

·土木工程·

DOI:10.12454/j.jsuese.202301006



本刊网刊

## FRP筋-变刚度夹片锚具静力性能研究

周竞洋<sup>1</sup>,汪昕<sup>1\*</sup>,丁里宁<sup>2</sup>,张晓非<sup>1</sup>,李元琪<sup>1</sup>,吴智深<sup>1</sup>

(1.东南大学 混凝土及预应力混凝土教育部重点实验室/玄武岩纤维生产及应用技术国家地方联合工程研究中心,江苏南京211189;  
2.南京林业大学 土木工程学院,江苏南京210037)

**摘要:**纤维增强复合材料(FRP)筋具有比强度高、耐腐蚀、蠕变断裂应力高等优点,是解决自重大、易腐蚀预应力钢筋/钢绞线问题的理想材料。然而,各向异性FRP筋的锚固十分困难,亟需开发一种新型高连接效率锚具。针对第一代变刚度夹片锚具(简称第一代锚具)在尺寸、安装、夹片楔进等方面存在的不足,开发了尺寸更小、锚固性能相近的第二代变刚度夹片锚具(简称第二代锚具)。试验研究了3种改性树脂浇铸体的压缩性能(增强材料分别为石英砂、玄武岩纤维和碳纤维),对比了3种锚具(第一代锚具、第二代锚具和不锈钢夹片锚具)的锚固性能。结果表明:端部劈裂和表面喷砂有利于提升光圆FRP筋与树脂之间的黏结力。具有限位作用的钢夹片小锚具可以解决多个变刚度夹片同步楔进的问题,夹片外表面粘贴不锈钢薄片有利于提升夹片楔进的能力,变刚度设计有利于缓解锚固区FRP筋的应力集中。当采用第二代锚具时,光圆 $\phi 7$ 玄武岩纤维增强复合材料(BFRP)筋、光圆 $\phi 10$ BFRP筋和光圆 $\phi 10$ 碳纤维增强复合材料(CFRP)筋的静力锚固效率 $\eta_a$ 分别为88%、86%和99%。当锚固BFRP筋时,第二代锚具的锚固效率远高于不锈钢夹片锚具( $\eta_a=78%$ ),同时接近尺寸更大的第一代锚具( $\eta_a=91%$ );当锚固CFRP筋时,第二代锚具的锚固效率与不锈钢夹片锚具相当( $\eta_a=107%$ )。

**关键词:**桥梁工程;BFRP筋;CFRP筋;变刚度夹片锚具;锚固效率

中图分类号:U443.38

文献标志码:A

文章编号:2096-3246(2025)06-0201-12

预应力钢筋/钢绞线是预应力结构的重要组成部分<sup>[1]</sup>。然而,金属材料会因锈蚀不可避免地出现预应力损失,导致结构变形增大和耐久性下降<sup>[2]</sup>。采用耐腐蚀纤维增强复合材料(fiber-reinforced polymer, FRP)替代传统钢材有望解决上述问题<sup>[3]</sup>。

碳纤维增强复合材料(carbon FRP, CFRP)具有最优的综合力学性能<sup>[4]</sup>,是当前既有结构加固和新结构增强的首选材料<sup>[5-6]</sup>,但价格较高。玄武岩纤维增强复合材料(basalt FRP, BFRP)具有突出的性价比优势<sup>[7]</sup>,但其弹性模量较低<sup>[8]</sup>,等截面替代钢材会降低结构刚度。目前,CFRP和BFRP筋/索已被逐步应用于预应力结构,如日本Hisho桥<sup>[9]</sup>、荷兰鹿特丹港Dintelhaven桥<sup>[10]</sup>和广州从埔高速边坡支护。

然而,FRP筋是各向异性材料,其横向剪切强度仅

为纵向拉伸强度的十分之一,在锚具夹持下易过早发生挤压破坏<sup>[11-13]</sup>。因此,解决FRP筋锚固问题是进一步推动其工程应用的重要前提。根据不同锚固原理,锚具分为黏结型、夹片型、黏结挤压型和自锚型<sup>[14-15]</sup>。其中,黏结型锚具依靠锚固材料与FRP筋之间的黏结力来提供锚固力,具有结构简单、受力明确、无径向应力集中等优点,但存在黏结界面的易脱黏、仅适用于小直径FRP筋等不足。夹片型锚具利用夹片与FRP筋间的摩擦力和机械咬合力提供锚固力,优点是安装快速、使用便捷且长期性能好,而不足之处在于高弹模钢夹片会对低弹模FRP筋造成挤压损伤。与夹片型锚具相比,黏结挤压型锚具的荷载传递材料与FRP筋之间还存在额外的黏结力,该方法几乎适用于锚固所有类型FRP筋和大尺寸FRP索,而不足之处在于制造过

收稿日期:2023-12-08 修回日期:2024-06-02 网络出版日期:2024-07-04

基金项目:国家自然科学基金青年基金项目(52208233);国家自然科学基金面上项目(52278244);江苏省自然科学基金青年基金项目(BK20220855);中国博士后科学基金面上项目(2022M720726);江苏省前沿技术研发计划(BF2024011)

作者简介:周竞洋(1991—),男,副研究员,博士。研究方向:复合材料拉索结构。E-mail:jingyang-zhou@seu.edu.cn

\*通信作者:汪昕,教授,E-mail:xinwang@seu.edu.cn

程相对复杂。自锚型锚具是将锚具与 FRP 拉索一体化,利用钢环和销轴固定拉索,具有构造简单、安装便捷等优点,但其盘卷性能受截面尺寸影响较大。

综合对比可知,夹片型锚具具有快速锚固和长期稳定持荷的优点,因而针对其开展研究具有现实意义。既有研究主要聚焦如何降低锚具加载端 FRP 筋的径向挤压力,常见方法包括减小夹片倾角和刚度,在夹片与钢锚杯之间设置倾角差,以及在 FRP 筋的外部增加一层低弹模金属套管。Al-Mayah 等<sup>[16]</sup>通过试验发现:钢夹片滑移量随预加载力的增加而减小;CFRP 筋的锚固性能受摩擦系数影响较小,受预加载力影响较大;低弹模夹片的锚固效率更高。Cai 等<sup>[17]</sup>通过模拟发现,夹片倾角、锚杯内倾角与夹片倾角差对 CFRP 筋的锚固性能影响较大,并得到了最优夹片倾角( $6^\circ$ )和锚杯内倾角与夹片倾角差( $0.1^\circ$ )。Terrasi 等<sup>[18]</sup>通过在 CFRP 筋表面喷涂石英砂,选用热塑性聚苯硫醚(PPS)材料制作夹片并取消 CFRP 筋外部的金属软套管,使锚固力提升了 25%,预紧力提高至 50% 极限强度。然而,上述研究主要针对高弹模 CFRP 筋,缺乏针对低弹模 BFRP 筋的优化分析。

为充分发挥 BFRP 筋的力学性能,Shi 等<sup>[19]</sup>开发了一种分段变刚度复合材料夹片锚具(下文简称第一代锚具),其原理是利用夹片弹性模量自加载端至自由端梯度的增大来实现锚固区 BFRP 筋应力均匀化。以光圆  $\phi 10$  BFRP 筋为研究对象,试验验证了第一代锚具的平均静力锚固效率为 91%,疲劳循环次数大于  $2 \times 10^6$  次,持荷 1 000 h 后筋与夹片之间的滑移量为  $0.05 \text{ mm}$ <sup>[19]</sup>。然而,与常规钢夹片锚具相比,第一代锚具存在以下不足:1) 锚具尺寸偏大,导致制造成本增加和安装难度提升;2)

