

引用本文:杜永峰,王峥峥,李 虎.双波形钢板剪力墙滞回性能研究[J].建筑科学与工程学报,2022,39(1):65-76.

DU Yong-feng, WANG Zheng-zheng, LI Hu. Study on Hysteretic Performance of Double-corrugated Steel Plate Shear Wall[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2022, 39(1): 65-76.

DOI:10.19815/j.jace.2021.01019

双波形钢板剪力墙滞回性能研究

杜永峰^{1,2}, 王峥峥¹, 李 虎¹

(1. 兰州理工大学 防震减灾研究所, 甘肃 兰州 730050;

2. 兰州理工大学 土木工程减震隔震技术研发甘肃省国际合作研究基地, 甘肃 兰州 730050)

摘要:为研究双波形钢板剪力墙的滞回性能,利用有限元软件 ABAQUS 分别建立单波形钢板剪力墙与双波形钢板剪力墙的有限元模型,对 2 种波形钢板剪力墙在低周往复荷载作用下的受力机制及滞回性能进行对比分析,研究了内嵌波形钢板的设计参数对双波形钢板剪力墙滞回性能的影响规律,给出了波形钢板设计参数的取值建议。结果表明:与单波形钢板剪力墙相比,双波形钢板剪力墙的抗侧刚度、承载能力及耗能能力均提高,但其延性有一定程度的降低;内嵌波形钢板的厚度与波形几何尺寸是影响双波形钢板剪力墙滞回性能的关键参数,随着厚度的增大,双波形钢板剪力墙的抗侧刚度、承载能力、耗能能力及延性均提高;随着波长的增加,双波形钢板剪力墙的抗侧刚度提高,但承载能力及耗能能力降低;随着波幅的增加,双波形钢板剪力墙的抗侧刚度降低,但承载能力及耗能能力均提高。

关键词:梯形波折;双波形钢板剪力墙;滞回性能;低周往复荷载

中图分类号:TU392.4

文献标志码:A

文章编号:1673-2049(2022)01-0065-12

Study on Hysteretic Performance of Double-corrugated Steel Plate Shear Wall

DU Yong-feng^{1,2}, WANG Zheng-zheng¹, LI Hu¹

(1. Institute of Earthquake Protection and Disaster Mitigation, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, Gansu, China; 2. International Research Base of Seismic Mitigation and Isolation of Gansu Province, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, Gansu, China)

Abstract: To study the hysteretic performance of double-corrugated steel plate shear wall, the finite element models of single corrugated steel plate shear wall and double-corrugated steel plate shear wall were established by using the finite element software ABAQUS. The stress mechanism and hysteretic performance of the two kinds of corrugated steel plate shear walls under low cyclic loads were compared and analyzed. The influence of the design parameters of the embedded corrugated steel plate on the hysteretic performance of the double-corrugated steel plate shear wall was studied, and the recommended values for the design parameters of the corrugated steel plate were given. The results show that the lateral stiffness, bearing capacity and energy dissipation capacity of double-corrugated steel plate shear walls are improved, but the ductility

收稿日期:2021-01-03

基金项目:国家自然科学基金项目(51778276);甘肃省重点研发计划项目(18YF1FA067)

作者简介:杜永峰(1962-),男,甘肃正宁人,教授,博士研究生导师,工学博士,E-mail:dooyf@lut.edu.cn。

decreases to a certain extent compared to single corrugated steel plate shear wall. The thickness of corrugated steel plate and geometric parameters of corrugation are key parameters that affect the hysteretic performance of double-corrugated steel plate shear wall. With the increase of thickness of corrugated steel plate, the lateral stiffness, bearing capacity, ductility and energy dissipation capacity are all improved. With the increase of length of trapezoidal corrugation, the lateral stiffness of the double-corrugated steel plate shear wall is improved, and its bearing capacity and energy dissipation capacity decrease. As the amplitude of corrugation increases, the lateral stiffness of the double-corrugated steel plate shear wall decreases while its bearing capacity and energy dissipation capacity are both improved.

Key words: trapezoidal corrugation; double-corrugated steel plate shear wall; hysteretic performance; low cyclic load

0 引言

波形钢板是由平直薄钢板通过冷轧处理得到的一种特殊钢板,其面外卷曲构造类似于在平钢板的某个方向上放置加劲肋,从而提高了内嵌钢板的面外刚度,有效抑制了钢板面外屈曲的过早发生^[1]。因此,内嵌波形钢板的剪力墙结构具有屈曲承载力高和面外变形小等优点,是一种新型抗侧力构件。

波形钢板的研究始于 20 世纪 60 年代。瑞典学者在桥梁结构中较早使用波纹钢腹板梁^[2]; Timoshenko 等^[3]将波形钢板等效为正交各向异性板,给出了计算弯曲刚度常量和扭转刚度常量的表达式; Emami 等^[4]通过对波纹板剪力墙与非加劲钢板剪力墙进行拟静力试验,发现波纹板剪力墙的刚度、延性及耗能能力均有显著提高; Kalali 等^[5]对单波形钢板剪力墙的抗震性能进行了数值模拟分析,指出通过合理设计波形钢板的几何参数可有效改善波形腹板横向抗力系统的抗震性能。中国学者郭彦林等^[6]较早对波纹腹板的抗剪性能进行了系统的研究;余安东等^[7]利用有限元方法对折板钢板剪力墙进行屈曲分析和滞回性能分析,认为折板钢板剪力墙是一种性能优良的抗侧力体系;王威等^[8]对水平波形和竖向波形的钢板剪力墙进行了低周往复加载试验,并采用有限元法对不同波角和钢板厚度的水平波形钢板剪力墙的抗侧性能进行分析,给出了建议采用的波形钢板几何参数。

双波形钢板剪力墙是由双层波形钢板、鱼尾板及边缘梁柱构件组成的剪力墙结构^[9],如图 1 所示,其中 H 为板高, B 为板宽, t 为板厚。由于 2 块钢板对称放置并通过高强螺栓连接形成多列闭口截面,使得剪力墙结构的面外抗弯刚度和抗扭刚度显著提高,整体稳定性和抗侧刚度也得到提高^[10],也避免

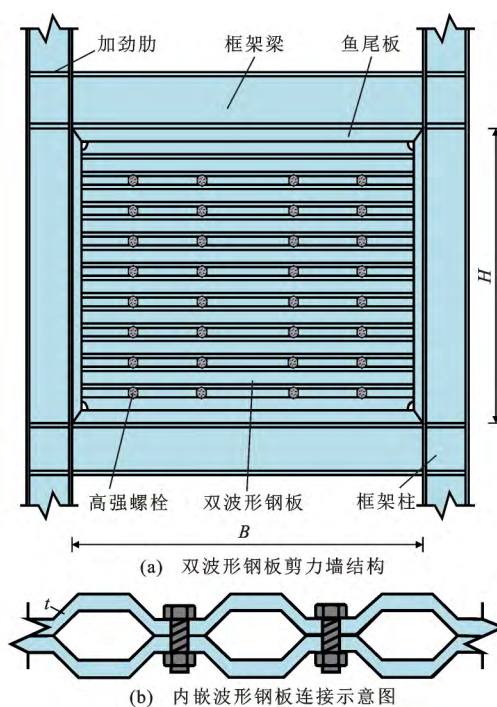


图 1 双波形钢板剪力墙

Fig. 1 Double-corrugated Steel Plate Shear Wall

了波形钢板使用厚度的限制问题,推广了波形钢板的使用。现有研究主要集中于单片波形钢板剪力墙,而关于双波形钢板剪力墙滞回性能的研究相对较少,本文利用有限元软件 ABAQUS 分析了双波形钢板剪力墙在低周往复荷载作用下的滞回性能,研究了波形钢板的宽高比、高厚比、波长和波幅对剪力墙滞回性能的影响规律,为双波形钢板剪力墙的推广应用提供参考。

