

拉挤型 GFRP 管-混凝土-圆钢管双壁空心柱的轴压性能

弓颢钊^{1,2}, 杨文伟^{1,2*}, 陈志伟^{1,2}, 曹一波^{1,2}

(1. 宁夏大学土木与水利工程学院, 宁夏银川 750021;

2. 宁夏土木工程防震减灾工程技术研究中心, 宁夏银川 750021)

摘要:为探究拉挤型玻璃纤维增强聚合物(GFRP)管-混凝土-圆钢管双壁空心柱的受力机理及其承载性能,以 GFRP 管厚度、混凝土强度、截面空心率、钢管厚度、抗滑栓钉层数及截面形式为参数制作了 13 根组合柱试件,并对该新型柱进行了轴压承载力试验。结果表明,该空心组合柱存在三种典型的破坏形态,GFRP 管厚度和混凝土强度对构件的轴压性能影响显著,抗滑栓钉层数的增加有利于提升空心组合柱的承载力。结合组合柱的试验结果并基于极限平衡理论,推导出了该组合柱的承载力计算公式,承载力模型计算结果与试验结果吻合较好。

关键词:拉挤型 GFRP 管-混凝土-圆钢管双壁空心柱;承载力;轴压性能;受力机理;计算模型

中图分类号:TU375.3 **文献标志码:**A

玻璃纤维增强聚合物(glass fiber reinforced polymer, GFRP)引入建筑及桥梁等工程中已超过 30 多年的历史,主要侧重于 GFRP 筋、小型配件及对混凝土结构的加固补强等^[1-2]。研究者主要围绕缠绕型 GFRP-混凝土-钢组合构件进行了大量研究,如缠绕型 GFRP 管约束混凝土组合实心柱^[3-6](concrete-filled fiber reinforced polymer (FRP) tube, CFRT)、缠绕型 GFRP 管-混凝土-型钢组合柱^[7-8]、缠绕型 GFRP 管-混凝土-钢管组合柱(double-tube composite column, DTCC)等^[9-11]。近年来,随着 FRP 成型技术的发展,拉挤型 GFRP 管材的质量不断提升,其在土木工程中的应用范围亦得到了长足发展^[12-13],拉挤型 GFRP 空管柱、拉挤型 GFRP 管-混凝土-型钢组合柱的研究也正在起步,但对拉挤型 GFRP 管-混凝土-钢管组合双壁空心柱承载性能的研究还鲜见报道。

拉挤型 GFRP 管-混凝土-钢管组合双壁空心柱(double-skin tubular columns, DSTC)是由拉挤型 GFRP 外管、内钢管及在 GFRP 管与钢管之间夹层

浇灌混凝土而形成的一种新型组合结构。其受力机制为:GFRP 外管提升夹层混凝土抗剪承载力,内钢管承担轴向力并发挥纵筋作用,而混凝土在内外管共同约束下获得优越的力学性能。此外,该结构在海洋、河流及盐碱地带具有优异的耐腐蚀性能。DSTC 的研究与推广将促进组合结构的应用,推动工程结构技术的进步。

本文以 GFRP 管厚度、混凝土强度、空心率、钢管厚度、抗滑栓钉层数及截面形式为参数,设计制作试件并进行轴压试验,获得不同参数下该新型组合柱的轴压性能,进而建立基于极限平衡理论的承载力计算模型,为拉挤型 GFRP 管-混凝土-圆钢管双壁空心柱的静力设计及应用提供参考。

1 材料与方法

1.1 试验设计

本文设计制作了 13 个组合柱试件,包括 1 个拉挤型 GFRP 管约束混凝土实心组合柱(CFFT)、1 个拉挤型 GFRP 管钢管混凝土组合柱(DTCC)及

收稿日期:2024-10-26

基金项目:国家自然科学基金项目(52168025)

作者简介:弓颢钊(2000—),男,硕士研究生,主要从事新型结构及绿色低碳建材的研究(17711848690@163.com)。

*通信作者:杨文伟(1967—),男,教授,博士研究生导师,主要从事新结构研发及工程健康监测研究(nxyangww@163.com)。

引用格式:弓颢钊,杨文伟,陈志伟,等.拉挤型 GFRP 管-混凝土-圆钢管双壁空心柱的轴压性能[J].西北工程技术学报(中英文),2026,25(1):33-41.

11 个拉挤型 GFRP 管-混凝土-钢管双壁空心柱 (DSTC)。各试件的具体参数如表 1 所示,试件截面形式如图 1 所示,其中 DSTC-9~DSTC-11 为带有抗滑栓钉的试件,栓钉位置见图 2。

表 1 组合柱试件参数

Tab. 1 Specimen parameters of composite columns

试件编号	GFRP管厚度/mm	混凝土强度等级	钢管外径/mm	空心率	钢管厚度/mm	栓钉焊接位置
DSTC-1	4	C30	60	0.40	3.0	
DSTC-2	5.5	C30	60	0.40	3.0	
DSTC-3	4	C40	60	0.40	3.0	
DSTC-4	4	C50	60	0.40	3.0	
DSTC-5	4	C30	42	0.28	3.0	
DSTC-6	4	C30	89	0.59	3.0	
DSTC-7	4	C30	60	0.40	2.0	
DSTC-8	4	C30	60	0.40	4.0	
DSTC-9	4	C30	60	0.40	3.0	一层
DSTC-10	4	C30	60	0.40	3.0	两层
DSTC-11	4	C30	60	0.40	3.0	三层
DTCC	4	C30	60		3.0	
CFFT	4	C30				