复合材料夹片与钢锚杯之间的摩擦力较大,夹片随 FRP 筋同步楔进困难,可能导致筋材因径向挤压力不足而发生拔出失效。

综上所述,第一代锚具仍需要在尺寸、安装、夹片楔进等方面进行优化,以满足工程使用需求,而实现上述目标的关键在于减小锚具尺寸和降低夹片摩擦力。既有研究表明<sup>[20-21]</sup>,同时减小锚具内锥度和增加锚固长度是提升锚固效率的有效方法,但同时会增大锚具尺寸。因此,本文以第一代锚具为基础<sup>[19]</sup>,提出尺寸减小、刚度优化、夹片楔进能力提升的新型变刚度夹片锚具(下文简称第二代锚具)。通过优化分析,在保证第二代与第一代锚具锚固效率相当的前提下,减小了第二代锚具尺寸,降低了造价,并验证了锚具对不同种类 FRP 筋的普适性,缩短了新型锚具的开发周期,提升了第二代锚具的工程实用性和经济性。

## 1 变刚度夹片锚具尺寸设计

图 1 为变刚度夹片锚具示意图,其中,变刚度夹片由低弹模、中弹模和高弹模树脂基材料 3 个部分组成。由于第二代锚具(适用  $\phi 10$  BFRP 筋)的尺寸优化过程已在先前研究中进行了讨论<sup>[22]</sup>,故不再赘述。考虑到  $\phi 7$  BFRP 筋与  $\phi 10$  BFRP 筋的材料特性相同,故本文没有专门针对  $\phi 7$  BFRP 筋的锚具尺寸进行讨论,仅将第二代  $\phi 10$  BFRP 筋的锚具尺寸按照筋材理论承载力进行比例缩小。适用于  $\phi 10$  CFRP 筋和  $\phi 10$  BFRP 筋的第二代锚具尺寸相同,目的在于验证同一种锚具对不同类型 FRP 筋的普适性;除尺寸相同,图 1(d)中夹片高弹模段的弹性模量被提高至 30 GPa,夹片模量增大的依据是有限元模拟结果和现有锚固材料性能。

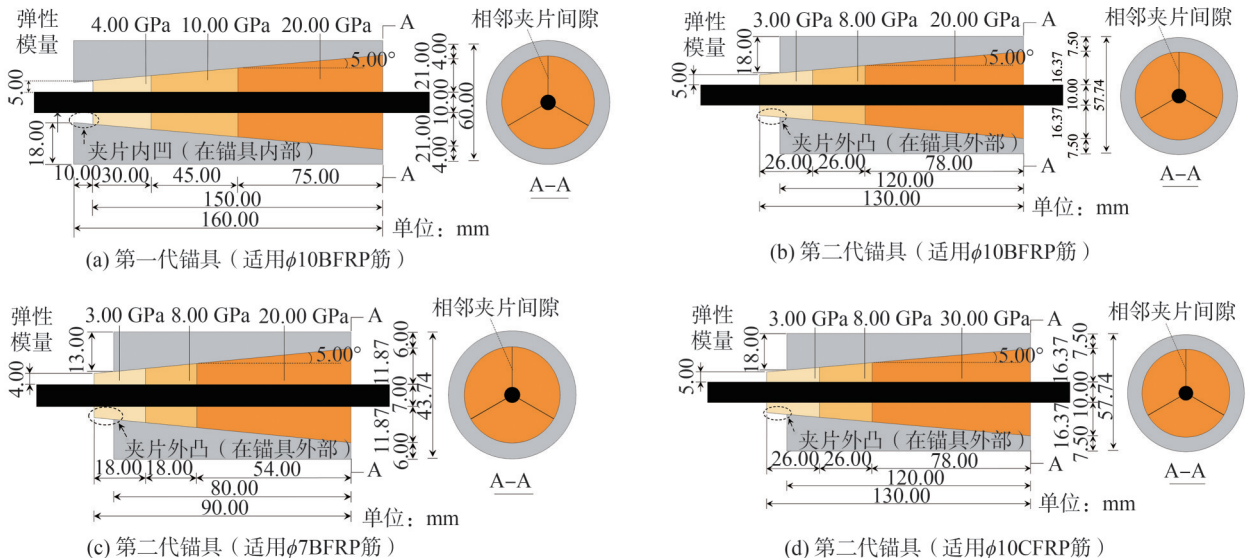


图 1 变刚度夹片锚具示意图

Fig. 1 Schematic diagrams of the variable-stiffness wedge (VSW) anchorages

两代变刚度锚具存在显著的区别。从构造上来看,第一代锚具夹片的低弹模段位于锚具内部(内凹),而第二代锚具夹片的部分低弹模段伸出锚具(外凸)。夹片伸出锚具的目的在于减小夹片楔进对FRP筋造成的挤压损伤。从尺寸上来看,当锚固 $\phi 10$ FRP筋时,第二代锚具的长度仅为第一代锚具长度的3/4,

锚具自重减轻且造价降低,提升了工程实用性。从研究范围来看,本文研究了第二代锚具对不同种类FRP筋(BFRP、CFRP)和不同直径FRP筋( $\phi 7$ 、 $\phi 10$ )的普适性,为后续简化锚固设计提供了支撑。为了更加清晰地对比两代锚具的异同,表1归纳了两代锚具的构造参数。

表1 第一代和第二代锚具的构造参数

Tab. 1 Construction parameters for the first-generation and second-generation anchorages

锚具类型	夹片位置	分段数量	锚具长度/mm	夹片长度/mm	夹片倾角/(°)	分段长度比例	分段弹模/GPa	加载端厚度/mm
第一代锚具( $\phi 10$ BFRP筋)	内凹	3	160	150	5	2:3:5	4/10/20	5
第二代锚具( $\phi 7$ BFRP筋)	外凸	3	80	90	5	1:1:3	3/8/20	4
第二代锚具( $\phi 10$ BFRP筋)	外凸	3	120	130	5	1:1:3	3/8/20	5
第二代锚具( $\phi 10$ CFRP筋)	外凸	3	120	130	5	1:1:3	3/8/30	5

## 2 变刚度夹片

### 2.1 原材料

#### 1) 树脂

夹片低弹模段和中弹模段的树脂材料及锚固材料均采用上海三悠树脂有限公司生产的常温固化树脂,树脂和固化剂的牌号分别为L-500A和L-500B,树脂与固化剂的质量比为2:1。根据生产厂家提供的数据,树脂拉伸强度、拉伸剪切强度和压缩强度分别不小于30、10和70 MPa。夹片高弹模段使用常规高温固化热固性乙烯基树脂。

#### 2) 石英砂

石英砂粒径为200~220目,外观呈白色粉末状。

#### 3) 短切纤维

短切玄武岩纤维采用浙江石金玄武岩纤维股份有限公司生产的1 200 tex无捻粗纱,纤维长度和直径分别为10 mm和13  $\mu\text{m}$ ,拉伸强度和弹性模量分别为2 500 MPa和83 GPa。短切碳纤维采用日本东丽生产的T300-12000无捻粗纱,纤维长度和直径分为10 mm和7  $\mu\text{m}$ ,拉伸强度和弹性模量分别为3 530 MPa和230 GPa。

### 2.2 性能评价

#### 2.2.1 试验方法

##### 1) 测试方法

变刚度夹片的压缩性能是决定锚具承载性能好坏的关键,因此准确评价夹片的压缩性能十分必要。夹片的压缩性能可通过树脂浇铸体进行评价,对于石英砂改性树脂,石英砂占环氧树脂的质量分数分别为20%、40%、60%、80%和100%;对于短切纤维改性树

脂,短切碳/玄武岩纤维占乙烯基树脂的质量分数为100%。

根据GB/T2567—2021<sup>[23]</sup>,浇铸体直径和高分别为10 mm和25 mm;加载速率为2 mm/min,加载设备为日本岛津AG-X plus万能试验机,最大荷载为10 kN,精度为0.1 N;每种工况测试5组。

##### 2) 计算方法

式(1)为浇铸体压缩强度计算公式:

$$\sigma_r = \frac{P_r}{F_r} = \frac{4P_r}{\pi d_r^2} \quad (1)$$

式中: $\sigma_r$ 为压缩强度,单位为MPa; $P_r$ 为最大压缩荷载,单位为N; $F_r$ 为横截面积,单位为 $\text{mm}^2$ ; $d_r$ 为横截面直径,单位为mm。

