

摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件 简化计算模型及应用

胡大柱¹, 占昆旺¹, 吴志平¹, 赵娟¹, 徐春丽²

(1. 上海应用技术大学 城市建设与安全工程学院, 上海 201418; 2. 上海宝冶集团有限公司, 上海 200941)

摘要:为解决防屈曲钢板墙屈服位移大, 在小变形阶段仅提供刚度和承载力而无法消能的缺点, 将墙式摩擦阻尼器与防屈曲钢板墙在厚度方向进行并联布置, 构成新型摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件。小变形阶段, 复合构件中的摩擦阻尼器滑动消能, 随着变形增大, 防屈曲钢板墙进入屈服状态, 摩擦阻尼器和防屈曲钢板墙共同消能。基于防屈曲钢板墙、摩擦阻尼器以及摩擦-防屈曲钢板墙复合构件的试验结果以及复合构件构造特点, 建立了弹簧束简化计算模型, 用于模拟摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件的力学性能。简化模型的计算结果与试验结果基本吻合, 可替代实体有限元分析, 且可在结构整体分析中直接应用。基于简化模型, 通过参数分析的方法, 以最优附加阻尼比为控制指标, 探讨了复合构件中摩擦阻尼器滑动摩擦力与防屈曲钢板墙屈服承载力的合理比值(滑屈比)、构件高宽比建议值。参数分析结果表明, 高宽比建议小于1.5, 而滑屈比合理比值范围为0.07~0.10。

关键词:摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件; 摩擦阻尼器; 防屈曲钢板墙; 弹簧模型; 参数分析

中图分类号: TU392.4

文献标识码: A

Calculation model and application of buckling-restrained steel plate wall combined with friction damper

HU Dazhu¹, ZHAN Kunwang¹, WU Zhiping¹, ZHAO Juan¹, XU Chunli²

(1. School of Urban Construction and Safety Engineering, Shanghai Institute of Technology, Shanghai 201418, China;

2. Shanghai Baoye Group Co., Ltd., Shanghai 200941, China)

Abstract: For the large yield displacement of the buckling-restrained steel plate wall (BRW), only stiffness and bearing capacity can be provided in the small deformation stage. BRW can not dissipate energy in the small deformation stage. To solve this problem, the wall type friction damper (FD) and buckling-restrained steel plate wall are arranged in parallel in the thickness direction to form a new type of buckling-restrained steel plate wall combined with friction damper (FD-BRW). In the small deformation stage, the friction damper in the composite member slides to dissipate energy. As the deformation increases, the buckling-restrained steel plate wall yields, and the friction damper and the buckling-restrained steel plate wall dissipate energy together. Based on the test results of BRW, FD and FD-BRW, a simplified calculation model was established to simulate the mechanical properties of FD-BRW. The simplified calculation model consists of three springs. The calculation results of the simplified model were basically consistent with the experimental results, which can replace the solid finite element analysis and can be directly applied in the overall analysis of the structure. Based on the simplified model, taking the optimal additional damping as the control index, the reasonable ratio of the sliding friction force of friction damper to the yield bearing capacity of the buckling-restrained steel plate wall (slip-yield ratio) and the recommended value of the height-width ratio of the member were discussed through parametric analysis. The results showed that the height-

收稿日期: 2023-10-22; 修回日期: 2023-12-06

基金项目: 国家自然科学基金青年基金项目 (51408361)

作者简介: 胡大柱 (1980—), 男, 副教授, 博士, 主要从事结构抗震与减震研究。E-mail: dazhuhu@163.com

width ratio is recommended to be less than 1.5, and the reasonable range of slip-yield ratio is 0.07~0.10.

Key words: buckling-restrained steel plate wall combined with friction damper; friction damper; buckling-restrained steel plate wall; spring model; parameter analysis

0 引言

防屈曲钢板墙(buckling-restrained steel plate wall, BRW)是一种十分有效的承载-消能构件^[1-6],具有承载力高,抗侧效果好,且对建筑功能影响较小的优点^[5],适用于多高层钢结构。防屈曲钢板墙的屈服位移与其芯板高度有关,在层高 4~6 m 的钢结构建筑中,防屈曲钢板墙的屈服位移通常在 8~10 mm。因而在减震设计中,多遇地震下防屈曲钢板墙的设计目标通常为弹性,仅用于提供刚度。但是对于高烈度设防地震区的钢结构建筑,多遇地震下通常需要减震构件提供附加阻尼以减小地震作用,这导致防屈曲钢板墙的应用受到限制。在以往工程设计中,为提供多遇地震下结构的附加阻尼,通常在结构中混合布置防屈曲钢板墙与黏滞消能器、黏滞阻尼墙、黏弹性消能器或者屈服位移较小的金属消能器,使得建筑结构在多遇地震和罕遇地震下均具有良好的减震效果^[7-10]。但在建筑结构中布置过多数量的消能构件,会导致消能子结构数量增多,连接节点用钢量变大,施工难度增加,且工程造价变高。

墙式摩擦阻尼器(friction damper, FD)也是一种消能效果良好的减震构件,起滑位移小,进入滑动变形状态后,阻尼力保持稳定状态,加载刚度接近于零。在减震设计中,摩擦阻尼器通常用于增加结构附加阻尼,从而降低地震力。

结合防屈曲钢板墙及摩擦阻尼器各自特点,构建摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件(buckling-restrained steel plate wall combined with friction damper, FD-BRW),其主要特征为墙式摩擦阻尼器与防屈曲钢板墙在厚度方向并联布置,小变形阶段,摩擦阻尼器滑动摩擦消能,而防屈曲钢板墙为结构提供刚度,大变形阶段,防屈曲钢板墙与摩擦阻尼器共同消能。

作为新型复合减震构件,需要合理的力学模型以便工程应用。为此,根据摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件的特点以及试验结果,本文提出了基于非线性弹簧束单元的简化力学模型,并对力学模型的各弹簧参数进行系统分析。

1 摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件试验

摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件的构造如图 1 所示。摩擦阻尼器摩擦材料采用铜片,防屈曲钢板墙的耗能芯板可采用 Q235 低碳钢。

