

引文格式:马张永,孔祥龙,陈志华,等.轻质混凝土组合墙板受弯性能试验与数值研究[J].建筑科学与工程学报,2024,41(6):10-18.
MA Zhangyong, KONG Xianglong, CHEN Zhihua, et al. Experimental and numerical study on flexural behavior of lightweight concrete composite wallboard[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2024, 41(6): 10-18.

DOI:10.19815/j.jace.2022.12066

轻质混凝土组合墙板受弯性能试验与数值研究

马张永^{1,2,3}, 孔祥龙⁴, 陈志华¹, 王秀丽⁴, 严伟^{3,5}, 张振坤⁴

(1. 天津大学 建筑工程学院, 天津 300072; 2. 中冶建筑研究总院有限公司, 北京 100088; 3. 甘肃省科工建设集团有限公司, 甘肃 兰州 730207; 4. 兰州理工大学 土木工程学院, 甘肃 兰州 730050; 5. 甘肃盛安建筑新型材料科技有限公司, 甘肃 兰州 730207)

摘要:为了研究轻质混凝土组合墙板的受弯性能,提出一种以免烧核壳轻集料混凝土为内叶板材料的组合墙板并进行了试验研究;采用数值模拟软件对试验结果进行了模拟验证,选取保温层厚度、桁架筋间距、钢筋网格边长以及桁架筋直径进行参数化分析,并使用改进后的等效截面惯性矩法对试验结果以及模拟结果进行了对比分析。结果表明:该组合墙板的开裂荷载为10.18 kN·m,为典型受弯破坏,可满足实际使用;以开裂荷载设计组合墙板时,保温层厚度作为主要控制参数,增大厚度使得截面中性轴偏移,有效截面高度增加,从而使开裂荷载得以提升;以极限荷载设计组合墙板时,增加保温层厚度、桁架腹筋数量、桁架筋直径以及减小钢筋网格大小均能提升组合墙板的极限承载力;通过理论公式计算的开裂荷载与试验值及模拟值均较为吻合,与试验值相对误差为10.69%,与模拟值最大相对误差为9.26%。

关键词:混凝土组合墙板;受弯性能;数值模拟;开裂荷载;极限荷载

中图分类号:TU399

文献标志码:A

文章编号:1673-2049(2024)06-0010-09

Experimental and numerical study on flexural behavior of lightweight concrete composite wallboard

MA Zhangyong^{1,2,3}, KONG Xianglong⁴, CHEN Zhihua¹, WANG Xiuli⁴,
YAN Wei^{3,5}, ZHANG Zhenkun⁴

(1. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China; 2. Central Research Institute of Building and Construction Co., Ltd, MCC Group, Beijing 100088, China; 3. Gansu Science and Industry Construction Group Co., Ltd, Lanzhou 730207, Gansu, China; 4. School of Civil Engineering, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, Gansu, China; 5. Gansu Sheng'an Building New Material Technology Co. Ltd, Lanzhou 730207, Gansu, China)

Abstract: In order to study the flexural behavior of lightweight concrete composite wallboard, a composite wallboard with unburned core-shell lightweight aggregate concrete as inner wythe was proposed, and the experimental research was conducted. The experimental results were verified through numerical simulation software, and the thickness of insulation layer, the spacing of truss bars, the side length of steel grid and the diameter of truss bars were selected for parametric

收稿日期:2023-12-26

投稿网址: <http://jace.chd.edu.cn>

基金项目:国家重点研发计划项目(2019YFD1101004);国家自然科学基金项目(52278184)

作者简介:马张永(1985-),男,工学博士,正高级工程师,E-mail:279180298@qq.com。

通信作者:陈志华(1966-),男,工学博士,教授,博士生导师,E-mail:zhchen@tju.edu.cn。

analysis. The improved equivalent section moment of inertia method was used to compare and analyze the test and simulation results. The results show that the cracking load of composite wallboard is $10.18 \text{ kN} \cdot \text{m}$, which is typical flexural failure and can meet the practical application. When the composite wallboard is designed with the cracking load, the thickness of insulation layer is used as the main control parameter. When the thickness is increased, it makes the neutral axis of section shift and the effective section height increase, so that the cracking load can be improved. When the composite wallboard is designed with ultimate load, the ultimate bearing capacity of the composite wallboard can be improved by increasing the thickness of insulation layer, the number of truss web bars, the diameter of truss bars and reducing the size of steel mesh. The cracking load calculated by the theoretical formula is in good agreement with the experimental and simulated values, and the relative error with the test value is 10.69% , and the maximum relative error with the simulated value is 9.26% .

Key words: concrete composite wallboard; flexural behavior; numerical simulation; cracking load; ultimate load

Author resumes: MA Zhangyong (1985-), male, PhD, senior engineer, E-mail: 279180298@qq.com; CHEN Zhihua (1966-), male, PhD, professor, E-mail: zhchen@tju.edu.cn.

