预制混凝土夹芯保温墙复合型连接件抗剪性能试验*

他维元[1], 姜洪斌[2], 马财龙[1†], 周海威[3], 翟新铭[4]

(1. 新疆大学 建筑工程学院,新疆 乌鲁木齐 830017; 2. 哈尔滨工业大学 土木工程学院,黑龙江 哈尔滨 150090; 3. 新疆新冶建筑集成科技有限公司,新疆 乌鲁木齐 830023; 4. 新疆冶金建设(集团)有限责任公司,新疆 乌鲁木齐 830009)

摘　要：为满足预制混凝土夹芯保温墙体的传力与保温需求,解决传统连接件难以兼顾力学性能与热工性能的问题,设计“钢管-环氧树脂-橡胶-十字钢筋”复合型保温连接件,以保温层厚度(75 mm、95 mm、115 mm)和连接件平面布置形式(1×1、2×1、3×1、2×2)为双控制变量,开展单侧剪切试验,系统探究上述变量对连接件抗剪性能的影响规律. 结果表明,在2×2连接件布置形式下,随着保温层厚度从75 mm增至115 mm,单个连接件抗剪承载力从28.66 kN降至20.02 kN,最大降幅达30.1%,核心原因是悬臂段延长使锚固端弯剪应力显著增加;随连接件布置形式从1×1到2×2,界面整体刚度与极限承载力呈线性增长,75 mm保温层条件下,2×2较1×1刚度提升212%,但受锚固不均匀性影响,单个连接件平均承载力最大衰减38.2%,呈数量与效率的非线性关系;保温层通过界面黏结效应发挥应力缓冲作用,S-95-3组对比试验表明,预先去除保温层会使试件抗剪承载力降低17.3%;连接件破坏过程呈“微裂-扩展-峰值-失效”四阶段特征,核心失效模式为钢管弯剪破坏、十字钢筋拔出与混凝土锚固失效的复合模式. 保温层厚度与连接件布置形式对复合型连接件抗剪性能影响显著,需平衡连接件数量与效率,以保证保温层界面黏结质量.

关键词：夹芯保温墙体;复合型保温连接件;单侧剪切试验;布置形式;保温层厚度

DOI：10.13568/j.cnki.651094.651316.2026.03.01.0001

中图分类号：TU375　**文献标识码**：A　**文章编号**：2096-7675(2026)05-0613-012

引文格式：他维元,姜洪斌,马财龙,周海威,翟新铭. 预制混凝土夹芯保温墙复合型连接件抗剪性能试验[J]. 新疆大学学报(自然科学版中英文),2026,43(5):613-624.

英文引文格式：Ta Weiyuan, Jiang Hongbin, Ma Cailong, Zhou Haiwei, Zhai Xinming. Experimental study on shear performance of composite connectors for precast concrete sandwich insulation walls[J]. Journal of Xinjiang University (Natural Science Edition in Chinese and English),2026,43(5):613-624.

Experimental Study on Shear Performance of Composite Connectors for Precast Concrete Sandwich Insulation Walls

Ta Weiyuan[1], Jiang Hongbin[2], Ma Cailong[1], Zhou Haiwei[3], Zhai Xinming[4]

(1. School of Architecture and Civil Engineering, Xinjiang University, Urumqi Xinjiang 830017, China;
2. School of Civil Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin Heilongjiang 150090, China;
3. Xinjiang Xinye Construction Integration Technology Co. Ltd., Urumqi Xinjiang 830023, China;
4. Xinjiang Metallurgical Construction (Group) Co. Ltd., Urumqi Xinjiang 830009, China)

Abstract: To address the issue that traditional connectors struggle to balance mechanical and thermal insulation performance, while meeting the force transfer and thermal insulation requirements of precast concrete sandwich insulation walls, a composite thermal insulation connector composed of “steel tube-epoxy resin-rubber-cross steel bar” is designed. Taking the insulation layer thickness (75 mm, 95 mm, 115 mm) and the planar arrangement of connectors (1×1, 2×1, 3×1, 2×2) as two control variables, unilateral shear tests are conducted to systematically investigate the influence laws of the above variables on

* **收稿日期**：2026-03-01；**修回日期**：2026-04-08；**录用日期**：2026-04-10.

基金项目：新疆维吾尔自治区区域协同创新专项“新疆装配式混凝土一体化剪力墙关键技术应用研究与工程示范”(2022E02095).

作者简介：他维元(2000—),男,硕士生,从事混凝土结构安全性的研究,E-mail:taweiyuan@stu.xju.edu.cn.

† **通信作者**：马财龙(1986—),男,博士,教授,主要从事混凝土结构安全性与耐久性的研究,E-mail:macailong@xju.edu.cn.

the shear performance of the connectors. The test results show that as the insulation layer thickness increases from 75 mm to 115 mm under 2×2 arrangement, the shear bearing capacity of a single connector decreases from 28.66 kN to 20.02 kN, with a maximum reduction of 30.1%. The core reason is that the extension of the cantilever segment significantly increases the bending-shear stress at the anchorage end. As the connector arrangement changes from 1×1 to 2×2, the overall interface stiffness and ultimate bearing capacity show a linear increase. Under the 75 mm insulation layer thickness, compared with the 1×1 arrangement, the stiffness of the 2×2 arrangement increases by 212%. However, affected by uneven anchorage, the average bearing capacity of a single connector decreases by a maximum of 38.2%, presenting a nonlinear relationship between "quantity and efficiency". The insulation layer exerts a stress buffering effect through the interface bonding effect. The comparative test of group S-95-3 shows that pre-removal of the insulation layer reduces the shear bearing capacity of the specimen by 17.3%. The failure process of the connector exhibits four-stage characteristics of "microcracking-propagation-peak-failure", and the core failure mode is a composite mode of steel tube bending-shear failure, cross steel bar pull-out, and concrete anchorage failure. The thickness of the insulation layer and the arrangement of connectors have significant influences on the shear performance of the composite connectors. It is necessary to balance the number and efficiency of connectors to ensure the interface bonding quality of the insulation layer.

Key words: sandwich insulation wall; composite insulation connector; unilateral shear test; arrangement form; insulation layer thickness

0 引 言

连接件作为夹芯墙体的核心传力构件,其抗剪性能直接决定外叶墙自重、覆层荷载等垂直荷载的有效传递效率,而保温层厚度与连接件布置形式是影响该性能的关键参数. 但现有研究多聚焦单一变量,如连接件布置形式和数量[1]、保温层厚度[2-3]、连接件材质[3]的影响,或侧重耐久性[4-5]、耐腐蚀性[6]、连接件尺寸及设计[7]、温度[8]等的影响,对于保温层厚度与连接件布置形式双重影响的研究较少. 针对厚保温层(大于等于95 mm)工况,连接件的抗剪性能退化规律、传力机制与失效模式研究较为零散,缺乏试验数据支撑. 同时,现有连接件多为金属[9-11]或纤维增强复合材料(Fiber Reinforced Polymer, FRP)[12-13],金属连接件易引发热桥效应,FRP连接件普遍抗剪能力较差、价格昂贵、耐碱腐蚀性能差[14],塑料连接件强度较低,难以满足高荷载工况需求[15]. 为此,本文设计"钢管-环氧树脂-橡胶-十字钢筋"复合型连接件,通过系统的单侧剪切试验,探究保温层厚度与布置形式对连接件抗剪性能的影响规律,为高寒地区厚保温层夹芯墙体设计提供理论支撑与技术参考.