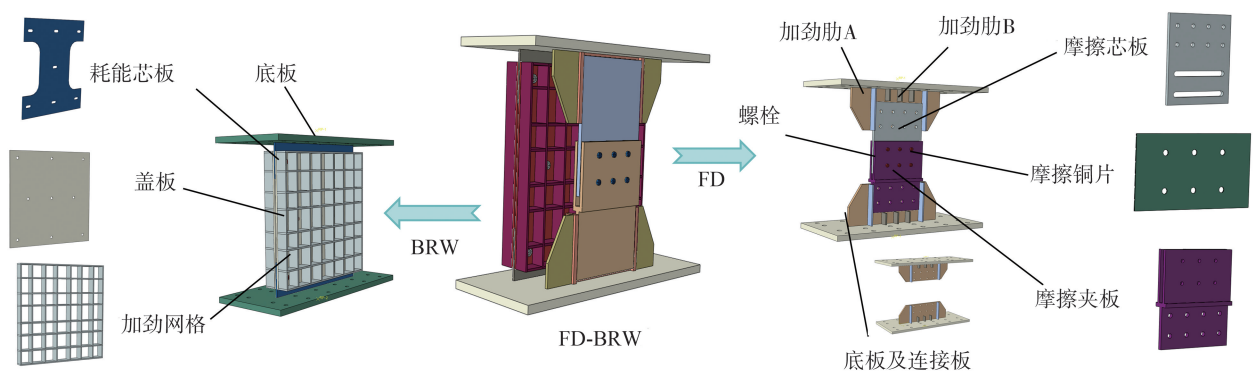


图 1 FD-BRW 构造图

Fig. 1 Structural diagram of FD-BRW

为验证该摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件的力学特性,分别对防屈曲钢板墙、摩擦阻尼器及摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件进行了试验研究。试验构件的设计图如图 2 所示,核心部件尺寸如表 1 所示。由于摩擦阻尼器弹性刚度小于防屈曲钢板墙,若二者在厚度方向居中布置,则防屈曲钢板墙侧的侧向刚度明显

大于摩擦阻尼器,将使得与构件相连的梁受到偏心力作用。为此,在厚度方向,防屈曲钢板墙距离试件中心 30 mm,而摩擦阻尼器距离试件中心 100 mm。

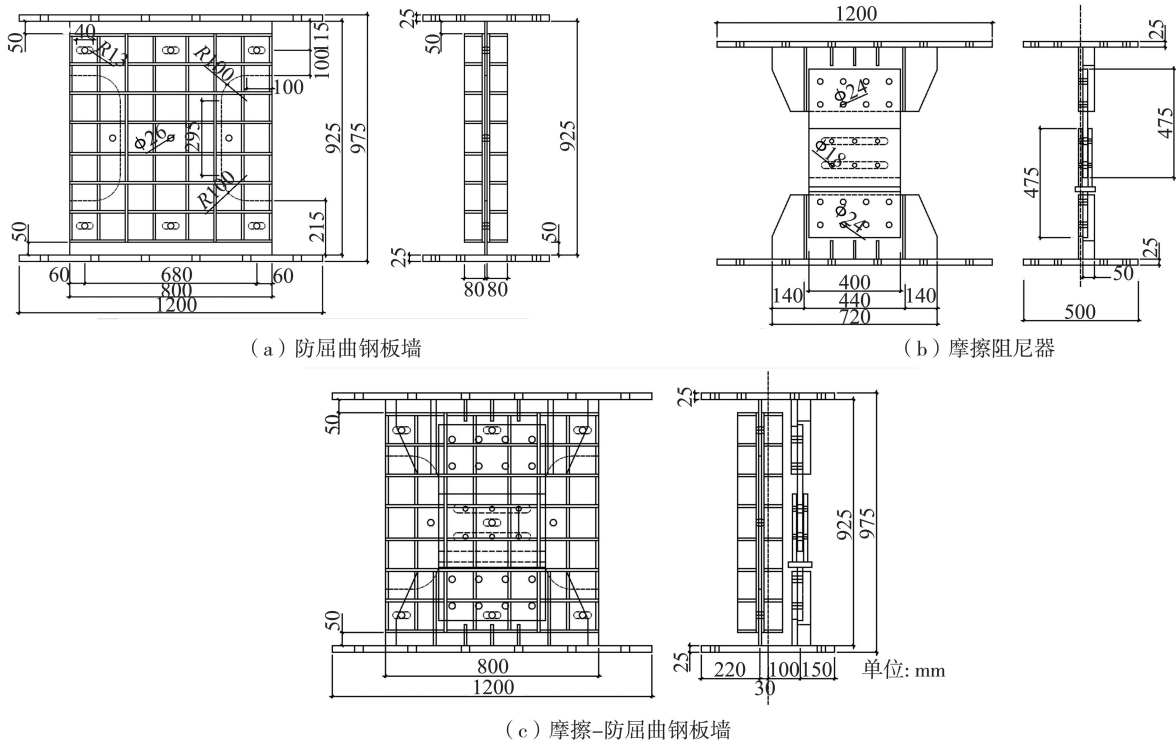


图 2 试验构件图

Fig. 2 Details of test specimen

表 1 核心部件尺寸表

Table 1 Design parameters of core specimens

试件	核心板件	高度/mm	宽度/mm	厚度/mm	材料
FD	摩擦副	215	400	3	铜板
BRW	耗能芯板	925	800	10	Q235B
FD-BRW	耗能芯板	925	800	10	Q235B
	摩擦副	215	400	3	铜板

试验测试装置如图 3 所示,作动器端部的移动横梁与加载盖梁组成传力机构,试验构件下部与自平衡反力架连接,上部与加载盖梁连接,作动器往复加载带动加载盖梁水平移动,驱动试件变形,模拟试验构件在水平地震作用下的往复变形。