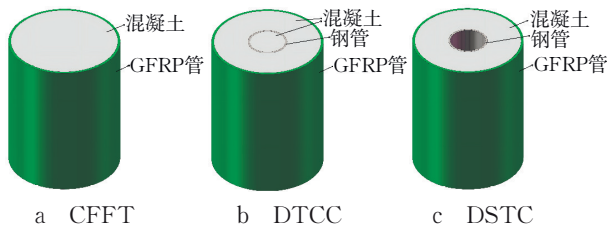


图 1 组合柱截面形式示意图

Fig.1 Schematic diagram of composite column cross-section

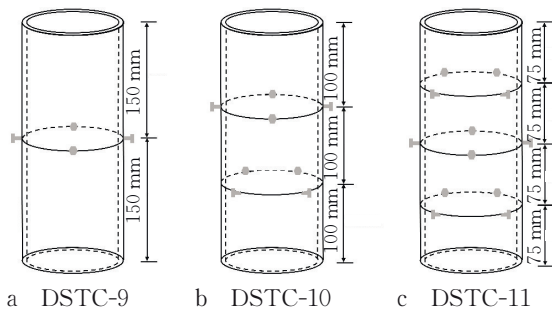


图 2 内部钢管抗滑栓钉位置图

Fig.2 Layout of shear studs on inner steel tube

1.2 材料参数

本次试验所用 GFRP 管内径为 150 mm,高度为 300 mm,厚度有 4.0,5.5 mm 两种规格,均为专业厂家生产的成品管,其环向抗拉强度为 250 MPa,断裂应变为 0.017,弹性模量为 30 GPa。混凝土强度等级分别为 C30,C40,C50,所用水泥为宁夏赛马

牌 42.5R 级普通硅酸盐水泥,细骨料为普通中砂,粗骨料为级配良好的碎石,配合比及基本力学参数如表 2~表 3 所示。钢管为 Q235 钢材,厚度分别为 2.0,3.0,4.0 mm。依据《金属材料 拉伸试验 第 1 部分:室温试验方法》(GB/T 228.1—2021)^[14],对钢材进行了单向拉伸试验,得到了 Q235 钢材的弹性模量为 210 GPa,屈服强度为 238 MPa,抗拉强度为 416 MPa。

表 2 混凝土配合比设计参数

Tab. 2 Concrete mix design parameters

混凝土强度	水泥	水	砂	碎石	外加剂
C30	340	180	745	1 030	6.5
C40	430	175	640	1 050	8.0
C50	490	170	610	1 070	10.0

表 3 混凝土力学性能

Tab. 3 Mechanical properties of concrete

强度等级	立方体抗压强度 f_{cu}/MPa	轴心抗压强度 f_{co}/MPa	弹性模量 E_c/GPa
C30	41.9	34.54	33.47
C40	50.4	41.55	35.03
C50	52.4	43.20	35.34

1.3 测点布置及加载装置

测点布置及加载装置如图 3 所示。试件浇筑混凝土前,在钢管及 GFRP 管外壁粘贴好应变片,粘贴位置如图 3b 所示,每个测点均布置轴向与环向应变片各一枚。试件两侧对称安装位移计。加载过程中的应变和位移数据通过 DH3816 采集系统实时监测记录。轴压试验在 500 t 长柱压力试验机上进行,加载速率为 0.4 mm/min,持续至试件破坏。

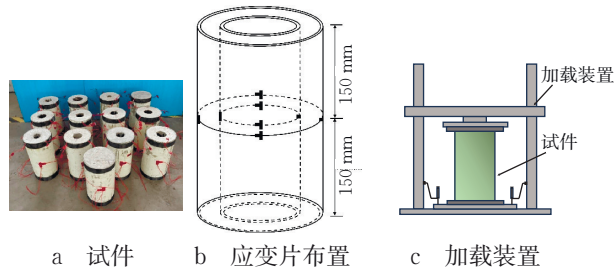


图 3 测点布置及加载装置图

Fig.3 Layout of measuring points and loading setup

2 结果与分析

2.1 试验现象及破坏模式

各试件在加载过程中呈现相似的破坏演化特征。在荷载作用初期,组合柱处于弹性阶段,外观未见明显变化。当加载增至极限荷载的 50% 左右时,GFRP 管表面出现泛白现象,试件中部产生轻微鼓胀,并伴有轻微的纤维撕裂声。随着荷载的持续增加,GFRP 管表面白色条纹显著增多,试件中部鼓胀加剧,纤维撕裂声愈发密集。加载到极限荷载时,过大的拉应力导致试件发生突然的脆性破坏,GFRP 管发生环向撕裂和轴向劈裂,承载力急剧下降。

图 4 为 DSTC 试件轴压破坏形态。由图 4 可

知,DSTC 外部 GFRP 管发生沿纤维方向的撕裂破坏,柱中区域呈现环向的层状撕裂和轴向的劈裂特征。核心混凝土在内外双管约束下处于三向受压状态,其破坏形态主要包括三类:柱中或端部混凝土斜向开裂剥落;沿柱高方向出现约 45°斜裂缝;对应于外部 GFRP 管纤维断裂位置的混凝土发生显著破碎剥落现象。内部钢管则表现为屈曲变形,沿高度方向局部有内凹和外凸现象。