式(2)为浇铸体弹性模量计算公式:

$$E_r = \frac{4L_r \Delta P_r}{\pi d_r^2 \Delta L_r} \quad (2)$$

式中: $E_r$ 为弹性模量,单位为MPa; $L_r$ 为试件高度,单位为mm; $\Delta P_r$ 表示荷载-位移曲线上初始直线段的荷载增量,单位为N; $\Delta L_r$ 表示与荷载增量 $\Delta P_r$ 对应标距 $L_r$ 内的变形增量,单位为mm。

#### 2.2.2 试验结果与讨论

##### 1) 荷载-位移曲线

图2为树脂浇铸体荷载-位移曲线。为了更好地观察曲线上升段,将曲线横坐标最大值设为2 mm。由图2可知,与纯树脂相比,石英砂改性树脂最大荷载对应的位移随石英砂质量分数的增加而减小,这是因为改性树脂的变形主要由树脂基体贡献,树脂含量降低导致基体变形能力变差。值得注意的是,图2(a)中试件2的发展规律不同于其他试件,没有明显的峰值点,类

类似的现象还出现在图 2(c) 中。产生该现象的主要原因为上述试件除了发生竖向压缩变形, 还发生弯曲变

形, 导致试件承载力随变形增大而缓慢增大, 曲线规律表现为平缓上升。

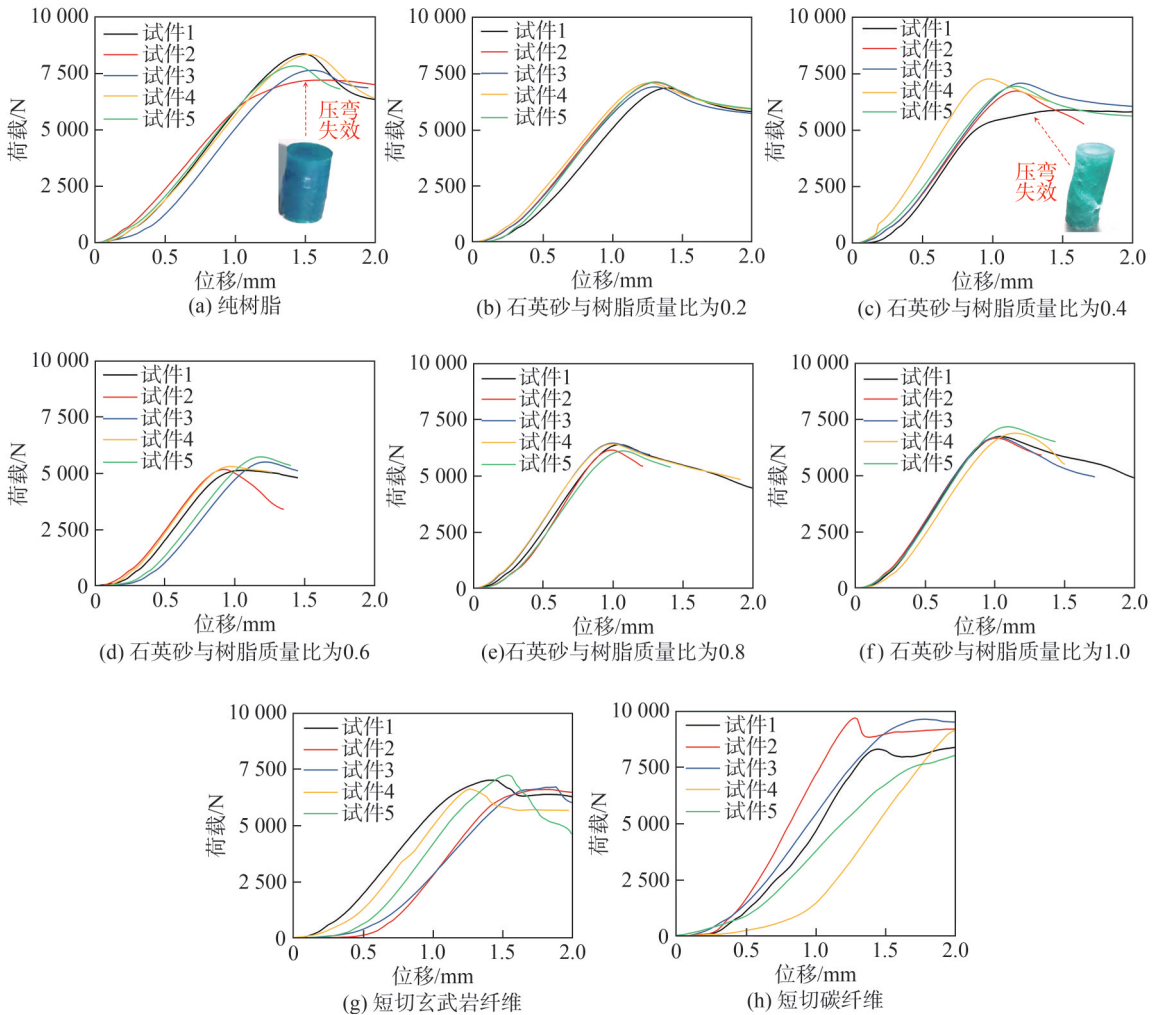


图 2 树脂浇铸体荷载-位移曲线

Fig. 2 Load-displacement curves of resin cast bodies

由图 2 还可以看出, 与纯树脂和石英砂改性树脂相比, 短切纤维改性树脂承载力最大, 且峰值后荷载保持能力也更强, 这是因为纤维本身属于高强度材料, 乱向分布的短切纤维可有效限制改性树脂横向变形和裂缝扩展, 从而提升改性树脂的强度和模量。然而, 与石英砂改性树脂相比, 短切纤维改性树脂的荷载-位移曲线离散程度更大, 这是因为短切纤维长度与浇铸体直径相同, 短切纤维在模具内部极易出现弯曲、缠绕等不规则分布形态, 故短切纤维改性树脂曲线离散性更大。

## 2) 压缩强度和弹性模量

图 3 为树脂浇铸体压缩强度和弹性模量平均值。由图 3 可以看出: 对于纯树脂, 其压缩强度和弹性模量分别为 106.6 MPa 和 3.1 GPa; 对于石英砂改性树脂, 当石英含砂量逐渐增大时, 改性树脂的压缩强度先减小后增大, 而不是随着砂含量的增大逐渐增大, 产生上述现象

的主要原因为空洞缺陷和尺寸效应。既有研究<sup>[24]</sup>表明, 当石英砂含量越高时, 改性树脂的流动性越差, 搅拌过程产生的气泡无法完全从树脂内部排出, 导致空洞缺陷不断增多, 这在一定程度上抵消了石英砂的增强效果。此外, 大尺寸浇铸体(直径为 25 mm、高为 30 mm)的压缩强度与石英砂含量之间具有正相关关系。因此, 当制备工艺和增强材料相同时, 空洞缺陷和尺寸效应影响了本文压缩强度的准确性, 后续可通过抽真空进行优化。

表 2 为短切玄武岩纤维和碳纤维改性树脂压缩试验结果, 其中, CBF 表示乙烯基树脂短切玄武岩纤维, CCF 表示乙烯基树脂短切碳纤维。由表 2 可知, 短切玄武岩纤维改性树脂  $P_r$ 、 $\sigma_r$  和  $E_r$  的变异系数分别为 3.6%、3.6% 和 6.3%, 短切碳纤维改性树脂  $P_r$ 、 $\sigma_r$  和  $E_r$  的变异系数分别为 1.1%、1.1% 和 7.1%。短切纤维改性树脂弹性模量变异系数均大于 5%, 表明短切纤维改性树脂制备工艺的稳定性有待提升。

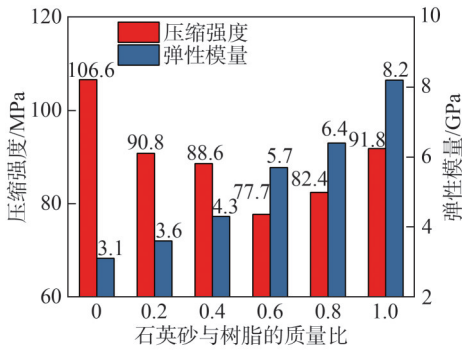


图3 树脂浇铸体压缩强度和弹性模量平均值

Fig. 3 Mean compressive strength and elastic modulus of resin casting bodies

表2 短切玄武岩纤维和碳纤维改性树脂压缩试验结果

Tab. 2 Compressive test results of the resin modified by the chopped basalt fibers and carbon fibers