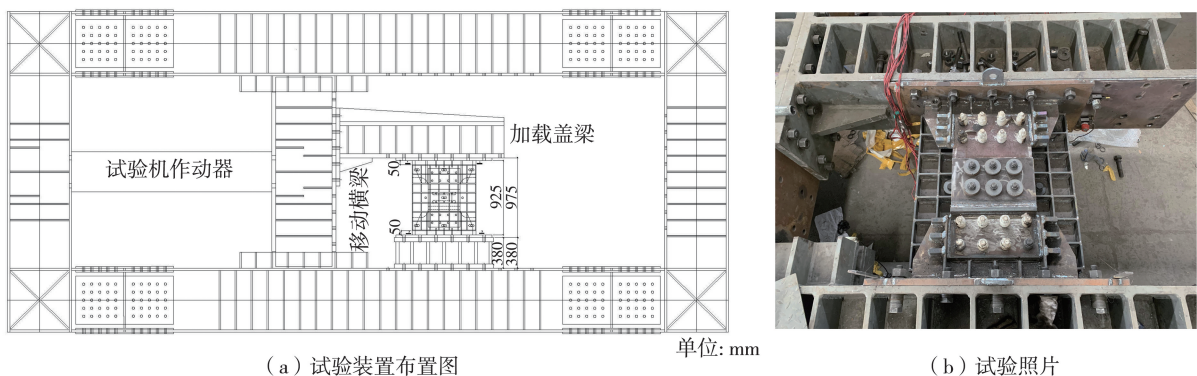


图 3 试验测试装置图

Fig. 3 Details of test equipment

由于摩擦阻尼器起滑位移较小,试验全过程均采用位移控制的方式进行水平往复加载。试验的加载历程分为预加载和正式加载两部分。预加载的主要目的是确保试件与加载装置良好接触。正式加载采用位移

加载,为观察摩擦阻尼器的性能,第 1 级加载按照 0.5 mm 位移幅值进行加载,从第 2 级开始至第 6 级加载位移幅值分别为 1、2、3、4、5 mm。从第 7 级开始,加载位移按照防屈曲钢板墙高度的 1/150、1/100、1/75、1/50 逐级增大,每级位移幅值循环往复 3 次。3 个试件的加载制度完全一致,正式加载历程如表 2 所示。

表 2 试验加载历程
Table 2 Test loading history

加载等级	循环周次	峰值加载位移/mm	加载等级	循环周次	峰值加载位移/mm
1	3	0.5	6	3	5
2	3	1	7	3	6.16(1/150 构件高度)
3	3	2	8	3	9.25(1/100 构件高度)
4	3	3	9	3	12.33(1/75 构件高度)
5	3	4	10	3	18.5(1/50 构件高度)

试验测试得到的滞回曲线和骨架曲线如图 4 所示。由于设备影响,每级加载至±140 kN 出力位置处时,加载油缸出现顿挫现象,导致滞回曲线在该位置处出现一个拐点。

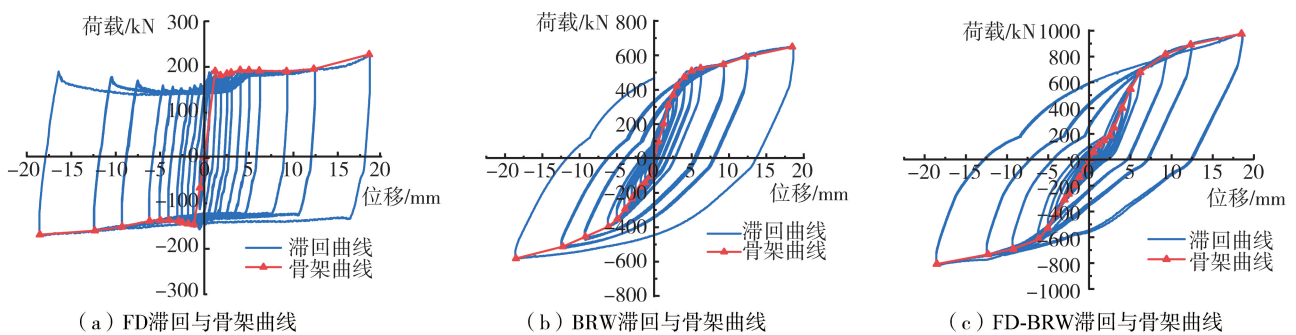


图 4 各构件试验滞回曲线和骨架曲线

Fig. 4 Hysteretic curves and skeleton curves of FD, BRW and FD-BRW

试验测试得到的试件 FD 滞回曲线呈现理想弹塑性特征,由于摩擦材料固有特性,随着变形的增加,摩擦力略有增大,在分析中可保守采用屈服后刚度为 0 的弹塑性单元模拟其性能。BRW 滞回曲线的形状呈现梭形,加载过程中未出现强度退化现象,但与金属屈服型阻尼器相比,BRW 的屈服后刚度较大。由 FD、BRW 及 FD-BRW 这 3 个试件的实测滞回曲线及骨架曲线可知,FD-BRW 的屈服承载力、刚度和极限承载力等关键参数为 BRW 和 FD 这 2 个试件对应参数之和。

2 简化弹簧束计算模型

对于 BRW 比较成熟的简化分析模型是双斜杆模型^[11-13],而 FD-BRW 的简化模型目前暂未有相关的研究。根据构造特点及试验结果,FD-BRW 由 BRW 和 FD 并联组合而成,因而在交叉弹簧基础上引入一根模拟墙式摩擦阻尼器的水平弹簧^[14-16],形成 FD-BRW 的简化弹簧束计算模型,如图 5 所示。