图 5 为 CFFT 试件轴压破坏形态。由图 5a 可知,试件的破坏位置集中于柱中区域,GFRP 外管呈现斜向撕裂破坏,端部轴向纤维发生劈裂破坏。由图 5b 可知,核心混凝土在柱中区域出现裂缝,形成明显的斜向剪切带。随着荷载的增加,混凝土产生较大的横向变形,外部 GFRP 管在混凝土挤压作用下断裂,导致整体构件失效。相较于 DTCC 试件,CFFT 试件因缺少内部钢管,其混凝土破坏特征更为明显,柱中区域裂缝分布更密集。

图 6 为 DTCC 试件的轴压破坏形态。由图 6a 可知,GFRP 管纤维出现明显的轴向劈裂与环向撕裂破坏,混凝土主要在柱中区域产生纵向裂缝并伴有局部剥落。由图 6b 和图 6c 可知,在轴向荷载作用下,夹层混凝土与钢管内混凝土均产生横向变形,钢管受内外混凝土挤压作用,钢管在端部发生鼓胀,在中部出现轻微的屈曲。由于钢管内部混凝土的存在,DTCC 试件的承载力高于 DSTC 试件,且钢管的屈曲程度、GFRP 管及混凝土的破坏程度均相对较小。

2.2 荷载-GFRP管应变曲线

图 7 为试件轴压荷载-GFRP 管应变曲线,其中

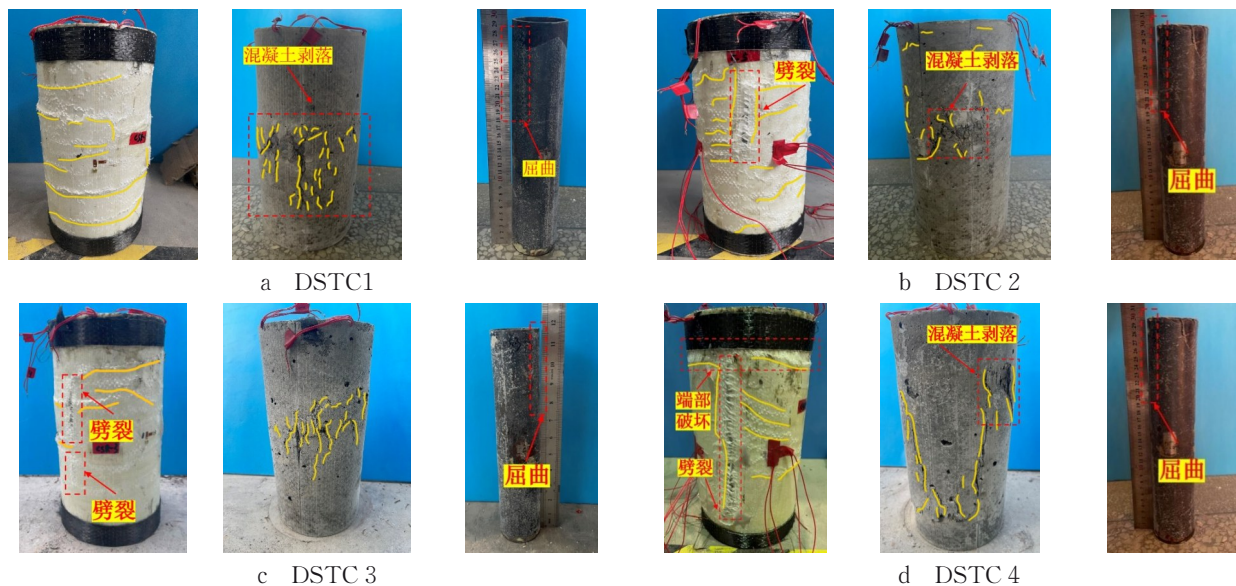




图4 DSTC试件轴压破坏形态图

Fig. 4 Axial compression failure modes of DSTC specimens

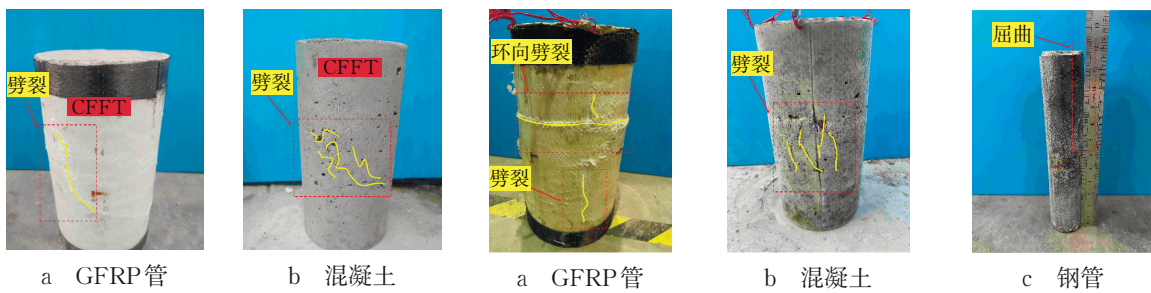


图5 CFFT试件轴压破坏形态图
Fig. 5 Axial compression failure modes of CFFT specimens

图6 DTCC试件轴压破坏形态图
Fig. 6 Axial compression failure modes of DTCC specimens

横坐标负轴和正轴分别代表 GFRP 管轴向应变和环向应变,纵坐标代表轴压荷载。以 DSTC-1 试件为例,在弹性段,随着轴向荷载的增加,所有试件的环向应变增速均小于轴向应变,同一荷载下轴向应

