

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2025.100



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



中等跨度水泥基植物纤维预制装配式单向 叠合板的受力性能

张望喜^{1a,1b}, 黄河^{1a}, 张晨^{1a}, 谢向荣², 袁超^{1a}, 易伟建^{1a,1b}

(1. 湖南大学 a. 土木工程学院; b. 工程结构损伤诊断湖南省重点实验室, 长沙 410082;

2. 绿建科技集团新型建材高技术有限公司, 长沙 410200)

摘要:通过4块足尺试件的四点弯曲试验,研究中等跨度玻璃纤维增强复合材料(GFRP)网格增强水泥基植物纤维增强复合材料(PFRCC)预制装配式单向叠合板在正、负弯矩作用下的受力性能,分析保护层厚度对其破坏模式、裂缝分布、应变发展、承载力及延性的影响。结果表明:正弯矩试件破坏前无明显变形,GFRP网格断裂后荷载出现陡降;负弯矩试件破坏过程平缓,类似于适筋梁,最终两者均发生受压区压溃。相较于小跨度板,中等跨度叠合板展现出更大的挠度和更突出的几何非线性效应。该叠合板兼具轻质和良好延性,正弯矩试件极限承载力较负弯矩试件和等截面现浇板分别提高约50%和23%,而负弯矩试件因GFRP网格桥联优势未能发挥及PFRCC抗压强度较低,承载力较现浇板降低约17%。此外,预制板置于受拉区可显著抑制裂缝扩展,正弯矩试件裂缝间距较负弯矩试件缩小20%~30%。最后,基于试验结果,对规范中开裂弯矩公式中的截面抵抗矩塑性影响系数基本值进行修正。

关键词:植物纤维;水泥基复合材料;玻璃纤维增强复合材料网格;中等跨度板;叠合板;受力性能

中图分类号:TU375.2 **文献标志码:**A **文章编号:**2096-6717(XXXX)XX-0001-11

Mechanical properties of medium-span plant fiber cement-based prefabricated composite unidirectional slabs

ZHANG Wangxi^{1a,1b}, HUANG He^{1a}, ZHANG Chen^{1a}, XIE Xiangrong²,
YUAN Chao^{1a}, YI Weijian^{1a,1b}

(1a. College of Civil Engineering; 1b. Hunan Provincial Key Lab on Diagnosis for Engineering Structures, Hunan University, Changsha 410082, P. R. China; 2. Lvjian Technology Group New Building Materials High Technology Co., Ltd, Changsha 410200, P. R. China)

Abstract: Through four-point bending tests on four full-scale specimens, this study investigates the mechanical behavior of medium-span glass fiber reinforced plastic (GFRP) grid-reinforced plant fiber reinforced cementitious

收稿日期:2025-05-13

基金项目:国家自然科学基金(52478167);湖南省重大科技攻关“揭榜佳师”制项目(2025AQ2034)

作者简介:张望喜(1971-),男,博士,教授,主要从事结构基本理论、装配式结构、结构抗震与防连续倒塌性能研究,E-mail: wxizhang2000@hnu.edu.cn.

Received: 2025-05-13

Foundation items: National Natural Science Foundation of China (No. 52478167); Hunan Province Major Scientific and Technological Breakthrough Project under the “Open Competition for Leadership” System (No. 2025AQ2034)

Author brief: ZHANG Wangxi (1971-), PhD, professor, main research interests: the basic theory of structure, prefabricated structure, seismic analysis of reinforced concrete structures and anti progressive collapse performance, E-mail: wxizhang2000@hnu.edu.cn.

composites (PFRCC) prefabricated monolithic one-way composite slabs under positive and negative bending moments. The influence of concrete cover thickness on failure modes, crack distribution, strain development, load-bearing capacity, and ductility was analyzed. The results indicate that prior to the failure of the positive-moment specimens, there is no obvious deformation, and the load drops sharply after the fracture of the GFRP grid. The failure process of the negative-moment specimens is gentle, similar to that of a moderately-reinforced beam, and ultimately, crushing occurs in the compression zone of both types of specimens. Compared with the small-span slabs, the medium-span composite slabs exhibit greater deflection and more prominent geometric nonlinear effects. This composite slab combines the advantages of light weight and good ductility. The ultimate bearing capacity of the positive-moment specimens is approximately 50% and 23% higher than that of the negative-moment specimens and the cast-in-place slabs with the same cross-section respectively. However, due to the unfulfilled bridging advantage of the GFRP grid and the relatively low compressive strength of PFRCC, the bearing capacity of the negative-moment specimens is about 17% lower than that of the cast-in-place slabs. In addition, placing the precast slab in the tension zone can significantly inhibit the crack propagation, and the crack spacing of the positive-moment specimens is 20%-30% smaller than that of the negative-moment specimens. Finally, based on the test results, the basic value of the plastic influence coefficient of the section resistance moment in the cracking moment formula in the code is corrected, providing a reference for the design of similar components.

Keywords: plant fiber; reinforced cementitious composites; glass fiber reinforced plastic grid; medium-span slabs; composite slab; mechanical behavior

建筑业的快速发展持续推动对新型建材的需求,传统材料存在高能耗、高碳排放等问题^[1-2],因此开发绿色可持续建材成为行业焦点。在此背景下,植物纤维增强水泥基复合材料(plant fiber reinforced cementitious composites, PFRCC)因其可再生性、低密度及低碳性等优势,已成为装配式绿色建材的重要研究方向^[3-4]。

目前,对于PFRCC的研究已取得一些进展。研究表明,天然植物纤维(NF)作为增强相加入水泥基体中可以有效改进水泥基材料的耐久性、抗裂性和韧性等性能^[5-7]。植物纤维的多孔结构还赋予材料保温、隔热、吸声等功能性^[8-9],拓展了其在低碳多功能建材中的应用前景。近年来,纤维增强复合材料(fiber reinforced plastic, FRP)在结构加固中表现优异,其中FRP网格因高强、轻质、耐腐蚀和双向受力性能良好,逐渐备受关注^[10]。研究表明,将FRP网格与工程水泥基复合材料(ECC)复合使用可形成高效加固体系^[11-13]。目前的研究多以碳纤维增强复合材料(CFRP)网格为主,但其成本较高^[14-15];玻璃纤维增强复合材料(GFRP)网格更具经济性,然而其与PFRCC协同工作机制尚不明确,相关研究仍较为缺乏。

FRP网格嵌入基体后可有效承担拉应力,基体则提供黏结与辅助受力^[16]。Yang等^[17]、Zeng等^[18]及丁里宁等^[19]分别采用CFRP、FRP-UHPC和BFRP-PCM加固构件,证实其对承载力、刚度及裂缝控制

的改善作用。然而,既有研究多集中于正弯矩作用,对负弯矩下的行为研究明显不足。在当前房屋楼板的设计与应用中,中小跨度结构占据了主导地位,相关试验研究以小跨度($l < 3.0$ m)为主,对中等跨度($3.0 \text{ m} < l < 6.0$ m)关注不足^[20]。跨度的增加会显著影响板的挠度、裂缝发展与刚度退化行为^[21],装配式叠合板虽具备施工效率与抗裂性优势,但在中等跨度应用中仍面临挠度控制难、裂缝宽度大及支撑复杂等挑战^[22]。