1 双波形钢板剪力墙模型建立

1.1 参数定义

本文以梯形波折的波形钢板作为内嵌钢板,其主要参数包括:波幅 a , 波长 q , 波形钢板波峰段(波

谷段)的宽度 d_1 (d_2), 波形钢板倾斜段的宽度 d_3 , 波形钢板单个重复波形展开后的长度 s , 如图 2 所示。双波形钢板剪力墙的结构形式和总体几何参数如图 1 所示, 宽高比 $\beta=B/H$, 高厚比 $\lambda=H/t$ 。

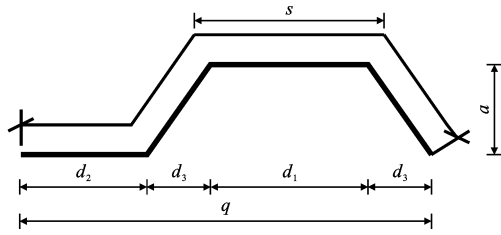


图 2 梯形波纹参数

Fig. 2 Parameters of Trapezoidal Corrugation

1.2 模型尺寸

本文利用有限元软件 ABAQUS 建立了 14 个波形钢板剪力墙的有限元模型, 模型几何尺寸如表 1 所示。其中 13 个模型为横向双波形钢板剪力墙 (D-CSPSW) 模型 (M-1~M-13), 1 个模型作为对照模型, 即单波形钢板剪力墙 (S-CSPSW) 模型 (M-14)。内嵌钢板角部采用切割圆角的形式过渡, 以减小钢板受剪时在边角位置的应力集中效应, 圆切角半径不应小于 35 mm 和墙板厚度^[11]。

梁柱尺寸的选用参考文献[11]的一般规定, 非加劲钢板剪力墙边缘柱的截面惯性矩应符合公式 (1)、(2) 的规定。

表 1 模型几何尺寸

Table 1 Geometrical Dimensions of Models

模型类型	模型编号	研究参数	板宽 B/mm	板高 H/mm	波长 q/mm	波幅 a/mm	板厚 t/mm	宽高比 β	高厚比 λ
D-CSPSW	M-1	宽高比	2 400	3 000	205	40	2.0	0.8	1 500
	M-2		2 100	3 000	205	40	2.0	0.7	1 500
	M-3		3 000	3 000	205	40	2.0	1.0	1 500
	M-4		3 600	3 000	205	40	2.0	1.2	1 500
	M-5	高厚比	2 400	3 000	205	40	2.5	0.8	1 200
	M-6		2 400	3 000	205	40	3.0	0.8	1 000
	M-7		2 400	3 000	205	40	4.0	0.8	750
	M-8	波长	2 400	3 000	100	40	2.0	0.8	1 500
	M-9		2 400	3 000	310	40	2.0	0.8	1 500
	M-10		2 400	3 000	410	40	2.0	0.8	1 500
	M-11	波幅	2 400	3 000	205	30	2.0	0.8	1 500
	M-12		2 400	3 000	205	50	2.0	0.8	1 500
	M-13		2 400	3 000	205	60	2.0	0.8	1 500
S-CSPSW	M-14		2 400	3 000	240	40	4.0	0.8	750

注: 双波形钢板剪力墙结构的高厚比为单片内嵌钢板高度与厚度的比值。

$$I_c \geq (1-\kappa) I_{cmin} \quad (1)$$

$$I_{cmin} = 0.003 1t_w H_c^4 / L_b \quad (2)$$

式中: I_c 为边缘柱截面惯性矩; I_{cmin} 为钢板剪力墙边缘柱截面最小惯性矩; H_c 为柱高; L_b 为梁跨; t_w 为钢板剪力墙的厚度; κ 为剪力分配系数。

非加劲钢板剪力墙边缘梁的截面惯性矩应符合公式 (3)、(4) 的规定。

$$I_b \geq I_{bmin} \quad (3)$$

$$I_{bmin} = 0.003 1t_w L_b^4 / H_c \quad (4)$$

式中: I_b 为边缘梁截面惯性矩; I_{bmin} 为钢板剪力墙边缘梁截面最小惯性矩。

将计算所得的平钢板剪力墙边缘梁柱尺寸放大 2 倍得到双波形钢板剪力墙边缘梁柱尺寸的设计参数, 如表 2 所示。此外, 根据《钢结构设计规范》^[12] 的构造要求在框架柱腹板两侧配置了成对的横向加

表 2 边缘构件的设计参数

Table 2 Design Parameters of Edge Elements

构件名称	型号	截面面积/cm ²	惯性矩/cm ⁴
边缘柱	HW400×400×13×21	218.7	66 600
边缘梁	HM400×300×10×16	133.3	37 900

劲肋, 加劲肋尺寸设置为: 外伸宽度 $b_s=150$ mm, 厚度 $t_s=16$ mm。

2 有限元模型建立

2.1 材料参数和单元选取

为满足结构“强框弱板”的要求^[13], 梁柱采用 Q345B 钢材, 内嵌钢板采用 Q235B 钢材, 钢材的应力-应变关系均采用双线性强化模型, 弹性模量 $E=206\ 000$ MPa, 强化阶段模量 $E'=0.01E$, 泊松比 $\nu=0.3$, 屈服强度分别取 345、235 MPa, 抗拉强度分别

取 470、370 MPa。以 Von Mises 屈服准则作为钢材屈服的判断依据,采用随动强化模型以考虑包辛格效应。根据有限元软件各单元类型特点,选用四节点双曲线包含沙漏控制的减缩积分通用壳单元(S4R)进行建模^[14],可较真实地模拟波形钢板及柱底翼缘的屈曲变形。框架梁柱的网格尺寸取 100 mm,内嵌钢板的网格尺寸取 50 mm,以保证计算精度并减少运算时长^[15]。建立的有限元模型如图 3 所示。

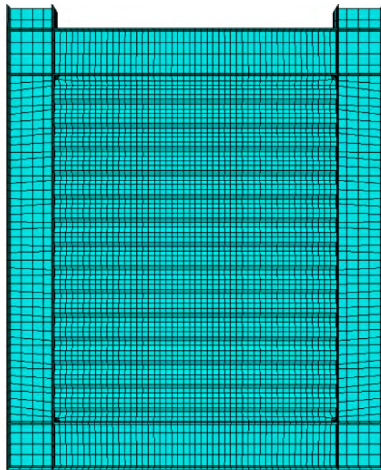


图 3 有限元模型

Fig. 3 Finite Element Model

2.2 边界条件和初始缺陷

框架梁柱使用部件实体合并(Merge)功能实现梁柱节点固接,忽略鱼尾板影响^[16],内嵌钢板与周边框架采用绑定(Tie)连接,不考虑螺栓滑移等影响,2片波形钢板采用 Merge 功能实现连接。对结构底部施加固定约束,限制梁柱节点处的面外位移,约束梁翼缘的转动自由度,模拟楼板对框架梁的支撑作用。

为模拟结构的真实受力情况,考虑了内嵌钢板初始缺陷的影响:采用 ABAQUS 中的 Imperfection 命令,取一阶屈曲模态的 $H/750$ 作为结构几何初始缺陷的幅值^[17]。