试件编号	$P_f/N$		$\sigma_f/MPa$		$E_f/GPa$	
	CBF	CCF	CBF	CCF	CBF	CCF
1	8 439.3	9 587.5	107.5	122.1	18.3	28.7
2	7 939.9	9 710.7	101.1	123.7	19.3	30.2
3	8 075.2	9 652.1	102.9	123.0	21.6	33.6
4	7 969.5	9 444.8	101.5	120.3	20.8	27.9
5	8 707.2	9 470.6	110.9	120.6	19.0	30.0
平均值	8 226.2	9 573.1	104.8	122.0	19.8	31.1
标准差	299.1	102.3	3.8	1.3	1.2	2.2

2.3 夹片材料

基于图1的变刚度夹片的设计方案和浇铸体压缩试验结果,夹片的低弹模段选用环氧树脂,中弹模段选用石英砂改性环氧树脂(石英砂与环氧树脂的质量比为1)。对于BFRP筋,夹片的高弹模段选用乙烯基树脂浸润的短切玄武岩纤维;对于CFRP筋,选用乙烯基树脂浸润的短切碳纤维。

2.4 制备过程

图4为变刚度夹片制备过程。首先,将浸润乙烯基树脂的短切纤维与双向纤维布交错铺设,中间掺加纤维布是为了增强夹片整体性。随后,利用试验机和模具对铺设好的材料进行模压和定型,采用加热管将模具温度升高至120℃,模压加热过程持续约20min。最后,利用台锯将短切纤维夹片斜向切割,保留夹片高弹模段,同时对夹片高弹模段切口进行凿毛处理,以增强夹片高弹模段与中弹模段的黏结力;将石英砂改性树脂和单一环氧树脂先后倒入由两个对称半模组成的模具内,经常温固化成型。为了提升变刚度夹片随FRP筋同步楔进的能力,在变刚度夹片外表面额外粘贴了一块厚度为0.03mm的不锈钢薄片(黏结材料为环氧树脂),以减小变刚度夹片与钢锚杯之间的摩擦力。

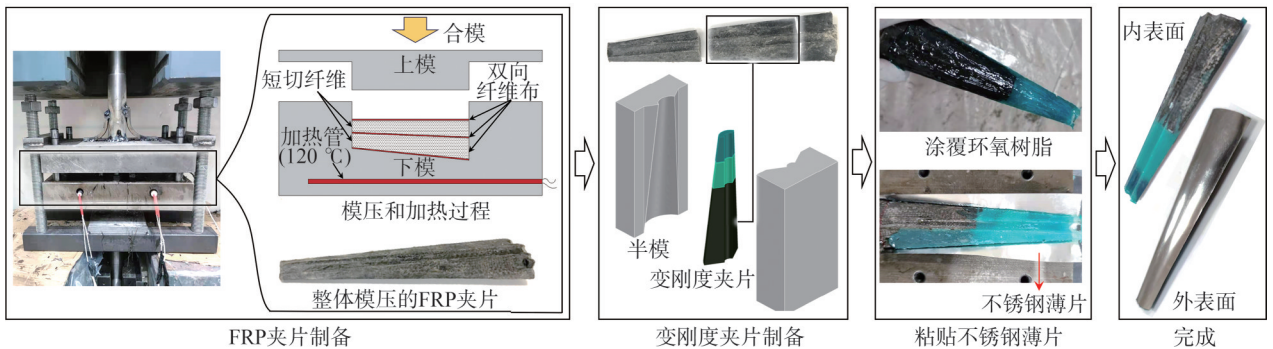


图4 变刚度夹片制备过程

Fig. 4 Manufacturing process of the VSW

3 FRP筋拉伸性能评价

3.1 原材料

FRP筋由江苏绿材谷新材料科技发展有限公司生产,纤维规格和批次与前述短切纤维一致,树脂基体为环氧树脂7100。 $\phi 7$ BFRP筋、 $\phi 10$ BFRP筋和 $\phi 10$ CFRP筋的实测直径分别为7.1、9.7和9.6mm(排水法测量),相应的纤维体积分数分别为70%、70%和76%。

3.2 试验与计算方法

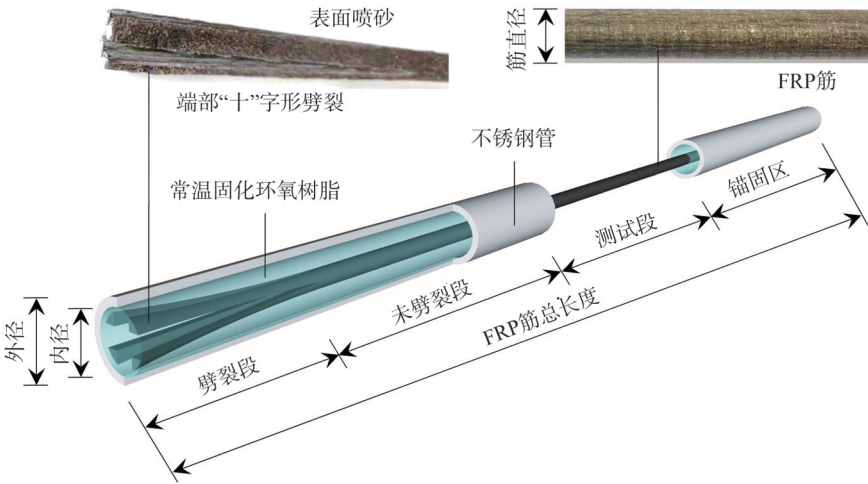
3.2.1 锚固与加载

表3为3种FRP筋的锚固尺寸。锚固材料采用常温固化三悠环氧树脂,与第2.1节制备夹片使用的树脂相同。

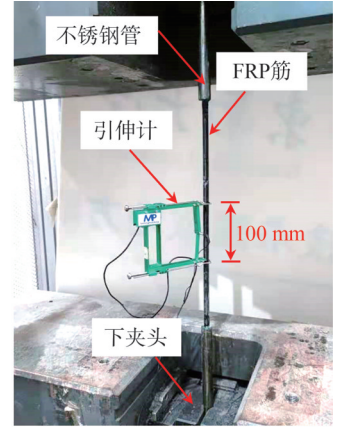
图5(a)为3种FRP筋的锚固细节。为了增大黏结材料与钢管之间的黏结力,采用钢丝管道刷对钢管内壁进行除锈和刻痕,随后使用酒精清洗钢管内壁的油污和铁屑。与直径相同的带肋FRP筋相比,表面平整的光圆FRP筋与树脂之间的黏结力相对较弱,这会导致FRP筋与锚固材料之间发生早期脱黏破坏。为解决该问题,从增大黏结面积和提升界面黏结力两个方面进行优化,相应的方法分别为端部“十”字形劈裂和表面喷砂(砂种类为石榴石砂,砂粒径为0.45~1.00mm)。根据FRP筋截面积进行强度换算, $\phi 7$ BFRP筋的理论承载力约为 $\phi 10$ BFRP筋的50%,采用端部劈裂方法可以提供足够的锚固力,故未对 $\phi 7$ BFRP筋的表面进行喷砂处理。

表3 3种FRP筋的锚固尺寸  
Tab. 3 Anchorage sizes of three types of FRP tendons

筋类别	直径/mm		总长度/mm	测试段长度/mm	锚固区长度/mm		喷砂	钢管直径/mm	
	名义	实测			劈裂段	未劈裂段		内径	外径
$\phi 7\text{BFRP}$	7	7.1	1 000	500	100	150	否	10	14
$\phi 10\text{BFRP}$	10	9.7	1 000	400	100	200	是	14	18
$\phi 10\text{CFRP}$	10	9.6	1 000	400	100	200	是	14	18