0 引言

近年国家提出“碳中和、碳达峰”战略目标,要求建造活动向绿色化、工业化、信息化、集约化和产业化发展,全面推进绿色建筑,是落实住建领域碳达峰碳中和必由之路。装配式钢结构住宅作为一种绿色环保的建筑体系,逐步受到越来越多人的青睐。装配式钢结构住宅由结构主体、外围护系统和建筑内装系统组成,但外围护体系的研究比较晚,技术成熟度相对较差。随着建筑节能的要求不断提高,在严寒、寒冷地区,保温系统的厚度越来越大,对建筑外围护体系的要求也越来越高,因此外围护体系的研究成为了装配式钢结构住宅的技术难点及热点。

轻质混凝土组合墙板是目前装配式钢结构建筑外围护系统研究的主要方向,它应同时具备抗风、抗震、耐撞击、防火等安全性要求,满足水密、气密、隔声、热工等功能性和耐久性要求,并且要轻质、高强^[1-2]。轻质混凝土组合墙板除了在长途运输、吊装、翻转时受到外力作用外,在使用过程中还受到风荷载、地震作用等多方面作用的影响,因此对轻质混凝土组合墙板进行静力学研究具有重要意义^[3]。

目前中国装配式钢结构建筑外墙板主要有:钢丝网架夹芯保温外墙板、纤维增强石膏墙板、赤泥-粉煤灰加气混凝土墙板、SP 预应力空心墙板等^[4-5],主要针对墙板的抗弯、抗剪等力学性能进行研究。周练等^[6]提出了一种钢丝网架夹芯保温外墙板,采用有限元对抗弯和抗剪性能进行研究,引入了钢筋

屈服折减系数,并将夹芯墙板转化为实心混凝土墙板进行抗弯承载力计算。赵树峰^[7]对 GLC 硅质轻型墙板进行抗弯性能试验,提出了抗弯开裂公式和抗弯极限承载力公式。吴超强等^[8]对 3 种不同连接形式的桁架腹筋进行抗弯性能研究,指出不同的连接形式对墙板抗弯刚度的影响较大。

国外对装配式建筑墙板特别是夹芯墙板的研究和发展较为成熟,美国预应力混凝土协会(PCL)制定的墙板规格对混凝土夹芯墙板设计、制作、安装等过程均有详细的要求,并且推广较为广泛。欧洲各国及日本等对夹芯混凝土的研究也较为广泛,基本形成了完善的夹芯墙板建筑配套体系,但轻质混凝土夹芯墙板的应用相对较少^[9-12]。

考虑到装配式钢结构建筑围护体系宜采用轻质高强材料的特点,本文采用 3 种不同的建筑材料,以夹芯混凝土墙板为基础,使用轻骨料混凝土作为组合墙板的内叶板,C30 混凝土作为组合墙板外叶板,挤塑板(XPS)为保温层,设计出一种轻质混凝土组合墙板,并对墙板抗弯承载能力设计进行试验和有限元分析。

1 试验概况

1.1 试件设计与制作

试验所用轻质混凝土组合墙板由兰州理工大学土木工程学院与甘肃省科工建设集团有限公司根据《建筑设计防火规范》(GB 50016—2014)^[13]中的要求联合设计制作。组合墙板外叶板采用 50 mm 厚

C30 商用混凝土,保温层为 70 mm 厚挤塑板(XPS),内叶板使用自主研发的 LC10 免烧核壳型轻集料混凝土,厚度为 70 mm,其配合比见表 1。

内、外叶板内分别配有 $\Phi 8@150$ 双向钢筋网片;钢筋桁架弦杆采用 $\Phi 8$ 钢筋,腹杆采用 $\Phi 5$ 钢丝,

表 1 免烧核壳型轻集料混凝土配比

Table 1 Unburned core-shell lightweight aggregate concrete ratio

材料	水	水泥	砂	玻化微珠	轻骨料	减水剂	可分散乳胶粉
用量/kg	82.0	292.0	320.0	80.0	154.0	2.0	0.5

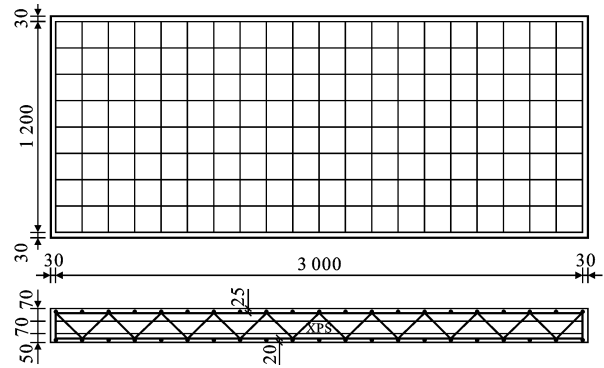


图 1 构造配筋 (单位:mm)

Fig. 1 Construction reinforcement (unit:mm)

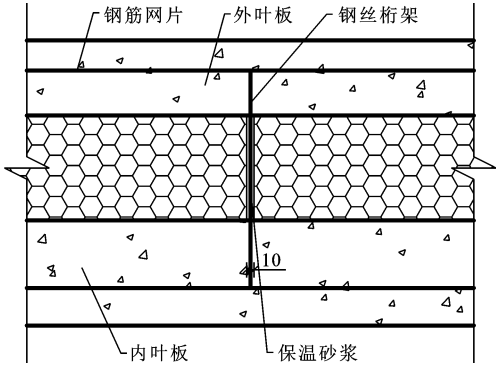


图 2 钢丝桁架细部处理详图 (单位:mm)

Fig. 2 Detail drawing of wire truss treatment (unit:mm)

MPa,钢材屈服强度为 557 MPa。

1.2 试验方案

在实际使用过程中,组合墙板两端与框架梁采用柔性连接,板与板之间约束很小,忽略不计。参考《混凝土结构试验方法标准》(GB/T 50152—2012)^[14],试验中采用两端简支,通过重物堆载方式施加均布荷载,见图 3、4。采用分级加载,每级荷载为组合墙板板重的 0.3 倍(250 kg),加载完成后,持荷 5 min,观察记录试验现象。当出现以下 4 种情况之一时,认为组合墙板达到承载能力极限状态,加载试验结束:①弯曲挠度达到跨度的 1/50;②受拉主筋屈服或断裂;③受压区混凝土被压坏;④裂缝宽