1 新型复合型保温连接件设计与试验方案

1.1 保温连接件设计

针对新疆高寒高烈度地区的严苛要求,研发"钢管-环氧树脂-橡胶-十字钢筋"复合型保温连接件,其核心组成及参数如表1所示,结构效果图如图1所示. 该连接件通过钢管提供主抗剪刚度,环氧树脂与橡胶堵头阻断热桥传递,十字钢筋强化锚固效果,实现力学性能-热工性能协同优化.

表 1 连接件核心组成及参数

Table 1 Core composition and parameters of the connector

组成部分	材料规格	关键参数
内部方钢管	Q235钢材	长200 mm,外边长30 mm,壁厚3.5 mm 端部13 mm、27 mm处各钻1对直径8 mm孔
外层包裹材料	E44型环氧树脂	厚度5 mm,导热系数0.2 W/(m·K) 拉伸强度60 MPa,抗弯强度130 MPa
端部橡胶堵头	丁苯橡胶	外露段:40 mm×40 mm×5 mm 内置段:23 mm×23 mm×35 mm,嵌入钢管端部 导热系数0.15 W/(m·K)
锚固钢筋	HRB400	长160 mm,直径6 mm,十字交叉布置
夹芯保温层	XPS挤塑聚苯板	导热系数0.035 W/(m·K)

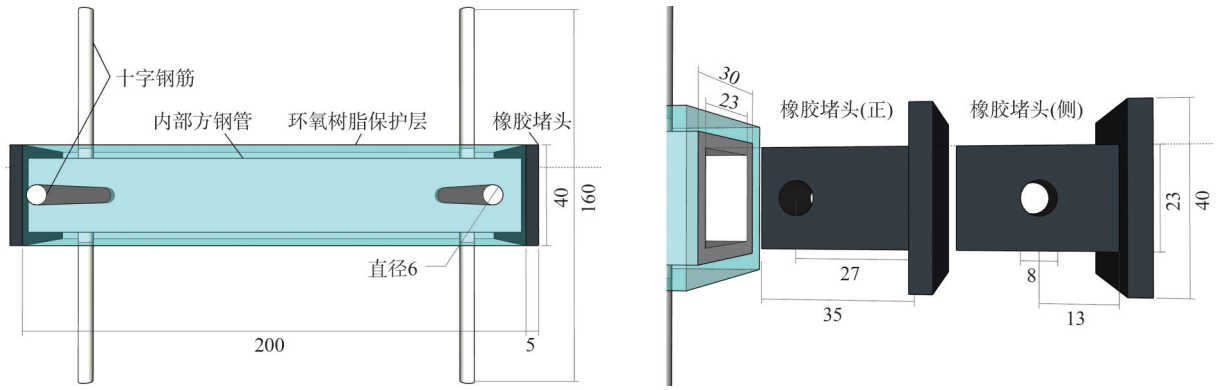


图 1　复合型保温连接件

Figure 1　Composite insulation connector

注：以Q235内部方钢管为核心；钢管外层包裹E44型环氧树脂；钢管两端设置丁苯橡胶堵头，分为外露段与内置段，内置段嵌入钢管端，外露段贴合内外叶墙混凝土界面；HRB400十字交叉锚固钢筋穿过钢管端部预留孔洞，两端分别锚固于内外叶混凝土墙中．单位：mm

1.2　试件设计与分组

为明确连接件布置形式和保温层厚度对墙体抗剪性能的影响，本文以保温层厚度（75 mm、95 mm、115 mm）和连接件布置形式（1×1、2×1、3×1、2×2）为核心变量，设计12组试件，每组含2个平行试件以保证数据可靠性，通过开展单侧剪切试验，探究连接件屈服强度、极限强度、峰值位移及破坏模式．重点考察连接件抗剪承载力、连接件变形、内外叶墙相对位移、荷载变化等关键参数．试件尺寸设计遵循《混凝土结构试验方法标准》（GB/T 50152—2012），充分考虑连接件锚固间距要求与试件边界效应的影响．控制连接件中心至墙体边缘的最小距离不小于150 mm，相邻连接件的中心间距不小于300 mm，以此消除边界效应对连接件锚固性能的干扰，保证所有试件的连接件锚固边界条件一致．试件设计参数如表2所示，试件构造如图2所示．

表 2　抗剪试验试件设计参数

Table 2　Design parameters of shear test specimens

试件编号	保温层厚度/mm	墙体尺寸（宽×高）/mm	连接件布置形式（行×列）
S-75-1	75	450×450	1×1
S-75-2	75	600×450	2×1
S-75-3	75	900×450	3×1
S-75-4	75	600×600	2×2
S-95-1	95	450×450	1×1
S-95-2	95	600×450	2×1
S-95-3	95	900×450	3×1
S-95-4	95	600×600	2×2
S-115-1	115	450×450	1×1
S-115-2	115	600×450	2×1
S-115-3	115	900×450	3×1
S-115-4	115	600×600	2×2

1.3　试验加载与量测方案

试验加载采用“内叶墙固支-外叶墙悬臂加载”方案（图3）：内叶墙厚度为400 mm，配置双层钢筋网片防止自身破坏；外叶墙为加载端，采用分级加载方式，每级荷载增量为预估极限荷载的5%，持荷5 min至稳定；当锚固混凝土破裂或连接件断裂时终止加载，每组试件两侧均进行加载测试．预估极限荷载通过三方面确定：（1）钢材屈服强度理论计算（表3、表4）；（2）同类预制夹芯墙连接件抗剪试验[1]；（3）预试验的初步加载数据，避免荷载增量不合理导致试验数据失真．