2.3 加载制度

模型加载分为竖向加载和水平加载。为模拟实际使用中受到的上部荷载作用,在框架柱顶端分别施加 1 130 kN 轴力(轴压比为 0.15)^[8],并保持不变。水平往复荷载采取位移控制分级加载,屈服前以 $0.2\Delta_y$ 、 $0.4\Delta_y$ 、 $0.6\Delta_y$ 、 $0.8\Delta_y$ 加载,每级循环 2 次。屈服后以屈服位移 Δ_y 的整数倍作为每级加载位移,每级循环 3 次,最大位移幅值为 $6\Delta_y$ (120 mm),超过文献^[11]中规定的弹塑性层间位移角 $1/50$ (60

mm)的限值^[18]。加载制度如图 4 所示,规定推力为正向,拉力为负向。

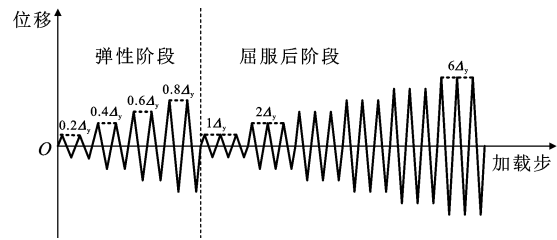


图 4 加载制度

Fig. 4 Loading System

3 有限元模型验证

为验证本文建模方法的准确性,选取已有波纹钢板剪力墙试验进行数值模拟。以文献^[19]钢板剪力墙抗震性能试验中的横向波纹钢板剪力墙试件(S-3)为分析对象,对 1:3 比例尺的 S-3 试件进行模拟验证,其中波纹钢板的波长为 150 mm,波高为 45 mm,平直段长为 30 mm。顶梁规格为 H250×200×12×14,中梁规格为 H175×175×8×10,边柱规格为 H200×200×8×12。

数值模拟与试验结果对比如图 5 所示。图 5(a)、(b)中椭圆区域表示等效塑性应变(PEEQ)大于 1 时的区域,即钢材局部极可能发生断裂破坏^[20],该区域与 S-3 试件二层内嵌钢板因局部屈曲变形导致“X”形撕裂位置相对应。图 5(c)、(d)为提取数值模拟分析结果中的面外变形图。由图 5(e)可知,有限元模拟分析所得到的滞回曲线与试验滞回曲线吻合较好,但试验滞回曲线存在一定程度的不对称问题,在负向加载过程中峰值荷载较小。这是由于试件的滞回特性具有慢变性^[21],即随振动幅值的逐渐增大,滞回环呈减缩趋势,而且在有限元模拟分析中,对于钢材本构的模拟未考虑其下降段。综上所述,数值模拟结果与试验结果基本一致,可较真实地模拟内嵌钢板的撕裂、屈曲等变形及破坏形式。

4 有限元结果分析

根据已建立的 14 个波形钢板剪力墙模型在低周往复荷载作用下的数值模拟分析结果,研究剪力墙结构的滞回性能。本节以双波形钢板剪力墙 M-1 模型及单波形钢板剪力墙 M-14 模型为分析对象,对比二者滞回性能的差异。

为探讨双波形钢板剪力墙与单波形钢板剪力墙的受力机制,分别提取本组模型在屈服位移、弹塑性层间位移限值(60 mm)及极限位移处的 Von Mises

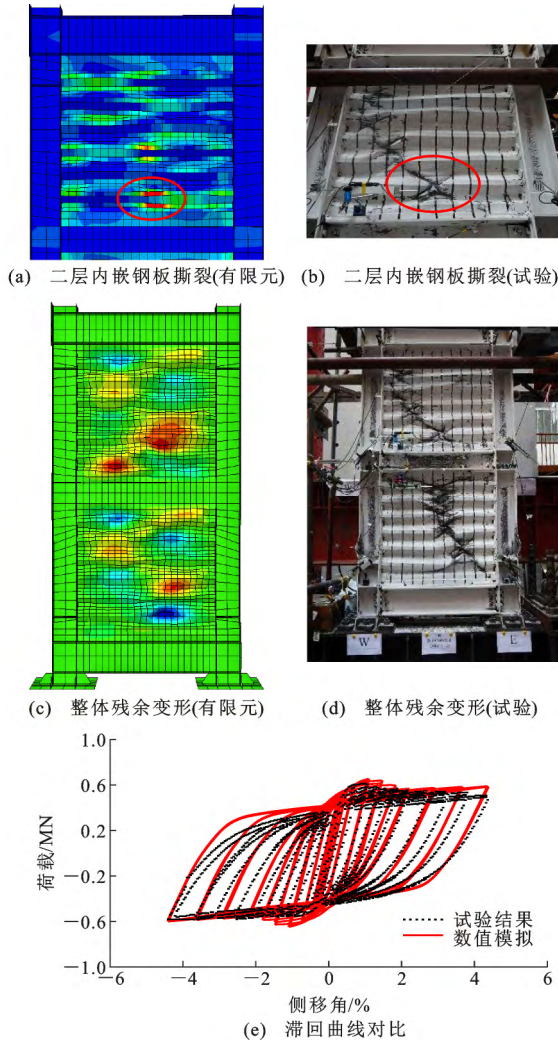
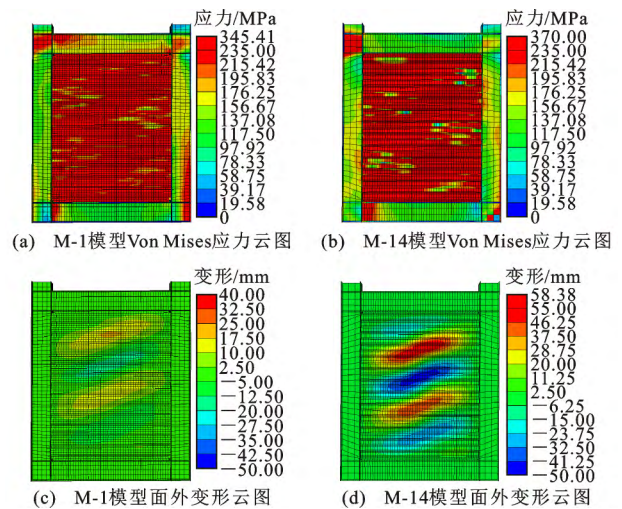


图 5 数值模拟与试验结果对比
Fig. 5 Comparison of Numerical Simulation and Test Results

应力云图与面外变形图,如图 6~8 所示。

由图 6~8 可知:2 种钢板剪力墙均表现出了理想的屈服破坏顺序,即内嵌钢板首先屈服并耗能,其次发生面外屈曲,形成拉力带,最终边缘柱逐渐屈服至柱底产生塑性铰并耗能。双波形钢板剪力墙的内嵌钢板达到全截面屈服时,其面外变形较小。加载至位移 60 mm 时,内嵌钢板已发生了跨越 3 个波形的整体屈曲,导致剪力墙的承载能力降低。继续加载至极限位移时,内嵌钢板的面外变形显著增大,形成了多条明显的拉力带,板内的应力也已进入屈服强化阶段,且分布较均匀。此时,由于柱端屈服形成塑性铰,柱底翼缘也发生较大变形,双波形钢板剪力墙结构破坏。单波形钢板剪力墙在水平荷载较低的情况下即发生了局部屈曲,并在往复加载的过程中内嵌钢板的中部形成多个“X”形褶皱区域,随着加载位移的增大,褶皱区域逐渐拉伸展开并存在一定



6 屈服位移时模型 Von Mises 应力云图及面外变形云图
Fig. 6 Von Mises Stress Contours and Out-of-plane Deformation Contours of Models at Yield Displacement