间距为 600 mm。构件均在工厂焊接成型,构造配筋示意图见图 1。钢筋桁架处保温材料预留 10 mm 缝隙,制作过程使用保温砂浆填充,起到对钢丝的保护作用,见图 2。通过试验测得的 C30 混凝土立方体抗压强度为 27.56 MPa,LC10 抗压强度为 6.89

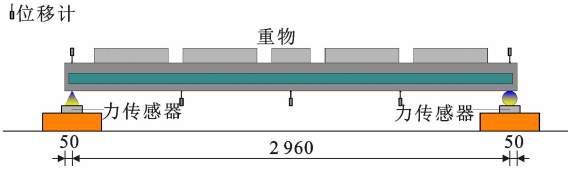


图 3 加载装置示意图 (单位:mm)

Fig. 3 Schematic diagram of loading device (unit:mm)



图 4 试验加载现场照片

Fig. 4 Test loading site photos

度超过 1.5 mm。

试验中测量荷载大小、板两端支座沉降、板跨中及四分点处位移、钢筋混凝土应变以及板底混凝土开裂情况。采用 DH3816N 静态数据分析仪采集信号。钢筋应变片布置见图 5,混凝土应变片及力传感器布置见图 6,位移计布置见图 7。

2 试验现象及破坏形态

加载过程分为 3 个阶段:混凝土裂缝发展阶段、钢筋屈服阶段以及极限阶段。试验结束时组合墙板板底裂缝分布见图 8,为典型受弯破坏。

当荷载加载至 11 级(26.95 kN)时,板底跨中 34 格周围出现首条裂缝(裂缝 1),沿板宽方向发展,长度约 1 000 mm,宽度 0.1 mm,此时跨中位移为 3.15 mm。随着继续加载,依次在 28 格出现裂缝 2,37 格出现裂缝 3,43 格出现裂缝 4,40 格出现裂缝 5,25 格出现裂缝 6。在加载初期,裂缝发展模式有两种:一种为从一边向另一边延伸,最后贯通;另一种为两边先开裂,向中间扩展,最后连通。

当荷载加载至 18 级(45.01 kN)时,裂缝发展速度较快,在 19 格出现裂缝 7,跨中 31 格出现裂缝

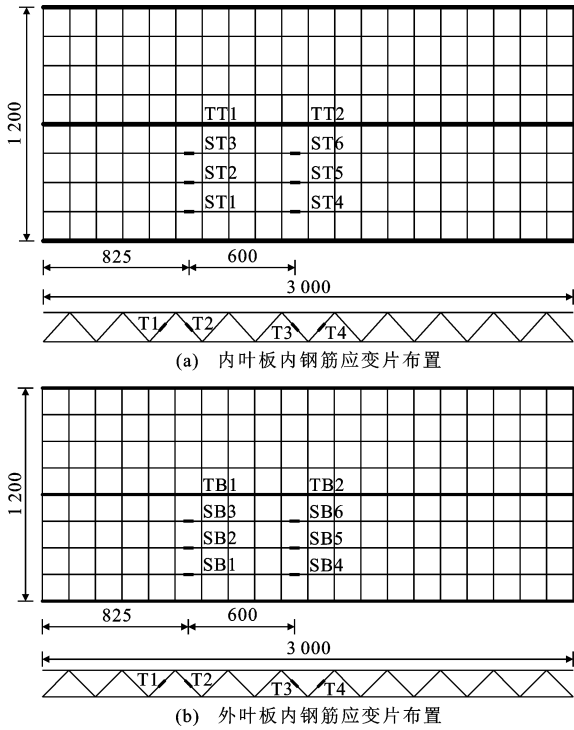


图 5 钢筋应变片布置(单位:mm)

Fig. 5 Layout of reinforcement strain gauge (unit:mm)

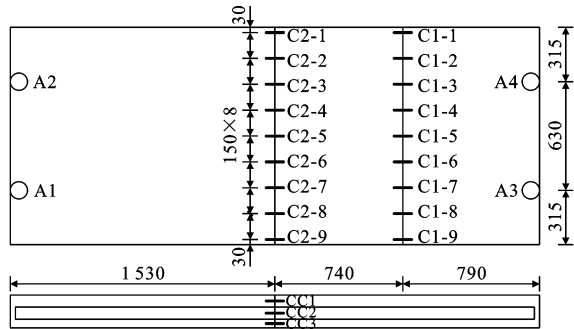


图 6 混凝土应变片及力传感器布置(单位:mm)

Fig. 6 Layout of concrete strain gauge and force sensor (unit:mm)

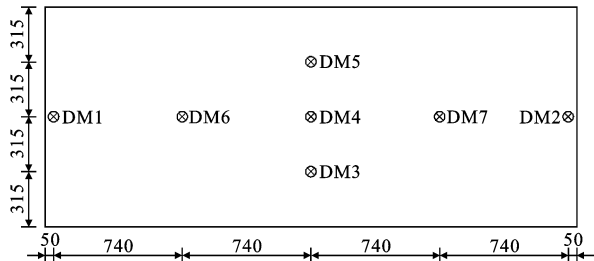


图 7 位移计布置(单位:mm)