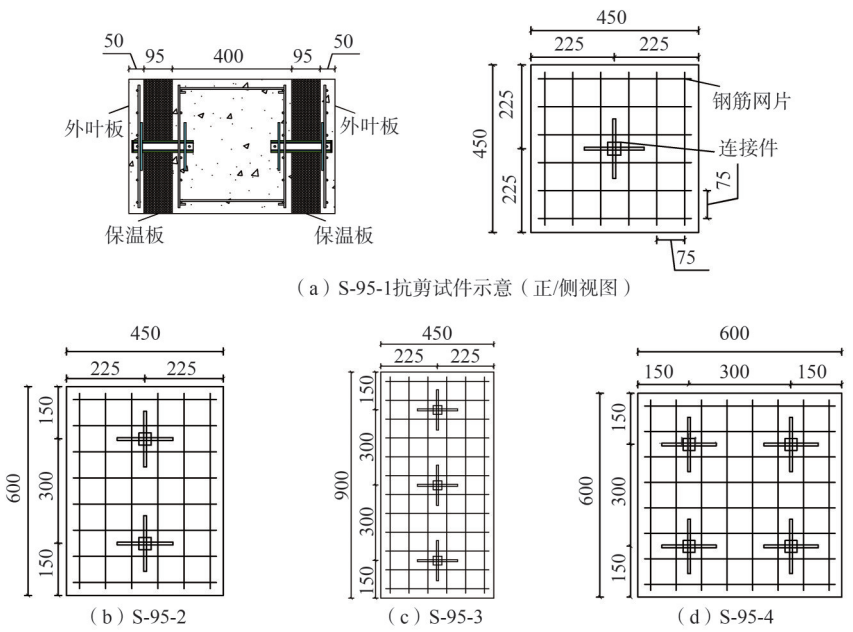


图 2 单侧剪切试件设计(正视图尺寸相同)

Figure 2 Detailed design of single-side shear specimens (same front view dimensions)

注:仅给出95 mm保温层厚度试件示意图,其余两组除保温层厚度不同外,其余参数相同. 保温层厚度为75 mm时,连接件钢管长度为180 mm;保温层厚度为95 mm时,钢管长度为200 mm;保温层厚度为115 mm时,钢管长度为220 mm,其余尺寸参数不变. 单位:mm

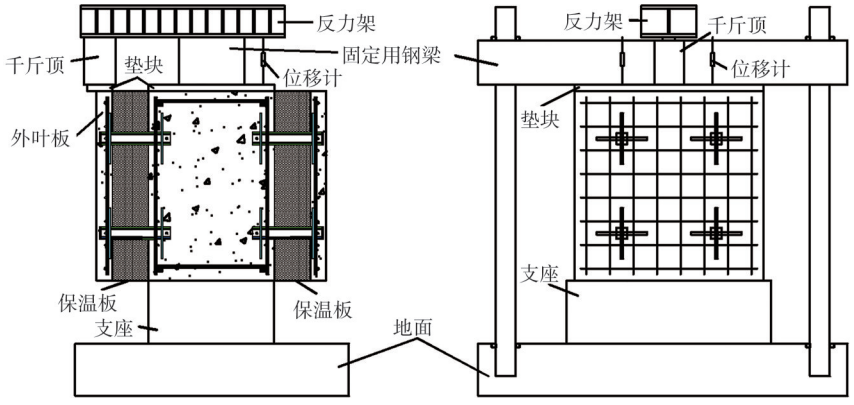


图 3 单侧剪切试验加载示意

Figure 3 Schematic of single-side shear test loading

表 3 钢筋材性试验结果

Table 3 Test results of steel bar mechanical properties

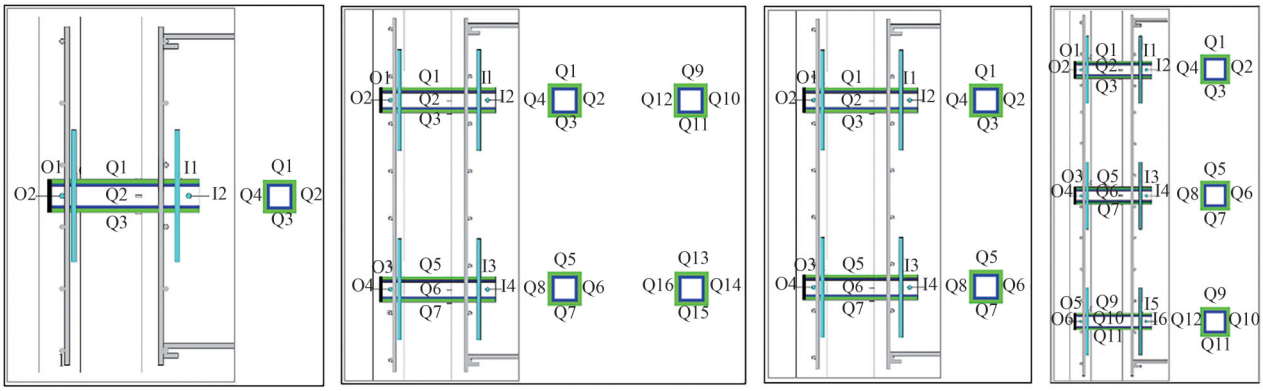
钢筋型号	屈服拉力/kN	极限拉力/kN	平均屈服强度/MPa	平均极限强度/MPa
HRB400	11.4	20.4	405	735
	11.5	20.7		
	11.3	20.6		

表 4 钢材材性试验结果

Table 4 Test results of steel mechanical properties

钢材牌号	弹性模量/MPa	平均屈服强度/MPa	平均极限强度/MPa	屈强比	伸长率/%
Q235	208 435	297.25	466.65	0.64	25.0

量测系统包括位移与应变两个模块．位移计布置于内外叶墙界面，监测层间相对位移；应变片重点布置于钢管与十字钢筋关键传力部位：钢管内叶侧端部四边中轴线设纵向应变片，十字锚固筋内外叶墙传力节点设钢筋应变片（图4）．其中：Q代表钢管应变片，I/O分别代表内外叶墙锚固筋应变片，实现连接件核心受力区域的全过程监测．应变片布置依据悬臂梁弯剪应力分布理论，钢管内叶侧端部为弯剪应力集中区，十字筋传力节点为锚固力传递关键部位，此布置可精准捕捉连接件塑性变形起始阶段的应力变化．



（a）1×1布置　（b）2×2布置　（c）2×1布置　（d）3×1布置

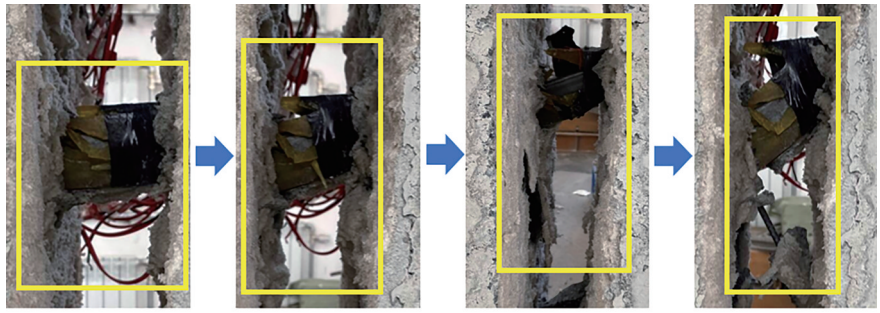
图 4　连接件应变片布置方案

Figure 4　Layout scheme of strain gauges on connectors

2　试验结果与分析

2.1　破坏过程与失效模式

为精准观测连接件破坏过程，对S-95-3试件一侧去除保温层（记为S-95-3-2）进行全过程观测，定义峰值荷载为P_u，对应位移为S_u，$0.85P_u$为极限破坏荷载．破坏过程分为四阶段（图5）．



