

DOI: 10.11830/ISSN.1000-5013.202102039



不同剪跨比节能砌块隐形密框 复合墙体恢复力模型

翁志雄¹, 李升才¹, 朱永甫²

(1. 华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021;

2. 闽南理工学院 绿色建筑施工与管理福建省高校工程研究中心, 福建 泉州 362700)

摘要: 为研究不同剪跨比节能砌块隐形密框复合墙体的抗震性能和恢复力特征,对 6 个 1/2 缩尺试件进行水平低周往复加载试验,考虑不同剪跨比对试件的破坏结果、滞回特性、骨架曲线、刚度退化等抗震性能指标的影响.根据节能砌块隐形密框复合墙体的滞回特性和受力特点得到该墙体的恢复力模型.研究表明:当剪跨比增大时,试件的延性及耗能能力提高,刚度退化速率降低;试件滞回曲线捏拢明显且都为反 S 形;提出的不同剪跨比节能砌块隐形密框复合墙体恢复力计算模型与复合墙体的试验曲线有较好的吻合度.

关键词: 复合墙体; 滞回曲线; 骨架曲线; 恢复力模型; 节能砌块

中图分类号: TU 398

文献标志码: A

文章编号: 1000-5013(2021)05-0590-08

Restoring Force Model of Energy-Saving Block Masonry Composite Walls With Different Shear Span Ratio

WENG Zhixiong¹, LI Shengcai¹, ZHU Yongfu²

(1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

2. Minnan University of Science and Technology, Fujian Engineering Research Center for
Construction and Management of Green Buildings, Quanzhou 362700, China)

Abstract: In order to study the seismic performance and restoring force characteristics of the energy-saving block masonry composite walls with different shear span ratios, the horizontal low-cycle reciprocating loading test was carried out on six 1/2-scale specimens with different shear span ratios. The effects of different shear span ratios on the seismic performance were investigated, such as the failure results, hysteretic behavior, skeleton curve and stiffness degradation of the specimens. According to the hysteresis and force characteristics of the energy-saving block masonry composite walls, the restoring force model of the wall was obtained. The research results show that as the shear span ratio increases, the ductility and energy consumption of the specimens improves, and the stiffness degradation rate decreases; the hysteresis curves of the specimens are pinched obviously and all are reverse S-shaped; based on the restoring force model, the calculation curve of the energy-saving block masonry composite walls with different shear span ratios is in good agreement with the experimental curve.

Keywords: composite wall; hysteretic curve; skeleton curve; restoring force model; energy-saving block

收稿日期: 2021-02-26

通信作者: 李升才(1960-),男,教授,博士,博士生导师,主要从事结构抗震的研究. E-mail: lsc50605@hqu.edu.cn.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51578253);福建省科技计划引导性项目(2020Y0087);福建省泉州市科技计划项目(2018C083R)

节能砌块隐形密框复合墙体结构是一种新型的节能结构体系^[1], 具有消能减震、多线抗震、快速施工、节能环保等优点^[2], 能将建筑节能技术与现代建筑有效地结合起来. 其中, 节能砌块更是一种含结晶水的防火耐火材料, 适用于需要高水平被动防火的墙壁. 该结构采用配筋和截面较小的混凝土搭建起的肋格作为结构骨架^[3], 轻质隔板作为结构隔墙, 形成具有密布隐形柱、梁、节能砌块及结构大框架共同受力的隐形密肋框架结构.

在国外, Alexander 等^[4] 5 片不同剪跨比的剪力墙进行拟静力试验, 结果表明, 随着墙体剪跨比的降低, 墙体位移承载力降低. Barda^[5] 对 8 片带翼缘剪力墙进行抗震性能分析, 得到当墙体的剪跨比从 0.5 增加到 1.0 时, 墙体承载力降低了 20%. 在国内, 蔡健等^[6] 通过对不同剪跨比的组合剪力墙进行抗震性能研究, 得到随着墙体剪跨比的增大, 墙体承载力降低, 延性提高, 耗能能力增强. 然而, 国内外学者对不同剪跨比的节能砌块隐形密框复合墙体抗震性能的研究较少^[7-14]. 因此, 本文通过对 6 片不同剪跨比的 1/2 缩尺试件进行水平低周往复加载试验, 研究剪跨比对墙体抗震性能的影响, 建立其恢复力模型.