变值亦大于环向应变。此阶段混凝土变形较小,GFRP 管被动约束作用较弱,故环向应变较小。随着轴向荷载的持续增加,环向与轴向应变曲线斜率逐渐减小,GFRP 管与钢管几乎同时进入强化段。

此时混凝土产生较大塑性变形, GFRP 管与钢管约束作用显著增强, 环向应变增速反超轴向应变增速。鉴于轴压荷载是沿着试件的轴线方向施加的, GFRP 管更多地承受轴向压缩而非环向拉伸, 因此极限荷载对应的轴向应变仍普遍大于环向应变。

由图 7a 可知: 加载初期, 弹性段内两试件的荷载-环向应变曲线基本重合; 随着荷载的增加, GFRP 管厚度为 5.5 mm 的 DSTC-2 试件轴向与环向应变增速均明显小于 DSTC-1 试件, DSTC-2 试件环向和轴向极限应变也均小于 DSTC-1 试件。GFRP 管厚度从 4 mm (DSTC-1) 增加到 5.5 mm (DSTC-2), 其承载力提高了 18.31%, 这表明增大 GFRP 管厚度可以增强约束效应。由图 7b 可知, 混凝土强度提升使试件轴压性能增强, GFRP 管变形减小。具体而言, C50 混凝土的 DSTC-4 试件轴向与环向极限应变较 C30 混凝土的 DSTC-1 试件分别降低 36.42% 和 55.05%。图 7c 为不同空心率试件的轴压荷载-GFRP 管应变曲线。随着空心率的增大, 混凝土的受压截面面积减小, 导致 DSTC-6 试件(空心率为 0.59)轴向应变增速最大。由图 7d 可知, DSTC-7 试件(钢管厚度为 2 mm)在加载初期的荷载-轴向应变曲线斜率较低, 这是由于制作误差导致 3 种材料之间未能协同工作, 此时 GFRP 管轴向应变增长较快。钢管厚度为 2, 3 mm 试件的极限荷载及曲线斜率较低, 而厚度为 4 mm 试件的曲线

斜率较大且极限应变较小, 表明提高钢管厚度可降低试件 GFRP 管的应变增长速率。由图 7e 可知, 焊接层数较少时对试件的荷载-轴向/环向应变的极限应变和曲线趋势影响较小, 试件的焊接层数越多, 其轴向承载力越强, 轴向应变增速降低。图 7f 为不同截面形式试件的轴压荷载-GFRP 管应变曲线。对比 DSTC-1 和 DTCC 试件的环向应变曲线可知, 钢管内部填充混凝土对试件弹性段环向应变影响不大, 但提升了 DTCC 试件的轴压性能(试件的承载力提高了 8.22%), DTCC 试件的环向应变增速减小, 环向变形小于 DSTC-1 试件。对比 DTCC 和 CFFT 试件的环向应变曲线可知, 内部钢管使 DTCC 试件的承载力提升, 环向应变增速低于 CFFT 试件。

2.3 荷载-钢管应变曲线

图 8 为组合柱荷载-钢管应变曲线, 其中横坐标负轴和正轴分别为钢管轴向应变与环向应变, 纵坐标为轴压荷载。钢管的轴向应变明显大于环向应变, 这是由于钢管通常以轧制或者焊接方式制造, 在轴向具有更高的强度和刚度, 而在环向相对较薄, 强度较低。因此, 当承受轴向荷载时, 钢管的应变主要集中在轴向方向, 钢管的轴向应变会远大于环向应变。