（a）$0.6P_u$　（b）$0.8\sim0.9P_u$　（c）P_u　（d）$0.85P_u$

图 5　S-95-3-2破坏过程

Figure 5　Failure process of S-95-3-2

微裂阶段（小于等于$0.6P_u$）：加载至$0.6P_u$时，连接件锚固区开始产生间断性断裂声响，锚固区混凝土表层出现轻微剥落现象，环氧树脂保护层呈细微开裂特征．裂纹扩展阶段（$0.8\sim0.9P_u$）：荷载提升至$0.8\sim0.9P_u$时，锚固区混凝土形成放射状劈裂裂纹，此时连接件外环氧树脂保护层断裂，外叶墙出现可见位移，连接件根部发生弯曲变形．峰值破坏阶段（P_u）：达到峰值荷载P_u时，局部锚固区混凝土发生挤压脱落破坏，环氧树脂与钢管发生断裂脱离，锚固钢筋从外叶墙中拔出，荷载由此进入下降阶段．失效阶段（小于等于$0.85P_u$）：荷载降至$0.85P_u$时，所有连接件的环氧树脂保护层均发生贯穿性开裂，外叶墙连接件锚固区混凝土大面积破坏，锚固钢筋裸露，连接件钢管产生较大塑性变形，部分连接件根部发生断裂破坏，试件失效．

加载结束后对保温层进行去除处理，所有试件最终破坏形态一致（图6）：连接件钢管弯剪破坏、十字钢筋从外叶墙脱离、锚固区混凝土劈裂，印证了该复合型连接件的核心失效模式为“钢管弯剪破坏主导+混凝土锚固失效”的复合模式，但针对不同保温层厚度和不同布置形式的试件，其失效模式存在差异．



(a) S-75-2 (b) S-75-4 (c) S-95-4 (d) S-115-4

图 6 剪切试件典型破坏形态

Figure 6 Typical failure modes of shear specimens

75 mm保温层试件,因连接件悬臂段长度短,弯剪应力集中于钢管外叶墙锚固根部,失效模式呈"钢管弯剪破坏+十字钢筋拔出"的复合特征,锚固区混凝土的劈裂破坏范围较小,十字钢筋拔出现象显著,峰值荷载后荷载下降速率相对平缓. 95 mm、115 mm保温层试件,随着连接件悬臂段延长,弯剪变形向跨中扩展,失效模式主要表现为"钢管弯剪破坏+少量十字钢筋拔出",锚固区混凝土的劈裂破坏范围更大;其中115 mm保温层试件于峰值荷载后荷载下降速率更快,延性显著低于薄保温层试件.

1×1布置形式的试件,受力状态均匀,无明显的内力重分布现象,失效模式为典型的"钢管根部弯剪破坏",全过程无渐进式失效特征,破坏过程与四阶段高度吻合. 2×1、3×1布置形式的试件,呈显著的"两端连接件先破坏、中间连接件后失效"的破坏特征. 加载过程中,两端的连接件因应力集中先出现混凝土劈裂与钢管塑性变形,随后发生内力重分布,剪力向中间连接件转移,引发中间连接件的相继失效,破坏过程具有明显的阶段性. 2×2布置形式的试件,失效的受力不均匀性最为显著,靠近加载端的连接件先发生弯剪变形与混凝土锚固破裂,随后其余连接件相继进入塑性变形阶段,最终呈多阶段、非同步的复合失效模式,单个连接件的平均承载力衰减也最显著.

2.2 连接件荷载-应变响应特征

结合连接件荷载-应变曲线分析可得以下规律(图7):随荷载持续施加,连接件钢管顶部呈显著受拉变形,应变值持续正向增长;底部表现为受压状态,应变值持续负向增长. 应变增长速率随荷载提升逐渐加快,达到峰值荷载前,钢管已提前进入塑性变形阶段,而钢管侧边应变在整个加载过程中始终处于较低水平,变化幅度极小. 进一步对比分析显示,不同位置连接件的钢管与锚固钢筋应变存在显著差异:顶部或底部连接件的内叶板中部分锚固钢筋应变值较大,加载末期可达到或接近屈服状态(经材性试验测得该类钢筋屈服应变约为2 060 με);外叶板锚固钢筋应变虽呈持续增长趋势,但在试件完全失效前始终处于弹性工作阶段,最大应变值未超过1 500 με.

对于界面布置多个连接件的试件,各连接件在对应荷载下的应变变化规律及最大应变值均存在明显差异,印证了界面连接件受力不均的特性. 结合试验过程可知,连接件的破坏失效具有明显的先后顺序,故试验测得的承载力结果实际反映了连接件的平均抗剪承载能力.

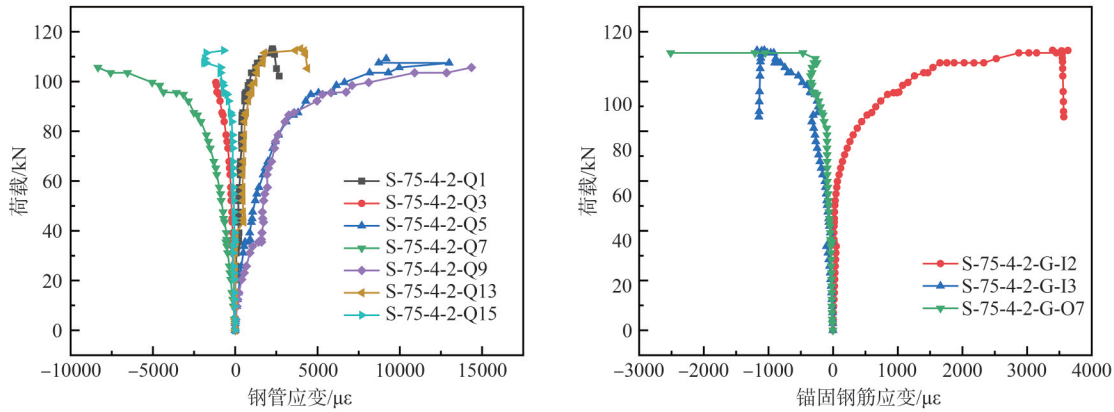
2.3 试件荷载-位移响应特征

所有试件荷载-位移曲线(指内外叶混凝土层间的相对位移)均呈典型三阶段特征(图8),完整反映剪切作用下的界面滑移发展规律.