Fig. 7 Layout of displacement meter (unit:mm)

8,46 格出现裂缝 9,并且前期出现的裂缝 5、6 贯通,最大裂缝宽度为 0.3 mm,此时跨中位移为 11.83 mm。随着继续加载,依次在 16 格出现裂缝 10,13 格出现裂缝 11,49 格出现裂缝 12,22 格出现裂缝

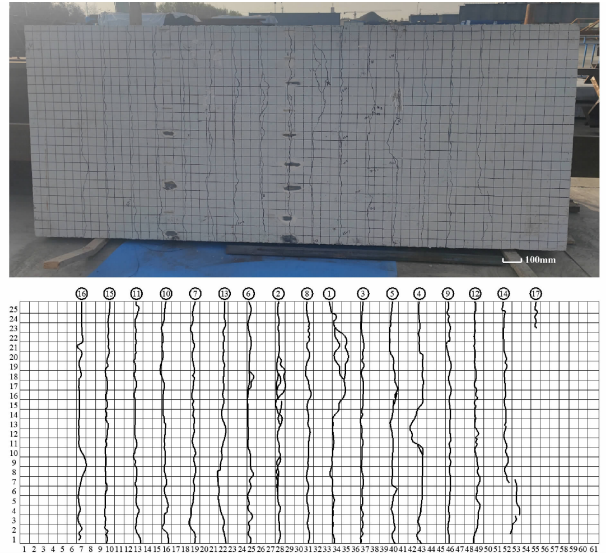


图 8 板底裂缝分布

Fig. 8 Crack distribution at bottom of plate

13,52 格出现裂缝 14,10 格出现裂缝 15。

当荷载加载至 40 级(100.03 kN)时,跨中裂缝 8 最大宽度达到 1 mm,此时跨中位移为 37.16 mm。7 格出现裂缝 16,55 格出现裂缝 17,并且在加载初期时出现的裂缝周围出现支裂缝。随着继续加载,裂缝宽度发展较快,当荷载加载至 110.45 kN 时,跨中裂缝 8 最大宽度达到 2 mm,跨中位移为 48.75 mm,停止加载。

试验结束时组合墙板的跨中荷载-位移曲线见图 9。荷载达到 24.5 kN 时,板底跨中开始出现细微裂缝,此时为裂缝发展阶段,裂缝宽度增速缓慢,不影响板正常使用。随着荷载增大至 45.01 kN,对应荷载-位移曲线出现拐点,板底混凝土受拉出现裂缝,刚度下降,底板拉应力由钢筋与混凝土共同承受转变为由钢筋主要承受,此阶段混凝土逐渐退出工作,裂缝快速发展。

3 数值模拟

3.1 有限元模型建立

使用 ABAQUS 数值模拟软件建立组合墙板模型,见图 10。底板与垫块设为面对面接触,内、外叶板及保温板均采用三维实体单元 C3D8R,钢筋网片采用三维桁架单元 T3D2,钢丝桁架腹筋采用三维梁单元 B31。忽略钢筋与混凝土之间的黏结滑移,将其内置于混凝土中。材料属性见表 2。两侧面板与保温板设为绑定连接。

由于单元网格尺寸主要影响板内应力分布,对板的位移影响较小,因此绘制组合墙板跨中荷载-位

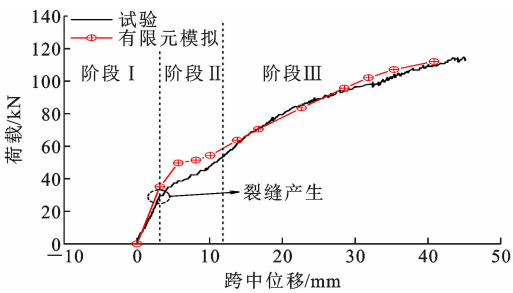


图 9 荷载-位移曲线

Fig. 9 Load-displacement curve

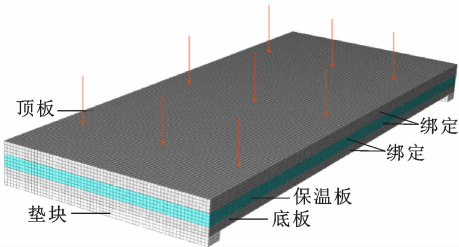


图 10 有限元模型

Fig. 10 Finite element model

表 2 材料属性

Table 2 Material attribute

材料	弹性模量/MPa
C30 混凝土	30 000
免烧核壳轻集料混凝土	17 500
XPS 板	8
钢筋网片	200 000
桁架筋	200 000

移曲线时,为了节省计算时间,网格尺寸取 100 mm×100 mm;分析组合墙板开裂荷载时,网格尺寸取 20 mm×20 mm。

3.2 模型验证

通过 ABAQUS 模拟与试验所得的组合墙板跨中荷载-位移曲线见图 9。荷载达到 26.95 kN 时,板底跨中开始出现细微裂缝,在此之前组合墙板处于弹性阶段;之后裂缝宽度增速缓慢,此时组合墙板处于裂缝发展阶段;随着荷载增大至 45.01 kN,底板拉应力由钢筋与混凝土共同承受转变为由钢筋主要承受,此阶段混凝土逐渐退出工作,裂缝快速发展。