由图 8a 可知, GFRP 管厚度增加可增强对内部混凝土的约束效果, 减小混凝土横向变形, 从而降低

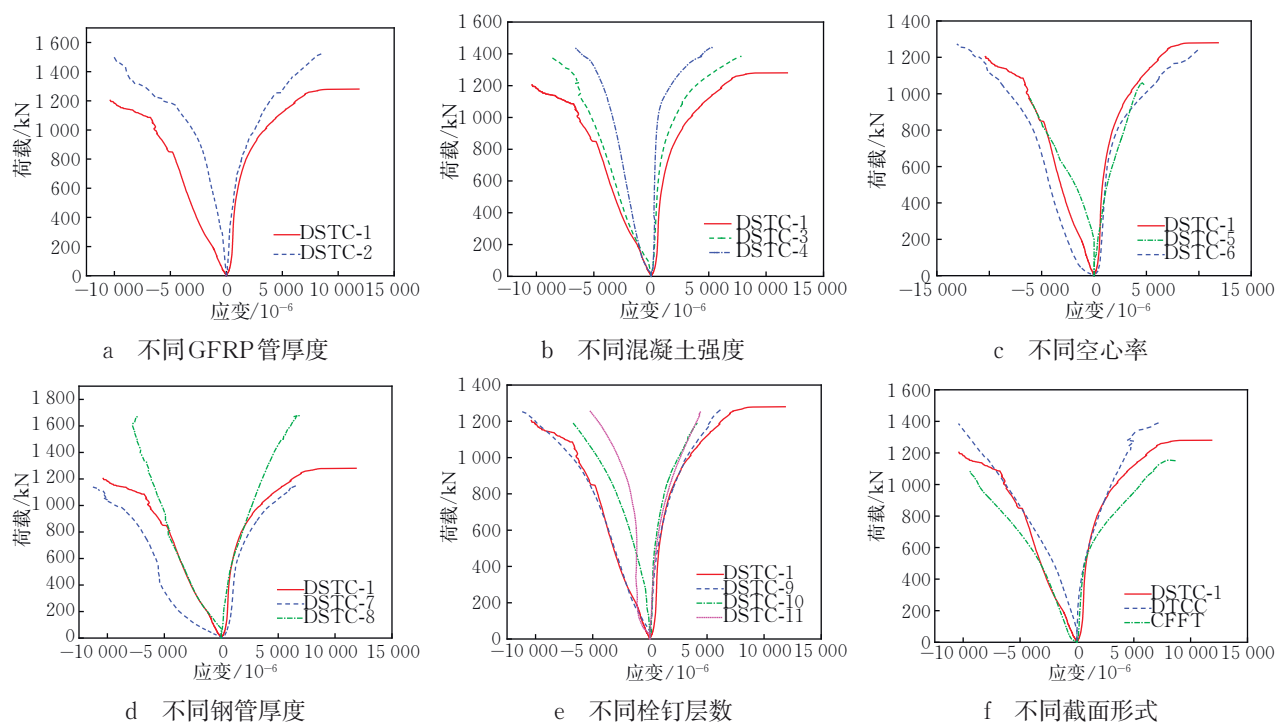


图 7 组合短柱荷载-GFRP 管应变曲线

Fig.7 Load-strain curves for GFRP tube in composite short columns

内部钢管的应变增长速率。由图 8b 可知,随着混凝土强度的提高,钢管环向极限应变逐渐减小。这主要是由于 DSTC-4 试件(混凝土强度为 C50)轴向承载力更高,混凝土对内部钢管的环向约束减弱。由图 8c 可知,随着空心率的增大,混凝土对于钢管的环向约束减小,故空心率为 0.28 的 DSTC-5 试件钢管应变增长速率最大。图 8d 为不同钢管厚度试件的荷载-钢管应变曲线。钢管厚度的增大会增加钢管的截面面积,从而增加了钢管的惯性矩,提高了钢管的截面抗弯刚度。因此,在受到外部载荷作用时,钢管厚度越大,其抵抗变形的能力越强,钢管厚度为 4 mm 的 DSTC-8 试件应变增长速率相对于厚度为 2, 3 mm 的试件更小。当钢管厚度从 2 mm

(DSTC-7)增加到 4 mm(DSTC-8),其承载力提高了 46.04%。由图 8e 可知:焊接栓钉的层数对荷载-钢管应变曲线弹性段几乎没有影响;进入屈服段后,栓钉增强了钢管与混凝土的黏结性能,使二者协同承压作用更优,荷载分担更多,因此焊接栓钉层数为三层的 DSTC-11 试件钢管应变增长速率最大。图 8f 为不同截面形式试件的荷载-钢管应变曲线。钢管内填充混凝土可约束其向内屈曲,降低钢管的轴向应变发展速度,DSTC-1 试件由于钢管内部缺少混凝土,其承载力相较于 DTCC 试件降低了 10.89%,DTCC 试件的轴向与环向极限应变均高于 DSTC-1 试件。