(a) 锚固细节



(b) 加载过程

图5 FRP筋的锚固与加载

Fig. 5 Anchoring and loading for FRP tendons

图5(b)为FRP筋的加载过程,加载方法依据GB/T 30022—2013<sup>[25]</sup>。由于试验未在集中的时间段完成,因此加载设备采用了两台不同的万能试验机,一台为深圳万测万能试验机,最大加载力和精度分别为2 000 kN和0.01 kN;另一台为瑞士w+b万能试验机,最大加载力和精度分别为1 000 kN和0.001 kN。采用位移加载,拉伸速率为2 mm/min。拉伸应变由引伸计测量,其标距和精度分别为100 mm和0.001 mm,荷载和位移由试验机内置传感器收集。为了计算弹性模量,需要采集20%和50%极限拉伸荷载和该荷载下的拉伸应变。因此,当拉伸荷载超过50%极限拉伸荷载后,将引伸计拆除,以防筋材破断对引伸计造成损伤。每种FRP筋的有效试件数量为5。

### 3.2.2 计算方法

FRP筋的拉伸性能根据GB/T 30022—2013<sup>[25]</sup>进行计算,锚固效率根据GB/T 14370—2015<sup>[26]</sup>和GB50608—2020<sup>[27]</sup>进行计算,见式(3)~(7)。

$$\sigma_u = \frac{F_u}{A_{st}} \quad (3)$$

$$E_L = \frac{F_1 - F_2}{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2) A_{st}} \quad (4)$$

$$\varepsilon_u = \frac{F_u}{E_L A_{st}} \quad (5)$$

$$f_{fpk} = f_a - 1.645\sigma \quad (6)$$

$$\eta_a = \frac{f_a}{f_{fpk}} \quad (7)$$

式(3)~(7)中: $\sigma_u$ 为拉伸强度,单位为MPa; $F_u$ 为极限拉伸荷载,单位为kN; $A_{st}$ 为横截面积,单位为 $\text{mm}^2$ ; $E_L$ 为拉伸弹性模量,单位为GPa; $\varepsilon_u$ 为极限拉伸应变; $F_1$ 和 $F_2$ 分别为20% $F_u$ 和50% $F_u$ ; $\varepsilon_1$ 和 $\varepsilon_2$ 分别为 $F_1$ 和 $F_2$ 作用下的拉伸应变; $f_{fpk}$ 、 $f_a$ 和 $\sigma$ 分别为拉伸强度标准值、平均值和标准差,单位为MPa; $\eta_a$ 为锚固效率。

## 3.3 试验结果与讨论

### 3.3.1 失效模式

图6为3种FRP筋拉伸失效模式。由图6可知:FRP筋在测试段发生理想的细丝状炸裂破坏,表明FRP筋的强度得到了充分发挥。FRP筋-树脂界面及树脂-钢管界面未发现脱黏现象,表明端部劈裂和表面喷砂及钢管内壁刻槽可以实现光圆FRP筋的有效锚固(锚固长度不大于300 mm),这对于节约锚固材料和准确评价筋材力学性能具有显著意义。该锚固方法可为不同直径和不同类型FRP筋拉伸性能测试提供参考。

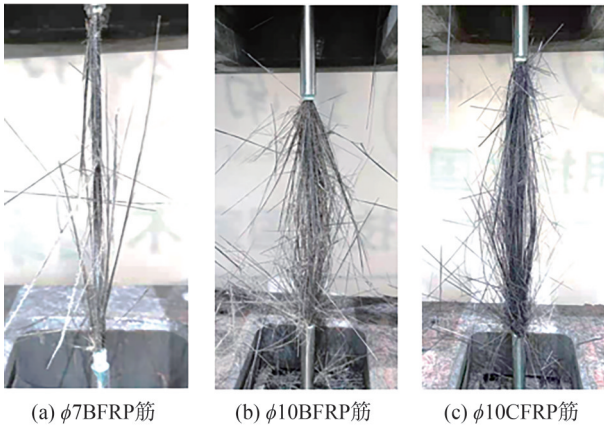


图 6 3种FRP筋的失效模式

Fig. 6 Failure modes of three types of FRP tendons

3.3.2 荷载-位移曲线

图 7 为 3 种 FRP 筋的荷载-位移曲线。

由图 7 可以看出,3 种 FRP 筋的拉伸荷载-位移曲线近似呈线性增长规律,这与 FRP 筋线弹性特性基本一致,曲线稳定增长段进一步验证了 FRP 筋-树脂界面及树脂-钢管界面具有可靠的黏结力。由于 CFRP 筋断裂伸长率小于 BFRP 筋,当二者的测试段长度相同时,φ10CFRP 筋拉伸变形能力(延性)会低于 φ10BFRP 筋。

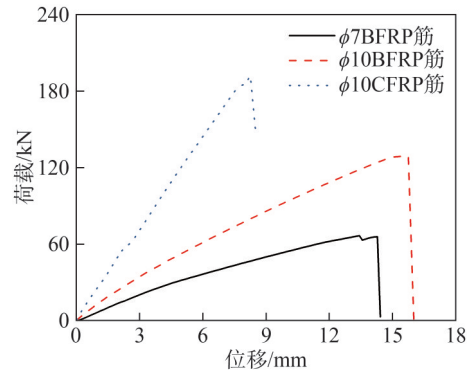


图 7 3种FRP筋的荷载-位移曲线

Fig. 7 Load-displacement curves of three types of FRP tendons

对于实际工程,单独使用低延性 CFRP 筋会导致增强结构变形能力不足,一般需与高延性钢材混合使用,如:混合布置拉索桥梁结构和 FRP 筋-钢筋混合配筋以增强混凝土结构。

3.3.3 拉伸强度与弹性模量

表 4 为 FRP 筋拉伸性能试验值和计算值。由表 4 可知,所有数据的变异系数均不大于 2.9%,表明该批次 FRP 筋具有稳定的力学性能,可为锚固效率评价提供计算依据。

表 4 3种FRP筋拉伸性能试验值和计算值

Tab. 4 Experimental and calculated values of tensile properties of three types of FRP tendons

筋类别	实测直径/mm	锚具长度/mm	平均值(变异系数)			
			$F_u$ /kN	$\sigma_u$ /MPa	$E_L$ /GPa	$f_{fpk}$ /MPa
φ7BFRP	7.1	250	65(1.5%)	1 694(1.5%)	60(2.2%)	1 652
φ10BFRP	9.7	300	127(2.9%)	1 720(2.9%)	58(1.4%)	1 637
φ10CFRP	9.6	300	196(1.8%)	2 703(1.8%)	175(2.1%)	2 623

4 FRP筋-锚具组装件拉伸性能评价

4.1 安装流程

4.1.1 FRP筋-变刚度夹片锚具组装件

图 8 为 FRP 筋-变刚度夹片锚具安装流程。由图 8 可知,变刚度夹片锚具组装件由变刚度夹片锚具、辅

助钢夹片锚具和 FRP 筋组成,安装过程主要包括变刚度夹片安装、变刚度夹片预紧和辅助钢夹片锚具安装。将变刚度夹片、FRP 筋和钢锚杯进行初步组装,并手动压紧夹片;将变刚度夹片锚具与穿心式千斤顶对接,并置于反力架中心。通过顶升千斤顶活塞和控制荷载,将变刚度夹片整体顶推至预设位置。

