为方形试件界面黏结强度的主导因素。随着 GFRP 管壁厚的增加，方形试件角部的应力集中现象并未得到明显的缓解，因而方形试件黏结强度受径厚比的影响不大。

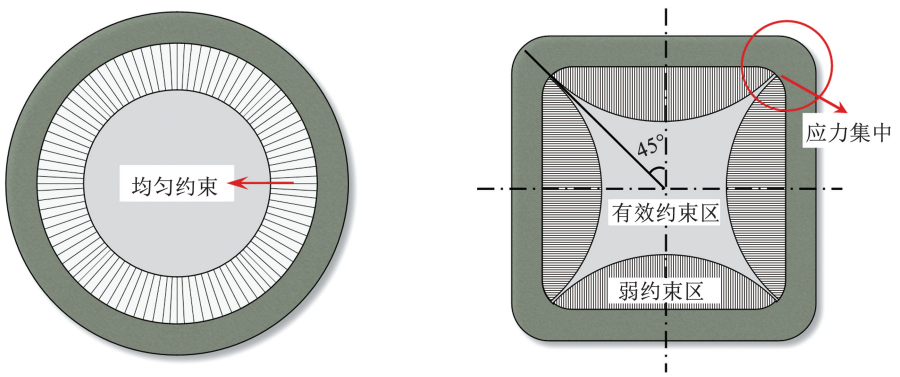
图 6(c)为不同纤维缠绕角度对圆形试件界面黏结强度的影响。可以看出，纤维缠绕试件(GFRP 管纤维缠绕角度为 45°、80°)的黏结强度远大于拉挤试件(GFRP 管纤维缠绕角度为 0°)，这是因为纤维缠绕角度的增大为核心混凝土提供了更强的环向约束。由图 6(c)可以看出，随缠绕角度的增加，破坏时 GFRP 管环向应变呈逐渐增加的趋势，也进一步证实了这一点。但观察发现，随着纤维取向由 45°增大至 80°，界面黏结强度有微微回落，这是因为当缠绕角度为 80°时，推出试件发生 GFRP 管端部失效破坏，而此时黏结界面仍未完全破坏，界面黏结应力未得到充分发挥。



(a) 温度的影响　　(b) 径厚比的影响　　(c) 纤维缠绕角度的影响

图 6　不同参数对低温下推出试件黏结强度的影响

Fig. 6　Effects of different parameters on bond strength of push-out specimen at low temperature



(a) 圆形试件　　(b) 方形试件

图 7　不同形状试件约束分布差异

Fig. 7　Difference of constraint distribution of specimens with different shapes

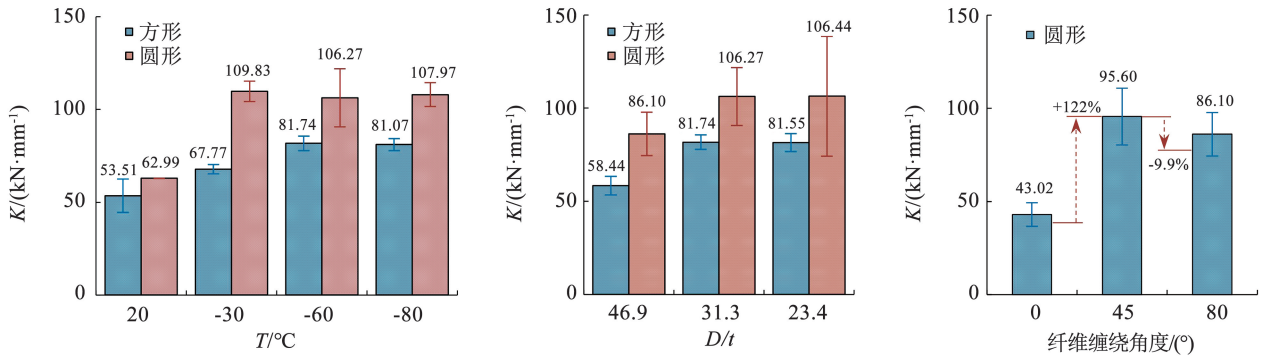
2.3.2　界面黏结刚度

界面黏结刚度反映了界面在荷载作用下抵抗剪切变形的能力,是衡量GFRP管-混凝土界面黏结性能的关键指标。参考文献[23]提出的钢管-混凝土黏结刚度的计算方法,选取加载端黏结应力-滑移曲线稳定上升段斜率为界面黏结刚度K。