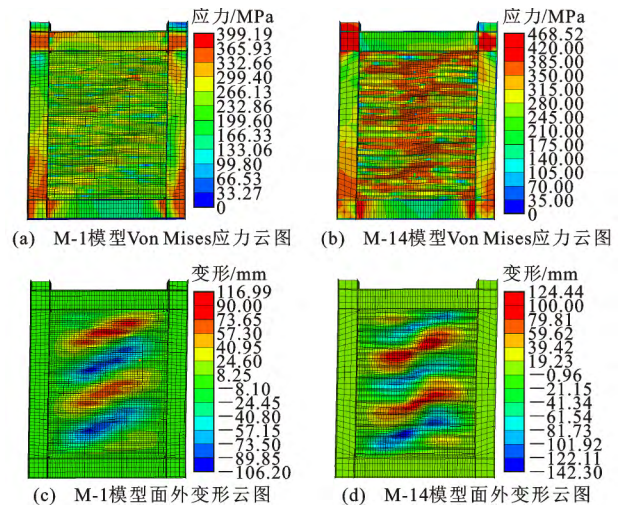


图 7 位移 60 mm 时模型 Von Mises 应力云图及面外变形云图

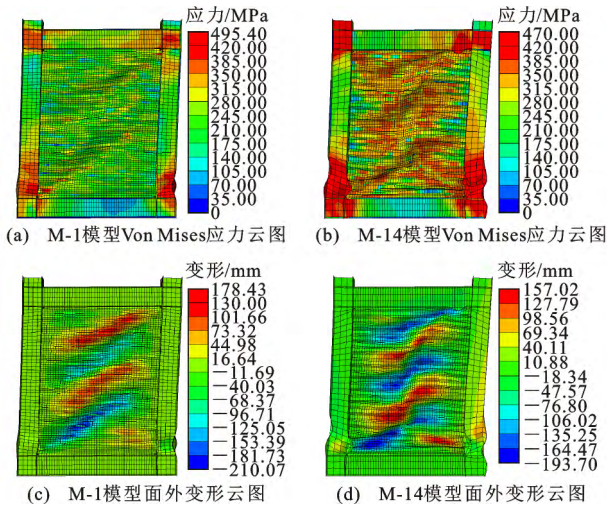
Fig. 7 Von Mises Stress Contours and Out-of-plane Deformation Contours of Models with Displacement of 60 mm

程度的材料强化,使得板内应力分布不均匀,未能充分发挥作用。因此,单波形钢板剪力墙的承载能力低于双波形钢板剪力墙。

4.1 滞回曲线对比

滞回曲线反映结构在往复受力过程中的变形特征、刚度退化及能量消耗,是其抗震性能的综合体现。本组模型的滞回曲线如图 9 所示,其中 P 为水平荷载, Δ 为模型水平加载点处的位移。

由图 9 可知:本组模型的滞回曲线呈饱满的梭形,且推拉基本对称。加载初期,模型处于弹性阶段,滞回环面积较小。随着加载位移的增大,滞回环



8 极限位移时模型 Von Mises 应力云图及面外变形云图

Fig. 8 Von Mises Stress Contours and Out-of-plane

Deformation Contours of Models at Ultimate Displacement

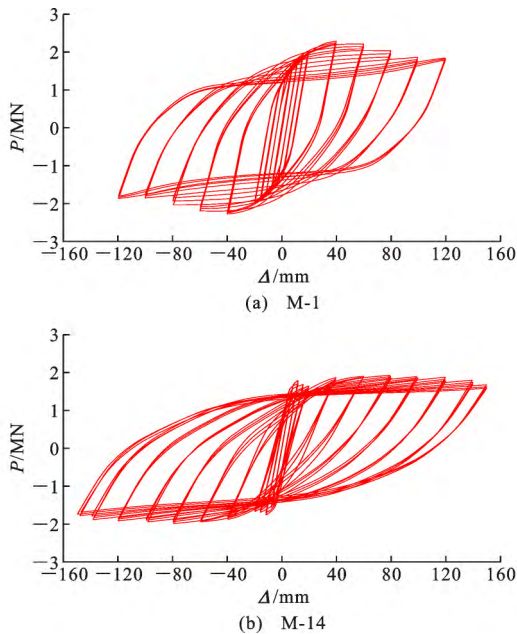


图 9 模型滞回曲线

Fig. 9 Hysteretic Curves of Models

的面积逐渐增大。M-1 模型的承载能力高于 M-14 模型,滞回环也较饱满。进入塑性阶段后,2 种剪力墙的承载力均开始下降,M-1 模型的承载力下降较明显,M-14 模型的承载力下降平缓。

表 3 模型特征参数及位移延性系数 1

Table 3 Characteristic Parameters and Displacement Ductility Coefficient of Models 1

模型编号	加载方向	$K_t/(kN \cdot mm^{-1})$	P_y/kN	Δ_y/mm	P_m/kN	Δ_u/mm	μ
M-1	正向	219.45	1 979.20	17.87	2 286.90	90.01	5.04
	负向	217.57	1 923.64	16.93	2 272.50	90.69	5.36
M-14	正向	206.95	1 678.40	16.40	1 924.60	149.78	9.13
	负向	204.01	1 670.09	19.10	1 984.20	147.76	7.74

4.2 骨架曲线对比

骨架曲线反映了不同阶段结构受力与变形之间的关系,可较为直观地了解结构的承载能力、刚度退化等情况^[22]。本组模型的骨架曲线如图 10 所示。

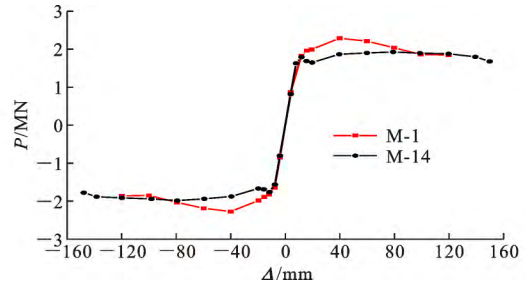


图 10 模型骨架曲线

Fig. 10 Skeleton Curves of Models

由图 10 可知:加载初期,结构处于弹性受力状态,骨架曲线基本呈直线。进入弹塑性阶段后,M-1 模型的承载力继续增大至峰值荷载,但其抗侧刚度降低;M-14 模型的承载力略有下降,后期承载力有一定程度的上升,但始终低于 M-1 模型的峰值荷载。峰值荷载后,骨架曲线开始下降,M-1 模型承载力下降较明显。

根据骨架曲线采用几何作图法确定模型的屈服荷载 P_y 和屈服位移 Δ_y ,并定义模型的极限位移 Δ_u 为承载力降至峰值荷载的 85% 时所对应的位移。采用位移延性系数 $\mu = \Delta_u / \Delta_y$ 为衡量结构屈服后变形能力的指标。将模型的初始刚度 K_t (原点切线刚度)^[23]、屈服荷载 P_y 、屈服位移 Δ_y 、峰值荷载 P_m 、极限位移 Δ_u 和延性系数 μ 列于表 3。

由表 3 可知:双波形钢板剪力墙的初始刚度和承载力均高于单波形钢板剪力墙,但延性有所下降。M-1 模型初始刚度高于 M-14 模型约 6%,承载力提高了约 17%,延性下降了约 60%,且各模型延性系数均大于 3,都具有较好的延性。

4.3 刚度退化对比

采用割线刚度(滞回环一尖角与原点连线的刚度)进行刚度退化分析^[24]。本组模型刚度退化的计算结果如图 11 所示,其中 K 为割线刚度。

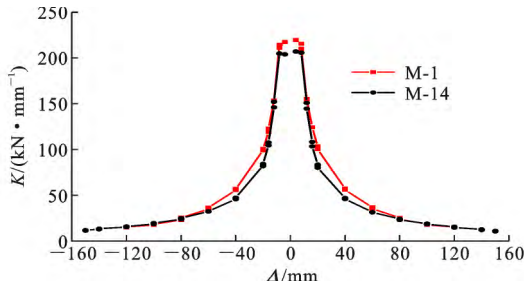


图 11 模型刚度退化曲线

Fig. 11 Stiffness Degradation Curves of Models

由图 11 可知:本组模型的刚度退化趋势基本一致。M-14 模型由于较早地发生面外屈曲,前期刚度退化明显。在加载中期,M-1 模型的刚度退化速率略高于 M-14 模型,这是由于 M-1 模型的内嵌钢板屈曲后面外变形迅速增加,波纹褶皱被拉平导致刚度下降。加载后期内嵌钢板形成拉力场效应,刚度退化逐渐趋于平缓。