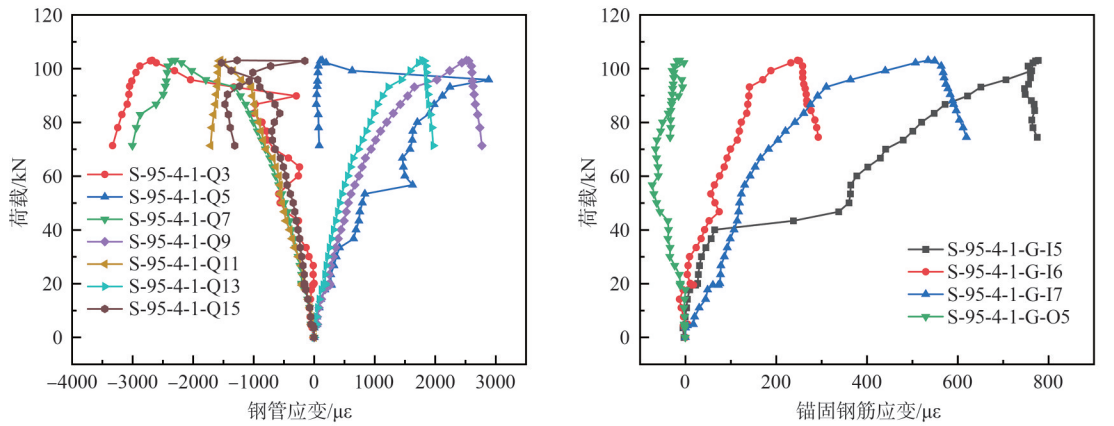
(1)弹性阶段(荷载小于等于0.6~0.8P_u):荷载与位移呈线性关系,内外叶墙相对位移小于15 mm,连接件抗剪刚度达最大值(75 mm保温层、2×2布置形式,刚度约为5 kN/mm),此阶段应变片监测值线性增长,无明显塑性变形.(2)塑性发展阶段(荷载由0.6~0.8P_u增大至P_u):锚固区混凝土出现裂缝,荷载增长放缓而位移快速增加,连接件刚度衰减50%以上;钢管开始弯曲变形,十字钢筋与混凝土界面出现微滑移,此阶段应变片监测值偏离线性.(3)荷载下降阶段(荷载由P_u减小至0.8P_u):荷载骤降而位移持续增大,内外叶墙相对位移可达30 mm以上;钢管进入塑性屈服阶段,锚固混凝土大面积劈裂,钢筋拔出,试件完全失去承载能力.

加载过程中,随持续施加荷载,加载端位移呈持续增长趋势. 初始加载阶段,内叶墙锚固区钢管根部呈渐进性弯曲变形特征,导致单侧混凝土受压区产生挤压应力集中,另一侧十字筋与混凝土界面产生脱黏现象,同时,保温层与混凝土界面开始出现分离趋势. 达到极限承载力时,十字筋锚固区发生显著塑性弯曲变形,外叶

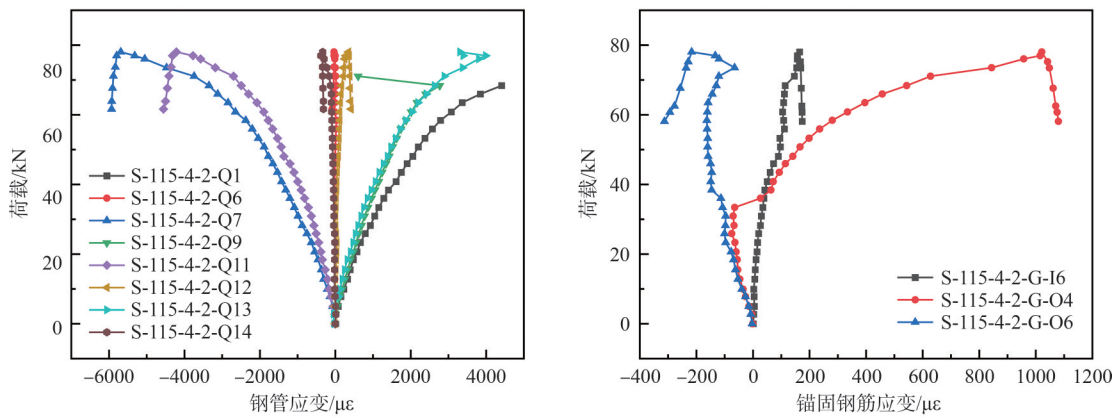
墙因锚固深度不足从混凝土基体中整体脱出，伴随出现锚固区混凝土崩裂破坏．此时钢管内叶墙锚固根部进入塑性屈服阶段，最终因弯剪复合作用发生结构失效破坏．所有试件在荷载达到10 kN左右时，均出现“位移突然增大”现象，初步分析认为：界面初始化学黏结力突然脱黏，发生初始滑移．加载初期（0~10 kN），界面剪应力主要依靠混凝土与保温板、混凝土与连接件之间的化学胶结力传递，荷载-位移呈线性上升，试件处于弹性黏结状态．当荷载达到化学胶结力的极限值（约10 kN），界面的化学黏结发生脆性破坏，出现整体脱黏．此时不需要增加荷载，界面就会发生突然的相对滑移，表现为“荷载不变、位移突增”的平台段．脱黏完成后，剪应力传递模式发生转变：从“化学胶结力主导”转为“连接件机械咬合力+界面摩擦力主导”，试件刚度重新恢复．该机制有待进一步验证．