表 1 试件主要参数

Tab. 1 Main parameters of specimens

试件编号	$b \times h / \text{mm} \times \text{mm}$	λ	$f_{cu,k} / \text{MPa}$
CW-1	2 700 × 1 350	0.50	26.30
CW-2	1 650 × 1 350	0.81	26.70
CW-3	1 350 × 1 350	1.00	27.30
CW-4	1 050 × 1 350	1.28	26.10
CW-5	900 × 1 350	1.50	26.80
CW-6	750 × 1 350	1.80	25.50

1 试验方案

1.1 试件设计与配筋

设计并制作了 6 片不同剪跨比的 1/2 比例缩尺节能砌块隐形密框复合墙体试件, 试件主要参数, 如表 1 所示. 表 1 中: b, h 分别为墙体的宽度和高度; λ 为墙体剪跨比; $f_{cu,k}$ 为砼标准试块抗压强度. 各试件均由地梁、复合墙体、顶梁组成. 6 个试件的编号分别为 CW-1~CW-6. 以试件 CW-2 为例, 试件几何尺寸及构造, 如图 1 所示. 其他 5 片墙体的配筋情况与试件 CW-2 相同.

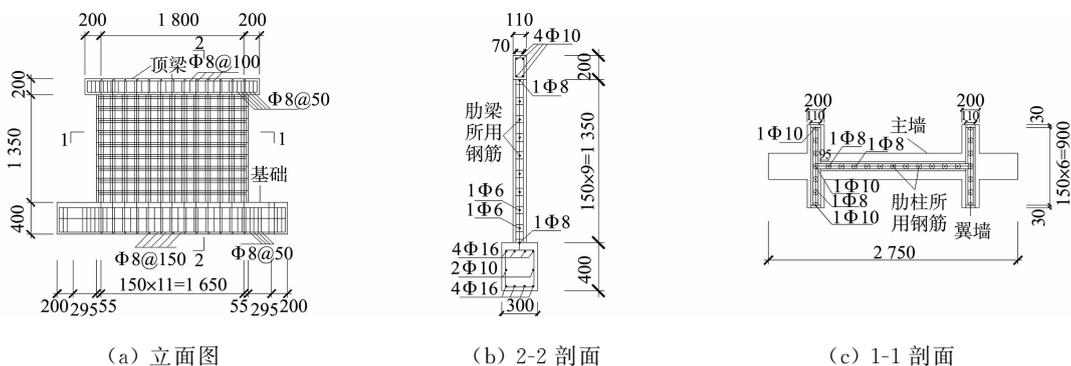


图 1 试件几何尺寸及构造(单位:mm)

Fig. 1 Dimensions and details of specimens (unit: mm)

1.2 材料的力学性能

试验采用的节能砌块长 150 mm, 宽 110 mm, 高 150 mm; 砌块两侧、上方分别留有直径 60 mm 的半圆形及 60 mm × 50 mm 的矩形凹槽以便后续浇筑自密实混凝土. 砌块的抗压强度为 15.8 MPa, 抗拉强度为 1.66 MPa, 干质量为 10.15 kN · m⁻³, 弹性模量为 1.950 GPa. 试验浇筑所采用的混凝土均为设计强度等级 C20 的细石混凝土. 密柱、密梁内各类钢筋的力学性能, 如表 2 所示. 表 2 中: d 为钢筋直径; f_y 为屈服强度; f_b 为极限强度; E_s 为弹性模量. 试件的制作过程大致如下: 首先浇筑试件基础; 之后, 逐层砌筑相应数量的节能砌块, 在砌筑墙体过程中, 在砌块预留凹槽处分别放置对应型号钢筋并浇筑自密实流动混凝土砂浆以形成密梁密柱; 最后, 绑扎顶梁钢筋笼并浇筑完成整个试件. 相较于其他复合墙, 节能砌块隐形密框复合墙的制作过程简单, 较大程度地节省了劳动成本及制作时间, 适合运用到实际工程中.