由于墙板试件制作过程中钢筋保护层与理论有偏差,并且拆模过程中墙板受力较大,混凝土内部已有微小的开裂,因此阶段 II 的试验结果与数值模拟结果有偏差。其余阶段有限元模型与试验所得的荷载-位移曲线吻合较好,说明有限元软件可以很好模拟组合墙板受弯性能。通过简支梁理论,计算板跨

中的等效弯矩,得到的试验开裂荷载为 10.18 kN·m,模拟所得开裂荷载为 10.64 kN·m,其与试验结果相对误差为 4.52%,验证了模型的可靠性。

3.3 参数化分析

以保温板板厚、桁架筋间距、钢筋网格边长以及桁架筋直径为参数,建立了数个有限元模型,分析其对组合墙板开裂荷载以及极限荷载的影响,试件编号以及详细参数见表 3。各试件荷载-位移曲线见图 11。

表 3 设计参数

Table 3 Design parameter

试件编号	组别	保温层厚/mm	桁架筋间距/mm	钢筋网格边长/mm	桁架腹筋直径/mm
QB	对照组	70	600	150	5
QB1-1	I	50	600	150	5
QB1-2		60	600	150	5
QB1-3		80	600	150	5
QB2-1	II	70	300	150	5
QB2-2		70	400	150	5
QB2-3		70	1 200	150	5
QB3-1	III	70	600	100	5
QB3-2		70	600	200	5
QB3-3		70	600	300	5
QB4-1	IV	70	600	150	8
QB4-2		70	600	150	10
QB4-3		70	600	150	12

3.3.1 开裂荷载分析

各试件开裂荷载见表 4,影响因素分析如下:

(1)保温层厚度影响。为了增强组合墙板的适用性,根据不同地区建筑节能要求,需要对保温层厚度进行调整。在保温层厚度为 50 mm 时,组合墙板的开裂弯矩相对厚度为 70 mm,降低了 12.5%。随着厚度的增加,组合墙板的开裂荷载呈上升趋势,这是因为增大保温层厚度既增大了组合墙板等效截面惯性矩,同时使得抗弯截面中性轴发生偏移,在板底混凝土应力达到抗拉强度后,截面所承受的整体弯矩更大。

(2)桁架筋间距以及腹筋直径影响。组合墙板中,内、外叶板依靠桁架腹筋传递剪力,根据桁架腹筋传递剪力能力的大小,将组合墙板分为完全组合板、完全非组合板以及部分组合板,其中完全组合板的力学性能最佳。当减小桁架筋间距或增大桁架腹筋直径时,桁架腹筋所能传递剪力的能力得到提升,此时板的性能更接近完全组合板。当桁架筋间距为 600 mm、腹筋直径为 5 mm 时,桁架腹筋所能传递

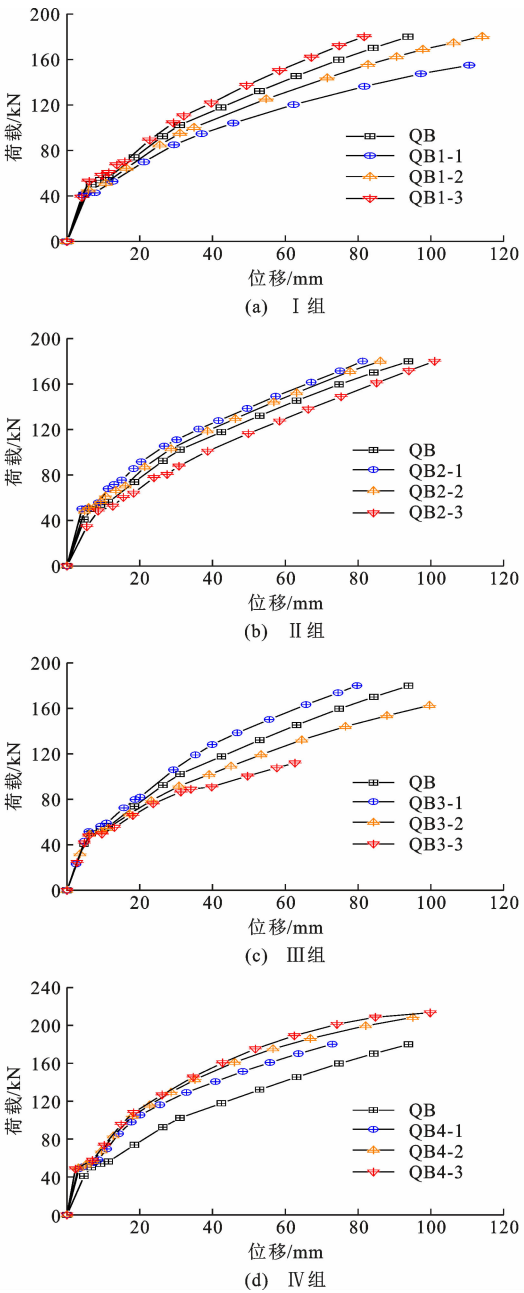


图 11 各试件荷载-位移曲线

Fig. 11 Load-displacement curve of each specimen

的剪力已满足板开裂时所需要的剪力,此时增大桁架筋配筋对板的开裂荷载影响幅度不大。

(3)钢筋网格大小影响。钢筋网片分布在内、外叶板中,其中顶板为受压区,底板为受拉区。当其他条件不变,板底混凝土出现裂缝时,钢筋网格越小,面积越大,分配给钢筋的力越大,导致混凝土分得的力减少,因此混凝土的开裂荷载随钢筋网格减小呈上升趋势,但增幅不大;同理,当钢筋网格越大,分配给钢筋的力减少,混凝土开裂荷载呈下降趋势,但降幅不大。