(a) S-75-4连接件荷载-应变曲线



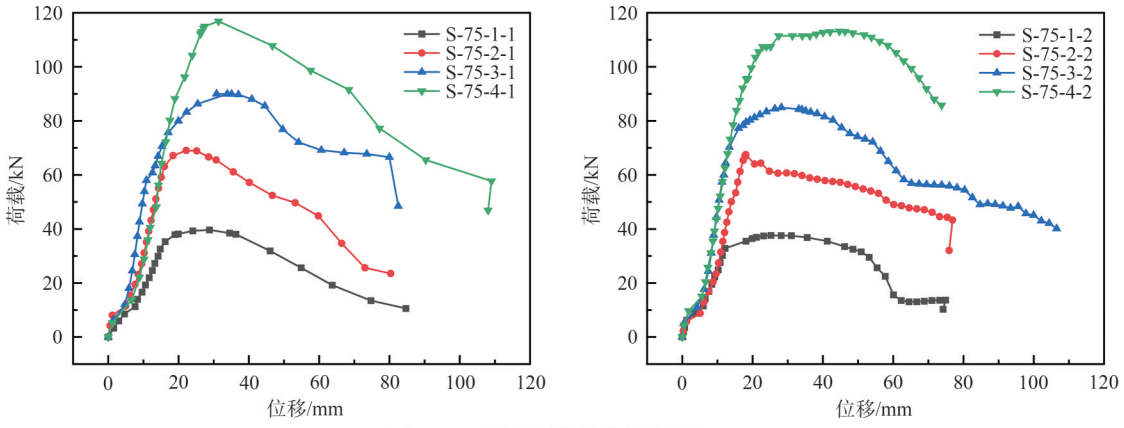
(b) S-95-4连接件荷载-应变曲线



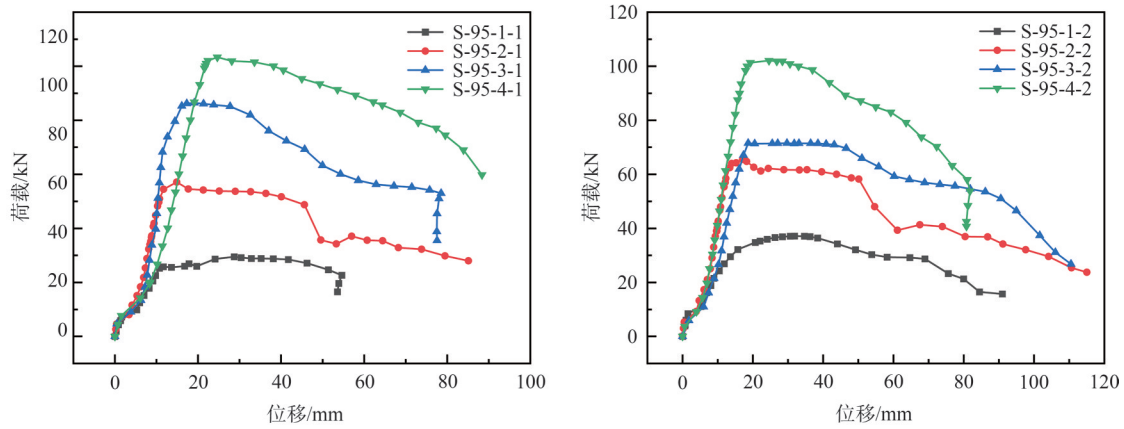
(c) S-115-4连接件荷载-应变曲线

图 7　连接件荷载-应变曲线

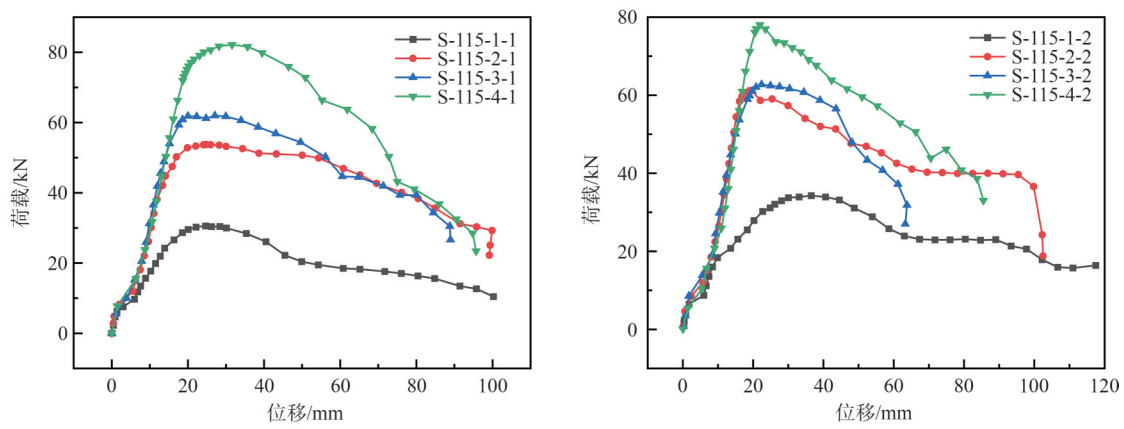
Figure 7　Load-strain curves of connectors



(a) 75 mm保温层试件荷载-位移曲线



(b) 95 mm保温层试件荷载-位移曲线



(c) 115 mm保温层试件荷载-位移曲线

图 8 荷载-位移曲线

Figure 8 Load-displacement curves

2.4 承载力影响因素分析

12组试件抗剪承载力测试结果如表5所示,大部分平行试件误差小于5%,个别试件(如S-95-1)离散性稍大,可能与施工误差有关. 结合试验数据,从保温层厚度与连接件布置形式两方面分析抗剪性能影响规律.

对比分析3种保温层厚度(75 mm、95 mm、115 mm)试件的抗剪性能发现(图9(a)、图10(a)):在相同连接件布置形式下,试件抗剪承载力随保温层厚度增加呈显著下降趋势. 以单个连接件平均承载力为例:1×1布置形式时,S-95-1、S-115-1较S-75-1承载力分别下降13.6%、16.1%;2×1布置形式时,S-95-2、S-115-2较S-75-2承载力分别下降10.7%、16.1%;3×1布置形式时,S-95-3、S-115-3较S-75-3承载力分别下降1.3%、28.7%;2×2布置形式时,S-95-4、S-115-4较S-75-4承载力分别下降9.3%、30.1%. 说明随保温层厚度增加,连接件锚固端的悬臂

段长度相应延长，增大的弯矩使连接件内部应力分布发生显著改变，连接件锚固端根部承受更大的弯剪应力，最终表现为抗剪承载力下降.

表 5　抗剪试验承载力结果

Table 5　Shear test bearing capacity results

试件编号	P_u/kN	$\bar{P}_c$/kN	S_u/mm
S-75-1	39.67	38.66	27.94
	37.64		28.71
S-75-2	69.16	34.32	23.75
	68.12		18.17
S-75-3	90.04	29.20	29.94
	84.96		28.18
S-75-4	117.26	28.66	31.02
	112.04		27.32
S-95-1	29.48	33.40	28.69
	37.15		30.43
S-95-2	57.13	30.66	15.88
	65.52		17.07
S-95-3-1	86.44(带保温层)	28.81	19.11
S-95-3-2	71.54(去保温层)	23.84	19.29
S-95-4	103.88	25.99	24.65
	104.01		27.58
S-115-1	30.55	32.42	27.76
	34.28		36.53
S-115-2	53.80	28.79	25.56
	61.35		19.45
S-115-3	62.22	20.82	21.83
	62.72		24.32
S-115-4	82.13	20.02	31.61
	78.04		21.91

注：P_u为外叶墙峰值承载力，$\bar{P}_c$为单个连接件平均承载力，S_u为外叶墙峰值位移；平行试件误差计算方法为：相对误差=((单个试件值－组内均值)/组内均值)×100%，误差类型为随机误差，符合GB/T 50152—2012要求