表 2 钢筋的力学性能

Tab. 2 Mechanical properties of steel reinforcement

型号	d / mm	f_y / MPa	f_b / MPa	E_s / TPa
HPB300	6	371	512	0.21
HPB300	8	347	543	0.21
HPB300	10	334	498	0.21

弯曲破坏. 由此可见, 剪跨比对试件破坏现象的影响较小.



图 4 试件破坏状态

Fig. 4 Failure modes of specimens

2.2 试件滞回特性

通过对试验数据的整理, 绘制 6 个试件的 $P-\Delta$ 滞回曲线, 如图 5 所示. 由图 5 可知: 6 片墙体的滞回曲线都较为饱满, 滞回环都主要呈现反 S 型, 墙体抗震性能较好. 在墙体开裂之前水平荷载较小, 试件处于弹性阶段, 滞回曲线接近直线且所包围的面积较小, 试件加载、卸载曲线接近重合. 随着水平荷载不断加大, 墙体开裂, 滞回曲线开始由直线转为曲线, 滞回环包围面积逐渐增大, 试件开始出现加载刚度及卸

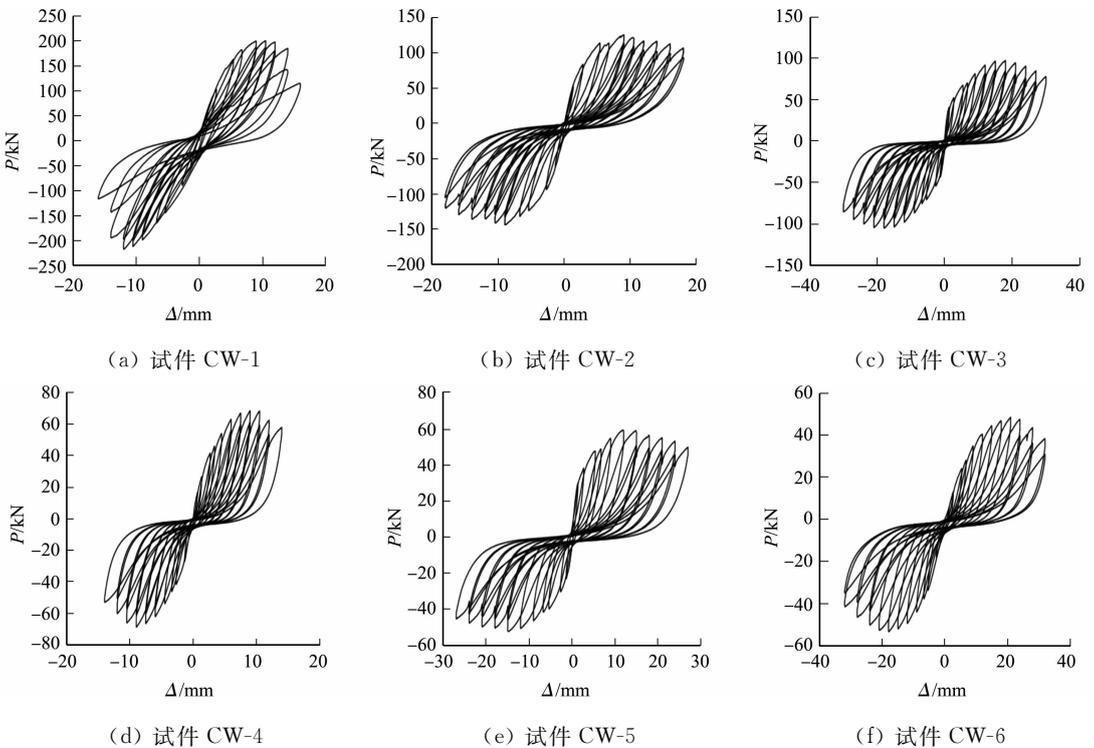


图 5 $P-\Delta$ 滞回曲线

Fig. 5 $P-\Delta$ hysteretic curves

载刚度退化. 滞回曲线逐渐“捏拢”, 这时滞回曲线虽然靠近轴线, 但整体滞回面积较大, 复合墙体延性、塑性较好, 具有较好的耗能能力.