4.4 耗能能力对比

结构的耗能能力是研究该结构抗震性能的重要指标,采用等效黏滞阻尼系数作为结构耗能特性的评价指标^[25]。本组模型等效黏滞阻尼系数的计算结果如图 12 所示。

由图 12 可知:加载前期,各模型等效黏滞阻尼系数不断增大;随着加载位移的增大,M-1 模型等效黏滞阻尼系数继续增大,但其增大速度变缓。M-14 模型内嵌钢板的早期屈曲变形导致其等效黏滞阻尼系数下降。后期由于钢板拉力带的开展,M-14 模型

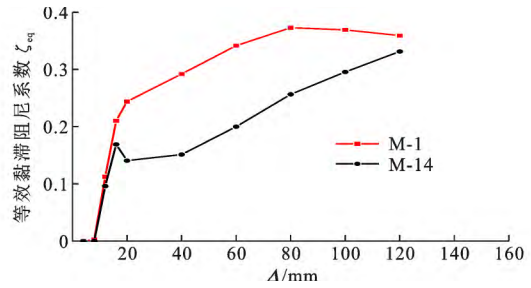


图 12 模型耗能能力曲线

Fig. 12 Energy Dissipation Capacity Curves of Models

的等效黏滞阻尼系数不断增大,但始终低于 M-1 模型,即双波形钢板剪力墙结构的耗能能力高于单波形钢板剪力墙结构。

5 参数分析

内嵌钢板作为主要抗侧力构件,其设计参数不但会影响结构的承载能力,还会影响结构的受力特点等,故针对内嵌钢板的几何尺寸进行参数分析,探究其对结构滞回性能的影响规律。

5.1 内嵌钢板宽高比 β 的影响

选取表 1 中横向双波形钢板剪力墙模型 M-1、M-2、M-3、M-4,其内嵌钢板的宽高比 β 分别为 0.8、0.7、1.0、1.2,本组模型在低周往复荷载作用下各项性能对比分析如图 13 所示,计算模型的特征参数和位移延性系数如表 4 所示。

由图 13、表 4 可知:本组模型滞回曲线呈饱满的梭形,且饱满程度随宽高比的增大而增大。进入

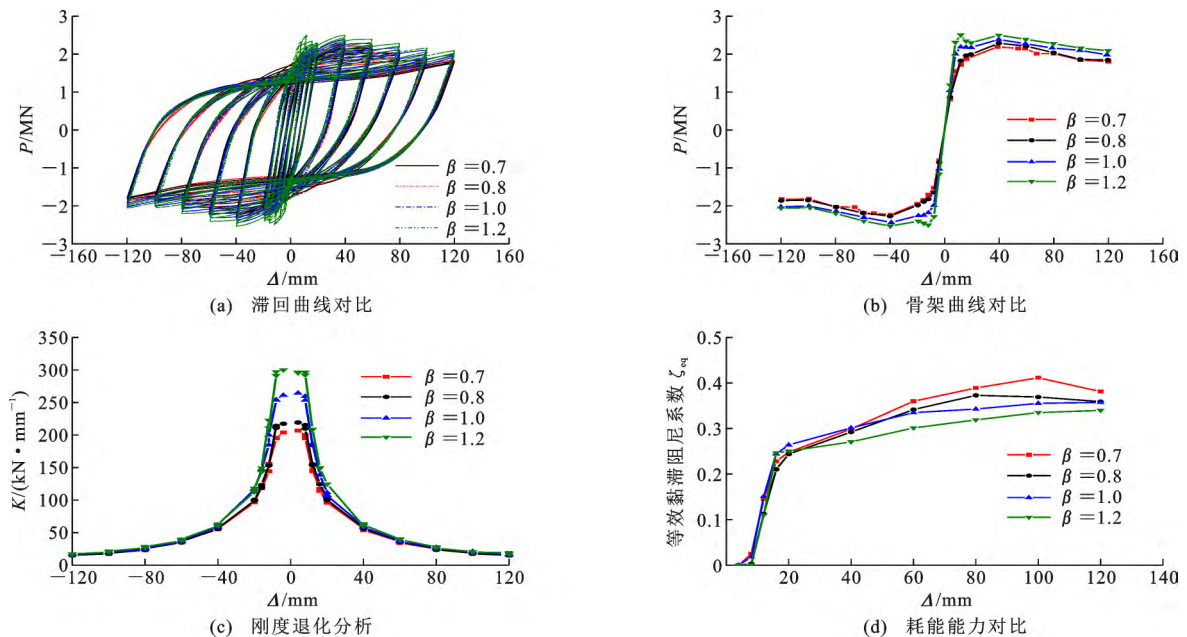


图 13 不同宽高比模型的结果对比

Fig. 13 Comparison of Results of Models with Different Aspect Ratios

表 4 模型特征参数及位移延性系数 2

Table 4 Characteristic Parameters and Displacement Ductility Coefficient of Models 2

模型编号	加载方向	$K_t / (\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1})$	P_y / kN	Δ_y / mm	P_m / kN	Δ_u / mm	μ
M-1	正向	219.45	1 979.20	17.87	2 286.90	90.01	5.04
	负向	217.57	1 923.64	16.93	2 272.50	90.69	5.36
M-2	正向	207.00	1 883.96	16.97	2 193.70	97.29	5.73
	负向	204.21	1 899.25	17.76	2 237.90	91.56	5.16
M-3	正向	264.60	2 185.13	13.07	2 385.91	111.18	8.51
	负向	261.39	2 204.75	13.05	2 437.96	89.93	6.89
M-4	正向	300.24	2 348.26	12.14	2 502.19	108.61	8.95
	负向	296.79	2 428.31	10.54	2 535.60	85.43	8.10

塑性阶段后,模型承载力均呈现较为平缓的降低,这是由于内嵌钢板的面外屈曲变形引起结构的卸载。模型骨架曲线均呈明显的 S 形。与 M-2 模型相比, M-4 模型的承载力和延性分别提高 14%、64%,且各模型延性系数均大于 3,都具有较好的延性。模型的初始刚度随着宽高比的增大而增大, M-4 模型初始刚度高于 M-2 模型约 45%。各模型刚度退化的趋势相似,但刚度退化的速率随宽高比的增大而增大。分析可知,内嵌钢板的屈曲是导致结构刚度退化的关键因素。对于宽高比较大的模型,内嵌钢板受框架的约束作用较弱,使其剪切屈服后更易发生整体屈曲。在往复加载的过程中,波形钢板的面外变形显著增加使得梯形波折被拉开,导致刚度退化显著。随着控制位移的增大,各模型等效黏滞阻尼系数不断增大,但其增长速度逐渐减小。加载中期, M-1、M-2 模型的等效黏滞阻尼系数超过了 M-

3、M-4 模型。加载至最大位移时,模型的等效黏滞阻尼系数随着宽高比的增大而减小,说明结构的耗能能力有一定程度的降低。

5.2 内嵌钢板高厚比 λ 的影响

板厚是内嵌钢板抗震性能的重要影响参数,选取表 1 中的横向双波形钢板剪力墙模型 M-1、M-5、M-6、M-7,其内嵌钢板的高厚比 λ 分别为 1 500、1 200、1 000、750,本组模型在低周往复荷载作用下各项性能对比分析如图 14 所示,计算模型的特征参数和位移延性系数如表 5 所示。

由图 14、表 5 可知:随着高厚比的减小,滞回曲线的饱满程度增大。模型骨架曲线均呈明显的 S 形。随着内嵌钢板厚度的增大,结构的初始刚度、峰值荷载及延性系数均有明显的提高。M-7 模型的初始刚度高于 M-1 模型约 47%,峰值荷载和位移延性系数分别提高约 58%、42%,这说明波形钢板的厚