图8(a)为界面黏结刚度与低温水平的关系。可以看出,低温环境显著提升了界面的黏结刚度,且对圆形试件K值的提升作用更明显。出现这种现象的原因是负温条件下黏结界面孔隙水结冰产生了一种类似化学胶结力的冰冻黏附力,该力的存在进一步阻止了界面滑移的发生。但在负温条件下,随着温度的进一步降低,圆形试件黏结界面微观结构趋于稳定,表现为冰对界面黏结刚度的增强作用不再变化。而对于方形试件,方形GFRP管对核心混凝土约束不足现象的存在[28],使得核心混凝土在负温条件下出现了应力及变形不均匀的现象,影响了黏结界面处冰的形成,使得界面微观结构的稳定温度更低,表现为-60 ℃时方形试件K值较-30 ℃继续提高了20.6%后逐渐稳定。

图8(b)为低温下界面黏结刚度与GFRP管径厚比的关系。可以看出,当D/t由46.9减小至31.3时,圆形推出试件界面黏结刚度K增加了23.4%,这与圆形试件界面黏结强度随径厚比减小而增大的原因相似。但值得注意的是,对于方形试件,虽然径厚比的变化对其界面黏结强度的影响不大,但随D/t由46.9减小至31.3,方形推出试件K值有显著提升。出现这种现象的原因是,如图7(b)所示,应力集中现象是方形试件界面黏结强度的主导因素,但加载方式为静态剪切,并且在弹性加载过程中界面未发生全面失效,除角部外其余平面部分仍能保持良好的黏结,故该现象对整体界面黏结刚度的影响较小。而随着方形GFRP管壁厚的增加,核心混凝土所受环向约束应力有所增强,因而表现为界面抗滑移能力的提升。但当GFRP管壁厚增大到一定程度时,过厚的管壁不易发生弯曲或变形,导致GFRP管与混凝土变形协调性不足,影响了界面间的应力传递,从而削弱了界面的黏结刚度,这进一步解释了当D/t由31.3减小到23.4时,方形试件与圆形试件K值均未出现明显提升的原因。

图8(c)为低温下界面黏结刚度随GFRP管纤维缠绕角度的变化情况。可以看出,纤维缠绕试件界面抗滑移能力显著大于拉挤试件,该现象与黏结强度随纤维缠绕角度变化的趋势相同,成因也基本一致。但80°缠绕试件界面黏结刚度较45°缠绕试件减小了9.9%,推测其原因可能是80°纤维缠绕管的轴向强度小于推出试件界面的黏结强度,使得80°纤维缠绕GFRP管在加载过程中产生了过度变形,从而降低了界面的抗剪性能。



(a) 温度的影响　(b) 径厚比的影响　(c) 纤维缠绕角度的影响

图8　不同参数对低温下推出试件黏结刚度的影响

Fig. 8　Effects of different parameters on bond stiffness of push-out specimens at low temperature

3　低温下纤维缠绕型GFRP管-混凝土界面黏结强度计算模型

3.1　基本假定

低温下界面黏结应力由化学胶结力、机械咬合力、摩擦力及冰冻黏附力4部分构成,结合2.2节对黏结-滑移曲线各阶段受力特点的描述,提出如下假定:由于化学胶结力会随着界面滑移的发生而失效,且对于长径比较小的试件,随着推出荷载的施加界面滑移即发生,认为界面间化学胶结力可忽略不计;对于黏砂试件来说,峰值点处界面黏结力由机械咬合力、摩擦力和冰冻黏附力3部分构成,而峰值后黏结力仅由摩擦力提供;对于未黏砂试件,忽略其界面间机械咬合力[29],推出过程中仅有冰冻黏附力与摩擦力起作用。