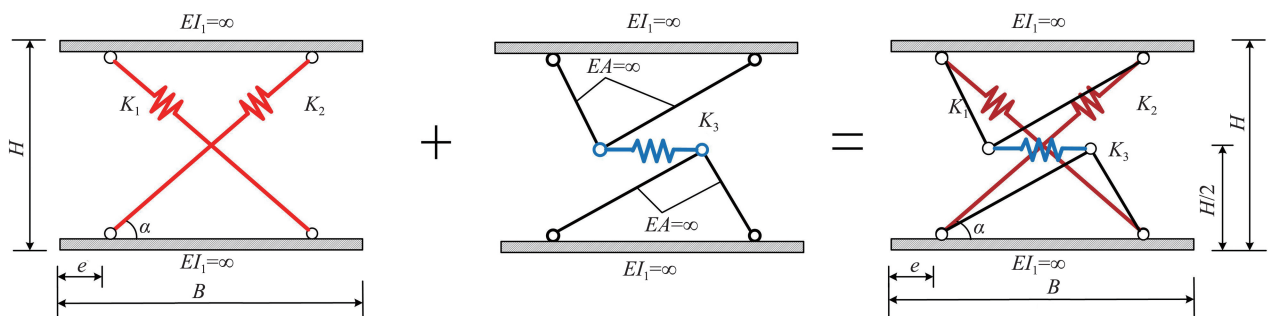


图 5 FD-BRW 简化计算模型

Fig. 5 Simplified calculation model for FD-BRW

由于 FD-BRW 上下焊接在结构梁上,会进一步增大框架梁的抗弯刚度^[11],可假定与减震构件直接相连区域内的梁抗弯刚度 EI 为无穷大;水平弹簧由墙式摩擦阻尼器简化而来,连接杆件可设为刚性杆,剪切位置在阻尼器的中心位置,水平弹簧居中布置; B 和 H 分别为 FD-BRW 立面尺寸的宽和高, α 为交叉弹簧与梁的夹角, e 为弹簧支撑点相对钢板墙边缘距离,称为交叉弹簧的偏心距。

2.1 偏心距 e 的确定

图 5 所示的简化计算模型,需要确定各几何尺寸的计算方法。对模拟 BRW 性能的交叉弹簧,最重要的一个指标便是交叉弹簧支撑点距钢板墙边缘的偏心距 e 。为更好地防止 BRW 端部发生撕裂破坏,试验构件进一步加宽了芯板的端部弹性段的宽度,与陆焯等^[17]提出的构造有所差异,如图 6 所示。在已有研究的基础上,简化计算模型中的偏心距 e 及夹角 α 的计算,如式(1)~式(2)所示:

$$e = b_s + 50 \quad (1)$$

$$\cos \alpha = \frac{B - 2e}{\sqrt{(B - 2e)^2 + H^2}} \quad (2)$$

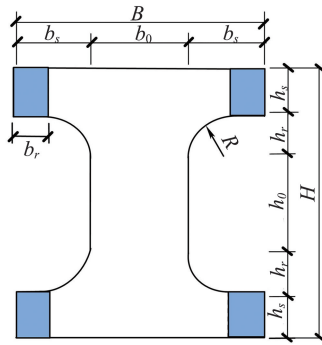


图 6 BRW 芯板端部加宽示意图

Fig. 6 Schematic diagram of widened end of the core plate of BRW

2.2 各弹簧承载力及刚度的确定

2.2.1 交叉弹簧

经有限元分析和试验验证,本文的芯板构造与陆焯等^[17]提出的 TJI 型构造受力机理基本一致。在此研究基础上,根据刚度等效原则可推导出交叉弹簧初始刚度,计算方法如式(3)所示:

$$K_1 = K_2 = \frac{K_e}{2 \cos^2 \alpha} = \frac{Et}{2 \cos^2 \alpha \left[2.6 \frac{H}{\beta b_0} + \left(\frac{H}{\beta b_0} \right)^3 \right]} \quad (3)$$

式中, β 为宽度修正系数:

当 $H/B \geq 1$ 时,

$$\beta = \frac{A + A_s}{0.95A} \quad (4a)$$

当 $H/B < 1$ 时,

$$\beta = 0.962 \frac{A + A_s}{A} \quad (4b)$$

交叉弹簧屈服承载力可按式(5)计算:

$$Q_{y1} = Q_{y2} = \frac{Q_y}{2 \cos \alpha} = \frac{M_p + Q_p}{2 \cos \alpha \sqrt{Q_p^2 H_y^2 + M_p^2}} \quad (5)$$

其中:

$$H_y = 0.88 \left(\frac{H}{2} - h_s - R \right) \quad (6)$$

$$M_p = W_{p0} \times f_y = \frac{tb_0^2}{4} f_y \quad (7)$$

$$Q_p = A_0 f_y = \frac{tb_0 f_y}{\sqrt{3}} \quad (8)$$

钢板墙芯板(不计端部放大区)的立面面积为

$$A = H \times b_0 \quad (9)$$

钢板端部截面放大区的面积 A_s 按式(10)计算:

$$A_s = 4R(h_s + R) - \pi R^2 \quad (10)$$

式(3)~式(10)中: E 为钢材的弹性模量(N/mm^2); G 为钢材剪切变形模量(N/mm^2); ν 为钢材泊松比; H 为芯板高度(mm); t 为芯板厚度(mm); B 为芯板宽度(mm); I 为芯板屈服段横截面的截面惯性矩。

2.2.2 水平弹簧

水平弹簧用于模拟摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件的摩擦阻尼器。由于其滞回性能符合理想弹塑性的性能^[14], 仅需定义其滑动摩擦力、起滑位移和极限位移, 便可完成对摩擦阻尼器的定义。水平弹簧初始刚度和屈服承载力可按式(11)、式(12)求得:

$$K_3 = \frac{F_f}{\delta_y} \quad (11)$$

$$F_f = Q_{yb} \quad (12)$$

式中: K_3 为初始刚度; δ_y 为起滑位移; F_f 为屈服承载力; Q_{yb} 为滑动摩擦力。

墙式摩擦阻尼器极限位移由其摩擦副的长椭圆孔的长轴尺寸决定, 一般为 200~400 mm。

2.3 恢复力模型

2.3.1 交叉弹簧

试验结果表明, 防屈曲钢板墙的骨架曲线和滞回曲线与金属阻尼器特性基本一致, 故等效交叉弹簧的滞回曲线模型采用 Bouc-Wen 模型, 如图 7(a) 所示。其中, 弹性刚度 K_d 及屈服力承载 F_{dy} 可由式(3)~式(5)求得, 屈服指数 α 可取 2, 屈服后刚度比 q 可取 0.05~0.15。

2.3.2 水平弹簧

摩擦阻尼器的往复试验结果表明, 在各工况下阻尼器都呈现良好的耗能性能。由其滞回曲线可观察到, 摩擦阻尼器初始刚度大、第 2 刚度接近于零, 因而可采用理想弹塑性模型模拟其滞回性能, 如图 7(b) 所示。其中初始刚度 K_3 及屈服承载力 F_f 可由式(11)~式(12)求得, δ_y 取摩擦阻尼器的起滑位移。