为研究中等跨度下GFRP网格增强PFRCC预制叠合板的受力性能,开展了4块足尺试件的四点弯曲试验,重点分析保护层厚度与正、负弯矩作用对其破坏模式、裂缝分布、应变发展、承载力及延性的影响,并基于试验结果对开裂弯矩计算公式提出修正建议。

1 试验方案

1.1 试件制作流程及尺寸

试件制作流程如图1所示。试验叠合板以玻璃纤维增强复合材料网格加固的水泥基植物纤维增强复合材料(GFRP-PFRCC)预制板(后简称预制板)为基础,其密度为 768 kg/m^3 。整块预制底板由3块 1.7 m 定型短跨预制板拼接而成,GFRP网格黏结区域为各短跨试件上、下表面全长;在拼缝处,上、下表面额外采用一层 400 mm 宽GFRP网格加固,随后用同等规格的PFRCC填充拼缝。在铺设

预制板后进行配筋并浇筑混凝土(C30),室内正常环境下养护 28 d 后即可形成该预制装配式单向叠合板。试件尺寸、配筋和几何关系见表 1 和图 2。

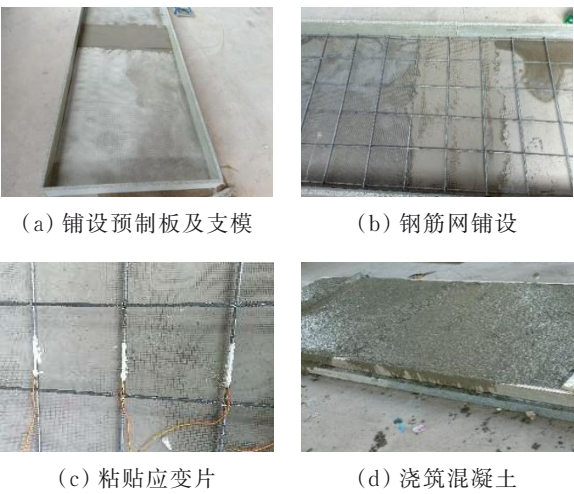


图 1 试件制作流程图

Fig. 1 Sample production process diagram

为聚焦预制板材料与后浇混凝土的自然黏结性能,并突出自然粗糙面自身抗剪能力,叠合面采用自然粗糙面,且未设人工键槽和抗剪钢筋等。

1.2 试验材料参数

为确保试验材料参数的准确性和可靠性,选用与主体试验同一批次的 PFRCC、钢筋和混凝土开展材性试验。试验加载如图 3 所示。

依据《建筑砂浆基本性能试验方法标准》(JGJ/T 70—2009)测试 PFRCC 抗压强度,试件尺寸为 70.7 mm×70.7 mm×70.7 mm,3 组共 9 个试件实测抗压强度平均值为 6.3 MPa。依据《金属材料拉伸试验第 1 部分:室温试验方法》(GB/T228.1—2021)测试钢筋钢材拉伸性能,结果如表 2 所示。依据《混凝土物理力学性能试验方法标准》(GB/T50081—2019),采用尺寸为 150 mm×150 mm×150 mm 的试件进行立方体抗压强度测试,2 组共 6 个试件实测抗压强度平均值为 26.8 MPa。GFRP 网格参数由厂家提供,参数见表 3。

表 1 试验设计表

Table 1 Table of test design					
试件编号	预制板+叠合层厚度 d/mm	预制板组成	内侧保护层厚度 c/mm	加载方式	计算跨度 l_0/mm
CB1	20+120	GFRP+PFRCC	0	正弯矩	4 800
FB1	20+120	GFRP+PFRCC	0	负弯矩	4 800
CB2	20+120	GFRP+PFRCC	10	正弯矩	4 800
FB2	20+120	GFRP+PFRCC	10	负弯矩	4 800

注:混凝土内侧保护层厚度 c 按内侧钢筋外边缘到叠合面的距离计算;叠合层外侧保护层厚度 $c'=20\text{ mm}$ 。

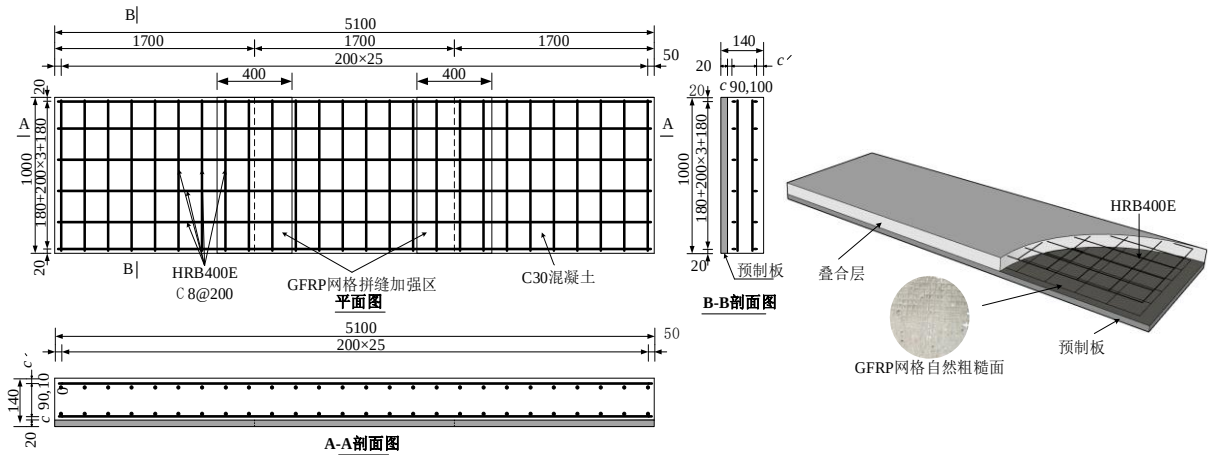


图 2 水泥基植物纤维预制装配式叠合板构造详图

Fig. 2 Concrete-based plant fiber precast assembled composite slab construction detail drawing

依据《结构工程用纤维增强复合材料网格》(GB/T 36262—2018),对预制板开展轴拉试验。GFRP 网格分别按径向和纬向布置,每组测试 3 个,径向编号为 A1~A3,纬向编号为 B1~B3。试件尺寸如图 4 所示,两端 175 mm 加强段上、下表面额外加固一层 GFRP 网格,标距段为 250 mm。试验采用位移控制加载方式,加载速率为 2 mm/min。预加

载结束后,匀速加载直至试件 GFRP 网格受拉破坏时停止,试验结果如图 3 所示。由图 4 可知,纬向抗拉强度平均值为 1.67 MPa,径向抗拉强度平均值为 1.37 MPa。