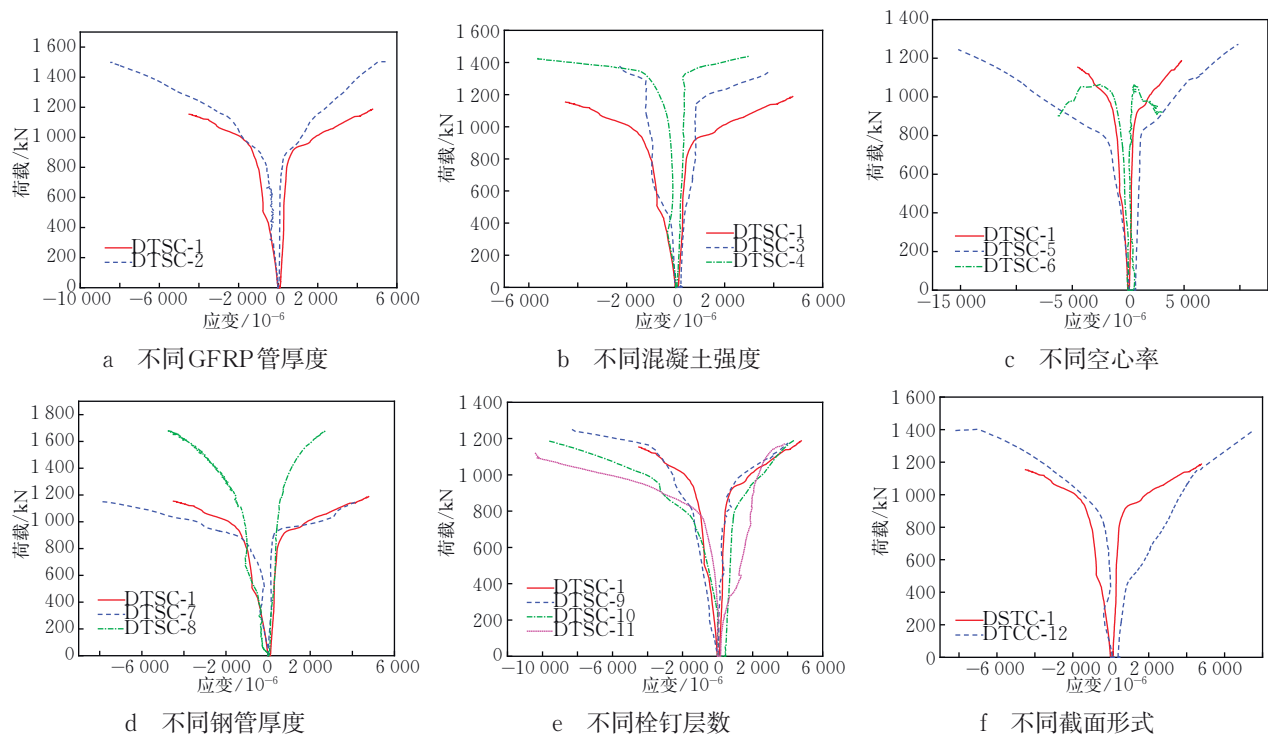


图 8 组合短柱荷载-钢管应变曲线

Fig.8 Load-strain curves for steel tube in composite short columns

3 组合短柱轴压承载力计算模型

3.1 GFRP管轴压受力计算

在建立 DSTC 轴压承载力模型时,应综合考虑各组成部分的贡献,包括 GFRP 管、混凝土和钢管。现有模型往往侧重于混凝土和钢管的作用,而忽略了 GFRP 管对整体承载力的贡献,导致组合柱承载性能被低估。在实际轴压过程中,拉挤型 GFRP 管作为组合柱的一个重要组成部分,与混凝土、钢管共同承担轴向压力。拉挤型 GFRP 管具有优异的抗拉强度和刚度,能够有效地提高组合柱的整体承载力和延性。因此,在计算组合柱的承载力时,必须充

分考虑 GFRP 管的承载作用。图 9 为 GFRP 管横截面受力示意图,图 10 为 GFRP 管微元体受力示意图。

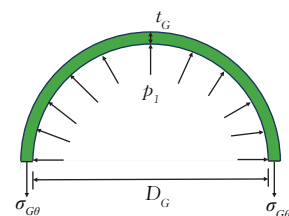


图 9 GFRP管横截面受力示意图

Fig. 9 Schematic stress diagram of the GFRP tube cross-section

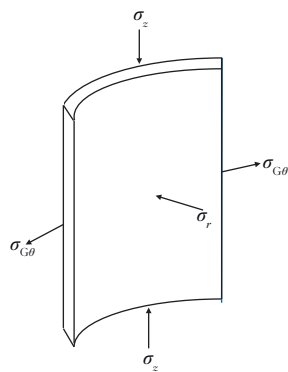


图 10 GFRP 管微元体受力示意图

Fig. 10 Stress analysis of an infinitesimal element of the GFRP tube

根据外层 GFRP 管的受力平衡可得

$$p_1 = \frac{2\sigma_{G\theta}t_G}{D_G} \quad (1)$$

式中: p_1 为 GFRP 管所受混凝土的侧向约束力; $\sigma_{G\theta}$ 为 GFRP 管所受环向应力; t_G 为 GFRP 管厚度; D_G 为 GFRP 管内径。

GFRP 管的轴向压应力(σ_z)^[15]为

$$\sigma_z = \left(\frac{\sigma_\theta \mu_\theta}{E_G} + \epsilon_z \right) E_{G0} \quad (2)$$

式中: E_G 为 GFRP 管的轴向和环向弹性模量; μ_θ 为 GFRP 管的环向泊松比; 由于假定变形协调一致, 所以 GFRP 管变形 ϵ_z 等于组合柱的变形 ϵ_s 。

当 GFRP 管环向应力 σ_θ 大于断裂应力 $\sigma_{\theta,u}$, 即 $\sigma_\theta \geq \sigma_{\theta,u}$ 时, 认为 GFRP 管破坏。

考虑混凝土开裂处应力集中、混凝土表面有凸起等原因, 导致 GFRP 管的断裂应变一般低于极限拉应变, 则断裂应力表示为

$$\sigma_{\theta,u} = k_\epsilon f_{Gu0} \quad (3)$$

式中: f_{Gu0} 为 GFRP 管极限应力; k_ϵ 为极限状态下混凝土破坏对 GFRP 管断裂应力折减系数, 根据文献 [16], 取 $k_\epsilon = 0.586$ 。定义混凝土与 GFRP 管相互作用对 GFRP 管轴向抗压强度的折减系数为 k_z , 具体数值由试验确定。

将式(3)代入(2), 可得

$$f_G = k_z \left(\frac{k_\epsilon f_{Gu0} \mu_\theta}{E_G} + \epsilon_s \right) E_{G0} \quad (4)$$

式中: f_G 为 GFRP 管的抗压强度。

3.2 内钢管受力计算

钢管横截面受力示意如图 11 所示, 钢管微元体受力示意如图 12 所示。由图 12 中钢管的受力平衡可得

$$p_2 D_s = -2\sigma_{s\theta} t_{s0} \quad (5)$$

式中: p_2 为钢管所受混凝土的侧向约束力, 可由极值

条件求出; D_s, t_s 分别为钢管外径和管壁厚度; $\sigma_{s\theta}$ 是钢管的环向应力。

由于钢管壁厚相对直径较小, 忽略径向应力的作用, 则钢管只受轴向应力 σ_{sz} 和环向应力 $\sigma_{s\theta}$ 。根据 Von Mises 屈服条件, 有

$$\sigma_{sz}^2 + 2\sigma_{s\theta}\sigma_{sz} + \sigma_{s\theta}^2 = f_y^2 \quad (6)$$

