

DOI:10.11918/202001023

带铅阻尼器冷弯薄壁型钢组合墙抗震性能试验

闫维明,王 曼,张文莹

(工程抗震与结构诊治北京市重点实验室(北京工业大学),北京 100124)

摘 要: 锁铆或自攻螺钉连接的冷弯薄壁型钢组合墙在低周往复加载试验中,滞回曲线“捏拢”现象较为严重、耗能能力较差。为减轻地震作用下冷弯薄壁型钢组合墙的破坏,提高结构体系的耗能能力,提出了一种带有铅阻尼器的冷弯薄壁型钢组合墙结构体系,并基于冷弯薄壁型钢组合墙的角部连接方式、面板铆钉间距及种类 3 种变量对其进行抗震性能试验研究。试验结果表明:加入铅阻尼器后,基于锁铆或自攻螺钉连接的冷弯薄壁型钢组合墙结构体系在低周往复荷载作用下,变形能力和耗能能力均有大幅度提升,刚度退化趋于平缓,损伤指数有较明显的降低,破坏形态也得到优化,但屈服荷载及峰值荷载略有降低;其次减小铆钉间距后,组合墙的屈服荷载、峰值荷载、峰值位移、抗剪强度得到一定程度的提高,但能量耗散系数差别不大;同时基于锁铆连接的冷弯薄壁型钢组合墙的屈服位移、屈服荷载、峰值位移、峰值荷载也明显高于基于自攻螺钉连接的冷弯薄壁型钢组合墙,延性及能量耗散系数相差不大。

关键词: 冷弯薄壁型钢;组合墙体;铅阻尼器;抗震性能;试验研究

中图分类号: TU392.5;TU352.11

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2020)08-0010-10

Seismic performance of cold-formed thin-walled steel composite wall with lead damper

YAN Weiming, WANG Man, ZHANG Wenying

(Beijing Key Lab of Earthquake Engineering and Structural Retrofit (Beijing University of Technology), Beijing 100124, China)

Abstract: In the low-cycle reciprocating loading test of cold-formed thin-walled steel composite wall connected with rivet locking or self-tapping screw, the phenomenon of “pinching” of hysteresis curve is serious and the energy dissipation capacity is poor. To reduce the damage of cold-formed thin-wall steel composite wall under earthquake and improve the energy dissipation capacity of the structure, a cold-formed thin-wall steel composite wall structure system with lead damper was proposed, and seismic performance experimental study was conducted based on three variables, i. e., cold-formed thin-walled steel composite wall corner connection mode, panel rivet spacing, and type. Results show that with the addition of the lead damper, the deformation capacity and energy dissipation capacity of the cold-formed thin-walled steel composite wall structure system based on rivet locking or self-tapping screw connection were significantly improved under the low-cycle reciprocating loading. The stiffness degradation tended to be gentle, the injury index was significantly decreased, and the failure pattern was optimized, while the yield load and peak load were slightly reduced. Then, with the rivet spacing reduced, the yield load, peak load, peak displacement, and shear strength of the composite wall were improved to some extent, but the energy dissipation coefficient had little difference. Meanwhile, the yield displacement, yield load, peak displacement, and peak load of the cold-formed thin-walled steel composite wall based on rivet connection were significantly higher than those of the cold-formed thin-walled steel composite wall based on self-tapping screw connection, but the ductility and energy dissipation coefficient of the walls were similar.

Keywords: cold-formed thin-walled steel; composite wall; lead damper; seismic performance; experimental study

砌体和钢筋混凝土结构是低层住宅建筑中较常见结构形式,虽然冷弯薄壁型钢结构体系具有绿色环保、低碳、保温等优点^[1],但由于其工业化程度还停留在构件层面,现场装配化程度低,整体造价高,在中国低层住宅建筑中被推广使用受到限制。因此,

亟待研发由墙体模块、楼板模块等部件组成的新型模块化墙板结构体系,并对其抗震性能进行深入研究。

冷弯薄壁型钢组合墙是装配式冷弯薄壁型钢体系主要受力构件,承担由楼(屋)面传递的竖向荷载及风荷载和水平地震作用产生于结构的水平荷载。国外关于该组合墙性能研究始于 20 世纪 70 年代,1978 年美国学者 Tarpy 等^[2]对冷弯薄壁型钢组合墙进行了单调加载试验,研究了墙体不同构造措施和锚固方法等对抗剪承载力影响,发现墙体角部设置

收稿日期: 2020-01-04

基金项目: 国家自然科学基金(51678008)

作者简介: 闫维明(1960—2020),男,研究员,博士生导师

通信作者: 王 曼,2819632398@qq.com

抗拔连接件可有效提高组合墙抗侧力;Fülop 等^[3]对冷弯型钢组合墙进行了水平单调与低周往复加载试验,研究了加载和面板类型对墙体抗剪承载力影响;Tian 等^[4]提出 1 种新型覆平钢板的桁架式组合墙体系,结果表明该新型组合墙的抗剪承载力、刚度、能量耗散均明显优于传统组合墙;周绪红等^[5]对 7 块冷弯薄壁型钢组合墙进行水平低周反复试验,总结各试件主要破坏形态和破坏过程,分析了抗震性能指标;谢志强等^[6-7]为改善基于自攻螺钉连接的破坏模式以及生产效率低等问题,将锁铆连接技术运用到冷弯薄壁型钢体系中,改善了组合墙力学性能,提高了工业化生产效率,但滞回曲线“捏拢”现象较为严重,耗能能力较差,因此如何避免组合墙“捏拢”现象发生,提高组合墙耗能能力需更深入的探究.

在冷弯薄壁型钢组合墙体减震研究方面,Ozaki 等^[8]做了关于使用可更换耗能钢板的冷弯薄壁型钢组合墙振动台试验,结果表明损伤保护系统在降低基底剪力的同时还可以提高墙体耗能能力,但耗能钢板易损坏,更换成本较高.目前中国仅对钢筋混凝土装配式建筑中组合墙的减震耗能进行了部分研究^[9-11],且大多以增设附加剪力墙方式进行耗能减震设计,对冷弯薄壁型钢组合墙角部设置铅阻尼器的减震理论和技术还没有研究过.有鉴于此,本文将耗能能力突出的铅阻尼器引入到冷弯薄壁型钢组合墙中,形成带铅阻尼器的冷弯薄壁型钢组合墙体系,

考虑连接方式、铆钉间距及种类等因素,研究其在低周往复荷载作用下的力学性能及抗震性能.