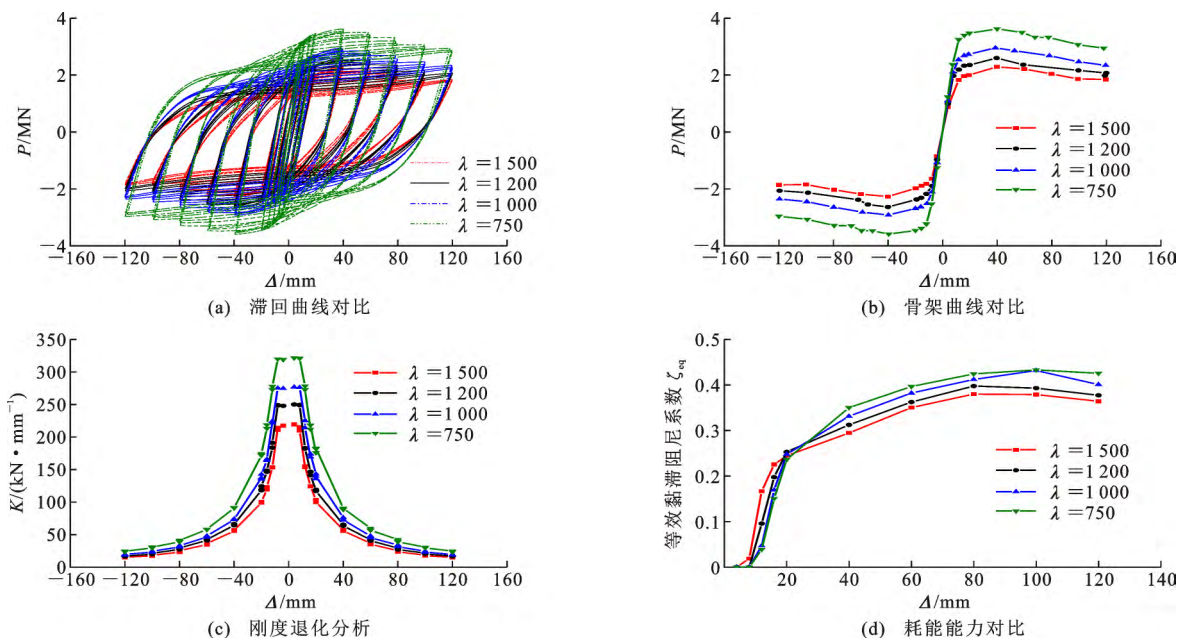


图 14 不同高厚比模型的结果对比

Fig. 14 Comparison of Results of Models with Different Height-thickness Ratios

表 5 模型特征参数及位移延性系数 3

Table 5 Characteristic Parameters and Displacement Ductility Coefficient of Models 3

模型编号	加载方向	$K_t / (\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1})$	P_y / kN	Δ_y / mm	P_m / kN	Δ_u / mm	μ
M-1	正向	219.45	1 979.20	17.87	2 286.90	90.01	5.04
	负向	217.57	1 923.64	16.93	2 272.50	90.69	5.36
M-5	正向	249.92	2 298.01	15.09	2 594.70	90.69	6.01
	负向	247.86	2 316.65	15.66	2 639.10	82.78	5.29
M-6	正向	276.77	2 636.20	14.61	2 952.50	95.09	6.51
	负向	274.66	2 601.81	14.69	2 920.90	96.21	6.54
M-7	正向	321.62	3 314.66	13.89	3 619.60	98.51	7.09
	负向	319.13	3 302.08	13.45	3 589.50	103.22	7.67

度是影响双波形钢板剪力墙承载能力的重要因素。在往复加载的过程中,模型抗侧刚度逐渐下降,且波形钢板厚度越大,模型刚度退化越严重。这是由于当板厚增加到一定程度时,框架梁端及柱脚处较早地屈服耗能,导致柱底翼缘出现较大塑性变形,而内嵌钢板未充分发挥作用。各模型等效黏滞阻尼系数的变化趋势基本一致。随着加载位移的增大,等效黏滞阻尼系数不断增大,但其增长速度减小。加载至最大位移时,M-7 模型的等效黏滞阻尼系数最高,即剪力墙的耗能能力随波形钢板厚度的增大而提高。

5.3 内嵌钢板波长 q 的影响

选取表 1 中的横向双波形钢板剪力墙模型 M-1、M-8、M-9、M-10,其内嵌钢板的波长分别为 205、100、310、410 mm,探讨波长对双波形钢板剪力墙结构受力性能的影响。本组模型在低周往复荷载作用下各项性能对比分析如图 15 所示,计算模型的

特征参数和位移延性系数如表 6 所示。

由图 15、表 6 可知:随着波长的增大,滞回曲线的饱满程度逐渐减小,即波形钢板梯形波折的数量越多,滞回环越饱满。M-9、M-10 模型的骨架曲线与 M-1、M-8 模型有一定差别。由于钢板波折数量的减少,M-9、M-10 模型的面外刚度降低,较早地发生面外屈曲,导致结构的承载力出现了一定程度的下降,此后依靠波形钢板形成的拉力带继续承载,但始终低于 M-1、M-8 模型的峰值荷载,其受力特点类似于单波形钢板剪力墙。模型峰值荷载随着波长的增大而下降,M-10 模型的峰值荷载较 M-8 模型下降了约 23%,但各模型延性系数均大于 3,延性较好。模型的初始刚度随着波长的增大而增大,M-10 模型的初始刚度较 M-8 模型增大了约 21%。在加载中期,M-1、M-8 模型内嵌钢板面外变形的迅速增加造成波纹褶皱被展平,导致其刚度退化速率快于

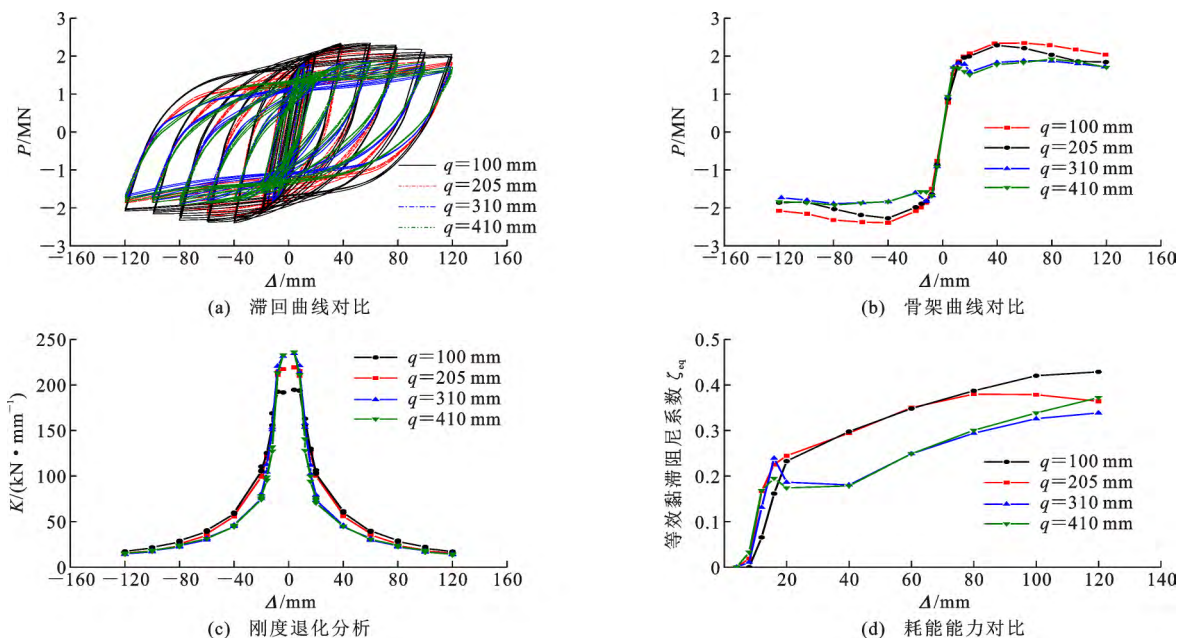


图 15 不同波长模型的结果对比

Fig. 15 Comparison of Results of Models with Different Lengths of Trapezoidal Corrugation