1.3 加载装置及加载制度

基于《混凝土结构试验方法标准》(GB/T 50152—2012),采用四点加载方式进行受弯试验。试件

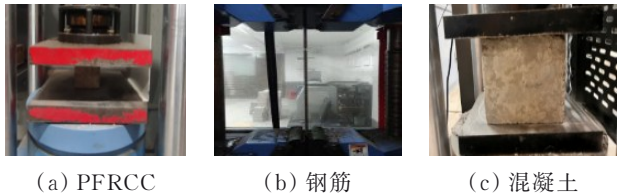


图 3 材性试验加载图

Fig. 3 Loading diagram for material property test

有效跨度 l_0 为 4 800 mm,包括跨中 1 600 mm 的纯弯

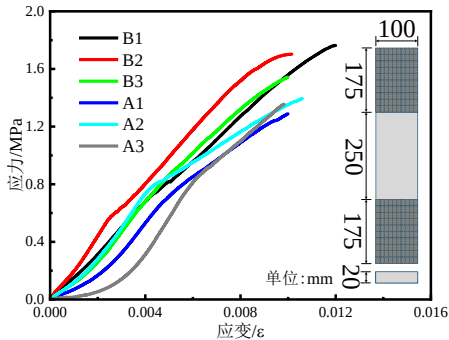


图 4 试件尺寸及试验结果

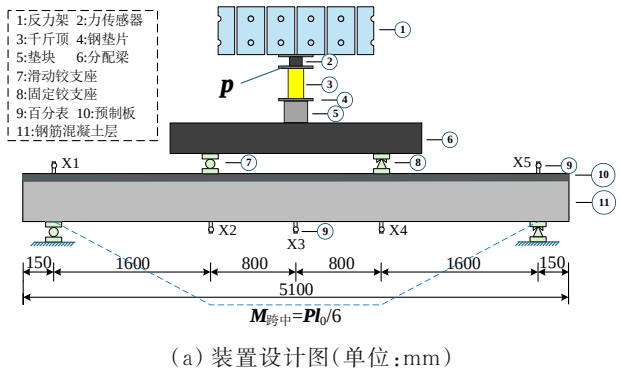
Fig. 4 Test specimen size and test results

段和左右各 1 600 mm 的弯剪段,其中 GFRP 纬向延板长方向布置。试验中,正、负弯矩试件采用相同的四点受弯加载装置。二者加载方式的本质区别在于预制板的空

间位置与受力状态:将预制板置于试件底部作为受拉区,以模拟正弯矩作用;反之,置于试件顶部作为受拉区,以模拟负弯矩作用。以负弯矩试件为例,其加载装置设计图及试验加载图分别如图 5(a)、(b)所示。纯弯段内弯矩按照 $M=Pl_0/6$ 计算,其中 P 为千斤顶施加的竖向集中荷载。

1.4 测试方案

试件内部钢筋和跨中板侧应变片布置如图 6 所



(b) 试验加载图

图 5 加载装置示意图

Fig. 5 Schematic diagram of loading device

示。钢筋共布置 12 个应变片,编号记为 ST1~ST12,用于监测跨中位置钢筋的应变发展规律;板侧共布置 5 个应变片,用以监测跨中板侧应变。试件的百分表布置如图 5(a)所示,编号依次为 $X_1 \sim X_5$,分别用以测量支座沉降位移、加载点竖向位移和跨中位移,其中跨中挠度 $\Delta=(X_3-(X_1+X_5))/2$ 。通过裂缝宽度测量仪测量裂缝宽度。在中等跨度试件的大挠度弯曲过程中,支座沉降与试件转动所产生的位移将严重干扰接触式位移计的读数,故未专设界面滑移测量装置。

2 试验现象及特征

2.1 试验现象

各试件的荷载-跨中挠度($P-\Delta$)曲线汇总于图 7,最终破坏模态及破坏后叠合板侧面状况如图 8 所示。由图 8 可知,各试件最终相对滑移量均小于 0.1 mm,可以认为界面相对滑移可忽略不计。试件破坏区域主要集中于跨中纯弯段,叠合界面未出现大范围贯穿性的水平撕裂或剥离裂缝。以上结果

表 2 钢筋材料参数

Table 2 Parameters of steel bar materials

钢筋等级	屈服强度/MPa	抗拉强度/MPa	弹性模量/GPa	屈服应变/ 10^{-6}	断后伸长率/%
HRB400E	465	578	210	2 214	26

表 3 玻璃纤维网参数

Table 3 Parameters of GFRP grid

纤维网名称	网孔边长/mm	密度/(g/cm ³)	断裂拉力/(N/mm)		断裂伸长率/%	弹性模量/GPa
			径向	纬向		
耐碱 GFRP 网格	5	2.58	17.2	19.5	3.3	65

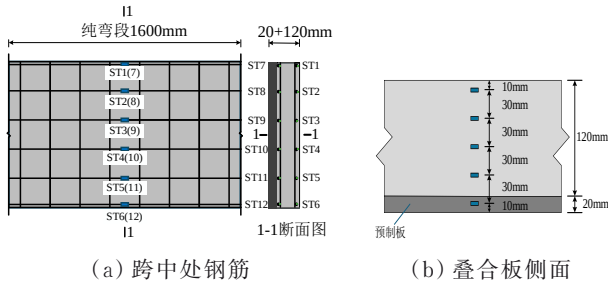


图 6 应变片布置图

Fig. 6 Strain gauge layout diagram

表明,试件未发生剪切滑移破坏,预制板表面的自然粗糙面可有效保证叠合界面的协同工作性能。

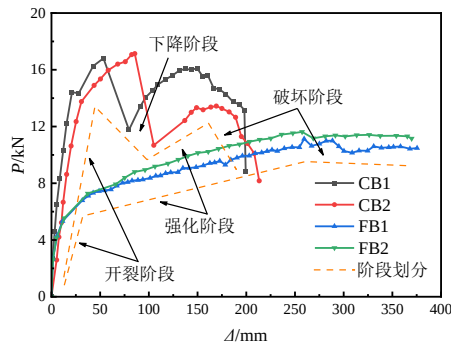
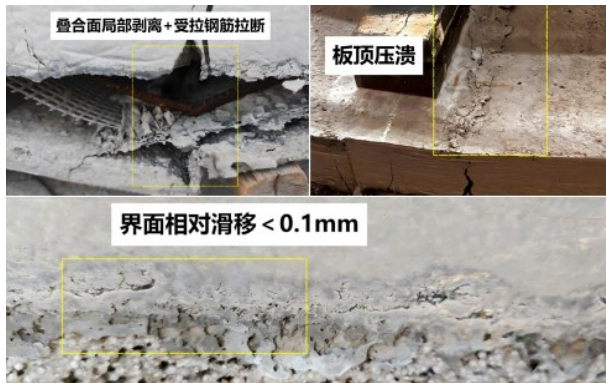


图 7 荷载-跨中挠度曲线

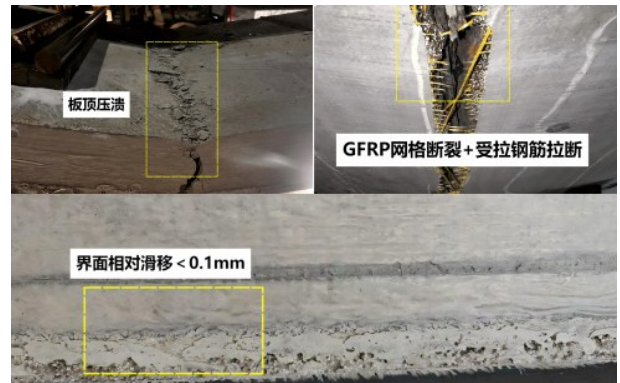
Fig. 7 load-deflection curve

正弯矩试件以 CB1 为例,描述破坏过程中关键点的加载过程。试件加载前期,曲线大致呈直线。加载至 $P=14.42$ kN 时,跨中预制板底部初现裂缝,跨中挠度 $\Delta=21.04$ mm。随着荷载的不断增大,受拉区预制板的裂缝宽度不断增大。加载至 $P=16.81$ kN 时,荷载达到峰值,此时 $\Delta=53.37$ mm,预制板内的 GFRP 网格开始断裂,荷载出现一定幅度的“陡降”。继续加载至 $\Delta=79.62$ mm 时,主裂缝处 GFRP 网格完全断裂,此时 $P=11.76$ kN;至 91.02 mm 时,板底部受拉钢筋屈服,此时荷载为 13.40 kN;至 166.51 mm 时,集中力作用处顶部混凝土出现压溃迹象且纵筋弯曲裸露,此时 $P=14.71$ kN;最终加载至 199.44 mm 时,底面受拉钢筋拉断,试件破坏, P 从 13.16 kN 下降至 8.81 kN,拉断位置至邻近拼缝 170 mm 范围内叠合面出现明显剥离。