表 4 开裂荷载

Table 4 Cracking load

试件编号	开裂弯矩/(kN·m)	变化幅度/%
QB	10.64	
QB1-1	9.31	12.50
QB1-2	9.84	7.52
QB1-3	11.86	−11.47
QB2-1	11.01	−3.48
QB2-2	10.89	−2.35
QB2-3	8.99	15.51
QB3-1	10.79	−1.41
QB3-2	10.52	1.13
QB3-3	10.50	1.32
QB4-1	10.65	−0.09
QB4-2	10.67	−0.28
QB4-3	10.67	−0.28

3.3.2 极限荷载分析

当组合墙板跨中位移达到跨长的 1/50 时,认为板达到了极限状态,此时的荷载为极限荷载,各试件极限荷载见表 5。

表 5 极限荷载

Table 5 Ultimate load

试件编号	极限荷载/kN	变化幅度/%
QB	142.99	
QB1-1	119.21	19.95
QB1-2	132.36	8.03
QB1-3	153.94	−7.11
QB2-1	154.11	−7.22
QB2-2	149.91	−4.62
QB2-3	131.21	8.98
QB3-1	157.60	−9.27
QB3-2	128.41	11.35
QB3-3	110.85	28.99
QB4-1	167.22	−14.49
QB4-2	180.18	−20.64
QB4-3	187.42	−23.71

各影响因素分析如下：

(1)保温层厚度影响。随着保温层厚度增加,组合墙板极限荷载呈现线性变化。当保温层厚度由 70 mm 减小至 50 mm 时,组合墙板的极限承载力降低了 19.95%,降低效应显著。

(2)桁架筋布置间距影响。桁架筋布置间距由 600 mm 增大至 1 200 mm 时,组合墙板极限承载力由 142.99 kN 降低至 131.21 kN,降低了 8.98%;桁架筋布置间距由 600 mm 减小至 300 mm 时,组合墙板极限承载力由 142.99 kN 增加至 154.11

kN,增加了 7.22%。改变桁架筋布置间距等同于改变桁架腹筋传递剪力的能力,随着桁架筋间距增大,单位长度内板的桁架腹筋数量减少,导致连接件过早产生屈服,不能较好传递剪力,组合墙板由完全组合板向非完全组合板过渡,板的承载力因此降低。

(3)钢筋网格大小影响。钢筋网格大小对组合墙板的极限承载力影响效应显著,增大网格大小至原来的 2 倍,组合墙板的极限承载力降低了 28.99%。这是因为在加载初期混凝土还未产生裂缝前,钢筋与混凝土共同承受拉力,当混凝土开裂后,板底应力主要由钢筋承担,板的极限承载力由受拉区配筋率决定。

(4)桁架腹筋直径影响。桁架腹筋直径对组合墙板极限承载力影响效应显著,桁架腹筋直径由 5 mm 增大至 12 mm,组合墙板的极限承载力增加了 23.71%。这是因为组合墙板在受力过程中,受拉侧混凝土首先因开裂而退出工作,之后由板内布置的钢筋网片承担荷载,钢筋网片达到屈服强度后,由桁架筋主要承担荷载。

3.3 讨论分析

(1)以开裂荷载设计组合墙板时,保温层厚度为主要控制因素。当保温层厚度由 50 mm 增大至 80 mm,其开裂荷载由 9.31 kN·m 增大至 11.86 kN·m,增加了 27.39%;随着保温层厚度增加,组合墙板开裂荷载近似呈线性增长;增大钢筋网片间距、桁架筋直径以及连接件数量对于组合墙板开裂荷载影响甚微。

(2)以极限荷载设计组合墙板时,增加保温层厚度、连接件数量、桁架筋直径以及减小钢筋网格大小均能提升组合墙板的极限承载力。

4 理论分析

由于本次试验所用组合墙板内、外叶板材料不同,采用等效截面惯性矩法,将板顶轻骨料混凝土以及板内钢筋按弹性模量比等效为板底混凝土,之后针对换算后的截面进行计算。

4.1 基本假定

- (1)符合平截面假定。
- (2)板内应力均匀分布。
- (3)板底混凝土应力达到抗拉强度,混凝土开裂。
- (4)不考虑板侧面混凝土保护层强度。
- (5)不考虑剪切变形影响。

4.2 开裂荷载计算

组合墙板计算简图见图 12,其中顶板厚度为 h_2 ,保温层厚度为 h_f ,底板厚度为 h_1 ,板总厚度为 h 。将板内钢筋以及板顶混凝土分别按弹性模量比 n_1 、 n_2 换算为等效截面面积计算,其中 $n_1 = E_s/E_{c1}$, $n_2 = E_{c2}/E_{c1}$, E_{c1} 为底板混凝土弹性模量, E_{c2} 为顶板混凝土弹性模量。顶板混凝土进行换算时保持截面形心轴不变,换算后顶板板厚为 $n_2 h_2$,组合墙板板厚为 h' 。