由图 5 还可知: 当试件剪跨比逐渐增大时, 试件初始刚度减小, 墙体耗能能力提高, 承载能力降低. 当 $1.00 \leq \lambda \leq 1.80$ 时, 通过分析对比试件 CW-3~CW-6 可知, 试件加载、卸载刚度退化减缓, 极限变形能力提高, 符合抗震性能要求.

2.3 骨架曲线

各试件的骨架曲线特征点试验结果与计算结果的比较, 如表 3 所示. 表 3 中: 以第一次出现裂缝的点为开裂点; 屈服点由等效能量法计算得出; 峰值荷载点为构件所能承受荷载的最大值; P_c, P_y, P_u 分别为开裂荷载、屈服荷载和破坏荷载; $\Delta_c, \Delta_y, \Delta_u$ 分别为试件加载到开裂荷载、屈服荷载和破坏荷载时的位移值; P_m 为试件承受的最大荷载; Δ_m 为试件达到最大荷载时的位移值; μ 为延性系数.

由表 3 可知: 随着剪跨比的增大, 试件的峰值荷载减小, 但破坏时位移增大; 当 $\lambda \leq 1.00$ 时, 对比试件 CW-1, CW-2, CW-3, 随着剪跨比从 0.50 增大到 1.00, 承载力下降了 51.50%, 位移延性系数从 2.30 增加到 3.47, 增加了 50.87%; 当 $\lambda > 1.00$ 时, 对比试件 CW-4, CW-5, CW-6, 随着剪跨比从 1.28 增大到 1.80, 承载力下降了 27.65%, 位移延性系数从 3.78 增加到 4.46, 增加了 17.99%.

表 3 骨架曲线特征点试验结果与计算结果的比较

Tab. 3 Comparison of test results and calculation results of skeleton curves at characteristic points

试件编号	λ	开裂点		屈服点		峰值荷载点		破坏点		$\mu = \Delta_u / \Delta_y$
		P_c / kN	Δ_c / mm	P_y / kN	Δ_y / mm	P_m / kN	Δ_m / mm	P_u / kN	Δ_u / mm	
CW-1	0.50	90.96	2.19	176.20	6.27	200.67	10.51	181.90	14.42	2.30
CW-2	0.81	74.52	2.24	109.70	5.90	125.35	9.09	121.70	18.08	3.06
CW-3	1.00	49.03	2.26	77.76	8.61	97.32	18.00	89.36	29.87	3.47
CW-4	1.28	36.45	2.32	57.65	7.41	68.81	14.95	58.48	28.01	3.78
CW-5	1.50	29.75	2.30	43.70	6.34	59.50	11.84	50.58	27.01	4.26
CW-6	1.80	22.34	2.49	41.31	8.01	49.78	17.90	45.33	35.76	4.46

各试件的荷载-位移骨架曲线, 如图 6 所示. 由图 6 可以看出: 墙体的受力阶段大致分为弹性、弹塑性、破坏 3 个阶段. 相比于其他试件, 试件 CW-1 在弹性阶段初始刚度和承载力最大; 当试件达到极限承载力后, 曲线下降较快, 变形能力较差. 相较于试件 CW-1, 试件 CW-2 的初始刚度和极限承载能力降低, 但试件延性增大, 变形能力提高; 试件 CW-3, CW-4, CW-5, CW-6 的骨架曲线不论弹性阶段还是弹塑性阶段变化都接近相同, 延性逐渐提高, 总体变化相差不大.

综上所述, 随着墙体剪跨比的增大, 墙体初始刚度及承载力随之减小, 墙体延性和变形能力提高.