1 铅阻尼器的构造设计及性能试验

试验中冷弯薄壁型钢组合墙龙骨由两根边立柱,1 根中立柱及上下导轨组成,并外覆平钢板.中立柱为 1 根 140 mm × 40 mm × 15 mm × 1.5 mm C 型钢,边立柱为两根 140 mm × 40 mm × 15 mm × 1.5 mm C 型钢背靠背构成,上下导轨为两根 143 mm × 42 mm × 1.5 mm U 型钢背靠背构成,各构件间采用锁铆或自攻螺钉连接.结合本课题前期试验结果^[6-7],在低周往复荷载作用下,组合墙基底剪力较大,但由于传统墙体角部抗拔连接件的竖向约束作用,使墙面板上螺钉受剪严重,耗能能力较差.本文考虑用铅阻尼器代替传统墙体角部抗拔连接件,与组合墙形成可摇摆体系,见图 1(a).铅阻尼器与边立柱、底梁连接示意图见图 1(b),考虑到铅阻尼器的行程及下导轨厚度,铅阻尼器中铅块中心线距离底梁 180 mm,该体系工作机理为铅阻尼器外钢板通过 10 个直径 12 mm 的螺栓固定在墙体的边立柱上,同时其内钢板通过 1 个直径 16 mm 螺杆固定在底梁下按构造设置的 U 型底板上.加载过程中,墙体与底梁间产生相对位移将使铅阻尼器的内外钢板间产生相对滑动,导致内外钢板间铅块发生剪切,实现耗能.组合墙与铅阻尼器为串联关系,可简化为图 1(d)所示力学模型.

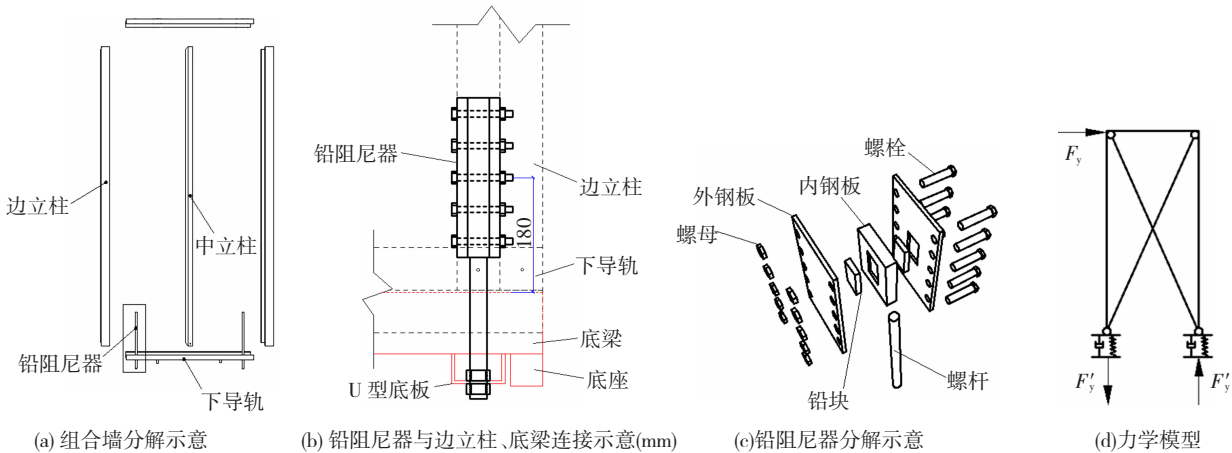


图 1 带有铅阻尼器的冷弯薄壁型钢体系

Fig. 1 Cold-formed thin-walled steel system with lead damper

F_y 为组合墙屈服荷载, F'_y 为铅阻尼器屈服荷载,为了保证铅阻尼器先于组合墙屈服,实现耗能作用,需满足 $F'_y \leq mF_y/n$ (其中 m 为组合墙高度, n 为组合墙宽度),本试验中, $m = 2.7\text{ m}$, $n = 1.2\text{ m}$.考虑不同连接方式及不同钉间距组合墙的破坏模式及抗震性能,选取 4 种组合墙进行对比试验,通过有限

元分析,得到铅阻尼器最优屈服荷载 F'_y ,见表 1,其中 a 表示铅块长度, b 表示铅块宽度,厚度统一取 10 mm.

本文参考李冀龙等^[12]关于小位移时铅阻尼器设计的方法,利用式(1)和(2)进行铅阻尼器的构造设计,得到铅块尺寸见表 1,铅阻尼器示意图见图 2.

表 1 铅阻尼器屈服荷载及铅块尺寸

Tab. 1 Yield load of lead damper and dimensions of lead

对应墙体 试件编号	F_y/kN	F'_y/kN	铅块尺寸 ($a \times b$)/mm	工作最大 行程/mm
SD-150	16	36.0	80 × 20	80
RD-150	18	40.5	90 × 20	90
SD-50	20	45.0	100 × 20	100
RD-50	24	54.0	100 × 22	100

$$K_s = \frac{GA}{h}, \tag{1}$$

$$F'_y = \tau_y A. \tag{2}$$

式中： K_s 为剪切刚度， G 为剪切模量， A 为铅块剪切面积， h 为铅块垂直于剪切方向的铅块厚度， F'_y 为屈服荷载， τ_y 为屈服剪应力。

铅阻尼器试验装置图见图 3。根据铅阻尼器实际安装位置及工作原理，利用 T 型厚钢板和带孔滑

道作为铅阻尼器试验工装。铅阻尼器外钢板通过 10 个螺栓固定在 T 型厚钢板上，内钢板两侧由于带孔滑道约束，防止了在加载过程中内钢板发生偏移。竖向荷载由液压作动器通过 100 kN 力传感器传给铅阻尼器，竖向位移采用位移传感器测量。加载阶段采用位移控制，级差为 2 mm，每级循环两次。由于 4 种铅阻尼器性能试验结果相似，本文以 $F'_y = 54 \text{ kN}$ 的铅阻尼器性能试验结果为例，见图 4。