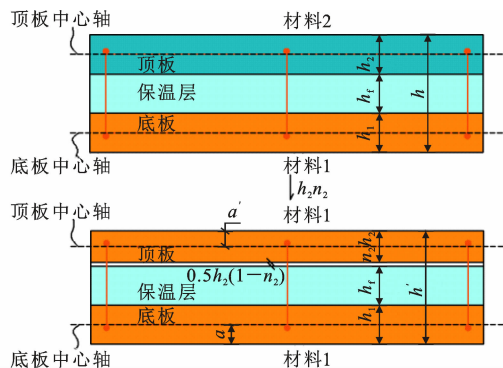


图 12 计算简图

Fig. 12 Calculation diagram

混凝土受压区高度 x_0 可通过对中性轴取面积距算得(图 13,其中 b 为板宽),即

$$\begin{aligned} &bh_1x_0 + (n_1 - 1)A'_sx_0 + n_2bh_2x_0 + \\ &(n_1 - 1)A_sx_0 = 0.5bh_1^2 - 0.5n_2^2bh_2^2 + \\ &(n_1 - 1)(A'_sa' - A_sa + A_sh') + n_2bh_2h' \end{aligned} \quad (1)$$

式中: A_s 为受拉区钢筋面积; A'_s 为受压区钢筋面积。

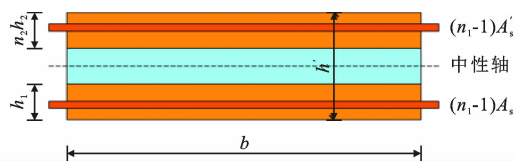


图 13 换算截面

Fig. 13 Transformed section

通过式(1)得到按完全组合板考虑的组合墙板受压区高度 x_0 ,即

$$\begin{aligned} x_0 = & \frac{0.5b(h_1^2 - n_2^2h_2^2) + n_2bh_2h'}{b(h_1 + n_2h_2) + (n_1 - 1)(A'_s + A_s)} + \\ & \frac{(n_1 - 1)(A'_sa' - A_sa + A_sh)}{b(h_1 + n_2h_2) + (n_1 - 1)(A'_s + A_s)} \end{aligned} \quad (2)$$

因此,组合墙板的换算截面惯性矩 I_0 为

$$\begin{aligned} I_0 = & \frac{1}{12}b(h_1^3 + n_2^3h_2^3) + n_2bh_2(x_0 - 0.5n_2h_2)^2 + \\ & bh_1(h' - 0.5h_1 - x_0)^2 + (n_1 - 1)A'_s(x_0 - a') + \\ & (n_1 - 1)A_s(h' - x_0 - a)^2 \end{aligned} \quad (3)$$

换算截面受拉边缘弹性抵抗矩 W_0 为

$$W_0 = \frac{I_0}{h' - x_0} \tag{4}$$

当板底混凝土受拉边缘应力达到抗拉强度时 f_{tk} , 认为板开裂, 此时开裂弯矩 M_{cr} 为

$$M_{cr} = W_0 f_{tk} \tag{5}$$

4.3 算例分析

各试件开裂荷载模拟值与计算值见表 6。可以看出, 通过理论计算的开裂荷载均略大于模拟值, 这是由于理论分析假定板内应力均匀分布造成的, 实际上桁架筋传递剪力导致其附近发生剪切变形, 因此板底应力分布在桁架筋处偏大, 这种现象被称为剪力滞后效应^[15-21]。

表 6 开裂荷载模拟值与计算值

Table 6 Cracking load simulation value and calculation value			
calculation value			
试件编号	模拟值/(kN·m)	计算值/(kN·m)	相对误差/%
QB	10.64	12.09	13.63
QB1-1	9.31	9.95	6.87
QB1-2	9.84	11.01	11.89
QB1-3	11.86	13.17	11.05
QB2-1	11.01	12.09	9.81
QB2-2	10.89	12.09	11.02
QB2-3	8.99	12.09	34.48
QB3-1	10.79	12.31	14.09
QB3-2	10.52	11.97	13.78
QB3-3	10.50	11.86	12.95
QB4-1	10.65	12.09	13.52
QB4-2	10.67	12.09	13.31
QB4-3	10.67	12.09	13.31

5 结 语

(1) 试验中组合墙板的开裂弯矩为 10.18 kN·m, 此时均布荷载为 26.95 kN, 满足《装配式建筑用墙板技术要求》(JG/T 578—2021) 规定的 1.5 倍自重(12.5 kN)的要求, 因此本墙板可以满足正常使用的抗弯强度要求。

(2) 在以开裂荷载设计组合墙板时, 保温层厚度是主要控制参数。增大保温层厚度对开裂荷载的影响在于使得截面中性轴偏移, 有效截面高度增加。

(3) 在以极限荷载设计组合墙板时, 可通过增加保温层厚度、连接件数量、桁架筋直径以及减小钢筋网格大小来提升组合墙板的极限承载力。

(4) 由于剪力以及剪力滞后效应的影响, 通过改进的等效截面惯性矩法, 计算内、外叶板为不同材料

的组合墙板的开裂荷载与试验值相对误差为 18.76%, 与模拟值最大相对误差为 34.48%, 因此在理论计算过程中应充分考虑剪力滞后效应。

参考文献:

References:

[1] 魏江洋. 浅析预制装配式混凝土(PC)技术在民用建筑中的应用与发展[D]. 南京: 南京大学, 2016.
WEI Jiangyang. The development and application states of precast concrete in civil architecture[D]. Nanjing: Nanjing University, 2016.

[2] 朱国阳. 预制混凝土建筑外墙设计初探[D]. 南京: 南京工业大学, 2016.
ZHU Guoyang. Study on the facade of precast concrete building [D]. Nanjing: Nanjing University of Technology, 2016.

[3] 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 1): 611-616.
WU Xiangguo, TAO Xiaokun, YU Shiyang, et al. Research progress of high-performance composite sandwich pane[J]. Building Structure, 2020, 50(S1): 611-616.