3.2　黏结强度模型

目前，已有学者对 FRP 管–混凝土界面黏结强度开展了大量研究[7-9,12,17]，并根据试验结果进行回归分析，建立了常温下[8]及低温下[17]拉挤型 GFRP 管–混凝土界面黏结强度计算模型，以及常温下纤维缠绕型 FRP 管–混凝土界面黏结强度计算模型[12]，但还没有针对低温下混凝土填充纤维缠绕 GFRP 管黏结强度的实用模型。将上述已有强度模型计算结果 $\tau_{u,c}$ 与本文试验结果 $\tau_{u,t}$ 进行对比，结果如图 9 所示，可见各式均低估了低温下纤维缠绕型 GFRP 管与混凝土界面间的黏结强度。进一步观察发现，文献[12]强度模型计算所得结果与试验结果的变化趋势基本一致，但其未考虑低温对界面黏结强度的提升作用，导致计算结果偏低。因此，参照文献[12]黏结强度的计算方法，通过引入冰冻黏附力考虑了低温环境对黏结强度的增强作用，提出针对混凝土填充缠绕型 GFRP 管在低温下的黏结强度计算模型。由于未黏砂试件黏结强度较低，不适宜工程使用，该节所建立强度模型仅适用于界面黏砂试件的黏结强度预测。

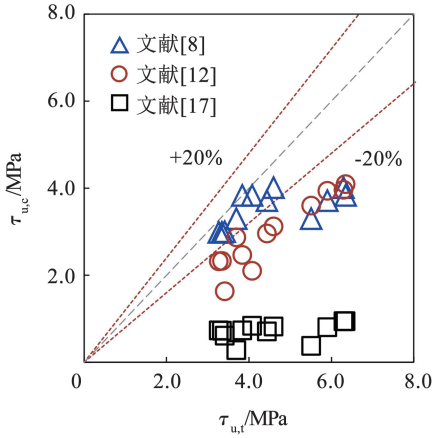


图 9　各黏结强度模型计算值与试验值对比

Fig. 9　Comparison of calculated bond strengths from various models with experimental values

根据 2.2 节分析及基本假定，由于化学胶结力忽略不计，低温下界面黏结力等于机械咬合力、摩擦力及冰冻黏附力之和，组成黏结力的各力分量获取方法如下。

1）摩擦力。取黏砂试件黏结滑移曲线快速下降之后的第 1 个点作为峰值后摩擦力的取值点，原因在于该点处机械咬合力完全失效，而此时滑移量仍较小，黏结界面可近似看作混凝土与砂层黏结的全界面。

由于摩擦力可用摩擦因数与环向约束应力的乘积表示，根据本文及已有试验结果[7-9,12,17]，考虑纤维缠绕型 GFRP 管的环向约束效应，最终认为摩擦力与径厚比 D/t 呈负相关，与 E_{ac}/E_h 呈正相关，其中，E_{ac}、E_h 为各温度下 GFRP 管轴向压缩试验所测得的轴向弹性模量以及环向拉伸试验所测得的环向弹性模量。采用回归分析方法[30]得到了摩擦力的计算公式，摩擦因数 μ 可由文献[17]方法计算得到：

$$\tau=\left(-0.093\frac{D}{t}-0.193\,6\frac{E_{ac}}{E_h}+6.939\,9\right)\mu \tag{2}$$

2）机械咬合力。根据基本假定，机械咬合力仅存在于黏砂试件中，故采用同工况下黏砂试件峰值黏结应力减去未黏砂试件峰值黏结应力来确定低温下界面间机械咬合力。而对于常温试件，机械咬合力可通过峰值黏结应力减去摩擦力计算得出。