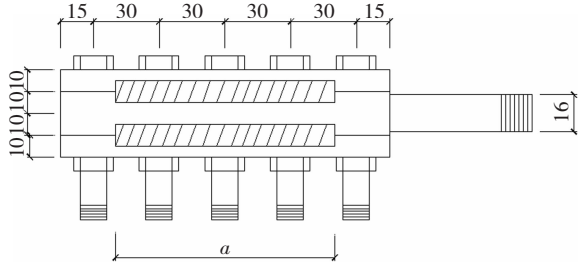
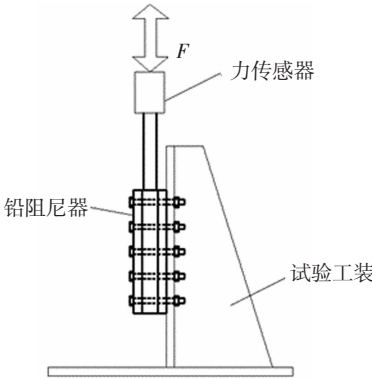


图 2 铅阻尼器示意 (mm)

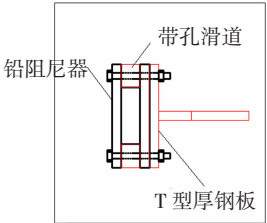
Fig. 2 Schematic of lead damper (mm)



(a) 试验装置实物



(b) 试验装置侧视图



(c) 试验装置俯视图

图 3 铅阻尼器试验装置

Fig. 3 Test device of lead damper

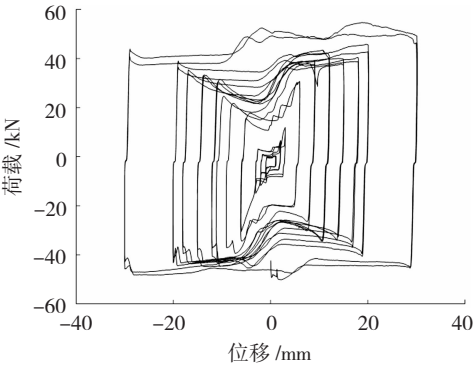


图 4 铅阻尼器滞回曲线

Fig. 4 Hysteretic curve of lead damper

图 4 可看出：该铅阻尼器的屈服荷载符合设计要求；当位移较小时，铅阻尼器处于弹塑性变形阶段，此时随着位移增加，阻尼力增大，滞回曲线呈菱形；继续增加位移，铅阻尼器进入完全屈服阶段后滞回曲线基本呈矩形。随着位移增大，铅块持续变形，

由铅块纯剪切力逐渐变成铅块自身剪切力与铅块和外钢板间摩擦力之和，因此阻尼力小幅度提高，但铅阻尼器仍先于墙体屈服，在铅阻尼器行程内，可有效发挥其减震作用。

2 冷弯薄壁型钢组合墙的试验方案

2.1 试件设计及材料属性

试验 8 片墙体均采用单面薄壁镀锌钢板作为墙面板，加载方式为低周往复加载。研究表明^[13]在组合墙设计中，当面板边缘铆钉间距较小时（铆钉间距小于 100 mm）应着重考虑面板及边立柱屈曲的失效；当铆钉间距大于 100 mm 时，应着重考虑铆钉头拔出面板及面板屈曲的失效。为了兼顾多种破坏模式，本试验铆钉间距采用 50 mm 和 150 mm，导轨和立柱厚度为 1.5 mm，面板型号为 DX51D + Z25，厚度为 0.8 mm，墙体尺寸均为 1.2 m × 2.7 m，基本信

息见表 2. 本文主要考察墙体角部连接方式、铆钉间距及种类对组合墙抗震性能的影响. 其中,R 代表纯锁铆连接^[14](尺寸及材料性能见表 3);S 代表纯自攻螺钉连接(采用 ST4. 2 级平头十字钻尾螺钉,直径为 4.2 mm,长度为 22 mm);H 表示墙角部采用抗拔连接件,D 表示采用铅阻尼器.

墙体试验前,根据中国 GB/T 228. 1—2010《金属材料—室温拉伸试验方法》^[15]规定的试验方法对 1.5 mm 厚和 0.8 mm 厚的板材进行拉伸试验,各进行 3 次试验,并取平均值作为最终数据,结果见表 4,所有试件都满足该规范规定的伸长率大于 10% 及强屈比大于 1.15 要求.

表 3 铆钉的尺寸及材料性能

Tab. 3 Rivet dimensions and material properties

板材组合/mm	铆钉长度 L /mm	铆钉硬度/HRC	弹性模量 E /GPa	屈服强度 f_y /MPa	抗拉强度 f_u /MPa	泊松比 ν
1.5 + 1.5	6.0	40	210	997	1 255	0.3
1.5 + 0.8	4.5	40	210	997	1 255	0.3

表 4 面板及龙骨材料属性

Tab. 4 Panel and keel material properties

材料名称	板材厚度 t /mm	屈服强度 f_y /MPa	抗拉强度 f_u /MPa	强屈比 f_u/f_y	弹性模量 $E/10^5$ MPa	伸长率/%
面板	0.8	300.0	361.1	1.2	2.06	30.4
龙骨	1.5	327.6	426.4	1.3	2.06	14.6

2.2 试验装置及加载制度

试验装置由水平拉压千斤顶、反力架、平面外支撑、底梁与顶梁组成. 水平推拉力由 200 kN 的拉压千斤顶加载,并由 50 kN 力传感器控制荷载的输入,试验全过程通过力传感器与位移传感器控制和监测千斤顶的加载进程. 在试验中,水平推力通过加载横梁传递到组合墙上,其刚度足够大,使得水平荷载能够均匀传递到墙体顶部. 试验底部通过抗拔螺栓和抗剪螺栓与底梁相连,底梁通过垫块用锚地螺栓与反力地板相连,试验加载装置见图 5.