2.4 刚度退化

刚度大小能在一定程度上反映墙体的耗能能力. 随着刚度增大, 墙体耗能能力减小. 所以, 结构刚度需要合理设计, 才能让结构有较好的抗震性能. 在对 6 个试件的试验过程中, 随着水平力的不断增大, 墙体首先开裂破坏, 导致试件整体刚度下降, 刚度退化现象随之发生. 为探究墙体的刚度退化规律, 试件的割线刚度 K_i 表达式为

$$K_i = \frac{|P_{i2}| + |P_{i1}|}{|\Delta_{i2}| + |\Delta_{i1}|} \quad (1)$$

式(1)中: K_i 为第 i 次循环的割线刚度平均值; P_{i1} 为第 i 次循环反向加载的水平峰值荷载; P_{i2} 为第 i 次循环正向加载的水平峰值荷载; Δ_{i1} 为第 i 次循环反向加载水平峰值荷载对应的位移; Δ_{i2} 为第 i 次循环正向加载水平峰值荷载对应的位移.

由上述刚度定义公式, 分别计算各试件的平均割线刚度, 绘出各试件的刚度退化曲线, 如图 7 所示.

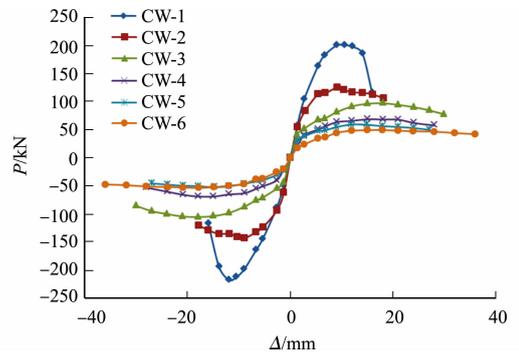


图 6 试件的荷载-位移骨架曲线
Fig. 6 Load-displacement skeleton curves of specimens

图 7 中: K 为割线刚度. 由图 7 可知: 试件 CW-1 初始刚度最大, 在刚度退化的前期和后期速率都较快. 试件 CW-2, CW-3 的初始刚度较大, 前期退化速率较快, 曲线相对较陡. 试件 CW-4, CW-5, CW-6 的初始刚度较小, 前期退化速率较慢, 后期刚度退化均同步趋于平缓. 由此可见, 剪跨比越大的试件, 初始刚度越大, 前期刚度退化速率越快. 而后期因试件变形增大刚度退化速率逐渐平缓, 当剪跨比 $\lambda > 1.00$ 时, 曲线平缓且接近重合, 墙体剪跨比对刚度退化的影响逐渐减小.

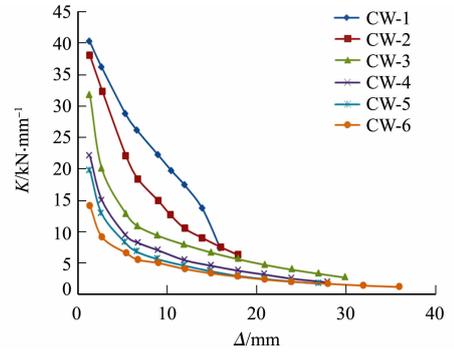


图 7 刚度退化曲线

Fig. 7 Stiffness degradation curve

3 不同剪跨比复合墙体的恢复力模型

3.1 骨架曲线及滞回规则

通过对 6 个不同剪跨比的节能砌块复合墙体试验现象、滞回特性、骨架曲线和刚度退化现象等抗震性能指标的研究, 提出四折线骨架模型, 如图 8 所示. 定义第 1 个拐点 A 为试件开裂点; B 为试件屈服点; C 为试件峰值荷载点; D 为试件破坏点.

通过节能砌块复合墙体的滞回特征分析, 得到其滞回规则如下.

1) 当试件由图中点 O 加载至点 A , OA 段刚度为弹性刚度, 即 K_0 ; 当试件继续加载至点 B , 则定义 AB 段刚度为屈服前刚度, 即 K_1 ; 第 2 循环 BC 段刚度为 K_2 ; 第 3 循环 CD 段刚度为 K_3 .

2) 试件滞回规则按第 1 循环 0-1-2-6-10-11-15-2, 第 2 循环 2-3-7-11-12-16-3, 第 3 循环 3-4-8-12-13-17-4, 第 4 循环 4-5-9-13-14-18-5 的顺序加载及卸载循环.