表 6 模型特征参数及位移延性系数 4

Table 6 Characteristic Parameters and Displacement Ductility Coefficient of Models 4

模型编号	加载方向	$K_t/(kN \cdot mm^{-1})$	P_y/kN	Δ_y/mm	P_m/kN	Δ_u/mm	μ
M-1	正向	219.45	1 979.20	17.87	2 286.90	90.01	5.04
	负向	217.57	1 923.64	16.93	2 272.50	90.69	5.36
M-8	正向	194.65	2 027.78	17.60	2 345.50	119.47	6.79
	负向	191.91	2 055.70	18.44	2 393.00	119.80	6.50
M-9	正向	234.84	1 799.55	14.05	1 877.60	118.89	8.46
	负向	231.74	1 743.86	14.74	1 887.30	118.09	8.01
M-10	正向	235.81	1 527.20	21.18	1 920.00	120.00	5.67
	负向	232.74	1 604.92	18.79	1 924.80	119.78	6.37

M-9、M-10 模型。加载中期，内嵌钢板发生面外屈曲，导致 M-9、M-10 模型的耗能能力有一定程度的下降。随着加载位移的继续增大，拉力带充分开展，其等效黏滞阻尼系数逐渐增大，但始终小于 M-1、M-8 模型。加载至最大位移时，M-8 模型的等效黏滞阻尼系数最高，表明剪力墙的耗能能力随波形钢板波长的增大而降低。

5.4 内嵌钢板波幅 a 的影响

选取表 1 中的横向双波形钢板剪力墙模型 M-1、M-11、M-12、M-13，其内嵌钢板的波幅分别为 40、30、50、60 mm。本组模型在低周往复荷载作用下各项性能对比分析如图 16 所示，计算模型的特征参数和位移延性系数如表 7 所示。

由图 16、表 7 可知：波形钢板的波幅越大，滞回环越饱满。模型骨架曲线均呈明显的 S 形。随着波形钢板波幅的增大，模型峰值荷载提高，M-13 模型

峰值荷载较 M-11 模型提高了约 20.8%，这说明波形钢板的波幅也是影响双波形钢板剪力墙承载能力的重要因素。M-11 模型的延性系数最高，其他 3 种模型的延性系数相差不大，延性均较好。各模型刚度退化的趋势基本一致。模型的初始刚度随着波形钢板波幅的增加而减小，M-13 模型的初始刚度较 M-11 模型减小了约 11.2%。模型的等效黏滞阻尼系数随着波形钢板波幅的增大而增大，这说明波形钢板的波幅越大，双波形钢板剪力墙的耗能能力越强。

6 结 语

(1) 双波形钢板剪力墙与单波形钢板剪力墙均表现出了理想的屈服破坏顺序和良好的变形能力，双波形钢板剪力墙的初始刚度较单波形钢板剪力墙提高约 6%，承载力提高约 17%。

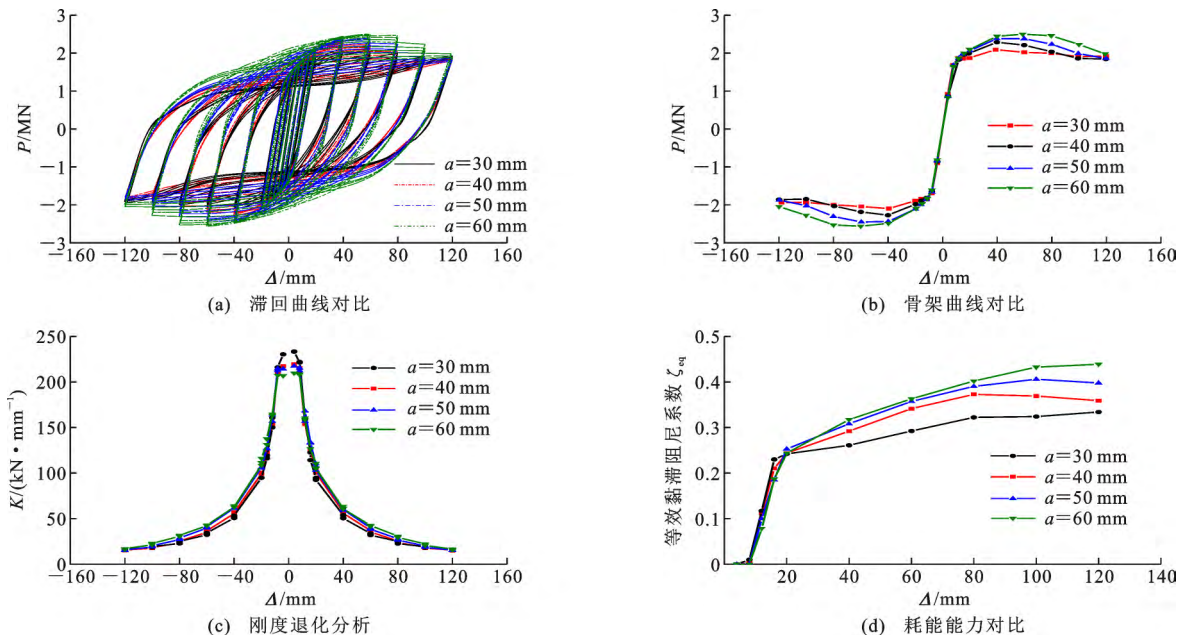


图 16 不同波幅模型的结果对比

Fig. 16 Comparison of Results of Models with Different Amplitudes

表 7 模型特征参数及位移延性系数 5

Table 7 Characteristic Parameters and Displacement Ductility Coefficient of Models 5

模型编号	加载方向	$K_t/(kN \cdot mm^{-1})$	P_y/kN	Δ_y/mm	P_m/kN	Δ_u/mm	μ
M-1	正向	219.45	1 979.20	17.87	2 286.90	90.01	5.04
	负向	217.57	1 923.64	16.93	2 272.50	90.69	5.36
M-11	正向	233.29	1 860.37	13.90	2 092.00	119.71	8.61
	负向	230.32	1 846.63	14.14	2 099.30	117.98	8.34
M-12	正向	217.59	2 019.55	14.32	2 381.80	96.65	6.75
	负向	214.57	2 073.44	18.59	2 452.60	95.36	5.13
M-13	正向	209.97	2 104.02	20.31	2 499.60	107.81	5.31
	负向	206.98	2 140.24	21.56	2 564.20	108.28	5.02

(2)随着波形钢板宽高比的增大,双波形钢板剪力墙的抗侧刚度、承载能力及延性均提高,耗能能力有一定程度下降,建议波形钢板宽高比取 0.8~1.0。

(3)随着波形钢板厚度的增大,双波形钢板剪力墙的抗侧刚度、承载能力、延性及耗能能力均提高。波形钢板成型厚度较大时对材料冷加工机械设备要求较高,建议波形钢板厚度取 2.5~3 mm。

(4)随着波形钢板波长的增大,双波形钢板剪力墙的抗侧刚度增大,延性也提高,但其承载能力、耗能能力明显下降,这是由于波形钢板波形数量减少导致其面外刚度降低,建议波形钢板波长取 200~300 mm。

(5)随着波形钢板波幅的增大,双波形钢板剪力墙的抗侧刚度下降,承载能力及耗能能力均提高,建议波形钢板波幅取 40~60 mm。

参考文献:

References:

- [1] TONG J Z, GUO Y L. Shear Resistance of Stiffened Steel Corrugated Shear Walls[J]. Thin-walled Structures, 2018, 127: 76-89.
- [2] 李 时, 郭彦林. 波折腹板梁抗剪性能研究[J]. 建筑结构学报, 2001, 22(6): 49-54.
- LI Shi, GUO Yan-lin. Study on Shearing Resistance of Beams with Trapezoidally Corrugated Webs[J]. Journal of Building Structures, 2001, 22(6): 49-54.
- [3] TIMOSHENKO S P, WOINOWSKY-KRIEGER S P. The Theory of Plates and Shells[M]. New York: McGraw-hill, 1959.
- [4] EMAMI F, MOFID M, VAFAI A. Experimental Study on Cyclic Behavior of Trapezoidally Corrugated Steel Shear Walls [J]. Engineering Structures, 2013, 48: 750-762.
- [5] KALALI H, GHAZIJAHANI G, HAJSADEGHI M, et al. Numerical Study on Steel Shear Walls with Sinusoidal Corrugated Plates[J]. Latin American Jour-

nal of Solids and Structures, 2016, 13 (15): 2802-2814.