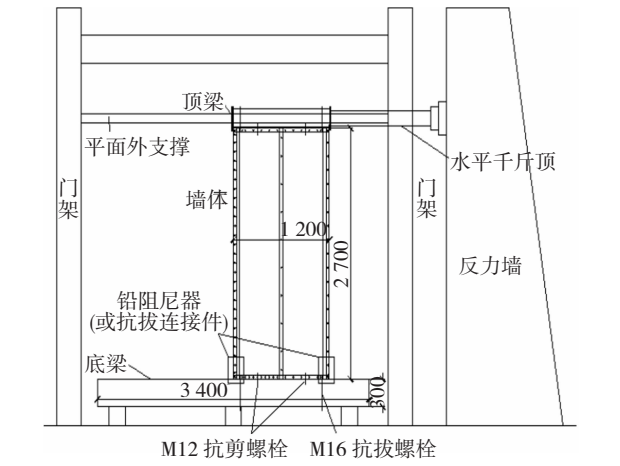


图 5 试验加载装置(mm)

Fig. 5 Test loading device (mm)

表 2 墙体试件基本信息

Tab. 2 Basic information of wall specimens

连接方式	编号	角部连接方式	钉间距/mm
锁铆连接	RD - 50	铅阻尼器	50
	RD - 150	铅阻尼器	150
	RH - 50	抗拔连接件	50
	RH - 150	抗拔连接件	150
自攻螺钉连接	SD - 50	铅阻尼器	50
	SD - 150	铅阻尼器	150
	SH - 50	抗拔连接件	50
	SH - 150	抗拔连接件	150

在不考虑重力条件下,对各试件进行低周往复加载试验,加载控制方式采用位移控制. 分 3 ~ 5 级加载至试件屈服,屈服位移 Δ_y 通过《低层冷弯薄壁型钢房屋建筑技术规程》^[16]中等效能量法确定,每级级差为 2 mm,试件屈服后,仍采用位移控制,每级级差 3 mm,各循环 3 圈,直到试件荷载下降到峰值荷载的 80% 以下时,停止试验,加载制度见图 6.

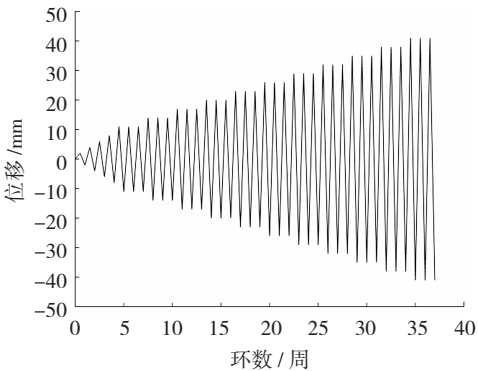


图 6 低周往复加载中位移与圈数的关系

Fig. 6 Relationship between displacement and cycles of low-cycle reciprocating loading

2.3 测点布置

为了测试墙体抗剪试验中试件、加载装置等各部位变形值,各试件分别按图 7 所示布置了位移计及应变片,其中,D1、D2 分别测试试件加载顶梁和试件顶部随作动器变化的位移,其中 D1 距离底梁

高度为 2 680 mm;D3、D4 测试试件与加载底座间的相对滑动位移;D5、D6 测试试件垂直方向相对底梁的位移;D7、D8 测试垂直方向加载底梁的竖向位移;D9 测试拉压千斤顶自身的位移;D10、D11、D12 则测试试验中墙体钢板板鼓曲变形.此外,在墙体钢面板上沿对角线分别布置 3 个电阻应变片 S1、S2、S3,用以测量墙面板在鼓曲时应变变化情况,在墙体两端的立柱中部腹板上分别布置 1 个电阻应变片 S4、S5、S6,用以测量墙架柱在拉压力下的应变变化情况.

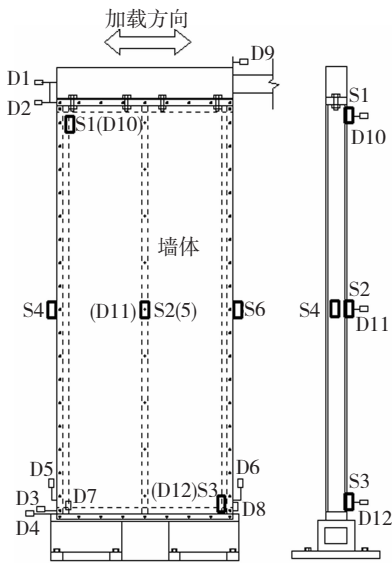


图 7 位移计、应变片布置

Fig. 7 Arrangement of displacement gauge and strain gauge

3 冷弯薄壁型钢组合墙的试验现象

对照各试件试验现象及破坏模式,主要得到以下几点规律:

1)各试件破坏现象类似,加载前期,试件处于弹性阶段,随着荷载的增加,面板屈曲,铆钉开始倾斜并挤压面板,继续加载,试件转变为弹塑性阶段,面板及导轨变形不可恢复,铆钉挤压面板严重,直到荷载过大时,中立柱中部及边立柱和导轨端部的铆钉先后被拔出,导轨被不同程度撕裂,试件被破坏.在所有冷弯薄壁型钢组合墙的试验中,墙体破坏模式主要为面板屈曲、铆钉头拔出面板及导轨撕裂,但破坏程度不同,见表 5.

2)其中带有铅阻尼器的组合墙可参见图 8(a)SD-50 试验现象.特别指出 SD-50 和 SD-150 达到破坏荷载后,继续加载到位移过大时,铅块被拉断,并部分被挤出;试件 RD-50 在加载过程中,铅阻尼器下部螺杆发生滑扣现象,承载力迅速下降,墙体本身并没有被破坏;试件 RD-150 达到破坏荷载后,当荷载下降至 80% 以下时,部分铅块被挤出,但未被拉断.而不带有铅阻尼器的试件,由于墙体角部抗拔连接件作用,竖向位移较小,导轨撕裂程度较低,主要以面板屈曲、铆钉头拔出面板两种破坏模式为主,可参见图 8(b)SH-50 试验现象.

3)随着面板边缘的铆钉间距减少(150 mm 和 50 mm),面板屈曲、导轨撕裂的破坏程度增加,铆钉头拔出面板的破坏程度减弱,可参见表 5.这是由于铆钉间距减小,面板有效条区域内的铆钉数量增多,导致面板与钢框架间约束增多,从而会加重钢框架破坏程度而减弱铆钉连接的失效程度.

4)不同铆钉种类的试件主要破坏模式均为面板屈曲、铆钉被拔出面板以及导轨撕裂,且基于自攻螺钉连接的组合墙破坏程度普遍略高于基于锁铆连接组合墙,参见表 5.