由于机械咬合力是由混凝土与 GFRP 管内壁的嵌合作用产生，并且主要由 GFRP 管内表面粗糙度决定[31]，认为机械咬合力与摩擦因数呈正相关。同时，根据试验结果可知，低温环境显著提升了界面间的机械咬合作用，认为机械咬合力与温度呈负相关。基于此，得到机械咬合力的计算公式：

$$\tau=0.79\mu+0.12\lg(1-T) \tag{3}$$

3）冰冻黏附力。冰冻黏附力是由于低温环境下界面孔隙水被冻结而产生的，故仅对各低温试件进行分析。采用各低温试件峰值黏结应力减去摩擦力与机械咬合力，来确定其所受冰冻黏附力的大小。分析可知，冰冻黏附力随温度降低呈增强趋势，基于此拟合得到了冰冻黏附力的计算公式：

$$\tau=0.15\lg(1-T) \tag{4}$$

综上，建立低温下混凝土填充纤维缠绕型 GFRP 管界面黏结强度计算模型，即

$$\tau=\left(-0.093\frac{D}{t}-0.193\,6\frac{E_{ac}}{E_h}+7.729\,9\right)\mu+0.27\lg(1-T) \tag{5}$$

3.3　模型验证

采用式(2)～(5)对文献[12]、[32－33]及本文缠绕型推出试件界面间摩擦力、机械咬合力、冰冻黏附力及黏结强度进行计算，并与试验结果进行对比，如图 10 及表 5 所示。计算值 $\tau_{u,c}$ 与试验值 $\tau_{u,t}$ 之比的平均值为 0.992，标准差为 0.087，变异系数为 0.088，表明所建立黏结强度计算模型对缠绕型 FRP 管－混凝土界面黏结强度具有较好的预测效果。

表 5 为黏结应力各组成部分占总黏结应力百分比的情况，可以看出，缠绕试件摩擦力占总黏结应力的 76.04%，在界面黏结力组成中起主导作用。将表 5 中工况采用文献[17]给出的低温下拉挤管黏结强度模型计算各力占比情况，并与本文式(2)～

(5)所得计算结果进行对比,如图 11 所示。可以看出,相较于拉挤试件,纤维缠绕试件界面间摩擦力占比更大,而机械咬合力占比较小。这进一步说明了低温环境下纤维缠绕型 GFRP 管对核心混凝土环向约束力增强而导致的界面黏结性能提升作用是不可忽视的。