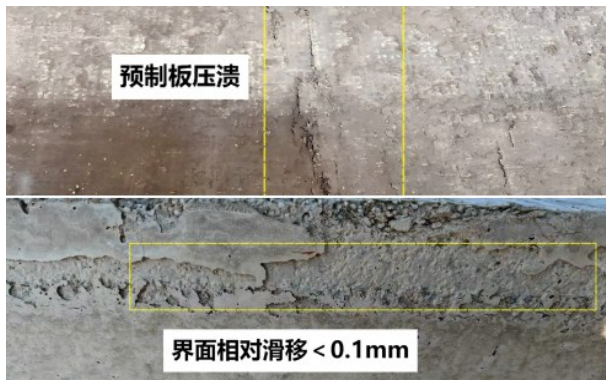
负弯矩试件以 FB1 为例。试件加载前期,曲线大致呈直线。加载至 $P=4.31$ kN,板底混凝土出现裂缝;至 7.44 kN 时,板底部受拉钢筋屈服,此时 $\Delta=48.83$ mm。加载至 $\Delta=247.14$ mm 时,跨中处预制板顶部出现压溃现象,此时 $P=10.54$ kN;至 259.51 mm 时, P 达到峰值 11.13 kN;至 375.45 mm 时,此时分配梁因接触到叠合板顶部,停止加载,此时 $P=10.48$ kN,未下降至峰值荷载的 85% 以下。



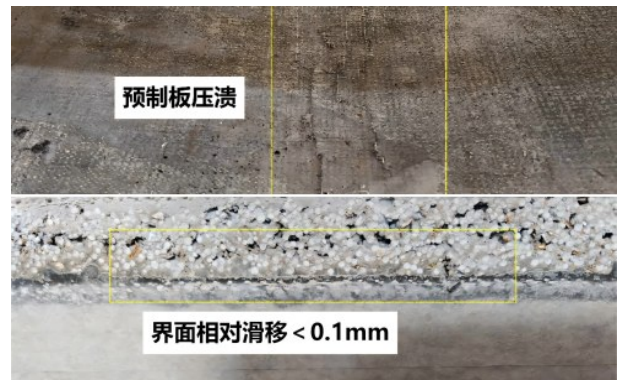
(a) 试件 CB1



(b) 试件 CB2



(c) 试件 FB1



(d) 试件 FB2

图 8 试件最终破坏图

Fig. 8 Final failure diagram of the specimen

由图6可知,中等跨度试件表现出显著的大挠度特征(如CB1达199.44 mm,FB1达375.45 mm),体现了显著的几何非线性效应与塑性变形能力。此外,正弯矩中跨构件CB1荷载“陡降”后拼缝附近微裂缝在荷载作用下由应力集中演变为界面剥离,反映出潜在的弯剪耦合效应的影响,可通过优化拼接工艺(如延长GFRP网格搭接)予以处理。负弯矩试件FB1更显著的挠曲变形($\Delta_{\max}=375.45$ mm)则伴随更加显著的几何非线性效应和潜在的失稳倾向。上述现象表明,中等跨度叠合板需要特别关注的风险点除局部截面失效外,也需关注构件整体稳定性问题。

2.2 破坏特征

由图7所示的 $P-\Delta$ 曲线特征可知,正弯矩试件依次经历开裂阶段、下降阶段、强化阶段与破坏阶段;负弯矩试件则未出现明显的下降阶段,其破坏过程相对连续。其中,正弯矩试件破坏以GFRP网格断裂后荷载陡降及钢筋拉断为主要特征,突出表现为预制板断裂前没有明显变形,且在中等跨度下,这种脆性退出引发的瞬时变形增量更为显著。负弯矩试件则以顶部混凝土压溃和裂缝快速发展为主要特征,整体过程相对平缓,与适筋梁类似。两类试件最终破坏时受压区均出现压溃,且几何非线性效应加剧了受压区的压溃进程。根据上述破坏特征将各试件关键点跨中挠度及破坏模式汇总于表4。

表4 试件关键点跨中挠度及破坏模式

Table 4 Deflection at mid-span and failure mode of key points of specimens

试件编号	$\Delta_{cr}/$ mm	$\Delta_{tu}/$ mm	$\Delta_i/$ mm	$\Delta_y/$ mm	Δ_b/mm	破坏模式
CB1	21.0	53.4	79.6	91.0	166.5	A+B+C
CB2	25.3	85.6	105.1	136.9	163.6	A+B
FB1	5.9			48.8	247.1	A
FB2	5.6			66.1	281.1	A

注: Δ_{cr} 为试件底部初现裂缝时的跨中挠度; Δ_{tu} 为正弯矩试件达到峰值荷载时的跨中挠度; Δ_i 为正弯矩试件底部预制板断裂后下降段最低点对应的跨中挠度; Δ_y 为试件底部受拉纵筋屈服时的跨中挠度; Δ_b 为试件板顶出现压溃时的跨中挠度;破坏模式A为板顶出现压溃;破坏模式B为叠合层底部受拉钢筋拉断;破坏模式C为叠合面局部剥离。

3 试验结果分析

3.1 弯矩-跨中挠度曲线

各试件的弯矩-跨中挠度($M-\Delta$)曲线汇总于图9。根据加载方式的不同,正、负弯矩试件加载力学性能变化呈现不同特征。

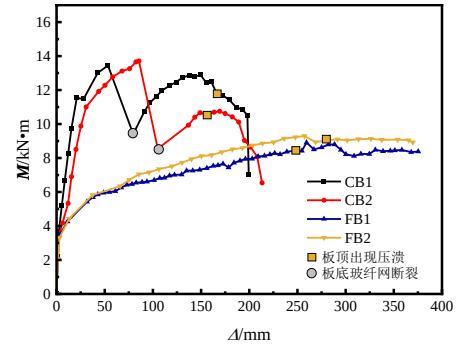


图9 试件弯矩-跨中挠度对比图

Fig. 9 Comparison chart of specimen bending moment and mid-span deflection

承受正弯矩的试件可划分为4个阶段:1)弹性阶段($\Delta \leq \Delta_{tu}$)。此阶段可分为预制板开裂前和开裂后到承受峰值荷载两个子阶段。预制板开裂前,试件刚度较高;开裂后,随着预制板底中的裂缝不断延伸拓展,试件的刚度和曲线斜率略微下降。2)退化阶段($\Delta_{tu} < \Delta \leq \Delta_i$)。此阶段GFRP网格断裂破坏,叠合板发生应力重分布,该过程的显著特征即“陡降”现象。3)强化阶段(弹塑性阶段)($\Delta_i < \Delta \leq \Delta_b$)。当底部受拉钢筋屈服后,曲线斜率和试件刚度进一步下降,塑性变形快速增长,集中力作用处的板顶混凝土压溃脱落,承载力逐渐下降。4)破坏阶段($\Delta > \Delta_b$)。顶部混凝土完全压溃且纵筋裸露,跨中挠度持续增大,承载力下降,直至试件失效。