表 5 所有试件的破坏模式
Tab. 5 Failure modes of specimens

序号	试件编号	试件类型	墙体竖向最大 位移/mm	破坏模式		
				面板屈曲	铆钉头拔出面板	导轨撕裂/mm
1	RD-50	锁铆连接	39	不严重	轻微	30
2	RH-50	锁铆连接	20	严重	不严重	15
3	SD-50	自攻螺钉连接	67	严重	非常严重	50
4	SH-50	自攻螺钉连接	26	非常严重	非常严重	10
5	RD-150	锁铆连接	15	轻微	非常严重	5
6	RH-150	锁铆连接	5	不严重	非常严重	无
7	SD-150	自攻螺钉连接	21	不严重	非常严重	7
8	SH-150	自攻螺钉连接	8	严重	严重	无



图 8 试件破坏现象

Fig. 8 Failure phenomena of specimens

4 试验结果分析

4.1 试验荷载 - 位移曲线

根据试验得到的荷载 - 位移曲线见图 9, 其中位移及计算位移角时采用各试件顶部水平位移 D2 数据.

图 9 可看出:1)带有抗拔连接件的冷弯薄壁组合墙(参见图 9(a)、(c)、(e)、(g)),加载初期,试件处于弹性阶段,加载和卸载曲线基本重合,滞回曲线近似直线;但随着荷载增加,试件进入塑性阶段,滞回曲线逐渐呈反 S 形,同时出现较严重“捏拢”现象;2)带有铅阻尼器的组合墙(参见图 9(b)、(d)、

(f)、(h)),加载初期,由于组合墙角部铅阻尼器作用,滞回曲线呈菱形,随着位移增加,铅阻尼器由部分屈服进入全屈服阶段,荷载变化不大,滞回曲线近似呈平行四边形,直到位移过大试件发生破坏时,荷载减小,其中由于试件 SD-150 的铅阻尼器设计屈服荷载与试件 SH-150 峰值荷载较为接近,使耗能曲线与其他带有铅阻尼器试件耗能曲线比较来看不

够饱满,但符合铅阻尼器与组合墙串联规律;3) 参考美国规范 ATSM E2126^[17],当试件承载力下降到峰值荷载的 80% 后,试件破坏. 此处特别指出试件 RD-50,当位移加载到 123 mm 时,铅阻尼器下部螺杆螺纹磨损严重,发生脱扣现象,不能再发挥作用,因此荷载虽然下降到峰值荷载的 80% 以下,但除阻尼器螺杆外,墙面板等构件破坏不严重.

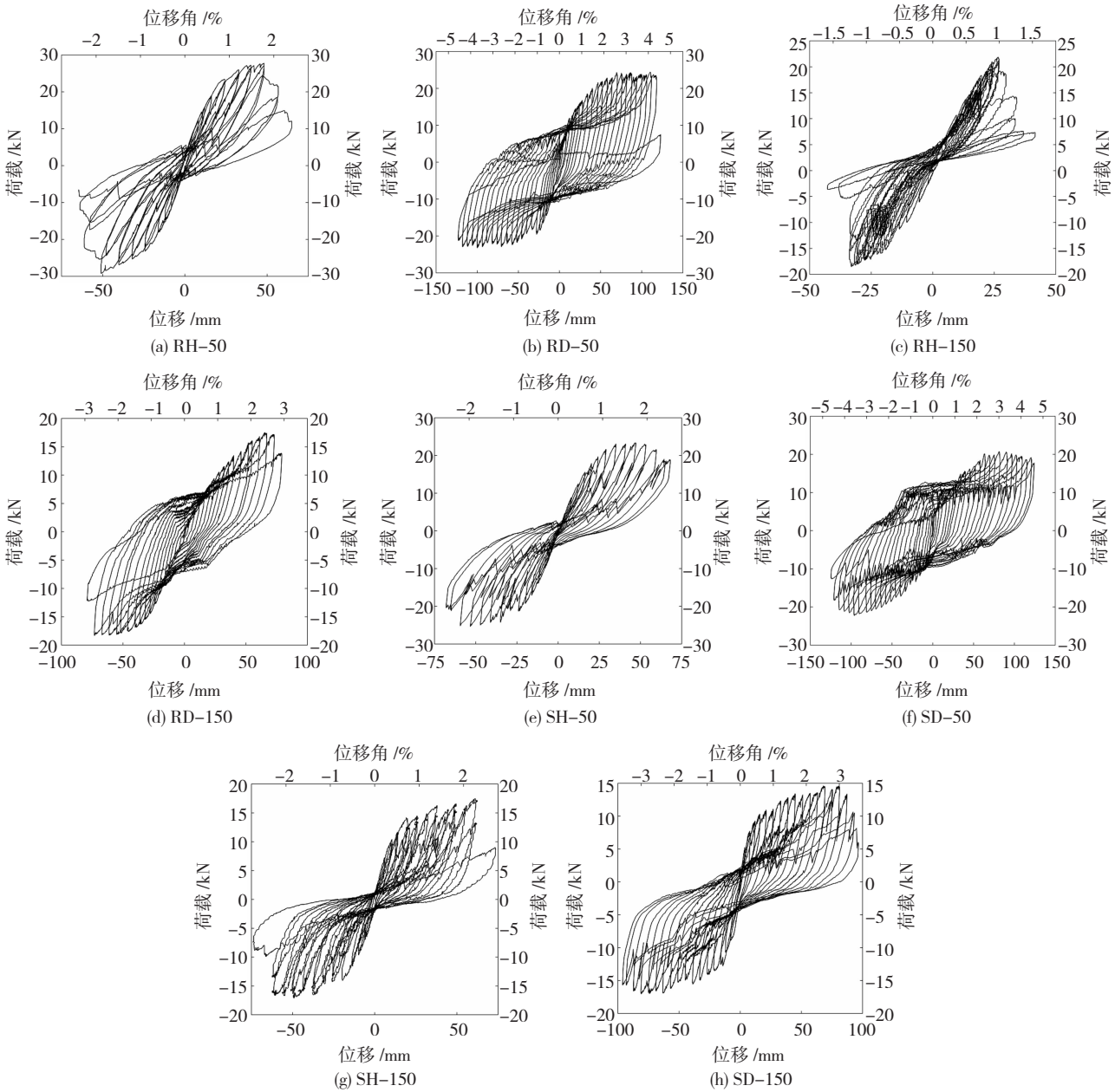


图 9 试件的荷载-位移曲线

Fig. 9 Load-displacement curves of specimens

4.2 力学性能及抗震性能对比分析

根据《建筑抗震试验规程》^[18],确定各试件峰值荷载 P_{max} 、峰值位移 Δ_{max} , 试件极限荷载和极限位移取峰值荷载出现后 0.8 P_{max} 及相应位移 Δ_u , 试件能量耗散能力用能量耗散系数 E_c 来衡量, E_c 越大, 组合墙减震效果越好. 参考规范 ASTM E2126^[17], 组合墙弹性荷载取 0.4 P_{max} 及其位移 Δ_e , 因此弹性刚