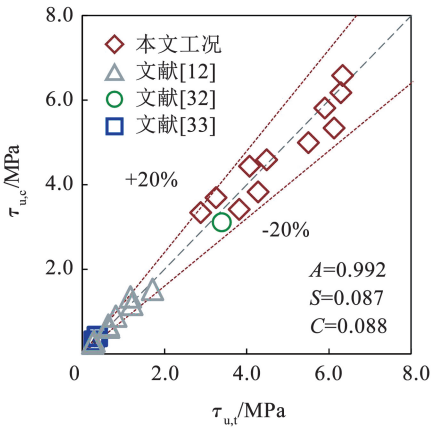


图 10 黏结强度试验值与预测值的对比

Fig. 10 Comparison of measured and predicted bond strengths

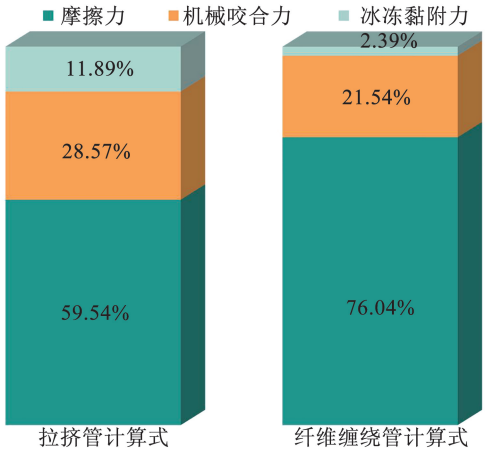


图 11 黏结力各分量占比

Fig. 11 Proportional contributions of bond force components

表 5 试验与预测结果对比

Tab. 5 Comparison of experimental and predicted results

工况	试件编号	μ	摩擦力		机械咬合力		冰冻黏附力		$\tau_{u,c}$/MPa	$\tau_{u,t}$/MPa	$\tau_{u,c}/\tau_{u,t}$
			F/MPa	占比/%	M/MPa	占比/%	I/MPa	占比/%			
本文	C1	1.24	4.00	80.16	0.98	19.64	0	0	4.99	5.50	0.91
	C2	1.35	4.34	74.70	1.24	21.34	0.22	3.79	5.81	5.90	0.99
	C3	1.53	4.88	74.16	1.42	21.58	0.27	4.10	6.58	6.34	1.04
	C4	1.41	4.53	73.42	1.35	21.88	0.29	4.70	6.17	6.29	0.98
	C7	1.80	7.27	79.28	1.64	17.88	0.27	2.94	9.17	10.10	0.91
	C8	1.74	3.48	65.17	1.59	29.78	0.27	5.06	5.34	6.13	0.87
本文	S1	0.82	3.04	82.38	0.65	17.62	0	0	3.69	3.26	1.13
	S2	0.90	3.32	74.94	0.89	20.09	0.22	4.97	4.43	4.07	1.09
	S3	0.75	2.75	71.80	0.80	20.89	0.27	7.05	3.83	4.28	0.90
	S4	0.91	3.36	73.20	0.94	20.48	0.29	6.32	4.59	4.49	1.02
	S6	0.83	2.27	66.57	0.87	25.51	0.27	7.92	3.41	3.82	0.89
	S7	0.53	2.44	73.05	0.63	18.86	0.27	8.08	3.34	2.88	1.16
文献[12]	B-M-49-1	0.08	0.18	73.98	0.06	26.02	0	0	0.24	0.26	0.93
	B-M-25.5-1	0.17	0.75	84.90	0.13	15.10	0	0	0.89	0.82	1.08
	G-M-49-1	0.1	0.22	73.44	0.08	26.56	0	0	0.30	0.29	1.03
	G-89-49-1	0.2	0.47	74.68	0.16	25.32	0	0	0.62	0.65	0.96
	G-M-25.5-1	0.24	1.05	84.72	0.19	14.11	0	0	1.24	1.18	1.05
	G-89-25.5-1	0.22	0.99	85.13	0.17	14.87	0	0	1.17	1.21	0.97
	C-M-49-1	0.22	0.51	74.44	0.17	25.56	0	0	0.68	0.64	1.06
	C-M-25.5-1	0.28	1.25	84.96	0.22	14.52	0	0	1.47	1.71	0.86
文献[32]	25	1.15	2.49	73.27	0.91	26.73	0	0	3.40	3.11	1.43
文献[33]	G-101-S	0.08	0.30	82.23	0.07	17.77	0	0	0.37	0.41	1.70
	C-165-S	0.12	0.20	68.37	0.09	31.63	0	0	0.29	0.30	0.98
	均值			76.04		21.54		2.39			1.04

4　结　论

1）低温作用能显著改善界面的黏结性能。在试验温度范围内，随着温度降低至零下，黏结强度呈线性增加的趋势，界面黏结刚度也有显著提升，且圆形缠绕试件的黏结性能对温度变化更敏感。

2）低温下径厚比 D/t 是影响界面黏结性能的重要因素。圆形缠绕试件黏结强度与径厚比呈负相关，但方形缠绕试件黏结强度受径厚比影响不大。对于界面黏结刚度，减小 D/t 能在一定程度上提高界面的黏结刚度，但随着 D/t 的进一步降低，圆形缠绕试件与方形缠绕试件界面黏结刚度均趋于稳定。在实际工程设计时，应根据需求合理选择 FRP 管厚度以获得最佳的界面黏结性能。

3）增大 GFRP 管纤维缠绕角度有助于提升界面黏结性能。随纤维缠绕角度的提升 GFRP 管环向应变增大，界面黏结强度与黏结刚度有显著的增强趋势。但当缠绕角度为 80°时，缠绕试件破坏模式由推出破坏转变为 GFRP 管失效，这说明在进行 FRP 管选型时，应控制纤维缠绕角度与 FRP 管轴向强度相配合以保证界面黏结性能的充分发挥。

4）低温下黏砂试件黏结性能显著高于未黏砂试件，并且二者黏结–滑移曲线形态不同。黏砂试件黏结–滑移曲线存在荷载值陡降的情况，这是达到峰值荷载后机械咬合力突然失效的结果。未黏砂试件黏结–滑移曲线在达到峰值黏结应力后，曲线斜率迅速衰减，继续有略微上升后趋于平稳。