[4] 马福栋, 李勃志. 装配式复合墙板发展综述[J]. 砖瓦, 2016(6): 35-37.
MA Fudong, LI Bozhi. The development status and trend of prefabricated composite wall panels [J]. Brick-Tile, 2016(6): 35-37.

[5] 周天华, 王继琴, 邵英豪, 等. 弱框架-轻钢复合墙体装配式房屋结构体系[J]. 建筑科学与工程学报, 2022, 39(1): 36-43.
ZHOU Tianhua, WANG Jiqin, SHAO Yinghao, et al. Prefabricated building structural system of weak frame-light steel composite wall[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2022, 39(1): 36-43.

[6] 周 练, 章一萍, 隗 萍, 等. 装配式钢丝网架夹芯保温外墙大板力学性能研究[J]. 四川建筑, 2016, 36(3): 300-303.
ZHOU Lian, ZHANG Yiping, WEI Ping, et al. Research on mechanical properties of prefabricated steel wire mesh sandwich insulation exterior wall panels [J]. Sichuan Architecture, 2016, 36(3): 300-303.

[7] 赵树峰. 改性 GLC 硅质轻型墙板抗弯试验研究[D]. 济南: 山东建筑大学, 2022.
ZHAO Shufeng. Experimental study on the bending resistance of modified GLC siliceous lightweight wall panels[D]. Jinan: Shandong Jianzhu University, 2022.

[8] 吴超强, 王 俊, 李 帅, 等. 玻璃纤维增强复合材料-

- 钢复合钢筋混凝土夹芯墙板抗弯性能[J]. 南京工业大学学报(自然科学版), 2021, 43(6): 782-786.
- WU Chaoqiang, WANG Jun, LI Shuai, et al. Bending behavior of concrete sandwich wall panels with GFRP-steel bar connectors [J]. Journal of Nanjing Tech University (Natural Science Edition), 2021, 43(6): 782-786.
- [9] SALMON D C, EINEA A. Partially composite sandwich panel deflections[J]. Journal of Structural Engineering, 1995, 121(4): 778-783.
- [10] HENRY R S, AALETI S, SRITHARAN S, et al. Concept and finite-element modeling of new steel shear connectors for self-centering wall systems[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2010, 136(2): 220-229.
- [11] 夏光辉. 新型夹芯保温复合墙板力学及热工性能研究[D]. 合肥: 安徽建筑大学, 2013.
- XIA Guanghui. Mechanical and thermal performance study of new type sandwich thermal insulation composite wallboard[D]. Hefei: Anhui Jianzhu University, 2013.
- [12] 夏光辉, 崔建华, 夏 珊, 等. 新型夹芯保温复合墙体的技术与发展[J]. 工程与建设, 2012, 26(4): 523-526.
- XIA Guanghui, CUI Jianhua, XIA Shan, et al. Technology and development of new sandwich insulation composite wall [J]. Engineering and Construction, 2012, 26(4): 523-526.
- [13] 建筑设计防火规范: GB 50016—2014[S]. 北京: 中国计划出版社, 2014.
- Code for fire protection design of buildings: GB 50016—2014 [S]. Beijing: China Planning Press, 2014.
- [14] 混凝土结构试验方法标准: GB/T 50152—2012[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
- Standard for test method of concrete structures: GB/T 50152—2012 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012.
- [15] 混凝土结构设计规范: GB 50010—2002[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2004.
- Code for design of concrete structures: GB 50010—2002 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2004.
- [16] REISSNER E. Analysis of shear lag in box beams by the principle of minimum potential energy[J]. Quarterly of Applied Mathematics, 1946, 4(3): 268-278.
- [17] 李法雄, 聂建国. 钢-混凝土组合梁剪力滞效应弹性解析解[J]. 工程力学, 2011, 28(9): 1-8.
- LI Faxiong, NIE Jianguo. Elastic analytical solutions of shear lag effect of steel-concrete composite beam [J]. Engineering Mechanics, 2011, 28(9): 1-8.
- [18] 操俊林. 新型波形钢腹板组合箱梁剪力滞效应的理论分析及试验研究[D]. 兰州: 兰州交通大学, 2018.
- CAO Junlin. Theoretical analysis and experimental study on shear lag effect of the new composite box-girder with corrugated steel webs [D]. Lanzhou: Lanzhou Jiatong University, 2018.
- [19] 周世军, 黄 瑜, 江 瑶, 等. 单箱双室组合箱梁剪力滞效应分析[J]. 建筑科学与工程学报, 2017, 34(6): 110-115.
- ZHOU Shijun, HUANG Yu, JIANG Yao, et al. Analysis of shear lag effect of single-box twin-cell composite box girder[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2017, 34(6): 110-115.
- [20] 周世军, 宋 刚. 考虑轴向位移的压弯 II 形梁剪力滞分析[J]. 建筑科学与工程学报, 2017, 34(5): 196-202.
- ZHOU Shijun, SONG Gang. Analysis of shear lag of compression-bending II-shaped girder considering axial displacement[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2017, 34(5): 196-202.
- [21] 李立峰, 周 延. 大跨径波形钢腹板组合箱梁桥剪力滞效应[J]. 建筑科学与工程学报, 2016, 33(6): 106-112.
- LI Lifeng, ZHOU Yan. Shear lag effect of large span composite box girder bridge with corrugated steel webs[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2016, 33(6): 106-112.