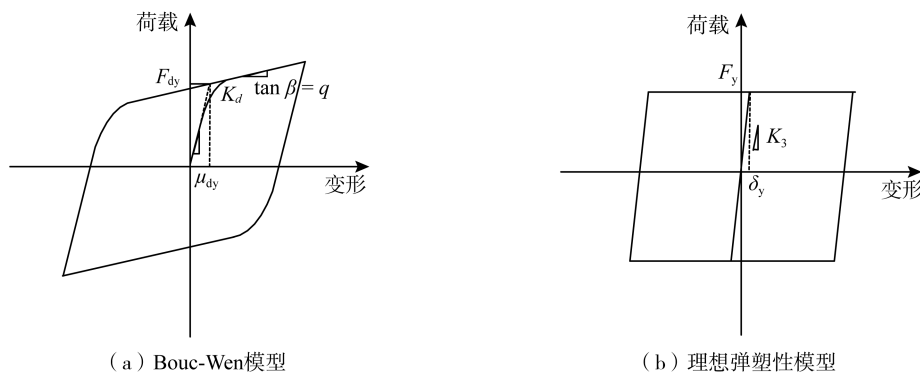


图7 滞回模型

Fig. 7 Hysteretic model

3 弹簧束模型的模拟验证

为了验证第2节所提出计算模型的准确性和适用性, 采用式(1)~式(12)计算试验构件的各项力学性能参数和几何参数, 并采用 Etabs 软件建立弹簧束模型, 采用往复加载, 得到滞回曲线。计算得到弹簧束单元参数如表3所示, Etabs 计算模型如图8所示。在有限元模型中, 采用多段塑性中的 Plastic (Wen) 连接单元模拟交叉弹簧, Isotropic 连接单元模拟水平弹簧。

表3 弹簧束单元相关参数

Table 3 Related parameters of spring bundle unit

弹簧单元	初始刚度/(kN/mm)	屈服承载力/kN	屈服后刚度比	偏心距 e/mm
交叉弹簧	134.37	246.84	0.12	150
水平弹簧	175.00	875.00	0	—

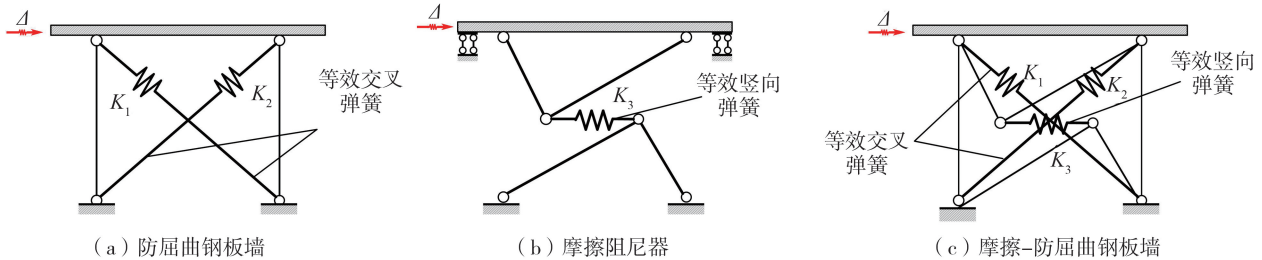


图8 Etabs 计算模型

Fig. 8 Calculation model in Etabs

简化模型与试验结果的滞回曲线与骨架曲线对比如图9和图10所示。由图中的对比结果可以看出,简化模型分析得到的滞回曲线与试验结果基本吻合,说明该模型可用于摩擦-防屈曲钢板墙的分析。

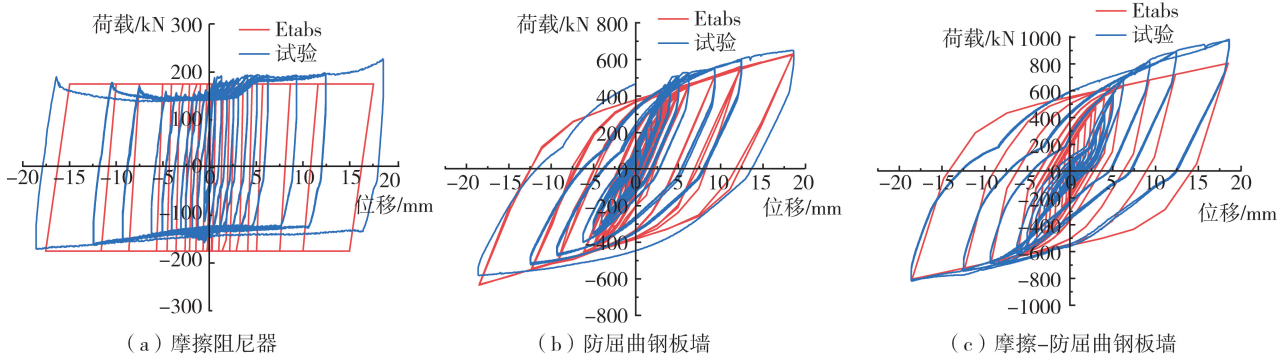


图9 简化模型与试验结果滞回曲线对比

Fig. 9 Comparison of hysteresis curves between simplified model and test results

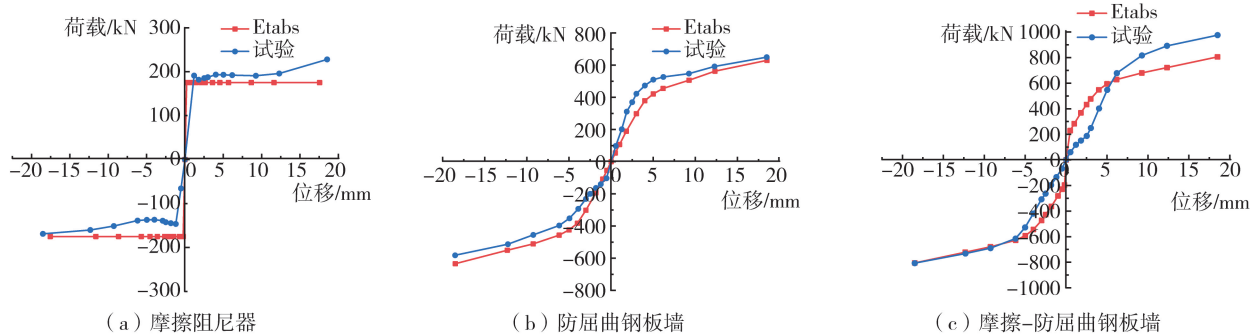


图10 简化模型与试验结果骨架曲线对比

Fig. 10 Comparison of skeleton curves between simplified model and test results

提取试验及有限元分析的具体数据,分解出其滞回环最大面积(loop energy),并采用 PARK 法^[18]在荷载系数取 0.75 的情况下可求得各构件的屈服点,各数据如表 4 所示。由对比结果进一步看出,模型误差范围较小,采用简化弹簧束模型可以代替复杂的实体有限元分析。