5）基于试验结果，提出了低温下纤维缠绕型 FRP 管–混凝土界面黏结强度计算模型，计算结果与试验值拟合良好。

参考文献

[1] 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. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2015.10.060

[2] Lai Mianheng, Liang Yingwen, Wang Qing, et al. A stress-path dependent stress-strain model for FRP-confined concrete [J]. Engineering Structures, 2020, 203: 109824. DOI: 10.1016/j.engstruct.2019.109824

[3] Chen Jiaxin, Chouw N. Effect of the interface condition on the bond between flax FRP tube and coconut fibre reinforced concrete composites[J]. Construction and Building Materials, 2018, 167: 597. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.01.152

[4] Bazli M, Ashrafi H, Oskouei A V. Experiments and probabilistic models of bond strength between GFRP bar and different types of concrete under aggressive environments [J]. Construction and Building Materials, 2017, 148: 429. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2017.05.046

[5] Li Yinglei, Zhao Xiaoling, Raman R K S. Load-strain model for concrete-filled double-skin circular FRP tubes under axial compression[J]. Engineering Structures, 2019, 181: 629. DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.12.029

[6] Wium J, Lebet J P. Force transfer in composite columns [C]// Composite Construction in Steel and Concrete II. New York: ASCE, 1992: 840

[7] Bazli M, 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. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2020.120342

[8] 刘凌峰. FRP 管与混凝土的粘结性能试验研究[D]. 南京：东南大学，2016
Liu Lingfeng. Experimental research on the bond behavior of FRP pipe and concrete at interface[D]. Nanjing: Southeast University, 2016. DOI:10.7666/d.Y3186081

[9] Ali A M, Dieng L, Masmoudi R. Experimental, analytical and numerical assessment of the bond-slip behaviour in concrete-filled-FRP tubes[J]. Engineering Structures, 2020, 225: 111254. DOI: 10.1016/j.engstruct.2020.111254

[10] Bazli M, Zhao Xiaoling, Bai Yu, et al. Durability of pultruded GFRP tubes subjected to seawater sea sand concrete and seawater environments [J]. Construction and Building Materials, 2020, 245: 118399. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2020.118399

[11] Bazli M, Li Yinglei, Zhao Xiaoling, et al. Durability of seawater and sea sand concrete filled filament wound FRP tubes under seawater environments[J]. Composites Part B: Engineering, 2020, 202: 108409. DOI: 10.1016/j.compositesb.2020.108409

[12] Bazli M, Zhao Xiaoling, Bai Yu, et al. Bond-slip behaviour between FRP tubes and seawater sea sand concrete[J]. Engineering Structures, 2019, 197: 109421. DOI: 10.1016/j.engstruct.2019.109421

[13] 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. DOI: 10.1002/suco.201700009

[14] Robert M, Benmokrane B. Behavior of GFRP reinforcing bars subjected to extreme temperatures[J]. Journal of Composites for Construction, 2010, 14(4): 353. DOI: 10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000092

[15] Krstulovic-opara N. Liquefied natural gas storage: material behavior of concrete at cryogenic temperatures[J]. ACI Materials Journal, 2007, 104(3): 297

[16] 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. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2017.12.101

[17] 谢剑，王梦琴，李建军，等. 极地低温下混凝土填充 GFRP 拉挤管黏结性能试验研究[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版)，2024，57(10)：1100
Xie Jian, Wang Mengqin, Li Jianjun, et al. Bond behaviour of

concrete-filled GFRP pultruded tubes at arctic low temperatures [J]. Journal of Tianjin University (Science and Technology), 2024, 57(10): 1100. DOI:10.11784/tdxbz202302038

[18] 叶晗晖, 徐声亮, 茅鸣, 等. 纤维缠绕 GFRP 管约束混凝土的轴压性能与设计模型[J]. 复合材料学报, 2024, 41(8): 4246
Ye Hanhui, Xu Shengliang, Mao ming, et al. Axial compressive performance and design model of fiber wound GFRP tube confined concrete[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2024, 41(8): 4246. DOI:10.13801/j. cnki. fhclxb.20240008.005