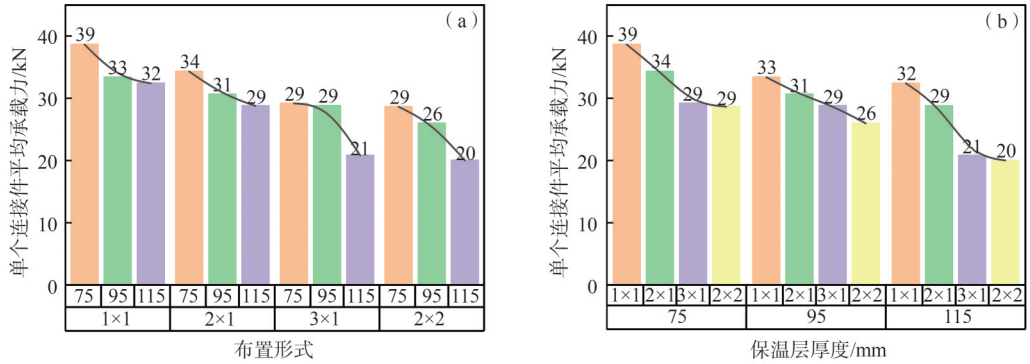


图 9　单个连接件平均承载力对比

Figure 9　Comparison of average shear bearing capacity of a single connector

此外，S-95-3试件组的对比试验表明，预先去除保温层后，试件抗剪承载力较未去除组降低17.3%. 说明保温层在内外叶混凝土之间的界面黏结效应对连接件受剪破坏具有显著的应力传递缓冲作用.

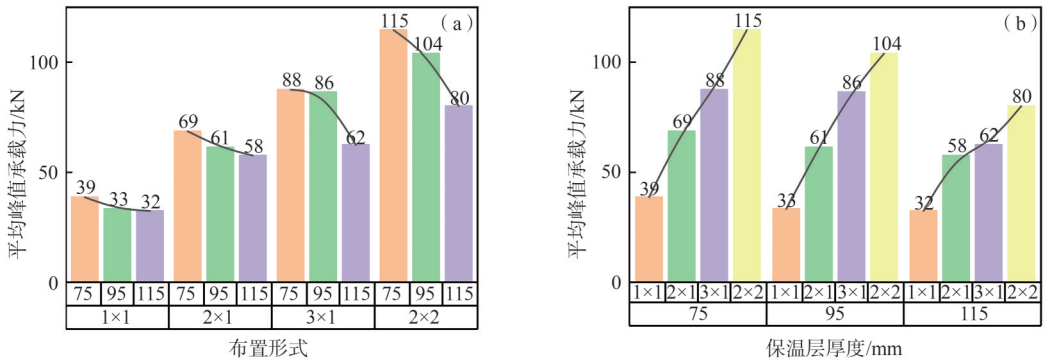


图 10　外叶墙平均峰值承载力对比

Figure 10　Comparison of average peak bearing capacity of outer leaf wall

对比分析4种连接件布置形式(1×1、2×1、3×1、2×2)试件的抗剪性能发现(图9(b)、图10(b)):单个连接件平均抗剪承载力随连接件数量增加逐渐降低,但外叶墙平均峰值承载力呈持续增长趋势. 由图9(b)可知,S-75-2、S-75-3、S-75-4较S-75-1分别下降11.2%、24.5%、25.9%;S-95-2、S-95-3、S-95-4较S-95-1分别下降8.2%、13.7%、22.2%;S-115-2、S-115-3、S-115-4较S-115-1分别下降11.2%、35.8%、38.2%. 主要原因为:(1)所有试件均表现混凝土破坏特征,表明承载力与锚固区混凝土的有效约束体积密切关联,随连接件布置形式变化(数量增加),导致外叶墙平均峰值承载力提升,但连接件锚固区混凝土的有效约束体积减小,导致单个连接件平均抗剪承载力降低.(2)结合试验过程发现,多连接件试件在加载过程中呈渐进式破坏特征,距加载端较近的连接件因应力集中先发生混凝土破裂,随后引发其余连接件的破坏. 说明连接件承受荷载并不平均,最终承载力结果只反映连接件的平均承载力. 95 mm保温层与115 mm保温层试验组也表现出相同规律.

对比不同保温层厚度、连接件布置形式下的外叶墙峰值刚度(外叶墙峰值承载力与外叶墙峰值位移的比值)(图11),结果显示:外叶墙峰值刚度在不同变量组合下均大致呈"先增长后下降"趋势. 图11(a)中,2×1、3×1布置形式下此趋势最为明显:S-95-2、S-95-3较S-75-2、S-75-3分别提高12%、50%,S-115-2、S-115-3较S-75-2、S-75-3分别降低21%、10%. 表明适配的保温层厚度区间,可有效提高外叶墙刚度、减少位移变形.

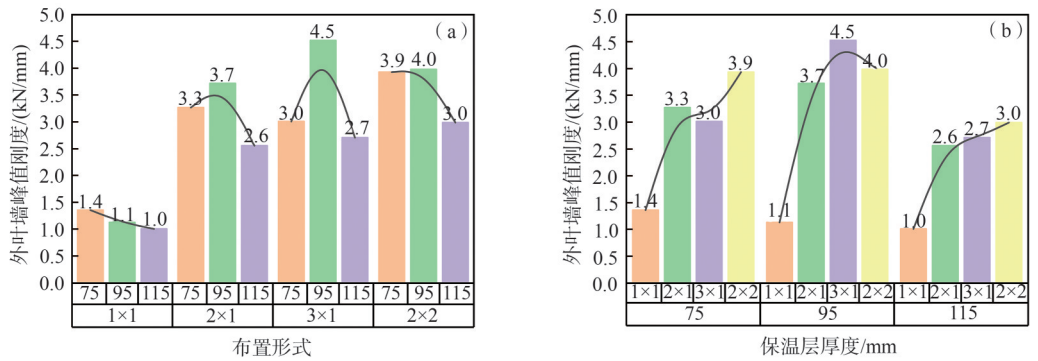


图 11　外叶墙峰值刚度对比

Figure 11　Comparison of peak stiffness of outer leaf wall

图11(b)中,相同保温层厚度、不同布置形式下,2×1布置形式的峰值刚度提升最为显著:S-75-2、S-95-2、S-115-2分别较同厚度1×1布置形式的S-75-1、S-95-1、S-115-1提高136%、236%、160%;后续布置形式下,峰值刚度增长速率放缓甚至出现下降. 这种先增长后减缓或下降的趋势也印证了图9(b)、图11(b)两种截然相反的增长趋势,说明一味增加连接件数量并不能提高外叶墙的整体性能.