度 $K_e = P_e / \Delta_e = 0.4 P_{max} / \Delta_e$. V_s 为试件单位宽度组合墙所能承受最大水平荷载, 即峰值荷载 P_{max} 除以组合墙宽度. 延性系数根据规程定义, 计算公式为 $\mu = \Delta_u / \Delta_y$, 其中由试验数据可知, 组合墙荷载-位移曲线无明显屈服点, 故屈服荷载 P_y 和屈服位移 Δ_y 参考 Park^[19] 提出的等效弹塑性模型计算. 具体见表 6.

表 6 低周往复加载下组合墙的试验结果

Tab.6 Test results of composite wall under low-cycle reciprocating loading

试件编号	加载方向	$K_e/(\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1})$	Δ_y/mm	P_y/kN	$\Delta_{\max}/\text{mm}$	$P_{\max}/\text{kN}$	Δ_u/mm	$V_s/(\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1})$	μ	E_c
RD-50	推 +	0.99	22.46	22.34	91.19	24.42	120.32	20.35	5.36	1.33
	拉 -	0.98	21.83	21.38	111.72	22.95	123.26	19.13	5.37	
	均值	0.99	22.15	21.86	101.46	23.69	121.79	19.74	5.36	
RH-50	推 +	1.57	17.74	27.90	48.04	27.77	55.63	23.14	3.14	0.63
	拉 -	1.33	18.38	24.51	48.17	28.45	56.38	23.71	3.07	
	均值	1.45	18.06	26.21	48.11	28.11	56.01	23.43	3.10	
RD-150	推 +	0.43	35.88	15.34	65.71	17.42	78.97	14.52	3.09	1.27
	拉 -	0.56	30.97	17.39	70.05	18.41	75.46	15.34	2.44	
	均值	0.50	33.43	16.37	67.88	17.92	77.22	14.93	2.76	
RH-150	推 +	1.05	23.04	24.28	31.93	21.50	33.54	17.92	1.46	0.61
	拉 -	0.96	15.73	15.14	31.78	17.55	34.74	14.63	2.21	
	均值	1.01	19.39	19.71	31.86	19.53	34.14	16.27	1.76	
SD-50	推 +	0.91	19.48	17.72	81.41	20.75	123.73	17.29	6.35	1.57
	拉 -	1.07	17.54	18.78	96.21	22.24	124.09	18.53	7.07	
	均值	0.99	18.51	18.25	88.81	21.50	123.91	17.91	6.71	
SH-50	推 +	1.08	21.04	22.80	38.26	23.73	64.42	19.78	3.06	0.46
	拉 -	0.85	20.70	25.34	55.68	25.39	67.92	21.16	3.28	
	均值	0.97	20.87	24.07	46.97	24.56	66.17	20.47	3.17	
SD-150	推 +	1.25	10.58	13.19	78.04	14.78	91.43	12.32	8.64	0.88
	拉 -	1.23	12.09	15.33	71.98	17.28	96.14	14.40	7.95	
	均值	1.24	11.34	14.26	75.01	16.03	93.79	13.36	8.30	
SH-150	推 +	1.21	13.96	16.93	56.93	17.20	65.05	14.33	4.66	0.65
	拉 -	1.15	13.03	14.98	49.55	17.09	63.89	14.24	4.90	
	均值	1.18	13.50	15.96	53.24	17.15	64.47	14.29	4.78	

表 6 可看出:1)将组合墙中抗拔连接件换成铅阻尼器后,屈服荷载、峰值荷载以及抗剪强度均轻微下降,但峰值位移、延性系数及 E_c 均有提高,是之前的 1.3~3.4 倍.可见铅阻尼器的加入有效改善了组合墙体系的力学性能和抗震性能;2)RD 与 SD 类试件比较后可得到,基于锁铆连接试件(即 RD 类试件)屈服荷载、峰值荷载、峰值位移以及抗剪强度均大于基于自攻螺钉连接试件(即 SD 类试件),但 SD 类试件延性系数与 RD 类试件相差不大;3)随着面板边缘铆钉间距减小,组合墙屈服荷载、峰值荷载、峰值位移、抗剪强度是前者 1.3 倍左右,基于锁铆连接组合墙延性系数是前者 1.7~1.9 倍,能量耗散系数差别不大,基于自攻螺钉连接组合墙延性系数是前者 0.6~0.8 倍,同时试件 SD-50 能量耗散系数是试件 SD-150 的 1.7 倍.

4.3 刚度退化分析

各试件加载过程中刚度退化情况,用滞回曲线中的割线刚度来反映,见图 10.

图 10 可看出:在加载初期,各试件表现为面板的弹塑性屈曲和连接件的弹塑性屈曲,因此刚度退化速度和位移角基本呈线性关系,差异不大;但进入塑性阶段后,相同位移角下刚度差异较大,刚度退化

趋势也有较大差异.其中角部连接方式为抗拔连接件的试件,初始刚度较大,但刚度退化趋势较快,而铅阻尼器的加入,可以有效降低组合墙刚度退化突变情况,使刚度退化曲线更为平缓,位移角达到更大.整体比较,试件 RD-50 效果最好,初始刚度较大,整个加载过程中没有出现刚度退化突变情况,刚度退化趋势较为平缓.