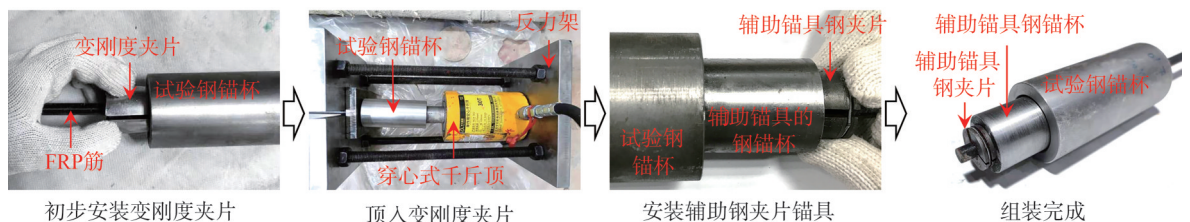


图 8 FRP筋-变刚度夹片锚具安装流程

Fig. 8 Fabrication of the FRP tendon-VSW anchorage assembly

为了保证多个变刚度夹片同步楔进,在变刚度夹片锚具端部额外安装了一组辅助钢夹片锚具,其原理

是利用钢夹片锚具限制夹片自由端轴向位移,从而实现多个夹片同步楔进。辅助钢夹片锚具的钢锚杯和夹

片材质均为 20Cr, 钢锚杯外径、长度和内锥度分别为 37 mm、39 mm 和  $7^\circ$ , 钢夹片长度和外径分别为 36 和 26 mm。

#### 4.1.2 FRP 筋-不锈钢夹片锚具组装件

图 9 为商业化 CFRP 筋-不锈钢夹片锚具, 由一体式钢夹片、钢锚杯和连接段组成。钢夹片内部倾角和长度分别为  $3^\circ$  和 200 mm, 受荷端外径为 15 mm, 另一端外径和内径分别为 25 和 10 mm; 锚具有效锚固段长度为 180 mm, 受荷端内径为 15 mm, 螺纹段外径和内径分别为 33 和 25 mm; 连接段长度为 300 mm, 其作用是试验机夹头直接接触, 避免锚具被直接夹持而出现变形和损坏, 影响锚固效率。与变刚度夹片锚具相比, 不锈钢夹片锚具尺寸更大, 安装要求更高。

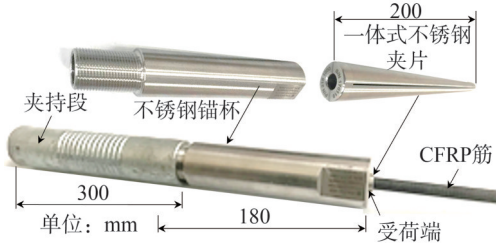


图 9 CFRP 筋-不锈钢夹片锚具组装件

Fig. 9 Fabrication of the CFRP tendon-stainless steel wedge anchorage assembly

## 4.2 试验结果与讨论

### 4.2.1 失效模式

#### 1) FRP 筋-变刚度夹片锚具组装件

图 10 为 FRP 筋-变刚度夹片锚具组装件失效模式。由图 10 可知: 由于夹片在装配时被预紧, 故在加载初期未发生楔进; 随着荷载逐渐增大, 夹片与锚杯之间的摩擦力已无法提供更大的承载力, 夹片开始随 FRP 筋同步楔进, 以保证夹片对 FRP 筋具有稳定的夹持力, 避免 FRP 筋与夹片之间出现滑移。

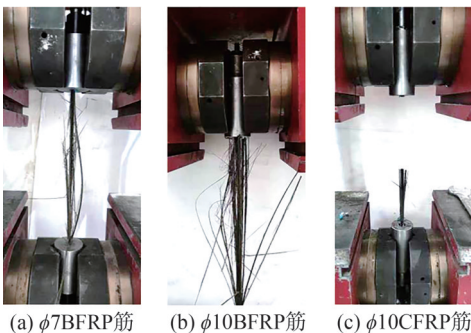


图 10 FRP 筋-变刚度夹片锚具失效模式

Fig. 10 Failure modes of the FRP tendon-VSW anchorage assemblies

$\phi 7$ BFRP 和  $\phi 10$ BFRP 筋的破坏始于锚具端部外侧纤维断裂, 随后剩余纤维因无法继续承受荷载而在短时间内发生集中破断。 $\phi 10$ CFRP 筋发生了剪切

破坏, 这是因为 CFRP 筋横向抗剪能力优于 BFRP 筋, 当横向应力集中接近筋材强度时, CFRP 筋局部断丝会造成整体破断且破断前几乎没有任何预兆。综上, 变刚度夹片可对光圆 BFRP 筋和光圆 CFRP 筋实现稳定夹持, 同时实现 BFRP 筋多丝断裂破坏。

#### 2) FRP 筋-不锈钢夹片锚具组装件

图 11 为 FRP 筋-不锈钢夹片锚具组装件失效模式。由图 11 可知, BFRP 筋在不锈钢夹片挤压作用下发生了局部横向剪切破坏, 破坏过程为外层纤维先断裂, 并逐步向内层延伸, 断裂的纤维呈粗丝状。BFRP 筋过早破坏的原因在于其横向抗剪强度较低且弹性模量远小于不锈钢夹片, 高弹模不锈钢夹片在楔进过程中会对 BFRP 筋造成挤压损伤。与不锈钢夹片锚具相比, 变刚度夹片锚具的锚固长度仅为 120 mm, 但是 BFRP 筋却发生了丝状断裂破坏。由此可知, 变刚度设计可在锚固长度较短的情况下有效缓解 BFRP 筋的应力集中, 充分发挥 BFRP 筋材料性能。前已述及, 不锈钢夹片锚具是根据 CFRP 筋的力学性能进行优化和制造的, 因此可以避免钢夹片对 CFRP 筋的挤压损伤, 实现 CFRP 筋理想的丝状破坏。



图 11 FRP 筋-不锈钢夹片锚具组装件失效模式

Fig. 11 Failure modes of the FRP tendon-stainless steel wedge anchorage assemblies

### 4.2.2 荷载-位移曲线

为了更好地对比第二代锚具和不锈钢夹片锚具的受力特点, 针对不同类型 FRP 筋和锚具分别选取承载力最大的一组试件进行分析。图 12 为 FRP 筋-锚具组装件荷载-位移曲线。由图 12 可知:  $\phi 7$ BFRP 筋的荷载-位移曲线近似呈线性规律且无明显的波动段, 表明变刚度夹片锚具可对  $\phi 7$ BFRP 筋实现稳定锚固;  $\phi 10$ BFRP 筋荷载-位移曲线在上升段出现了小幅波动, 该现象是由夹片楔进引起的;  $\phi 7$ BFRP 筋和  $\phi$

10BFRP筋拉伸变形差异较大,这是因为安装锚具时并未严格统一BFRP筋的受力长度。此外,受力段长度不一致并不会影响锚固效率。

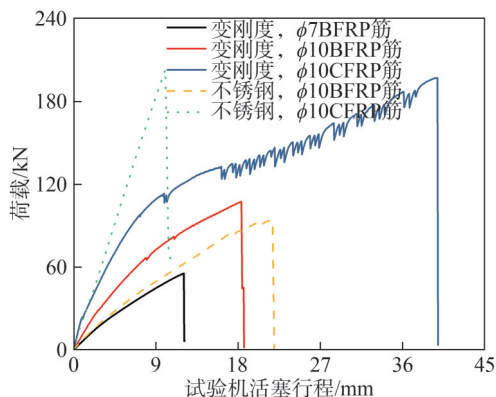


图 12 FRP筋-不同锚具组装件荷载-位移曲线

Fig. 12 Load-displacement curves of the FRP tendon-different anchorage assemblies

由图 12 还可看出:φ10CFRP筋荷载-位移曲线呈现多段波动规律且破断时的滑移量达到了 40 mm,这是因为CFRP筋强度远高于BFRP筋,且锚固长度仅为 120 mm,因此只有夹片持续发生楔进才能为CFRP筋

表 5 FRP筋-锚具组装件静力锚固性能测试结果

Tab. 5 Testing results for the static anchoring behavior of the FRP tendon-anchorage assemblies

锚固方法	筋材类别	实测直径/mm	锚具长度/mm	试件个数	平均值(变异系数)			
					$F_u$ /kN	$\sigma_u$ /MPa	$E_L$ /GPa	$\eta_a$ %
不锈钢夹片锚具	BFRP	9.7	180	1	94	1 271	58	78
	CFRP	9.6	180	1	204	2 819	176	107
第二代锚具	BFRP	7.1	80	5	58(2.2%)	1 456(2.2%)	60(1.6%)	88
	BFRP	9.7	120	5	105(2.6%)	1 420(2.6%)	58(1.3%)	86
第一代锚具 <sup>[9]</sup>	CFRP	9.6	120	5	187(3.0%)	2 586(3.0%)	175(1.8%)	99
	BFRP	9.7	160	5	111(1.3%)	1 503(1.3%)	59(1.4%)	91