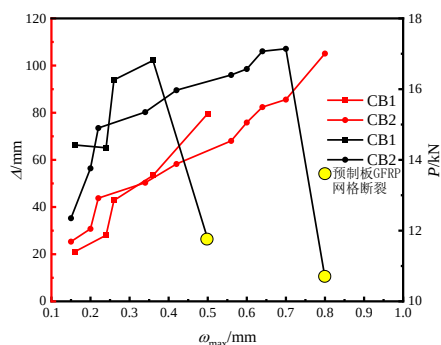
承受负弯矩的试件可分为3个阶段:1)弹性阶段($\Delta \leq \Delta_y$)。此阶段可分为受拉区混凝土开裂前和开裂后到底部受拉钢筋屈服两个子阶段。混凝土开裂前,曲线线性变化;开裂后,随着荷载的逐渐增加,裂缝拓展加速,试件刚度和曲线斜率下降。2)强化阶段(弹塑性阶段)($\Delta_y < \Delta \leq \Delta_b$)。在底部受拉钢筋屈服后,试件的刚度进一步下降,跨中挠度快速增长,裂缝不断发展并向受压区延伸,跨中预制板顶部出现压溃现象。3)破坏阶段($\Delta > \Delta_b$)。集中力作用处预制板出现明显裂纹,塑性变形持续发展,承载力下降,直至试件失效。

由图9可知,正、负弯矩试件表现出显著差异。在相同保护层厚度下,正弯矩试件CB1较负弯矩试件FB1极限承载力提高约51.0%,CB2较FB2提高约47.5%。这主要归因于预制板中GFRP网格通过桥联作用抑制裂缝扩展,同时与受拉钢筋协同工作承受拉应力,提高了结构整体刚度和承载能力。而负弯矩试件中预制板位于受压区,此时GFRP网格无法充分发挥桥联作用且PFRCC的抗压强度较低,导致整体承载力下降。对于正弯矩试件,CB2较CB1在更大挠度下发生GFRP网格断裂,表明较厚保护层延缓了网格断裂,增强了变形能力;GFRP

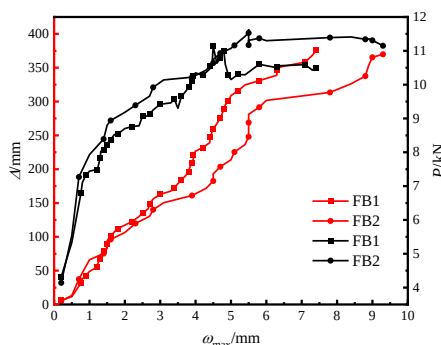
网格断裂后,保护层较小的CB1整体承载能力更好。对于负弯矩试件,FB2的抗弯承载力整体上略优于FB1。此外,保护层厚度对两类试件的极限承载力影响不大。由此可见,正弯矩试件相较于负弯矩试件具有更好的承载性能。

3.2 裂缝特征

各试件的最大裂缝宽度 ω_{max} 与跨中挠度 Δ 及荷载 P 的演化关系如图10所示,其中正弯矩试件 ω_{max} 统计到底部GFRP网格断裂后荷载骤降处时刻。部分板侧裂缝分布图如图11所示,在弯剪段区域也观察到裂缝存在,小部分呈现斜向发展趋势。



(a) 正弯矩试件最大裂缝宽度与跨中挠度及荷载关系曲线



(b) 负弯矩试件最大裂缝宽度与跨中挠度及荷载关系曲线

图 10 最大裂缝宽度与跨中挠度及荷载关系曲线
Fig. 10 The relationship curves between the maximum crack width and mid-span deflection as well as load



图 11 板侧裂缝分布图
Fig. 11 Distribution map of cracks on the plate side

由表4和图10可知:正弯矩试件在GFRP网格未大面积断裂前,底部平均初裂挠度($\Delta_{cr}\approx 23.2$ mm)是负弯矩的4.2倍,且全过程裂缝宽度增速相对负弯矩试件更缓慢。上述现象归因于PFRCC预制板的双纤维协同抑裂机制:稻壳纤维在基体中通过表面粗糙度增强界面黏结,抑制微裂缝萌生;GFRP网格均匀分布形成连续桥联网络,延缓宏观裂缝扩展。因此,预制板置于受拉区凭借双纤维协同抑裂机制可有效抑制叠合板裂缝开展,且保护层厚度与极限裂缝宽度呈正相关。

极限承载状态下的裂缝间距及数量汇总于表5。由表5可知,正弯矩试件的裂缝数量略多于负弯矩试件,裂缝间距较负弯矩试件缩小20%~30%。这是因为预制板未断裂部分GFRP网格在裂缝处的桥联作用分担了拉应力,减小裂缝处钢筋应力,同时裂缝处GFRP网格的残余抗拉强度缩短应力传递长度,促进裂缝细密化发展。因此,将预制板置于受拉区会导致裂缝数量增多、间距缩小,从而优化板底的裂缝分布模式。

表 5 试件裂缝间距及数量

Table 5 The spacing and quantity of cracks in the specimens

试件编号	l_{min}/mm	l_{max}/mm	$\bar{l}/mm$	纯弯段裂缝数量
CB1	80	160	105.0	14
CB2	80	170	108.3	12
FB1	40	220	135.0	10
FB2	50	230	129.1	11

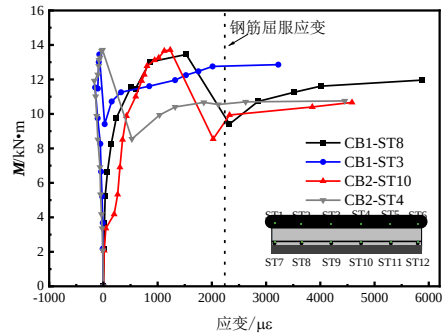
注: l_{min} 为最小裂缝间距; l_{max} 为最大裂缝间距; $\bar{l}$ 为平均裂缝间距。

3.3 应变分析

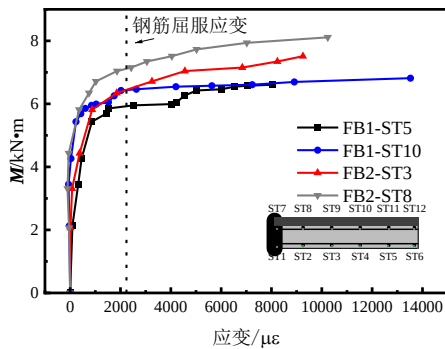
叠合板跨中弯矩-钢筋应变($M-\epsilon$)曲线如图12所示。对于正弯矩试件,其曲线特征与 $M-\Delta$ 曲线相呼应,其最显著的特征出现在峰值荷载后,GFRP网格发生断裂,导致其承受的拉力瞬间转移给钢筋,引发钢筋应变出现骤增。这表明GFRP网格的完全断裂是导致正弯矩试件承载力“陡降”和钢筋应力急剧增长的直接原因。对于负弯矩试件,其应变发展过程则相对平缓,无显著特征。