四线型各阶段刚度 K_0, K_1, K_2, K_3 的计算公式分别为

$$K_0 = \frac{|P_c| + |-P_c|}{|\Delta_c| + |-\Delta_c|}, \tag{2}$$

$$K_1 = \frac{|P_y| + |P_{-y}| - |P_c| - |P_{-c}|}{|\Delta_y| + |\Delta_{-y}| - |\Delta_c| - |\Delta_{-c}|}, \tag{3}$$

$$K_2 = \frac{|P_m| + |P_{-m}| - |P_y| - |P_{-y}|}{|\Delta_m| + |\Delta_{-m}| - |\Delta_y| - |\Delta_{-y}|}, \tag{4}$$

$$K_3 = \frac{|P_u| + |P_{-u}| - |P_m| - |P_{-m}|}{|\Delta_u| + |\Delta_{-u}| - |\Delta_m| - |\Delta_{-m}|}. \tag{5}$$

计算 6 个试件的割线刚度, 如表 4 所示.

表 4 恢复力模型各阶段刚度

Tab. 4 Stiffness at each stage of restoring force model

试件编号	K_0	K_1	K_2	K_3	K_1/K_0	K_2/K_0	K_3/K_0
CW-1	40.16	24.35	5.56	-7.80	0.60	0.14	-0.19
CW-2	38.00	15.08	3.90	-2.07	0.39	0.10	-0.05
CW-3	31.74	5.33	2.51	-1.57	0.17	0.08	-0.05
CW-4	22.00	6.13	1.45	-0.85	0.27	0.06	-0.04
CW-5	19.71	5.15	1.26	-0.63	0.26	0.06	-0.03
CW-6	14.15	3.49	0.86	-0.42	0.24	0.06	-0.03

3.2 卸载刚度

卸载刚度指各试件骨架曲线上的卸载点与原点 O 连接直线的斜率, 从 6 个试件所形成的滞回曲线不难看出, 试件在加载过程和卸载过程的刚度都会有退化的现象. 考虑到工程应用及计算方便, 此处四线恢复力模型刚度退化规律可分为 3 个阶段: 第 1 阶段为试件达到屈服荷载对应的位移; 第 2 阶段为试

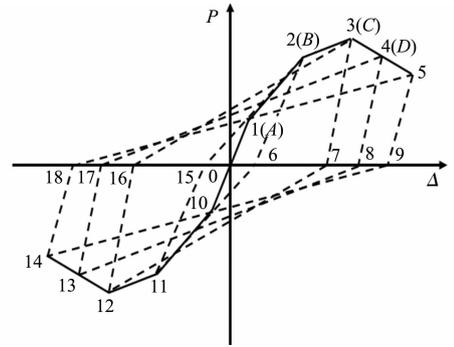


图 8 恢复力模型

Fig. 8 Restoring force model

件达到最大荷载对应的位移;第3阶段为试件达到极限荷载对应的位移.不同阶段的卸载刚度,如图9所示.

分别对试件在屈服点、峰值荷载点、破坏点3个阶段卸载刚度的计算结果进行统计并回归分析,通过插值可得各阶段卸载刚度 $K_{r,i}$ 和初始刚度 K_0 关系为

$$K_{r,1} = (\Delta_c/\Delta_r)^{0.5} \cdot K_0, \quad \Delta_c < |\Delta_r| \leq \Delta_y, \quad (6)$$

$$K_{r,2} = (\Delta_y/\Delta_r)^{0.61} \cdot K_0, \quad \Delta_y < |\Delta_r| \leq \Delta_m, \quad (7)$$

$$K_{r,3} = (\Delta_m/\Delta_r)^{0.63} \cdot K_0, \quad \Delta_m < |\Delta_r| \leq \Delta_u. \quad (8)$$

式(6)~(8)中: Δ_r 为墙体卸载时的位移.

3.3 骨架曲线的拟合

为了验证文中建议的四线恢复力模型,根据推导的计算方法分别计算出6个节能砌块复合墙体的骨架曲线,再将计算曲线与试验实测曲线进行比较,如图10所示.由图10可知:在整个受力过程中,复合墙体计算所得的骨架曲线与试验所得骨架曲线吻合度较高,能够较好地反映不同剪跨比节能砌块复合墙体的滞回性能及荷载-位移关系.