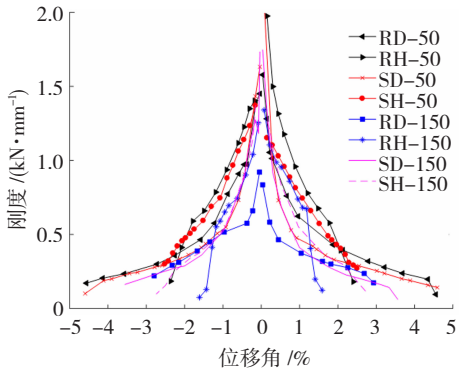


图 10 各试件的刚度退化曲线

Fig.10 Stiffness degradation curves of specimens

4.4 损伤分析

损伤指数是定量描述结构地震损伤模型特征重要参数.一般认为需要考虑结构位移与累积耗能损伤综合影响,本文选取两种损伤模型,对各试件损伤

情况评估. 首先,在诸多损伤模型中由最大变形和累积滞回耗能线性组合而成的 Park-Ang 模型^[20]被广泛认可和应用,其表达式为

$$DI = \frac{x_m}{x_{cu}} + \beta \frac{E_h}{F_y x_{cu}}, \tag{3}$$

式中: x_{cu} 为构件在单调加载下的极限位移; F_y 为构件屈服荷载; x_m 和 E_h 为构件实际地震最大变形和累积滞变耗能; β 为构件耗能因子,取 0.10. 本文按照式(2)对试件试验数据进行 Park-Ang 损伤分析,得到图 11 所示 Park-Ang 损伤曲线.

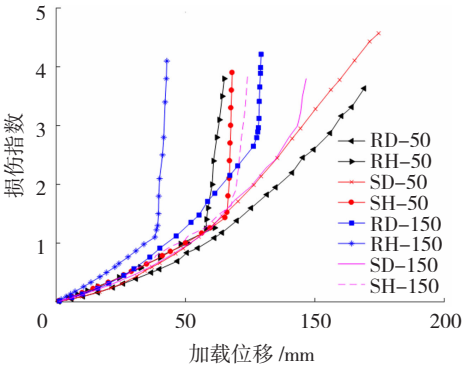


图 11 Park-Ang 损伤曲线比较

Fig. 11 Comparison of Park-Ang injury curves

图 11 可看出,各试件损伤都成开口向上的抛物线形式,在加载初期损伤发展相对一致. 其中钉间距 150 mm 试件由于钉间距较大,其损伤发展速度普遍比间距 50 mm 试件要快,而带有铅阻尼器的试件其损伤发展速度相对较慢,且相同位移条件下损伤指数较小,可见铅阻尼器起到了良好的耗能效果.

下面基于何浩祥等^[21]提出的拟静力下耗能差率损伤模型计算不同试件损伤值,评估其损伤演变过程和耗能情况,其在弹塑性状态结构能量损伤指数曲线表达式为

$$D_F(i) = \frac{E_E(i) - E_F(i)}{E_E(i)} = 1 - \frac{\sum_{i=b}^n |F_{Fi} u_{Fi}|}{\beta^2 \sum_{i=b}^n |F_{EOi} u_{EOi}|}, \tag{4}$$

式中: F_{Fi} 和 F_{Ei} 分别为第 i 步骤时弹塑性和理想弹性状态下基底剪力, u_{Fi} 和 u_{Ei} 分别为第 i 步骤时弹塑性和理想弹性状态下顶部位移. 具体损伤曲线见图 12.

图 12 可看出,试件损伤值严格控制在 0 到 1 之间,各试件在加载位移较小时,损伤指数为 0,随着加载位移增大,损伤指数随之增大,直到试件破坏,损伤指数也迅速趋近于 1 (试件 SH-50 和 RD-150). 带有铅阻尼器试件,由于铅阻尼器作用,提高了组合墙体系统耗能能力,有效降低了试件损伤,其中尤以试

件 RD-50 损伤最低,耗能能力最好,与 Park-Ang 损伤模型得到的结果基本一致.

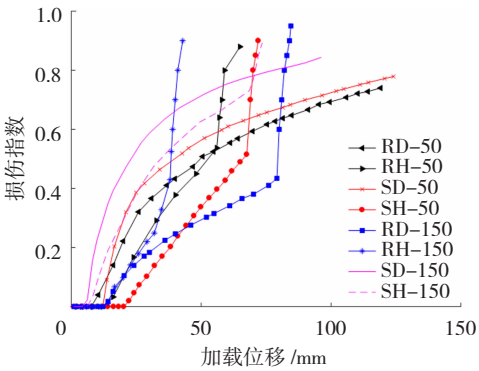


图 12 试件弹塑性耗能差损伤曲线比较

Fig. 12 Comparison of elastic-plastic energy dissipation difference damage curves of specimens

综上所述,铅阻尼器的设置,不仅可改善冷弯薄壁型钢组合墙破坏模式,还可提高组合墙体力学性能及抗震性能,克服了传统组合墙滞回曲线出现较严重“捏拢”现象,耗能能力差等问题,并使刚度退化趋势变得更为平缓,损伤指数有较明显降低.

5 结 论

为减轻地震作用下冷弯薄壁型钢组合墙破坏,提高结构体系耗能能力,本文将铅阻尼器引入到冷弯薄壁型钢组合墙中,形成含铅阻尼器的冷弯薄壁型钢组合墙体系,考虑不同连接方式、铆钉种类及间距等因素,研究低周往复荷载作用下该结构体系力学性能和减震效果,得到如下结论:

1) 带有铅阻尼器的冷弯薄壁型钢组合墙破坏模式得到优化,且延性及耗能能力提高了 0.3 ~ 2.4 倍,刚度退化,损伤指数有较明显降低,有效克服了传统组合墙滞回曲线“捏拢”现象的出现和刚度退化突变.

2) 对比带有铅阻尼器的组合墙,基于锁铆连接的组合墙 (即 RD 类试件) 屈服位移、屈服荷载、峰值位移、峰值荷载高于基于自攻螺钉连接的组合墙 (即 SD 类试件),延性及能量耗散系数相差不大,因此, RD 类试件比 SD 类试件性能更好.

3) 铆钉间距的减小使组合墙屈服荷载、峰值荷载、峰值位移、抗剪强度提高了 0.3 ~ 0.9 倍,且能量耗散系数差别不大.

因此,综合所有试件力学性能及抗震性能,可得出试件 RD-50 性能更适合工程应用. 在工程应用中,要注意铅阻尼器的固定和连接,防止发生滑扣现象,使铅阻尼器更好发挥作用. 在今后研究中,可探究如何在提高抗震性能基础上,约束墙体角部竖向位移、提高组合墙的承载力.