式中: f_y 为材料的屈服强度。

则有

$$\sigma_{sz} = \sqrt{f_y^2 - \frac{3}{4}\sigma_{s\theta}^2} - \frac{\sigma_{s\theta}}{2} \quad (7)$$

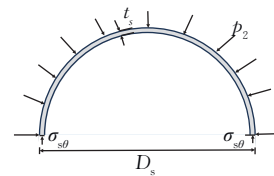


图 11 钢管横截面受力示意图

Fig. 11 Schematic stress diagram of the steel tube cross-section

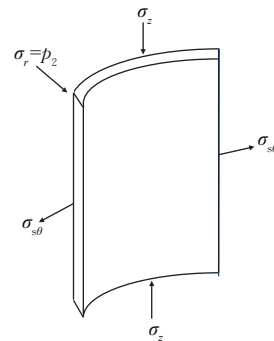


图 12 钢管微元体受力示意图

Fig. 12 Stress analysis of an infinitesimal element of the steel tube

3.3 核心混凝土受力计算

钢管横截面受力示意如图 13 所示。在轴压作用下, 核心混凝土的横向膨胀变形受 GFRP 管和钢管的约束作用, 分别为 p_1 和 p_2 , 处于三向受压状态。

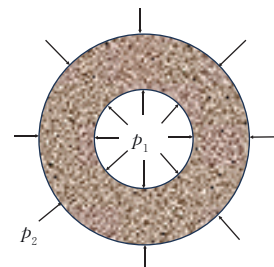


图 13 钢管横截面受力示意图

Fig. 13 Schematic stress diagram of the steel tube cross-section

核心混凝土强度的计算模型为

$$f'_{cc} = f_{co} + kp_0 \quad (8)$$

式中: f'_{cc} 为约束混凝土的抗压强度; f_{co} 为无约束混凝土的抗压强度; k 为侧压系数,根据文献[17],取 $k=3.3$; p_0 为等效侧压力。

定义当 GFRP 管达到环拉强度破坏时组合构件失效,则有

$$p = p_{10} \quad (9)$$

将式(1)代入式(9),可得

$$p = \frac{2\sigma_{G\theta}t_G}{D_G} \quad (10)$$

因此有

$$f'_{cc} = f_{co} + \frac{6.6\sigma_{G\theta}t_G}{D_G} \quad (11)$$

3.4 承载力计算模型

根据极限平衡理论,拉挤型 GFRP 管-混凝土-圆钢管双壁空心柱承载力主要考虑由钢管、GFRP

管及夹层混凝土三部分提供。组合短柱达到极限状态时,由静力平衡条件可得

$$N_u = N_s + N_c + N_G = f_y A_s + f'_{cc} A_c + f_G A_{G0} \quad (12)$$

式中: N_u 为组合柱承载力; N_s 为钢管承载力; N_c 为夹层混凝土承载力; N_G 为 GFRP 管承载力; A_s 为钢管受压面积; A_c 为夹层混凝土受压面积; A_{G0} 为 GFRP 管受压面积。

将各量代入式(12)中,可得

$$N_u = \left(\sqrt{f_y^2 - \frac{3}{4}\sigma_{s\theta}^2} + \frac{p_2 D_s}{4t_s} \right) A_s + \left(f_{co} + \frac{6.6\sigma_{G\theta}t_G}{D_G} \right) A_c + k_z \left(\frac{k_\varepsilon f_{Gu} \mu_\theta}{E_G} + \varepsilon_s \right) E_G A_{G0} \quad (13)$$

3.5 承载力计算模型验证

根据式(13),对试验研究的 8 根 DSTC 试件进行承载力理论值计算,理论计算结果与试验结果如表 4 所示,试验值与计算值散点如图 14 所示。

表 4 试验结果与计算结果的比较

Tab. 4 Comparison between experimental and calculated results

试件编号	试验极限承载力 N /kN	理论极限承载力 N_u /kN	$\frac{N_u}{N}$
DSTC-1	1 295.545	1 374.973	1.061
DSTC-2	1 532.733	1 616.929	1.055
DSTC-3	1 383.376	1 435.627	1.038
DSTC-4	1 439.828	1 398.710	0.971
DSTC-5	1 271.341	1 388.257	1.091
DSTC-6	1 061.037	1 211.056	1.141
DSTC-7	1 149.183	1 363.686	1.187
DSTC-8	1 678.506	1 321.045	0.787

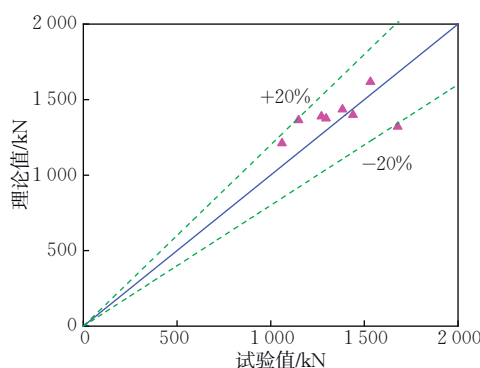


图 14 试验值与计算值散点图

Fig. 14 Scatter plot of experimental values versus calculated values

将试验结果与理论计算值进行对比可知,承载力试验结果与理论计算值最大误差为 27%,承载力计算值与试验值之比的平均值为 1.041。试验结果表明,

本文基于极限平衡理论所建立的承载力计算模型与试验结果吻合度较好,能够较为准确地预测组合柱试件的承载力,在工程实践中具有一定的应用价值。

4 结论

(1)轴向压力作用下,组合柱的破坏形态主要有三种:GFRP 管发生斜向撕裂破坏,混凝土柱中区域形成斜向剪切带;GFRP 管发生轴向劈裂破坏与环向撕裂破坏,混凝土柱中区域形成纵向裂缝,钢管端部鼓胀,内部发生屈曲变形;GFRP 管发生劈裂破坏,混凝土局部剥落,钢管屈曲。