## 5 结论

本文在第一代锚具基础上,开发了尺寸更小、锚固性能相当的第二代锚具。主要结论如下:

1)对于第二代锚具,夹片低弹模段为环氧树脂,中弹模段为石英砂改性环氧树脂(石英砂与树脂质量比为 1),高弹模段为浸润乙烯基树脂的短切纤维和双向纤维布。

2)端部“十”字形劈裂和表面喷砂有利于提升光圆FRP筋与树脂之间的黏结力。辅助钢夹片锚具可以解决多个变刚度夹片不同步楔进的问题,外贴不锈钢薄片可提升变刚度夹片随FRP筋同步楔进的能力。

3)变刚度设计有利于缓解锚固区FRP筋的应力集中。第二代锚具对φ7BFRP、φ10BFRP和φ10CFRP筋的锚固效率分别为 88%、86%和 99%。

提供足够的锚固力,避免CFRP筋出现滑移。当CFRP筋承受的径向挤压力超过筋材强度时,筋材发生突然破断,这与图 11(b)中的失效模式基本一致。

### 4.2.3 静力锚固性能

表 5 为 FRP 筋-锚具组装件静力锚固性能测试结果。由表 5 可知,锚固方法对 FRP 筋弹性模量的影响较小,而对拉伸强度的影响较大。对于不锈钢夹片锚具,φ10BFRP筋和φ10CFRP筋的锚固效率分别为 78%和 107%,表明同一种不锈钢夹片锚具无法同时适用于低弹模 BFRP 筋和高弹模 CFRP 筋。第二代锚具对 φ7BFRP 筋和 φ10BFRP 筋的锚固效率分别为 88%和 86%,接近第一代锚具(91%),表明第二代锚具在锚固长度缩短 25%的前提下,其锚固效率仍能达到第一代锚具的 95%,进一步验证了第二代锚具的可靠性;第二代锚具对 φ10CFRP 筋的锚固效率为 99%,远大于规范要求的 90%,表明第二代锚具对低弹模 BFRP 筋和高弹模 CFRP 筋均具有普适性,工程实用性高于不锈钢夹片锚具。与不锈钢夹片锚具相比,长度更短的第二代锚具有效缓解了低弹模 BFRP 筋的应力集中,从而充分发挥 BFRP 筋母材性能。

4)对于 BFRP 筋,第二代锚具的锚固效率远高于不锈钢夹片锚具( $\eta_a=78\%$ ),同时接近尺寸更大的第一代锚具( $\eta_a=91\%$ );对于 CFRP 筋,第二代锚具的锚固效率远高于规范要求的 90%,与不锈钢夹片锚具相当。

后续拟进一步开展如下工作:

1)持续优化变刚度夹片锚具尺寸和夹片材料,提升制备工艺,降低成本。

2)开展 FRP 筋-变刚度夹片锚具冲击性能研究,进一步增强变刚度夹片锚具的工程实用性。

### 参考文献:

[1] Department of China Journal of Highway and Transport. Review on China's bridge engineering research: 2021[J]. China Journal of Highway and Transport, 2021, 34(2): 1-97. [《中国公路学报》编辑部.中国桥梁工程学术综述 2021[J].中国公路学报,2021,34(2):1-97.]

- [2] Wang Qiang, Zhu Hong, Zhang Bai, et al. Anchorage systems for reinforced concrete structures strengthened with fiber-reinforced polymer composites: State-of-the-art review[J]. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 2020,39(9/10):327–344.
- [3] Shi Jianzhe, Wang Xin, Wu Zhishen, et al. Optimization of anchorage and deviator for concrete beams prestressed with external fiber-reinforced polymer tendons[J]. *Composite Structures*, 2022,297:115970.
- [4] Mei Kuihua, Li Xue, Li Yu, et al. Study on static performance of large-tonnage anchorage system with CFRP cable[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2022,35(2):76–87. [梅葵花,李雪,李宇,等.大吨位CFRP拉索锚固系统静力性能研究[J].*中国公路学报*,2022,35(2):76–87.]
- [5] Zhou Jingyang, Wang Xin, Wu Zhishen, et al. A large-tonnage high-strength CFRP cable-anchor system: Experimental investigation and FE study[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2022,26(5):04022053.
- [6] Ai Pengcheng, Feng Peng, Lin Hongwei, et al. Novel self-anchored CFRP cable system: Concept and anchorage behavior[J]. *Composite Structures*, 2021,263:113736.
- [7] Zhou Jingyang, Wang Xin, Wu Zhishen, et al. Study on static behavior of high-strength CFRP cable bending anchoring system[J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2022,35(2):88–97. [周竞洋,汪昕,吴智深,等.FRP拉索锚固体系优化及其静力性能评价[J].*中国公路学报*, 2022,35(2):88–97.]
- [8] Shi Jianzhe, Wang Xin, Huang Huang, et al. Relaxation behavior of prestressing basalt fiber-reinforced polymer tendons considering anchorage slippage[J]. *Journal of Composite Materials*, 2017,51(9):1275–1284.
- [9] Karbhari V M. Use of composite materials in civil infrastructure in Japan[R]. California: University of California, 1998.
- [10] Grace N F, Navarre F C, Nacey R B, et al. Design-construction of bridge street bridge—First CFRP bridge in the United States[J]. *PCI Journal*, 2002,47(5):20–35.
- [11] Shi Jianzhe, Wang Xin, Ding Lining, et al. Degradation of creep behaviors of basalt fiber-reinforced polymer tendons in salt solution[J]. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 2018,30(12):04018317.
- [12] Liu Yue, Zwingmann B, Schlaich M. Carbon fiber reinforced polymer for cable structures—A review[J]. *Polymers*, 2015,7(10):2078–2099.
- [13] Wang Xin, Zhou Jingyang, Ding Lining, et al. Static behavior of circumferential stress-releasing anchor for large-capacity FRP cable[J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2020,25:04019127.
- [14] Wang Xin, Zhou Jingyang, Song Jinhui, et al. Theoretical analysis on integral anchor for large-tonnage FRP composites cable[J]. *Acta Materiae Composite Sinica*, 36(5):1169–1178. [汪昕,周竞洋,宋进辉,等.大吨位FRP复合材料拉索整体式锚固理论分析[J].*复合材料学报*,2019,36(5):1169–1178.]
- [15] 国家质量监督检验检疫总局,中国国家标准化管理委员会.结构用纤维增强复合材料拉索:GB/T 35156—2017[S].北京:中国标准出版社,2017.
- [16] Al-Mayah A, Soudki K, Plumtree A. Novel anchor system for CFRP rod: Finite-element and mathematical models[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2007,11(5):469–476.
- [17] Cai Dongsheng, Xu Zhaohui, Yin Jie, et al. A numerical investigation on the performance of composite anchors for CFRP tendons[J]. *Construction and Building Materials*, 2016,112:848–855.
- [18] Terrasi G P, Affolter C, Barbezat M. Numerical optimization of a compact and reusable pretensioning anchorage system for CFRP tendons[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2011,15(2):126–135.
- [19] Shi Jianzhe, Wang Xin, Zhang Lei, et al. Composite-wedge anchorage for fiber-reinforced polymer tendons[J]. *Journal of Composites for Construction*, 2022,26(2):04022005.
- [20] Zhou Jingyang, Wang Xin, Peng Zheqi, et al. Evaluation of a large-tonnage FRP cable anchor system: Anchorage design and full-scale experiment[J]. *Engineering Structures*, 2022, 251:113551.
- [21] Zhou Jingyang, Wang Xin, Ding Lining, et al. Numerical and experimental study on large-diameter FRP cable anchoring system with dispersed tendons[J]. *Buildings*, 2023,13(1):92.
- [22] Li Yuanqi. Optimization design and performance of variable-stiffness wedge anchorage based for FRP tendon[D]. Nanjing: Southeast University, 2022. [李元琪.FRP筋复合材料变刚度夹片锚优化设计及性能研究[D].南京:东南大学,2022.]
- [23] 国家市场监督管理总局,中国国家标准化管理委员会.树脂浇铸体性能试验方法:GB/T 2567—2021[S].北京:中国标准出版社,2021.
- [24] Zhou Jingyang, Wang Xin, Peng Zheqi, et al. Optimization of load transfer component for FRP cable anchor system[J]. *Composite Structures*, 2022,282:115009.
- [25] 国家质量监督检验检疫总局,中国国家标准化管理委员会

会.纤维增强复合材料筋基本力学性能试验方法:GB/T 30022—2013[S].北京:中国标准出版社,2014.