参考文献

[1] 陶忠,何保康. 发展中国新型轻钢结构建筑体系[J]. 中国工程科学,2000,2(3):77
TAO Zhong, HE Baokang. Development of new light steel structure building system in China[J]. China Engineering Science,2000,2(3):77

[2] TARPY T S, HAUENSTEIN S F. Effect of construction details on shear resistance of steel-stud wall panels[R]. USA: Vanderbilt University Nashville,1978

[3] FÜLÖP L A, DUBINA D. Performance of wall-stud cold-formed shear panels under monotonic and cyclic loading Part I: Experimental research[J]. Thin-Walled Structures,2004,42:322

[4] TIAN Huiwen, LI Yuanqi, YU Cheng. Testing of steel sheathed cold-formed steel trussed shear walls[J]. Thin-Walled Structures, 2015,94:280

[5] 周绪红,石宇,周天华,等. 冷弯薄壁型钢组合墙体抗剪性能试验研究[J]. 土木工程学报,2010,43(5):38
ZHOU Xuhong, SHI Yu, ZHOU Tianhua, et al. Experimental study on shear properties of cold-formed thin-walled steel composite wall[J]. Chinese Journal of Civil Engineering,2010,43(5):38. DOI:10.15951/j.tmgcx.2010.05.018

[6] 谢志强,闫维明,慕婷婷,等. 锁铆连接在模块化装配式冷弯薄壁型钢结构中应用可行性研究[J]. 北京工业大学学报,2017,44(1):110
XIE Zhiqiang, YAN Weiming, MU Tingting, et al. Feasibility study of locking and riveting connection in modular cold-formed thin-walled steel structures[J]. Journal of Beijing University of Technology,2017,44(1):110

[7] 闫维明,谢志强,宋林琳,等. 冷弯薄壁型钢结构多颗锁铆连接受剪性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2017,38(10):131
YAN Weiming, XIE Zhiqiang, SONG Linlin, et al. Experimental study on shear performance of multiple riveting joints of cold-formed thin-walled steel structures[J]. Journal of Building Structures, 2017,38(10):131. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2017.10.016

[8] OZAKI F, KAWAI Y, KANNO R, et al. Damage-control systems using replaceable energy-dissipating steel fuses for cold-formed steel structures: seismic behavior by shake table tests[J]. Journal of Structural Engineering,2013,139(5):787

[9] 张超,邓雪松,龙佳栋,等. 装配式拼装型减震墙板框架单元性能试验研究[J]. 土木工程学报,2019,52(1):53
ZHANG Chao, DENG Xuesong, LONG Jiadong, et al. Experimental study on the performance of frame unit of prefabricated shock absorbing wallboard[J]. Chinese Journal of Civil Engineering, 2019,52(1):53. DOI:10.15951/j.tmgcx.2019.01.006

[10] 张偲严,李宏男,李超. 装配式剪力墙高效阻尼器耗能连接的简化模型研究与数值分析[J]. 建筑结构学报,2019,40(10):61
ZHANG Siyan, LI Hongnan, LI Chao. Simplified model study and numerical analysis of energy dissipation connection for high efficiency damper of assembled composite wall[J]. Journal of Building Structures,2019,40(10):61. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2019.00.038

[11] 王凝璇,闫维明,岳骥. 采用铅剪切型阻尼器的某高层剪力墙结构罕遇地震下抗震性能分析[J]. 建筑结构,2013,43(增刊1):1183
WANG Weining, YAN Weiming, YUE Ji. Analysis on the seismic performance of a high-rise shear wall structure with lead shear damper in rare earthquakes[J]. Building Structure,2013,43(S1):1183. DOI:10.19701/j.jzjg.2013.s1.275

[12] 李冀龙,欧进萍. 铅剪切阻尼器的阻尼力模型与设计[J]. 工程力学,2006(4):69
LI Jilong, OU Jinping. Damping force model and design of lead shear damper[J]. Engineering Mechanics,2006(4):69

[13] XIE Zhiqiang, YAN Weiming, YU Cheng, et al. Experimental investigation of cold-formed steel shear walls with self-piercing riveted connections[J]. Thin-Walled Structures,2018,131:1

[14] 闫维明,谢志强,宋林琳,等. 冷弯薄壁型钢锁铆连接力学性能及其本构模型研究[J]. 工程力学,2017,34(8):133
YAN Weiming, XIE Zhiqiang, SONG Linlin, et al. Study on mechanical properties and constitutive model of cold-formed thin-walled steel riveting joints[J]. Engineering Mechanics,2017,34(8):133

[15] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 金属材料—拉伸试验:第 1 部分室温试验方法:GB/T 228.1—2010[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2011
General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. Metallic materials—tensile test: part 1: test method at room temperature: GB/T 228.1—2010[S]. Beijing: China Construction Industry Press,2011

[16] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 低层冷弯薄壁型钢房屋建筑技术规程:JGJ 227—2011[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2011
Ministry of Housing and Urban-Rural Development, PRC. Technical specifications for building low-rise cold-curved thin-walled steel houses: JGJ 227—2011[S]. Beijing: China Building Industry Press,2011

[17] ASTM. Standard test methods for cyclic (reversed) load test for shear resistance of vertical elements of the lateral force resisting systems for buildings: ASTM E2126[S]. West Conshohocken: American Society for Testing and Materials,2012

[18] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 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
Ministry of Housing and Urban-Rural Development, PRC. Seismic test code for buildings: JGJ/T 101—2015[S]. Beijing: China Building Industry Press,2015

[19] PARK R. State of the art report ductility evaluation from laboratory and analytical testing[C]//Proceedings of Ninth World Conference on Earthquake Engineering. Tokyo: 9WCEE Organizing Committee, 1988:605

[20] PARK Y J, ANG H S. Mechanistic seismic damage model for reinforced concrete[J]. Journal of Structural Engineering,1985,111(4):722

[21] 何浩祥,陈奎,范少勇. 基于弹塑性耗能差率的地震损伤评估模型及分析方法[J]. 振动工程学报,2018,31(3):384
HE Haoxiang, CHEN Kui, FAN Shaoyong. Seismic damage evaluation model and analysis method based on elastic plastic energy dissipation rate[J]. Journal of Vibration Engineering,2018,31(3):384. DOI:10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2018.03.003