表4 屈服点数值及最大滞回环面积对比表

Table 4 Comparison of yield point values and the maximum hysteresis loop area

构件类型	试件 FD-BRW		试件 BRW		FD	
	屈服点/kN	滞回环最大面积	屈服点/kN	滞回环最大面积	屈服点/kN	滞回环最大面积
试验	689.936	3.126×10^7	607.338	2.398×10^7	185.2	1.099×10^7
ETABS	644.185	3.287×10^7	584.481	2.134×10^7	175.0	1.138×10^7
误差/%	-6.63	5.17	-3.76	-10.99	-5.51	3.54

4 参数分析

经试验和有限元分析可知,摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件具有良好的多级耗能特性,且所提出的简化计算模型和公式可以用于结构计算。但为了更为高效地发挥 FD-BRW 的性能,其组成构件(BRW 及 FD)的相互间出力比例还需进一步进行研究。在本文提出的简化力学模型的基础上,结合一幢六层三跨的平面框架结构,以附加阻尼比为评判标准进行最优化参数分析。

参考屈曲约束支撑结构相关研究成果^[19],在参数分析中考虑了:①BRW 屈服承载力与纯框架基底剪力的比值,定义为名义剪力比 α ;②FD-BRW 构件的高宽比 λ ;③FD 滑动摩擦力与 BRW 屈服承载力比值 β 。

4.1 结构基本信息

设计一个三跨六层的框架结构,层高 3.6 m,跨度 6 m,楼面恒载为 4.0 kN/m²,活载为 2.5 kN/m²,梁上恒载(梁上的填充墙自重)为 6 kN/m,抗震设防烈度为 8 度(0.2 g),场地类别为 II 类场地。主要构件截面尺寸如表 5 所示,结构布置图及设置 FD-BRW 的结构如图 11 所示。为更好地模拟耗能构件与主体结构连接位置处框架梁抗弯刚度增大的这一特性,在 FD-BRW 对应位置设置厚为 200 mm,高度为 500 mm 的墙构件。

表 5 框架模型参数

Table 5 Parameters of frame model

楼层	梁截面尺寸 /mm	柱截面尺寸 /mm	混凝土强度等级
1~2	250×500	500×500	C30
3~6	250×500	400×400	C30

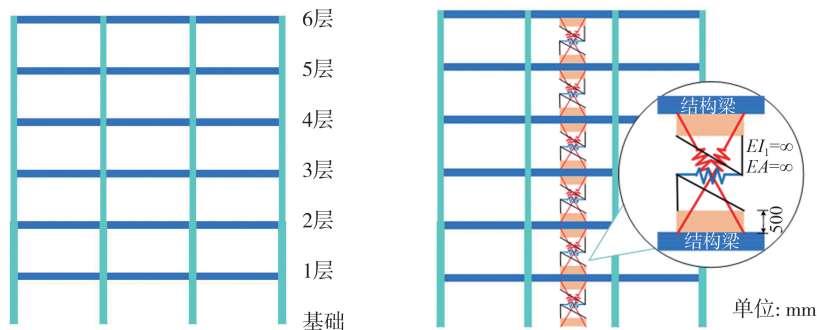


图 11 纯框架结构及设置 FD-BRW 的结构布置图

Fig. 11 Structural arrangement diagram of frame structure and FD-BRW installation

按照 GB 50011—2010《建筑抗震设计规范》^[20]要求,选取了 5 条天然波和 2 条人工波,各地震波频谱特性与规范反应谱对比如图 12 所示,所选取的地震波满足规范要求。

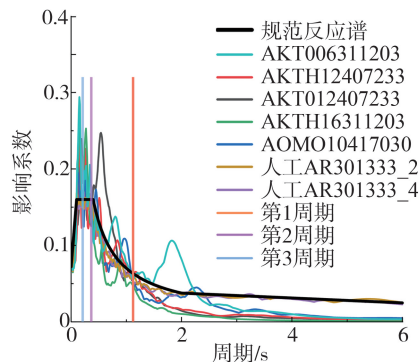


图 12 地震波频谱特性及反应谱曲线对比

Fig. 12 Comparison of seismic wave spectral characteristics and response spectrum curves

4.2 基于名义剪力比的 BRW 参数

考虑框架中设置 FD-BRW 后,由于结构刚度的增大,基底剪力将发生变化^[19],因而基底剪力取未设置 FD-BRW 的纯框架结构计算值,采用式(13)所计算的名义剪力比作为参数分析中的变量。

$$\alpha = \frac{F_{BRW}}{F_{BRW} + F_y} \quad (13)$$

式中: F_y 为反应谱法求得的纯框架结构基底剪力; F_{BRW} 为防屈曲钢板墙的屈服承载力。

在高宽比及屈服承载力均确定的情况下, BRW 的其他参数, 包括芯板厚度及初始刚度等可由式(3)~式(10)计算得到。

4.3 基于滑屈比的 FD 参数

FD 的立面尺寸同 BRW, 其滑动摩擦力由滑屈比 β 确定, 滑屈比定义为摩擦阻尼器的滑动摩擦力与防屈曲钢板墙的屈服承载力的比值, 如式(14)所示:

$$\beta = \frac{F_{FD}}{F_{BRW}} \quad (14)$$

式中: F_{FD} 为摩擦阻尼器的滑动摩擦力; F_{BRW} 为防屈曲钢板墙的屈服承载力。

4.4 分析结果

根据本文所提出的简化计算模型, 使用 Etabs 有限元软件, 对名义剪力比 α 分别取 0.1、0.2、0.3、0.4、0.5、0.6, 高宽比 λ 分别取 1.0、1.5、2.0, 滑屈比 β 分别取 0.1、0.2、0.3、0.4、0.5、0.6, 共计 108 个计算模型进行时程分析, 小震及中震工况下采用快速非线性 (fast nonlinear analysis method, FNA) 方法, 大震采用直接积分法。采用能量比法^[21] 计算附加阻尼比, 取 7 条地震波计算结果的平均值, 得到设置不同高宽比 FD-BRW 结构的附加阻尼比随名义剪力比 α 的变化规律, 详细结果如图 13~图 15 所示。