将本文研究结果与文献[16]针对玻璃纤维增强复合材料(Glass Fiber Reinforced Polymer, GFRP)连接件抗剪性能的研究成果进行对比,结果表明:文献[16]中的GFRP连接件,在70 mm保温层厚度、2×2布置形式下,试件峰值抗剪承载力为21.8 kN;本文所提复合型连接件,在75 mm保温层厚度、相同布置形式下,外叶墙平

均峰值承载力达115 kN，较GFRP连接件提升427.5%．同时，在75 mm保温层厚度、1×1布置形式下，本文连接件仍可保持38.66 kN的外叶墙平均峰值承载力，绝对承载力显著高于文献[16]中的GFRP连接件．

3　结 论

（1）复合型连接件破坏过程呈“微裂-扩展-峰值-失效”四阶段特征，核心失效模式为钢管弯剪破坏、十字钢筋拔出与混凝土锚固失效的复合模式；不同变量下失效模式存在显著差异，薄保温层试件以钢管弯剪破坏为主，厚保温层与多连接件试件的复合失效特征更显著．

（2）随保温层厚度从75 mm增至115 mm，单个连接件抗剪承载力最小下降16.1%（1×1布置形式），最大下降30.1%（2×2布置形式），核心原因是悬臂段延长使锚固端弯剪应力显著增大．

（3）随连接件布置形式从1×1变为2×1、3×1、2×2，外叶墙平均峰值承载力呈线性增长，最大增长212%，但受锚固不均匀性影响，单个连接件平均承载力线性衰减，最大衰减38.2%．当保温层厚度为95 mm、布置形式为3×1时，外叶墙刚度达到峰值．

（4）S-95-3组对比试验表明，有保温层较无保温层，试件抗剪承载力提升17.3%．保温层在内外叶混凝土之间，对连接件受剪破坏具有显著的应力传递缓冲作用．

（5）在75 mm保温层厚度、2×2布置形式下，本文连接件外叶墙平均峰值承载力达115 kN，较传统GFRP连接件提升427.5%，抗剪性能显著优于传统GFRP连接件．

参考文献：

[1] 曲秀姝，李中杰，孙岩波．预制混凝土夹心保温墙体GFRP连接件抗剪性能研究[J]．北京建筑大学学报，2024，40(3)：94-101.
Qu X S，Li Z J，Sun Y B．Study on shear resistance of GFRP connectors for precast concrete sandwich insulation wall panels[J]．Journal of Beijing University of Civil Engineering and Architecture，2024，40(3)：94-101.（in Chinese）

[2] 郝锦涛．适用于超低能耗建筑的夹芯保温墙体及其连接件力学性能试验研究[D]．北京：北京建筑大学，2022.
Hao J T．Experimental research on mechanical performance of sandwich insulation wall and its connectors suitable for ultra-low energy consumption buildings[D]．Beijing：Beijing University of Civil Engineering and Architecture，2022.（in Chinese）

[3] 顾浩声，李伟兴，韩雨晨，等．夹心保温外墙断桥幕墙连接件力学性能试验研究[J]．建筑结构，2024，54(24)：39-45.
Gu H S，Li W X，Han Y C，et al．Experimental study on mechanical properties of curtain wall connectors for insulated concrete sandwich panels[J]．Building Structure，2024，54(24)：39-45.（in Chinese）

[4] 祁德庆，钱文军，薛伟辰．土木工程用FRP筋的耐久性研究进展[J]．玻璃钢/复合材料，2006(2)：47-50.
Qi D Q，Qian W J，Xue W C．Progress of studies on durability of FRP rods used in civil engineering[J]．Fiber Reinforced Plastics/Composites，2006(2)：47-50.（in Chinese）

[5] 张庭，金清平，宋仕娥，等．不同腐蚀环境下FRP筋耐久性与寿命预测研究进展[J]．中国塑料，2022，36(3)：75-81.
Zhang T，Jin Q P，Song S E，et al．A review on durability and life prediction of FRP bars under different corrosive environments[J]．China Plastics，2022，36(3)：75-81.（in Chinese）

[6] 孙璨，丘文浩，曾宪彬，等．不同环境条件下GFRP筋长期力学性能实验对比研究[J]．玻璃钢/复合材料，2014(8)：88-91.
Sun C，Qiu W H，Zeng X B，et al．Experimental research on long-term mechanical behavior of GFRP bars in different environmental conditions[J]．Fiber Reinforced Plastics/Composites，2014(8)：88-91.（in Chinese）

[7] 游超，邓江东，李明昊，等．不同直径的GFRP筋力学性能试验研究[J]．广东建材，2019，35(8)：32-36.
You C，Deng J D，Li M H，et al．Experimental study on mechanical properties of GFRP bars with different diameters[J]．Guangdong Building Materials，2019，35(8)：32-36.（in Chinese）

[8] 李明，李品钰，赵军，等．玻璃纤维增强筋的高温耐碱性能试验[J]．中外公路，2016，36(1)：285-288.
Li M，Li P Y，Zhao J，et al．High-temperature alkali resistance test of glass fiber reinforced bars[J]．Journal of China & Foreign Highway，2016，36(1)：285-288.（in Chinese）

[9] 孟宪宏，周阿龙，刘海成，等．夹心保温外墙板连接件力学性能试验[J]．沈阳建筑大学学报（自然科学版），2014，30(2)：227-234.
Meng X H，Zhou A L，Liu H C，et al．Experiments of mechanical properties on the connectors of sandwich insulation wallboard[J]．

Journal of Shenyang Jianzhu University(Natural Science),2014,30(2):227-234.(in Chinese)
[10] 刘若南. 基于强度的预制混凝土夹芯保温墙板连接件设计研究[D]. 武汉:武汉理工大学,2014.
Liu R N. Research on design of connector for precast concrete sandwich panel based on strength theory[D]. Wuhan:Wuhan University of Technology,2014.(in Chinese)
[11] Naito C J,Hoemann J M,Bewick B T,et al. Evaluation of shear tie connectors for use in insulated concrete sandwich panels[R/OL]. 2009-12-01. https://www.pci.org/DesignForBlast.
[12] He Z Z,Pan P,Ren J Y,et al. Experimental and numerical investigation of novel I-shaped GFRP connectors for insulated precast concrete sandwich wall panels[J]. Journal of Composites for Construction,2020,24(5):04020040.
[13] Hodicky K,Sopal G,Rizkalla S,et al. Experimental and numerical investigation of the FRP shear mechanism for concrete sandwich panels[J]. Journal of Composites for Construction,2015,19(5):04014083.
[14] 吴香国,陶晓坤,于士彦,等. 高性能复合夹芯外挂墙板应用研究进展[J]. 建筑结构, 2020,50(增刊1):611-616.
Wu X G,Tao X K,Yu S Y,et al. Research progress of high-performance composite sandwich panel[J]. Building Structure, 2020,50(S1):611-616.(in Chinese)
[15] Pantelides C P,Surapaneni R,Reaveley L D. Structural performance of hybrid GFRP/steel concrete sandwich panels[J]. Journal of Composites for Construction,2008,12(5):570-576.
[16] 李中杰. 预制混凝土夹心保温墙体GFRP连接件抗剪性能研究[D]. 北京:北京建筑大学,2024.
Li Z J. Research on the shear performance of precast concrete sandwich panel with GFRP connectors[D]. Beijing:Beijing University of Civil Engineering and Architecture,2024.(in Chinese)

责任编辑: 岳荣强