相较于小跨度试件,正弯矩中跨试件GFRP断裂引发的钢筋应变骤增将放大局部应变的不均匀性;负弯矩中跨试件应变发展平缓,但其巨大的挠曲变形导致中性轴持续上移,使得受压区混凝土应变加速累积。此外,混凝土与PFRCC模量差异在较大跨度构件中会放大界面应变梯度,长时间应用中可能在动力荷载或温度梯度下演变为剥离,可通过研究表面喷涂界面剂等措施提高结构稳定性。

以试件CB1为例,分析在不同荷载大小作用下跨中位置混凝土截面应变随截面高度 h 的变化规



(a) 正弯矩试件



(b) 负弯矩试件

图 12 钢筋弯矩-应变曲线

Fig. 12 Rebar bending moment-strain curve

律,结果如图 13 所示。在预制板开裂前,随着荷载的增加,混凝土应变增长相对缓慢;开裂后,应变增长开始加快,中性轴不断上移。整个过程中,应变随截面高度 h 基本呈线性变化,符合平截面假定,表明在预制板断裂前各组分间表现出良好的协调变形能力,同时也加以证明界面滑移影响可忽略。

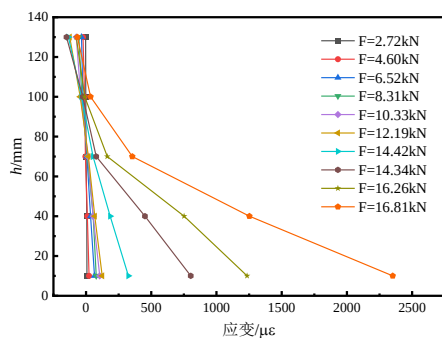


图 13 试件 CB1 跨中截面应变

Fig. 13 Strain at the mid-span section of specimen CB1

3.4 极限承载力分析

将试验结果计算得到的极限弯矩 M_u 、破坏弯矩 M_k 、等截面高度钢筋混凝土板抗弯承载力计算值 $M_{u,GB}$ 和无量纲化参数 $M_u/M_{u,GB}$ 汇总于表 6 中,其中 $M_{u,GB}$ 按照《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2010)(2015 年版)(后简称《混规》)中的公式计算。

由表 6 可知,保护层厚度变化对正、负弯矩试件

表 6 极限承载力

Table 6 Ultimate bearing capacity

试件编号	$M_u/(\text{kN}\cdot\text{m})$	$M_k/(\text{kN}\cdot\text{m})$	$M_{u,GB}/\text{mm}$	$M_u/M_{u,GB}$	k
CB1	13.448	7.048	11.729	1.147	1.23
CB2	13.712	6.536	10.454	1.312	
FB1	8.904	8.384	11.729	0.759	0.87
FB2	9.296	8.920	10.454	0.889	

注: k 为正、负弯矩试件 $M_u/M_{u,GB}$ 的平均值。

极限承载能力影响较小。正弯矩试件的 k 值为 1.23,表明将受拉区等截面混凝土替换成预制板的情况下,可以提高正弯矩构件的极限抗弯承载能力。负弯矩试件的 k 值为 0.83,反映了 PFRCC 材料抗压强度较低,且位于受压区的 GFRP 网格未能充分发挥桥联作用。由此可见,将预制板置于受拉区可在降低自重的同时提高结构承载力,同时具备兼作钢筋保护层的应用潜力。

3.5 延性分析

试验叠合板包含预制板和后浇钢筋混凝土层,其中一种材料的屈服无法代表整体结构的屈服,故采用延性系数 μ 表征构件整体的塑性变形能力,计算公式为

$$\mu = \frac{\Delta_u}{\Delta_y} \quad (1)$$

式中: Δ_y 为等效屈服挠度; Δ_u 为荷载首次降至 85% 峰值荷载时的跨中挠度,但 FB1 和 FB2 荷载未降至 85% 峰值荷载,故 FB1 和 FB2 采用最终破坏荷载对应的位移作为极限位移 Δ_u 。

综合采用多方法^[23-24]计算 Δ_y :正弯矩试件初始线性弹性阶段显著且具备弹塑性强化阶段,与等能量弹塑性法(Equivalent Energy Elastic-Plastic Method)的适用条件较相符,故采用此法计算 Δ_y ;负弯矩试件破坏过程平缓,曲线无显著转折点或屈服平台,因此选用适用于平滑曲线的等能量法(Equal Energy Method)确定 Δ_y 。

将 μ 计算结果汇总于表 7。由表 7 可知,试件延性系数均大于 3,这表明中等跨度下,使用预制板替换混凝土不仅可以降低结构自重,同时不会显著影响结构塑性变形能力。然而,对于中等跨度构件,试件破坏时达到的绝对挠度值已远超常规使用极限状态的允许值(通常为 $l_0/250 \approx 19.2 \text{ mm}$)。因

表 7 延性系数

Table 7 Ductility factor

试件编号	Δ_y/mm	Δ_u/mm	μ
CB1	12.88	66.48	5.16
CB2	27.82	93.34	3.36
FB1	107.43	369.86	3.44
FB2	118.84	375.45	3.16

此,实际使用过程中需特别关注刚度退化、裂缝发展、徐变收缩及长期荷载对挠度的影响,其优先级可能高于小跨度板中关注的承载力问题。

4 叠合板开裂弯矩计算

开裂弯矩作为受弯性能的关键评估指标,因其对材料抗裂能力的直接表征作用,是研究的重点对象。理论分析中需对叠合板截面作如下假设:

1)试验过程中PFRCC预制板与后浇钢筋混凝土层能够协同受力且未发生滑移现象,即不考虑界面黏结滑移;

2)叠合板截面应变分布符合平截面假定;

3)各试验材料的应力-应变关系已知。

图14展示了正、负弯矩截面开裂前原始截面示意图。采用换算截面法计算叠合板的截面惯性矩,其中性轴位于叠合层中。在叠合板构件受弯开裂前全截面协同受力阶段,基于等效换算截面法的基本原理,需将异质材料组成的组合截面(含预制板、后浇混凝土及纵向受力钢筋)统一转化为均质混凝土截面,以实现截面受拉边缘弹性抵抗矩 W_0 计算。

$$I_p = \frac{n_a b h_1^3}{12} + n_a b h_1 (0.5 h_1 - y_t)^2 + \frac{b h_2^3}{12} + b h_2 (h_1 + 0.5 h_2 - y_t)^2 + (n_s - 1) A_s (h_3 - y_t)^2 + (n_s - 1) A_s (h_4 - y_t)^2 \quad (5)$$

同理,负弯矩试件形心距离受拉边缘距离 y_t' 为

$$y_t' = \frac{S_t'}{A_t'} \quad (6)$$

$$I_p' = \frac{n_b b h_1^3}{12} + n_b b h_1 (h - y_t' - 0.5 h_1)^2 + \frac{b h_2^3}{12} + b h_2 (y_t' - 0.5 h_2)^2 + (n_s - 1) A_s (y_t' - h_3)^2 + (n_s - 1) A_s (y_t' - h_4)^2 \quad (9)$$