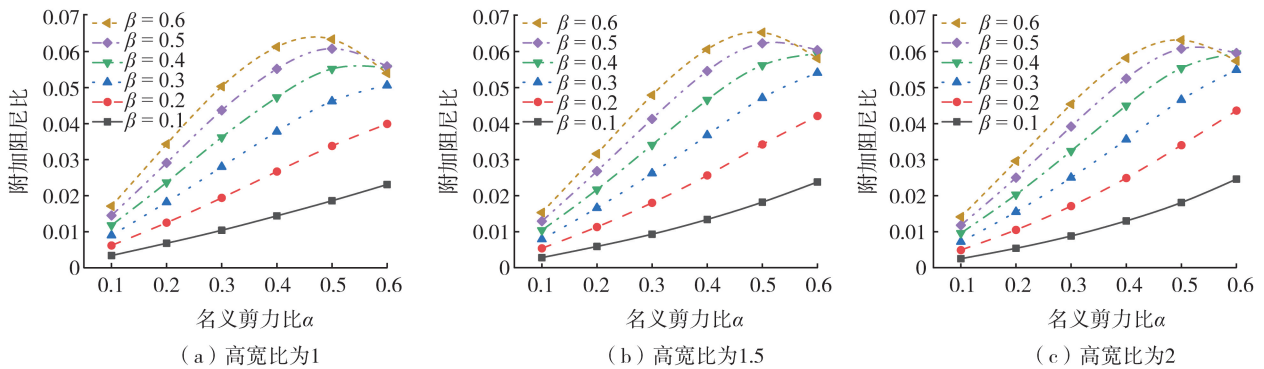


图 13 小震下附加阻尼比随 α 的变化规律曲线

Fig. 13 Variation curves of additional damping ratio with α under small magnitude earthquakes

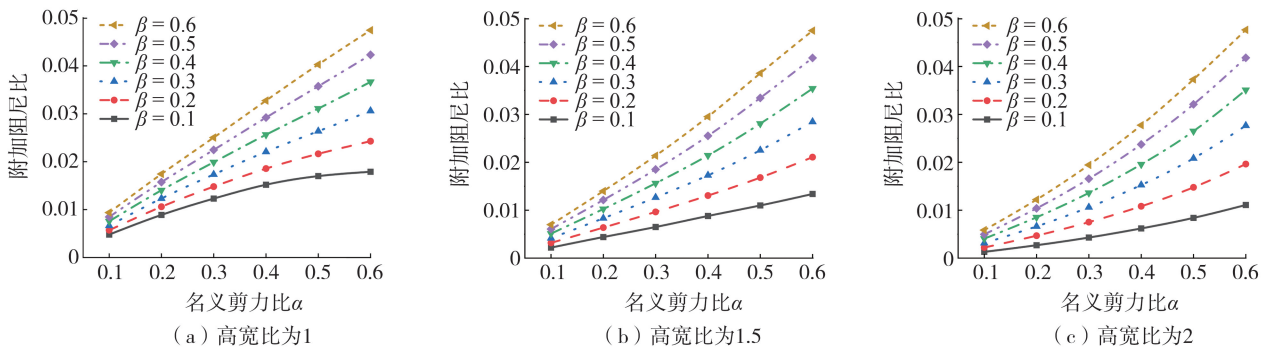


图 14 中震下附加阻尼比随 α 的变化规律曲线

Fig. 14 Variation curves of additional damping ratio with α under intermediate magnitude earthquakes

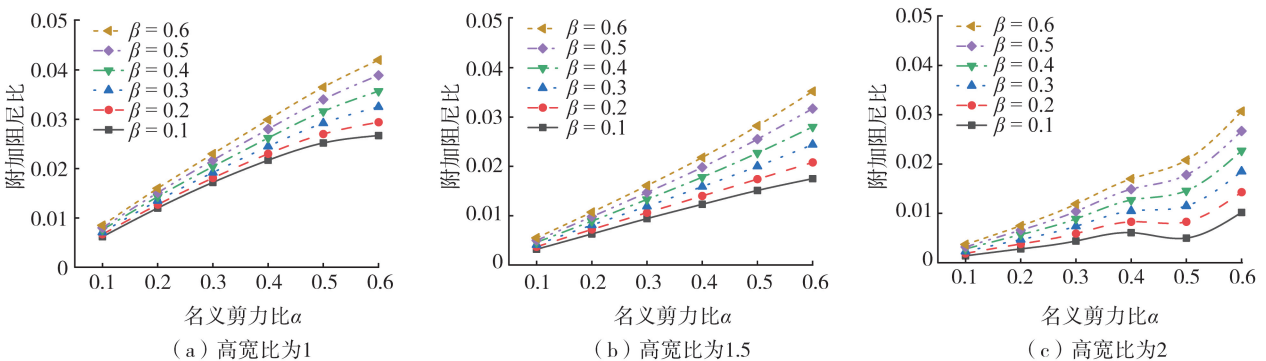


图 15 大震下附加阻尼比随 α 的变化规律曲线

Fig. 15 Variation curves of additional damping ratio with α under large magnitude earthquake

由图 13、图 15 的分析结果可知:

1) 在小震工况下,结构附加阻尼比随着滑屈比 β 和名义剪力比 α 的增加逐步增大,但增大的幅度随滑屈比 β 增大而逐渐减小。滑屈比较大时,当名义剪力比大于 0.5 时,附加阻尼比出现降低的趋势。