[26] 国家质量监督检验检疫总局,中国国家标准化管理委员会.预应力筋用锚具、夹具和连接器:GB/T 14370—

2015[S].北京:中国标准出版社,2016.

[27] 中华人民共和国住房和城乡建设部,国家市场监督管理总局.纤维增强复合材料工程应用技术标准:GB 50608—2020[S].北京:中国计划出版社,2020.

## Study on Static Behavior of FRP Tendon-Variable Stiffness Wedge Anchorage

ZHOU Jingyang<sup>1</sup>, WANG Xin<sup>1\*</sup>, DING Lining<sup>2</sup>, ZHANG Xiaofei<sup>1</sup>, LI Yuanqi<sup>1</sup>, WU Zhishen<sup>1</sup>

(1.Key Laboratory of C & PC Structures Ministry of Education, National and Local Unified Engineering Research Center for Basalt Fiber Production and Application Technology, Southeast University, Nanjing 211189, China;

2.School of Civil Engineering, Nanjing Forestry University, Nanjing 210037, China)

### Abstract:

**Objective** The fiber-reinforced polymer (FRP) tendon possesses high specific strength, good corrosion resistance, and high creep rupture stress, making it an ideal material to resolve the critical issues of excessive weight and corrosion in prestressed steel bars or strands. However, developing a novel anchorage with high connection efficiency is essential due to the anchoring challenges associated with anisotropic FRP tendons. The second-generation variable-stiffness wedge (VSW) anchorage, referred to as the second-generation anchorage, is developed to address the limitations of the first-generation VSW anchorage, including size, assembly complexity, cost, and wedge follow-up, while maintaining comparable anchoring performance. The development cycle of new anchorages can be significantly shortened by verifying the universal applicability of the second-generation VSW anchorage to various FRP tendons, enhancing engineering practicality and cost-effectiveness.

**Methods** Firstly, three types of epoxy resin cast bodies modified with quartz sand, basalt fiber, and carbon fiber, respectively, were prepared to evaluate their compressive behavior. The failure mode and load-displacement curve of the cast bodies were analyzed, and the compressive strength and elastic modulus were calculated based on the testing standards. Secondly, the VSWs were manufactured using the molding method. Composite layers consisting of chopped fibers impregnated with vinyl resin and bidirectional fiber cloth were alternately stacked to enhance structural integrity. The layered materials were compression-molded at 120 °C for 20 minutes using a hydraulic press. Post-machining involved angular cutting of high-modulus segments followed by surface roughening to improve interfacial bonding. A dual-material system (quartz-modified resin and epoxy resin) was cast in a split mold for ambient curing. A 0.03 mm stainless steel foil was epoxy-bonded to the collet surface to reduce friction and enhance wedging synchronization with FRP tendons. Thirdly, the end-splitting and surface sandblasting anchoring methods were utilized to investigate the tensile properties of BFRP and CFRP tendons. Fourthly, an auxiliary set of steel wedges was installed at the end of the VSW anchorages to achieve synchronous wedging action of multiple wedges. Three types of anchorages were compared: the first-generation anchorage, the second-generation anchorage, and the stainless steel wedge anchorage. The static anchoring performance of these anchorages was evaluated through static tensile tests.

**Results and Discussions** The findings indicated that the displacement corresponding to the maximum load of the quartz sand-modified resin decreased with the increasing mass fraction of quartz sand compared to pure resin. This behavior was attributed to the resin matrix's dominant contribution to deformation, where reduced resin content diminished the matrix's deformation capacity. In contrast to both pure resin and quartz sand-modified resin, the chopped fiber-modified resin exhibited superior load-bearing capacity and enhanced post-peak load retention. This improvement primarily resulted from the inherent high strength of the fibers and the effective constraint on transverse deformation and crack propagation achieved through the randomly distributed chopped fibers, which collectively improved the modified resins' strength and modulus. The compressive strength and elastic modulus of the pure resin were measured as 106.6 MPa and 3.1 GPa, respectively. For the quartz sand-modified resin, the compressive strength initially decreased and then increased with rising sand content, rather than exhibiting a monotonic growth trend. When maintaining identical preparation processes and reinforcement materials, the accuracy of the compressive strength was influenced by void defects and size effects. Subsequent optimization was achieved through vacuum degassing to mitigate these interfacial imperfections. The processes of end splitting and surface sandblasting were beneficial for enhancing the interfacial bonding capacity between the FRP tendons and resin. The small steel wedge anchorage with a limiting action effectively addressed the issue of asynchronous sliding among multiple VSWs, and the stainless steel sheet attached to the outer surface of the VSWs contributed to improving their sliding capability with the FRP tendons. The variable-stiffness design was advantageous in mitigating stress concentration in the FRP tendons within the anchoring area. The anchoring efficiency ( $\eta_a$ ) for round  $\phi 7$  BFRP tendons, round  $\phi 10$  BFRP tendons, and round  $\phi 10$  CFRP tendons using the second-generation anchorages was recorded as 88%, 86%, and 99%, respectively. When BFRP tendons were anchored, the anchoring efficiency of the second-generation anchorages significantly surpassed that of the steel wedge anchorages ( $\eta_a = 78\%$ ) and approached that of the first-generation anchorages with larger anchorage size ( $\eta_a = 91\%$ ).

When CFRP tendons were anchored, the anchoring efficiency achieved by the second-generation anchorages remained comparable to that attained by the stainless steel wedge anchorage ( $\eta_a=107\%$ ).

**Conclusions** For the second-generation anchorage, the VSW consists of three segments with varying elastic moduli: a low-elastic-modulus segment made of epoxy resin, a medium-elastic-modulus segment composed of quartz sand-modified epoxy resin (with a quartz sand to resin mass ratio of 100%), and a high-elastic-modulus segment incorporating vinyl resin-impregnated chopped fibers and bidirectional fiber fabric. The end splitting combined with surface sandblasting effectively enhances the bond strength between smooth FRP tendons and resin. The auxiliary steel wedge anchorage resolves the asynchronous wedging problem of multiple VSWs, while externally bonded stainless-steel thin sheets improve the synchronous wedging capability of VSWs with FRP tendons. The variable-stiffness design significantly mitigates stress concentration in FRP bars within the anchorage zone. For BFRP tendons, the second-generation anchorage achieves substantially higher efficiency than stainless-steel wedge anchors while approaching the performance of larger first-generation anchors. For CFRP tendons, the efficiency not only exceeds the code-specified requirement of 90% but also matches that of stainless-steel wedge anchorages. Future work will focus on continuous optimization of variable-stiffness wedge dimensions and materials, as well as refining manufacturing processes to reduce production costs. Further investigation of the impact performance of FRP tendon-VSW anchorages will also enhance their engineering applicability.

**Key words:** bridge engineering; BFRP tendon; CFRP tendon; variable-stiffness wedge anchorage; anchoring efficiency

(编辑 李轶楠)

引用格式: Zhou Jingyang, Wang Xin, Ding Lining, et al. Study on static behavior of frp tendon-variable stiffness wedge anchorage[J]. *Advanced Engineering Sciences*, 2025, 57(6): 201-212. [周竞洋, 汪昕, 丁里宁, 等. FRP筋-变刚度夹片锚具静力性能研究[J]. *工程科学与技术*, 2025, 57(6): 201-212.]