式中: S_t 和 S_t' 分别为正、负弯矩试件对受拉边缘静矩总和; A_t 和 A_t' 分别为正、负弯矩试件的预制板、混凝土和钢筋换算截面总面积; b 为试件宽度; h_1 为预制板厚度; h_2 为后浇钢筋混凝土层厚度; h_3 、 h_4 分别为构件受拉、受压钢筋中心点距离受拉边缘距离,叠合板总厚度 $h=h_1+h_2$; E_a 为预制板弹性模量, E_c 为混凝土弹性模量,参考《混规》计算, E_s 为钢筋弹性模量; E_b 为PFRCC弹性模量; A_s 和 A_s' 分别为受拉和受压纵筋截面面积总和; n_a 、 n_b 和 n_s 分别为预制板、PFRCC和钢筋与混凝土弹性模量比,如 $n_a=E_a/E_c$ 。

截面受拉边缘弹性抵抗矩 W_0 的计算公式为

$$W_0 = \frac{I_p}{y_t} \quad (10)$$

开裂弯矩计算公式基于《混规》提出的开裂弯矩计算方法,见式(11)。

$$M_{cr} = (\sigma_{pc} + \gamma f_{tk}) W_0 \quad (11)$$

负弯矩试件预制板中GFRP网格不能充分发挥桥联作用优势,故采用PFRCC的弹性模量换算。

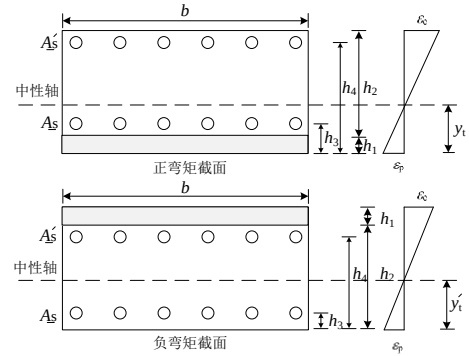


图14 叠合板原始截面

Fig. 14 Original cross-section of the composite slab

对于正弯矩试件,形心距离受拉边缘距离 y_t 为

$$y_t = \frac{S_t}{A_t} \quad (2)$$

$$S_t = 0.5 n_a b h_1^2 + b h_2 (h_1 + 0.5 h_2) + (n_s - 1) A_s h_3 + (n_s - 1) A_s' h_4 \quad (3)$$

$$A_t = n_a b h_1 + b h_2 + (n_s - 1) (A_s + A_s') \quad (4)$$

则正弯矩试件换算截面等效惯性矩 I_p 为

$$S_t' = n_b b h_1 (h_2 + 0.5 h_1) + 0.5 b h_2^2 + (n_s - 1) A_s h_3 + (n_s - 1) A_s' h_4 \quad (7)$$

$$A_t' = n_b b h_1 + b h_2 + (n_s - 1) (A_s + A_s') \quad (8)$$

则负弯矩试件换算截面等效惯性矩 I_p 为

$$\gamma = (0.7 + \frac{120}{h}) \gamma_m \quad (12)$$

式中: M_{cr} 为构件开裂弯矩计算值; σ_{pc} 为扣除全部预应力损失后,由预应力在抗裂验算边缘产生的混凝土预压应力,试验叠合板为非预应力构件, σ_{pc} 近似取0; f_{tk} 为混凝土抗拉强度标准值, $f_{tk}=0.88 \times 0.395 (f_{cu})^{0.55}$; γ 为混凝土构件截面抵抗矩塑性影响系数; γ_m 为截面抵抗矩塑性影响系数基本值,矩形截面取1.55; h 为截面高度,mm, $h < 400$ mm时, h 取400 mm。

根据试验数据及以上公式对叠合板开裂弯矩进行计算,结果汇总于表8。

《混规》指出 γ_m 的取值需考虑构件几何特性、材料性能和荷载条件,当有可靠试验数据时,可调整系数以提高计算精度。因此,继续沿用规范中的 γ_m 取值会导致计算出现误差,亟须建立适用于试验叠

表 8 叠合板开裂弯矩理论值与试验值的比较

Table 8 Comparison of theoretical and experimental values of cracking moment of composite slabs

试件编号	$M_c/(\text{kN}\cdot\text{m})$	$M_t/(\text{kN}\cdot\text{m})$	M_c/M_t
CB1	12.96	11.54	1.13
CB2	12.87	11.01	1.17
FB1	9.46	3.45	2.74
FB2	9.39	3.31	2.84

注: M_c 为理论开裂弯矩; M_t 为试验开裂弯矩; M_c/M_t 为开裂弯矩理论值与试验值的比值。

合板的修正系数 γ_m 。结合式(11)推导出符合试验叠合板的 γ_m 的计算公式,见式(13)。

$$\gamma_m = \frac{M_t}{f_{ik} W_0} \quad (13)$$

将表8中试验数据结合式(13)计算 γ_m ,结果如表9所示。结果表明,现行规范中的 γ_m 因忽略叠合板的纤维桥联效应与荷载方向敏感性,导致开裂弯矩计算出现偏差。通过试验数据得到符合本叠合板的 γ_m ,为该新型叠合板开裂弯矩计算提供理论基础。

表 9 叠合板截面抵抗矩塑性影响系数基本值

Table 9 Basic value of the plastic influence coefficient of the section resistance moment of composite slabs

试件编号	f_{ik}/MPa	$M_t/(\text{kN}\cdot\text{m})$	γ_m	平均值
CB1	2.12	11.54	1.38	1.35
CB2	2.12	11.01	1.33	
FB1	2.12	3.45	0.48	0.47
FB2	2.12	3.31	0.46	

5 结论

通过不同保护层厚度下中等跨度叠合板四点受弯(正弯矩和负弯矩)试验研究和理论分析,得到以下结论:

1)相较于小跨度叠合板,中等跨度叠合板展现出更大的挠度和更明显的几何非线性效应。

2)正、负弯矩试件呈现不同的破坏特征,正弯矩试件突出表现为预制板断裂前没有明显变形;负弯矩试件破坏过程相对平缓,与普通适筋板类似。

3)叠合板具有较高韧性、承载能力与良好的延性:正弯矩试件因受拉区预制板GFRP网格的桥联作用,极限承载力较负弯矩试件和等截面现浇板分别提高约50%和23%;负弯矩试件因受压区GFRP网格无法充分发挥桥联作用且PFRCC抗压强度较低,承载力较现浇板降低约17%。