- [6] 郭彦林, 张庆林, 王小安. 波浪腹板工形构件抗剪承载力设计理论及试验研究[J]. 土木工程学报, 2010, 43(10): 45-52.
- GUO Yan-lin, ZHANG Qing-lin, WANG Xiao-an. A Theoretical and Experimental Study of the Shear Strength of H-shaped Members with Sinusoidal Corrugated Webs[J]. China Civil Engineering Journal, 2010, 43(10): 45-52.
- [7] 余安东, 赵嘉康, 姜霏如, 等. 延性折板式钢板剪力墙[J]. 钢结构, 2007, 22(8): 64-69.
- YU An-dong, ZHAO Jia-kang, JIANG Ai-ru, et al. Ductility Steel Folded Plate Shear Wall[J]. Steel Construction, 2007, 22(8): 64-69.
- [8] 王 威, 张龙旭, 苏三庆, 等. 波形钢板剪力墙抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2018, 39(5): 36-44.
- WANG Wei, ZHANG Long-xu, SU San-qing, et al. Experimental Research on Seismic Behavior of Corrugated Steel Plate Shear Wall[J]. Journal of Building Structures, 2018, 39(5): 36-44.
- [9] 郭彦林, 周 明. 钢板剪力墙的分类及性能[J]. 建筑科学与工程学报, 2009, 26(3): 1-13.
- GUO Yan-lin, ZHOU Ming. Categorization and Performance of Steel Plate Shear Wall[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2009, 26(3): 1-13.
- [10] 王宇航, 杨均德, 梁艳来, 等. 往复剪切荷载作用下双波形薄钢板的弹塑性屈曲行为[J]. 建筑科学与工程学报, 2020, 37(4): 14-22.
- WANG Yu-hang, YANG Jun-de, LIANG Yan-lai, et al. Elastic-plastic Buckling Behavior of Double-corrugated Thin Steel Plate Under Cyclic Shear Load [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2020, 37(4): 14-22.
- [11] 钢板剪力墙技术规程: JGJ/T 380—2015[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2016.
- Technical Specification for Steel Plate Shear Walls:

- JGJ/T 380—2015[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2016.
- [12] 钢结构设计规范:GB 50017—2003[S]. 北京:中国计划出版社, 2003.
Code for Design of Steel Structures:GB 50017—2003 [S]. Beijing:China Planning Press, 2003.
- [13] 赵秋红,李楠,孙军浩. 波纹钢板剪力墙结构的抗侧性能分析[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2016, 49(增1):152-160.
ZHAO Qiu-hong, LI Nan, SUN Jun-hao. Analysis on Lateral Performance of Sinusoidally Corrugated Steel Plate Shear Walls[J]. Journal of Tianjin University (Science and Technology), 2016, 49(S1):152-160.
- [14] 齐威. ABAQUS 6.14 超级学习手册[M]. 北京:人民邮电出版社, 2016.
QI Wei. ABAQUS 6.14 Learning Manual[M]. Beijing: Posts & Telecom Press, 2016.
- [15] 杨雨青,牟在根. 不同形式的槽钢加劲钢板剪力墙滞回性能研究[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2019, 52(8):876-888.
YANG Yu-qing, MU Zai-gen. Hysteretic Behavior of Different Forms of Channel-stiffened Steel Plate Shear Walls[J]. Journal of Tianjin University (Science and Technology), 2019, 52(8):876-888.
- [16] 王萌,杨维国. 薄钢板剪力墙结构滞回行为研究[J]. 建筑结构学报, 2015, 36(1):68-77.
WANG Meng, YANG Wei-guo. Hysteretic Behaviors Study of Thin Steel Plate Shear Wall Structures[J]. Journal of Building Structures, 2015, 36(1):68-77.
- [17] 李靓皎. 波浪形钢板墙的受力性能及设计方法研究[D]. 北京:清华大学, 2012.
LI Liang-jiao. Research on Behaviour and Design Methods of Sinusoidal Steel Plate Wall[D]. Beijing: Tsinghua University, 2012.
- [18] 建筑抗震试验规程:JGJ/T 101—2015[S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2015.
Specification for Seismic Test of Buildings: JGJ/T 101—2015[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2015.
- [19] 赵秋红,邱静,李楠,等. 梯形波纹钢板剪力墙抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2018, 39(增2):112-120.
ZHAO Qiu-hong, QIU Jing, LI Nan, et al. Experimental Study on Seismic Performance of Trapezoidally Corrugated Steel Plate Shear Walls [J]. Journal of Building Structures, 2018, 39(S2):112-120.
- [20] DONG L, YIN F X. Analysis of Seismic Behavior of Four-side Partially Connected Steel Plate Shear Wall [J]. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 2019, 304(5):052044.
- [21] 王威,张龙旭,苏三庆,等. 波形钢板-混凝土组合剪力墙抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2018, 39(10):75-84.
WANG Wei, ZHANG Long-xu, SU San-qing, et al. Experimental Research on Seismic Behavior of Corrugated Steel Plate-concrete Composite Shear Walls[J]. Journal of Building Structures, 2018, 39(10):75-84.
- [22] 谯旭东. 基于叠纸机构原理的折痕钢板剪力墙:耗能机理及抗震性能研究[D]. 南京:东南大学, 2017.
QIAO Xu-dong. Crease Steel Shear Wall Based on Origami Patterns: Energy Dissipation Mechanism and Seismic Performance[D]. Nanjing: Southeast University, 2017.
- [23] 陈以一,宁燕琪,蒋路. 框架带缝钢板剪力墙抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2012, 33(7):133-139, 172.
CHEN Yi-yi, NING Yan-qi, JIANG Lu. Experimental Study on Seismic Behavior of Frame-steel Plate Shear Wall with Slits[J]. Journal of Building Structures, 2012, 33(7):133-139, 172.
- [24] 王威,侯铭岳,宋江良,等. 竖向波形钢板-混凝土组合剪力墙的抗震韧性试验研究[J]. 建筑结构学报, 2022, 43(1):153-163.
WANG Wei, HOU Ming-yue, SONG Jiang-liang, et al. Experimental Study on Earthquake Resilience of Vertical Corrugated Steel Plate-concrete Composite Shear Walls[J]. Journal of Building Structures, 2022, 43(1):153-163.
- [25] 孙国华,顾强,何若全,等. 基于等效拉杆模型的薄钢板剪力墙结构滞回性能分析[J]. 建筑科学与工程学报, 2013, 30(1):38-48.
SUN Guo-hua, GU Qiang, HE Ruo-quan, et al. Analysis of Hysteretic Behavior of Thin Steel Plate Shear Wall Based on Equivalent Strip Model[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2013, 30(1):38-48.