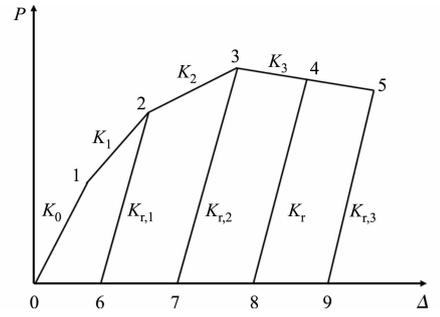


图9 不同阶段卸载刚度
Fig.9 Unloading stiffness at different stages

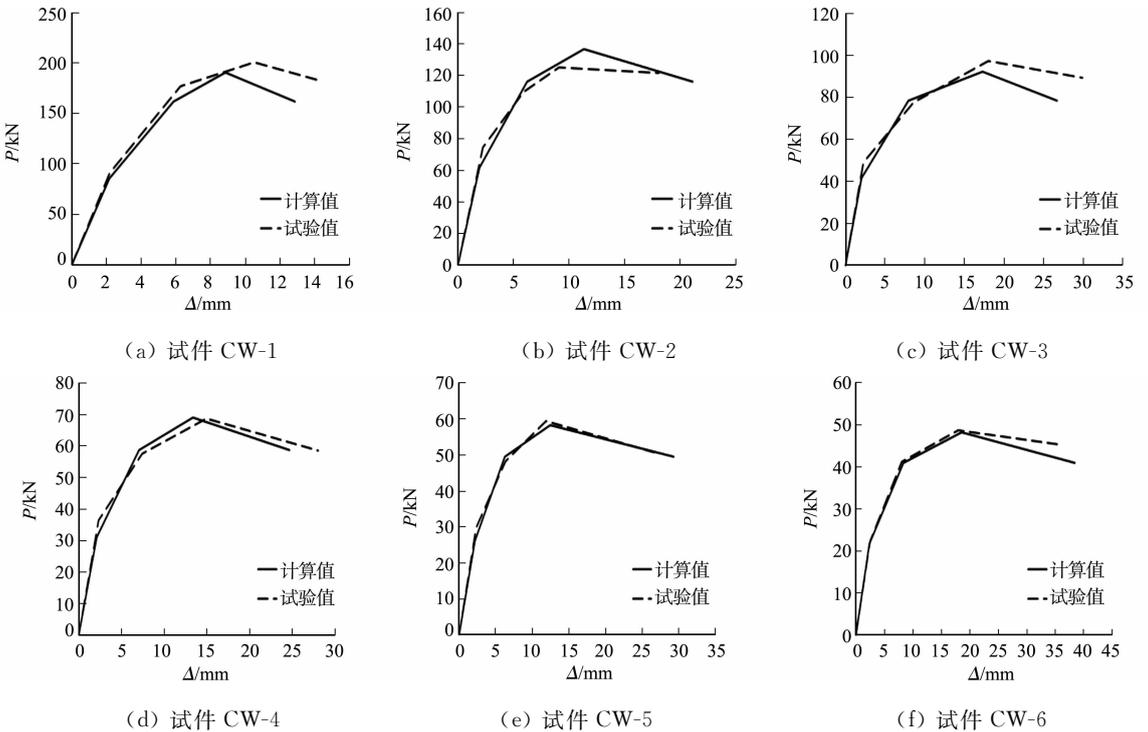


图10 计算与试验骨架曲线的对比

Fig.10 Comparison of calculation and test skeleton curves

4 结论

1) 在水平荷载作用下,所研究的不同剪跨比复合墙体一般会出现剪切破坏的现象,破坏过程可大致分为弹性、弹塑性和破坏3个阶段.当剪跨比 $\lambda < 1.50$ 时,墙体的破坏形式以剪切破坏为主;当剪跨比 $1.50 \leq \lambda < 2.00$ 时,墙体的破坏形式以弯曲破坏为主.由砌块、内密肋框架共同构成了抵抗墙体破坏的两道防线,说明文中所研究的复合墙体相较于普通墙体有更好的抗震性能.