4)正弯矩时,预制板位于受拉区,能有效抑制叠合板裂缝发展速率并减小裂缝间距;保护层厚度增大时正、负弯矩试件极限承载状态下的裂缝宽度

也增大。

5)基于平截面假定和现有规范公式,对开裂弯矩公式中的截面抵抗矩塑性影响系数基本值进行拟合,可为叠合板开裂弯矩计算提供参考。

参考文献

- [1] 周凯,王景全,王震,等.基于低碳目标的混凝土建筑设计方法研究进展[J].建筑结构学报,2025,46(7):113-130,141.
ZHOU K, WANG J Q, WANG Z, et al. Research progress on design methods of concrete building structures based on low-carbon objectives [J]. Journal of Building Structures, 2025, 46(7): 113-130, 141. (in Chinese)
- [2] 王俊,赵基达,胡宗羽.我国建筑工业化发展现状与思考[J].土木工程学报,2016,49(5):1-8.
WANG J, ZHAO J D, HU Z Y. Present situation and thinking of China's construction industrialization development [J]. China Civil Engineering Journal, 2016, 49(5): 1-8. (in Chinese)
- [3] 赵丽,李书进,宋杨,等.植物纤维增强水泥基复合材料研究进展[J].建筑材料学报,2022,25(10):1021-1026.
ZHAO L, LI S J, SONG Y, et al. State-of-art of natural fiber reinforced cementitious composites [J]. Journal of Building Materials, 2022, 25(10): 1021-1026. (in Chinese)
- [4] 姜德民,徐浩东,康红龙,等.植物纤维增强水泥基复合材料面临的问题及相关改性研究现状[J].硅酸盐通报,2024,43(2):387-396.
JIANG D M, XU H D, KANG H L, et al. Problems faced by plant fiber reinforced cement-based composites and research status of its related modification [J]. Bulletin of the Chinese Ceramic Society, 2024, 43(2): 387-396. (in Chinese)
- [5] 周莉,周星中.植物纤维混凝土的研究现状与发展前景[J].合成材料老化与应用,2023,52(1):129-131.
ZHOU L, ZHOU X Z. Research status and development prospect of plant fiber concrete [J]. Synthetic Materials Aging and Application, 2023, 52(1): 129-131. (in Chinese)
- [6] WU H S, SHEN A Q, CHENG Q Q, et al. A review of recent developments in application of plant fibers as reinforcements in concrete [J]. Journal of Cleaner Production, 2023, 419: 138265.
- [7] AKINYEMI B A, DAI C P. Development of banana fibers and wood bottom ash modified cement mortars [J]. Construction and Building Materials, 2020, 241: 118041.
- [8] RAUT A N, GOMEZ C P. Thermal and mechanical performance of oil palm fiber reinforced mortar utilizing palm oil fly ash as a complementary binder [J]. Construction and Building Materials, 2016, 126: 476-483.
- [9] 陈继浩,冀志江.植物纤维水泥复合板隔热性能计算机

- 模拟与试验研究[J]. 建筑节能, 2017, 45(10): 31-34.
- CHEN J H, JI Z J. Computer simulation and experiment research of vegetable fiber concrete panel's heat-insulating performance [J]. Building Energy Efficiency, 2017, 45(10): 31-34. (in Chinese)
- [10] REN Y, GUO R, LIU A H, et al. Study on flexural behaviour and analytical model of RC beams strengthened with FRP grid-ECC composite layers [J]. Structures, 2025, 73: 108445.
- [11] 邓朗妮, 杨洲, 钟锰军, 等. FRP 网格-工程用水泥基复合材料加固钢筋混凝土梁挠度[J]. 复合材料学报, 2023, 40(9): 5212-5224.
- DENG L N, YANG Z, ZHONG M J, et al. Deflection of reinforced concrete beams strengthened with FRP grid-engineered cementitious composite matrix composite [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2023, 40(9): 5212-5224. (in Chinese)
- [12] 潘毅, 任宇, 郭瑞, 等. FRP 网格-ECC 复合层加固混凝土界面量化处理及黏结性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2024, 45(5): 207-217.
- PAN Y, REN Y, GUO R, et al. Experimental study on bonding behavior of FRP grids-ECC composite layer and concrete with quantitative interface treatment [J]. Journal of Building Structures, 2024, 45(5): 207-217. (in Chinese)
- [13] 张翼虎, 张元良, 刘霞, 等. FRP 增强水泥砂浆薄板加固 RC 梁抗弯性能试验研究[J]. 工程抗震与加固改造, 2022, 44(2): 130-140.
- ZHANG Y H, ZHANG Y L, LIU X, et al. Experimental study on flexural behavior of RC beams strengthened with FRP reinforced cement mortar plate [J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2022, 44(2): 130-140. (in Chinese)
- [14] 丛龙宇, 张方, 钱永久. 外部粘贴 CFRP-ECC 黏结性能的影响因素试验[J]. 复合材料学报, 2025, 42(3): 1538-1554.
- CONG L Y, ZHANG F, QIAN Y J. Test of factors affecting bonding performance of externally bonded CFRP-ECC [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2025, 42(3): 1538-1554. (in Chinese)
- [15] GUO R, XIA M Y. Flexural performance of CFRP grid-ECC strengthened load-induced damaged reinforced concrete beams [J]. Engineering Structures, 2025, 343: 121108.
- [16] 宋诗飞, 邓明科, 张阳玺. 纤维网格-高延性混凝土加固预制空心板抗弯性能试验研究[J]. 工程力学, 2025, 42(10): 244-255.
- SONG S F, DENG M K, ZHANG Y X. Experimental study on flexural behaviors of precast hollow-core slabs strengthened with textile-reinforced highly ductile concrete [J]. Engineering Mechanics, 2025, 42(10): 244-255. (in Chinese)
- [17] YANG X, GAO W Y, DAI J G, et al. Flexural strengthening of RC beams with CFRP grid-reinforced ECC matrix [J]. Composite Structures, 2018, 189: 9-26.
- [18] ZENG J J, ZENG W B, YE Y Y, et al. Flexural behavior of FRP grid reinforced ultra-high-performance concrete composite plates with different types of fibers [J]. Engineering Structures, 2022, 272: 115020.
- [19] 丁里宁, 贺卫东, 汪昕, 等. BFRP 网格-PCM 薄面黏贴加固钢筋混凝土板抗弯性能[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2020, 51(4): 1085-1096.
- DING L N, HE W D, WANG X, et al. Flexural behavior of reinforced concrete slabs strengthened with BFRP grids and PCM [J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2020, 51(4): 1085-1096. (in Chinese)
- [20] 董雨昊, 安琦, 刘秀丽. 大跨度楼盖结构研究与应用现状[J]. 钢结构(中英文), 2025, 40(5): 1-17.
- DONG Y H, AN Q, LIU X L. Research and application status of long-span floor structure systems [J]. Steel Construction (Chinese & English), 2025, 40(5): 1-17. (in Chinese)
- [21] 白鑫, 王云英, 王雅娜, 等. 跨厚比对高强玻璃纤维增强复合材料单向板弯曲性能的影响[J]. 航空材料学报, 2022, 42(2): 57-63.
- BAI X, WANG Y Y, WANG Y N, et al. Effect of span-thickness ratio on bending properties of high-strength glass fiber reinforced composite unidirectional plate [J]. Journal of Aeronautical Materials, 2022, 42(2): 57-63. (in Chinese)
- [22] 王阳, 张相超. 关于装配整体式与传统现浇式混凝土结构设计的对比分析[J]. 建筑技术开发, 2022, 49(11): 71-73.
- WANG Y, ZHANG X C. Comparative analysis on the design of assembled integral concrete structure and traditional cast-in-place concrete structure [J]. Building Technique Development, 2022, 49(11): 71-73. (in Chinese)
- [23] 殷晓三. 无明显屈服特征构件屈服点的确定与评价[J]. 地震工程与工程振动, 2019, 39(3): 143-150.
- YIN X S. Evaluation and determination methods on yield point of structural components without obvious yield feature [J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2019, 39(3): 143-150. (in Chinese)
- [24] 冯鹏, 强翰霖, 叶列平. 材料、构件、结构的“屈服点”定义与讨论[J]. 工程力学, 2017, 34(3): 36-46.
- FENG P, QIANG H L, YE L P. Discussion and definition on yield points of materials, members and structures [J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(3): 36-46. (in Chinese)