[19] 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. DOI: 10.1016/j. conbuildmat.2019.03.168

[20] 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
Wang Tiantang, Lu Shiping. Study on the properties of vinyl ester resin at low temperature[J]. Fiber Composites, 2002(2): 19. DOI: 10.3969/j. issn.1003 - 6423.2002.02.006

[21] Ma H, Jia Zhemin, Lau K, et al. Impact properties of glass fiber/epoxy composites at cryogenic environment[J]. Composites Part B: Engineering, 2016, 92: 210. DOI: 10.1016/j. compositesb.2016.02.013

[22] Guo Zhan, Zhu Qingxia, Wu Wenda, et al. Research on bond-slip performance between pultruded glass fiber-reinforced polymer tube and nano-$CaCO_3$ concrete [J]. Nanotechnology Reviews, 2020, 9(1): 637. DOI: 10.1515/ntrev - 2020 - 0036

[23] 贾恒瑞, 陈宗平, 陈俊睿. 高温后圆钢管再生混凝土界面黏结滑移性能及本构方程研究[J]. 工程力学, 2021, 38(10): 119
Jia Hengrui, Chen Zongping, Chen Junrui. Research on interfacial bond behavior and constitutive equation of recycled aggregate concrete filled circle steel tube after exposure to high temperature [J]. Engineering Mechanics, 38(10): 119. DOI: 10.6052/j. issn.1000 - 4750.2020.09.0691

[24] Liu Xuemei, Zhang Minhong, Chia K S, et al. Mechanical properties of ultra-lightweight cement composite at low temperatures of 0 to −60 ℃[J]. Cement and Concrete Composites, 2016, 73: 289. DOI: 10.1016/j. cemconcomp.2016.05.014

[25] 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. DOI: 10.1016/j. conbuildmat.2022.127910

[26] Miura T. The properties of concrete at very low temperatures[J]. Materials and Structures, 1989, 22(4): 243. DOI: 10.1007/BF02472556

[27] 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, 2016
Liu Linwei. Experimental study on loss of prestress caused by characteristics of concrete under low temperature [J]. Tianjin: Tianjin University, 2016. DOI: 10.7666/d. Y3174016

[28] 王秋维, 王福星, 梁林. 方钢管 UHPC 短柱轴压力学性能及承载力计算研究[J]. 西安建筑科技大学学报(自然科学版), 2022, 54(2): 298
Wang Qiuwei, Wang Fuxing, Liang Lin. Mechanical properties of square steel UHPC short column in axial compression and bearing capacity calculation study [J]. Journal of Xi′an University of Architecture & Technology (Nature Science Edition), 2022, 54(2): 298. DOI: 10.15986/j.1006 - 7930.2022.02.018

[29] Yuan Jiansong, Hadi M N S. Friction coefficient between FRP pultruded profiles and concrete [J]. Materials and Structures, 2018, 51(5): 120. DOI: 10.1617/s11527 - 018 - 1250 - 8

[30] Aghababaei M, Mahsuli M. Component damage models for detailed seismic risk analysis using structural reliability methods [J]. Structural Safety, 2019, 76: 108. DOI: 10.1016/j. strusafe.2018.08.004

[31] Virdi K S, Dowling P J. Bond strength in concrete filled circular steel tubes[R]. CESLIC Report CC11, 1975

[32] Subedi J, Wu Yifan, Bazli M, et al. Bond performance between sand coated hybrid glass-carbon FRP tubes and seawater sea sand concrete after exposure to elevated temperatures[J]. Construction and Building Materials, 2024, 446: 137984. DOI: 10.1016/j. conbuildmat.2024.137984

[33] Bazli M, Luck J D, Rajabipour A, et al. Bond-slip performance of seawater sea sand concrete filled filament wound FRP tubes under cyclic and static loads[J]. Structures, 2023, 52: 889. DOI: 10.1016/j. istruc.2023.04.037

(编辑 刘 彤)