2) 剪跨比是影响墙体承载力退化的主要因素,剪跨比越大,墙体的承载力退化越快.当剪跨比 $\lambda > 1.50$ 时,墙体剪跨比对其承载力的影响有所减小,但对墙体的耗能及延性的影响较大.与普通墙体相比,所研究的节能砌块隐形密框复合墙体的延性、耗能能力较好.在建立恢复力模型时,应考虑剪跨比对试件承载力及刚度退化的影响.

3) 通过分析复合墙体在往复荷载作用下的试验数据及荷载-位移滞回曲线特征,得到不同剪跨比

节能砌块隐形密框复合墙的承载力退化规律,并建立相关计算式,确定不同剪跨比节能砌块隐形密框复合墙恢复力模型滞回规则,从而建立考虑剪跨比对滞回特性影响的复合墙体 $P-\Delta$ 曲线的恢复力模型。

4) 将计算与试验所得的骨架曲线进行对比可知,采用文中建议的不同剪跨比节能砌块隐形密框复合墙体恢复力模型能较好地反映不同剪跨比对复合墙体滞回特性的影响,为理论分析和实际工程设计提供了一定参考。

参考文献:

- [1] 李升才,王会丽.基于试验的节能砌块隐形密框墙体复合材料力学模型[J].工程力学,2010,27(9):161-167.
- [2] 黄端权,李升才.开洞节能砌块隐形密框复合墙体恢复力模型[J].华侨大学学报(自然科学版),2016,37(5):576-582. DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.201605010.
- [3] 李升才.带框复合墙体恢复力模型研究[J].建筑结构学报,2009,30(增刊2):74-79. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2009.s2.014.
- [4] ALEXANDER C M, HEIDEBRECHT A C, TSO W K. Cyclic load tests on shear wall panels[C]//Fifth World Conference on Earthquake Engineering. Rome: IITK, 1973:1116-1119.
- [5] BARDA F. Shear strength of low rise walls with boundary elements[D]. Bethlehem: Lehigh University, 1972.
- [6] 蔡健,段伟宁,汤序霖,等.轴压比与剪跨比对带约束拉杆双层钢板-混凝土组合剪力墙抗震性能影响研究[J].建筑结构学报,2018,39(2):37-42. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2018.02.004.
- [7] 卞文军,范力,李升旗.不同连接方式预制复合墙板填充墙对框架抗震性能的影响[J].建筑结构学报,2020,41(增刊1):196-203. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2020.S1.022.
- [8] 姚谦峰,黄炜,田洁,等.密肋复合墙体受力机理及抗震性能试验研究[J].建筑结构学报,2004,25(6):67-74. DOI:10.3321/j.issn:1000-6869.2004.06.010.
- [9] 王雪莲,高立堂,暴肖飞.EPS模块剪力墙在不同剪跨比作用下的抗震性能的研究[J].工程建设,2015,47(2):11-16. DOI:10.13402/j.gcjs.2015.02.003.
- [10] 李升才,林强,郭霖.不同洞口位置节能砌块隐形密框墙体抗震性能[J].西南交通大学学报,2020,55(2):299-309. DOI:10.3969/j.issn.0258-2724.20180793.
- [11] 董建曦,李升才,李立峰.节能砌块隐形密框墙板受力性能分析[J].华侨大学学报(自然科学版),2009,30(1):85-88. DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.2009.01.0085.
- [12] 卜凡民,聂建国,樊健生.高轴压比下中高剪跨比双钢板-混凝土组合剪力墙抗震性能试验研究[J].建筑结构学报,2013,34(4):91-98. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2013.04.010.
- [13] 郑书朔,王燕,王修军,等.矩形钢管柱与H型钢梁单边螺栓连接节点的抗震性能与恢复力模型研究[J].建筑结构学报,2020,41(5):168-179. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2018.0365.
- [14] 宋祥,叶燕华,张诗浩,等.型钢自密实混凝土叠合剪力墙恢复力模型[J].建筑结构学报,2017,38(9):10-19. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2017.09.002.

(责任编辑:黄晓楠 英文审校:方德平)