(2)GFRP 管厚度、钢管厚度对新型组合柱的承载力影响显著,GFRP 管厚度和钢管厚度增大,组合柱的承载能力最大分别提高了 18.31%,46.04%。钢管内部填充混凝土,试件的承载力提高了 8.22%。

空心率增大时,GFRP 管的约束作用减弱,组合柱的轴压性能降低。

(3)基于极限平衡理论推导的拉挤型 GFRP 管-混凝土-钢管组合柱的轴压承载力计算公式,其预测结果与试验结果吻合较好。

参考文献:

- [1] 张宁,周健,李辉,等.海水环境下 GFRP 筋与低碱混凝土界面黏结性能研究[J].混凝土,2024(3):12-16.
- [2] 鲍玫文,滕宴君,曹银龙,等.南方海洋环境下氟碳/聚氨酯涂层防护 GFRP 筋拉伸性能[J].复合材料学报,2025,42(5):2798-2808.
- [3] 谢剑,王哲,严加宝,等.极地低温下 GFRP 管-混凝土短柱循环轴压性能[J].天津大学学报(自然科学与工程技术版),2023,56(10):1054-1063.
- [4] 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):4246-4258.
- [5] 金清平,王悦,赵甜甜,等.硫酸盐环境下 GFRP 管混凝土柱轴压性能演化规律[J].重庆交通大学学报(自然科学版),2023,42(12):23-30.
- [6] 唐佳鑫,张刚,杨文伟,等.不同加载模式下 GFRP 管混凝土组合柱的损伤实时监测[J].宁夏大学学报(自然科学版),2023,44(1):17-24.
- [7] 林梓桐.内置 T 型钢的钢管-混凝土-GFRP 管的轴压性能研究[D].广州:广东工业大学,2022.
- [8] 厉嘉鑫.GFRP 管约束型钢再生混凝土组合柱轴压性能研究[D].西安:西安理工大学,2019.
- [9] 王痛快,赵琪,雷婷,等.GFRP 管-石粉地聚物混凝土-钢管组合短柱轴压性能研究[J].材料导报,2023,37(23):250-258.
- [10] 张霓,郑晨阳,赵中伟,等.GFRP 管-煤矸石混凝土-钢管空心柱轴压试验[J].建筑材料学报,2021,24(3):571-577.
- [11] 刘玉雷.GFRP 管-混凝土-钢管混凝土组合柱轴压性能试验研究[D].大连:大连理工大学,2014.
- [12] 丁超峰.拉挤型 GFRP 方管轴压性能试验研究[D].淮南:安徽理工大学,2021.
- [13] 李峰,李达,朱锐杰.基于套管屈曲约束的拉挤型 GFRP 管轴压性能[J].复合材料学报,2021,38(10):3255-3269.
- [14] 国家质量监督检验检疫总局,中国国家标准化管理委员会.金属材料拉伸试验第 1 部分:室温试验方法:GB/T 228.1—2021[S].北京:中国标准出版社,2021:1-14.
- [15] 吴东辉,杨松,唐桂云,等.FRP 管增强混凝土结构的轴压极限强度[J].纤维复合材料,2006,23(1):15-17.
- [16] Lam L, Teng J G. Design-oriented stress - strain model for FRP-confined concrete[J]. Construction and Building Materials, 2003, 17(6/7): 471-489.
- [17] Wang X X, Qi Y J, Sun Y L, et al. Compressive behavior of composite concrete columns with encased FRP confined concrete cores[J]. Sensors, 2019, 19(8): 1792.

Axial Compressive Behavior of Pultruded GFRP Tube-Concrete-Steel Tube Double-Skin Hollow Columns

GONG Haofan^{1,2}, YANG Wenwei^{1,2*}, CHEN Zhiwei^{1,2}, CAO Yibo^{1,2}

(1.School of Civil and Hydraulic Engineering, Ningxia University, Yinchuan 750021, China; 2. Ningxia Center for Research on Earthquake Protection and Disaster Mitigation in Civil Engineering, Yinchuan 750021, China)

Abstract: This study investigates the stress mechanism and bearing performance of a novel composite column comprising a pultruded GFRP tube, concrete, and a steel tube. Thirteen composite column specimens were fabricated with varying parameters, including GFRP tube thickness, concrete strength, cross-sectional hollowness ratio, steel tube thickness, number of shear stud layers, and cross-sectional form. Axial compressive tests were conducted to assess the bearing capacity of the composite columns. The results indicate three typical failure modes for the double-skin tube composite (DSTC) specimens. Additionally, increasing the number of shear stud layers enhances the bearing capacity of the DSTC specimens. Based on the test results and the limit equilibrium theory, a bearing capacity calculation formula for the composite column was derived, with the computed results aligning well with the experimental findings.

Keywords: pultruded GFRP tube-concrete-steel tube double-walled hollow column; bearing capacity; axial compressive performance; mechanical behavior; computing model

(责任编辑 王德平)