2) 在中、大震工况下,随着滑屈比 β 和名义剪力比 α 的增加,结构附加阻尼比逐步提升,且提升幅度与滑屈比 β 的增幅近似呈线性关系。

3) FD-BRW 高宽比 λ 越大,附加阻尼比越小,FD-BRW 耗能能力越弱,故不建议摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件的高宽比过大。因为随着 FD-BRW 高宽比增大,BRW 抗弯刚度对构件整体刚度的影响变大。对于没有侧向耗能部件的 BRW,其弯曲耗能能力微弱,对于大高宽比 BRW 剪切耗能也不充分。因此,为保证较好的耗能能力,建议高宽比不大于 1.5。

考虑到大震下结构等效周期延长,按照大震反应谱重新选用 2 条人工波,进行补充分析。其地震波频谱特性与规范反应谱对比如图 16 所示。对比分析 7 条地震波平均值与 2 条人工波所得到的附加阻尼比,如图 17 所示。由图可知,考虑结构周期延长后所选人工波的附加阻尼比计算结果基本规律与图 15 所得到的规律基本一致。

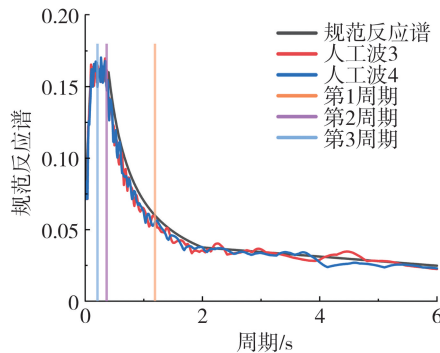


图 16 大震分析地震波频谱特性及反应谱曲线对比

Fig. 16 Comparison of seismic wave spectral characteristics and response spectrum curves under large magnitude earthquake

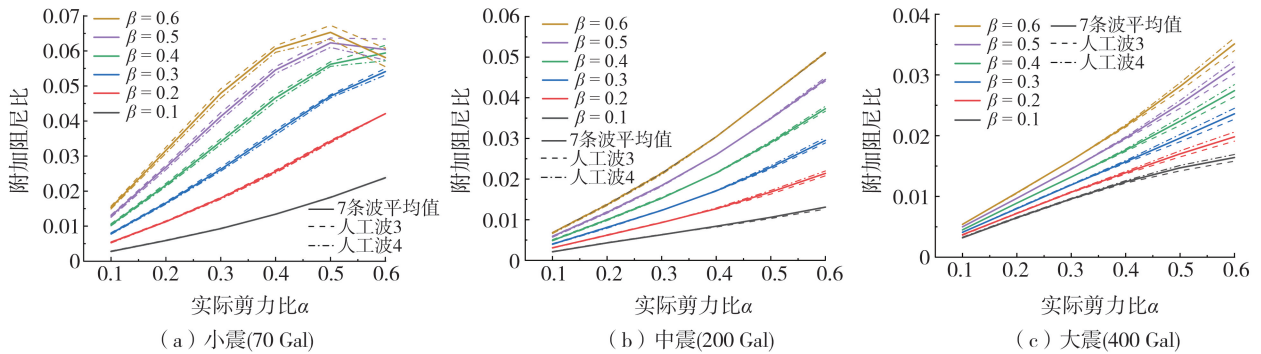


图 17 高宽比为 1.5 时附加阻尼比随 α 的变化规律对比分析

Fig. 17 Comparative analysis of the variation of additional damping ratio with α when the aspect ratio is 1.5

4.4.1 摩擦阻尼器对附加阻尼比的影响

由于 FD-BRW 的多级消能特性,为更加清晰地观察其组成部件对附加阻尼比的影响规律,以图 13 中高宽比为 1 的模型为例,进一步分析摩擦阻尼器对附加阻尼比的影响。

在小震工况下,FD-BRW 主要由摩擦阻尼器耗能。为研究由摩擦阻尼器滑动摩擦力变化所引起的结构附加阻尼比的变化,定义 FD 的名义滑屈比 β' 为

$$\beta' = \frac{F_{FD}}{F_{FD} + F_{BRW} + F_y} \quad (15)$$

小震工况下的名义滑屈比 β' 与结构附加阻尼比的关系如图 18 所示。从关系曲线可以看出,随着 FD 名义滑屈比 β' 的增加,结构附加阻尼比呈现出先增大后减小的抛物线状变化;且附加阻尼比的增加幅度逐渐减小。名义滑屈比 β' 在 0.04 左右时,结构所获得的附加阻尼比最大。

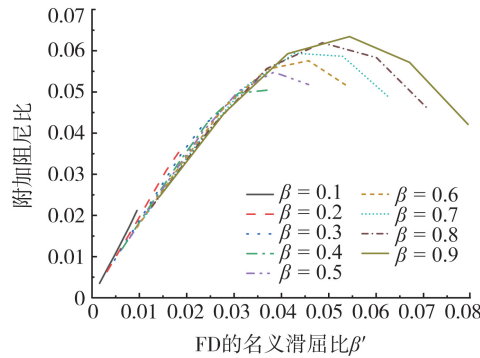


图 18 小震下附加阻尼比随 β' 的变化规律曲线

Fig. 18 Variation curves of additional damping ratio with β' under small earthquakes

4.4.2 防屈曲钢板墙对附加阻尼比的影响

在大震下,FD-BRW 中摩擦阻尼器和防屈曲钢板墙共同耗能。将高宽比为 1 的构件在大震下附加阻尼比与名义剪力比 α 关系曲线做进一步分析,见图 19。图中的上部填充部分为 FD 的耗能,下部填充部分主要为 BRW 的耗能。通过对 FD 耗能的分析可知,随着其滑屈比 β 增加,其耗能能力逐渐增强。由 BRW 耗能分析可知,随名义剪力比 α 增大,BRW 耗能能力逐渐增强,且在 α 为 0.5 左右时耗能能力放缓。故建议 BRW 的名义剪力比 α 取 0.4~0.6 之间为宜。

由名义剪力比 α 及名义滑屈比 β' 的建议比值可计算得到复合构件中摩擦阻尼器滑动摩擦力与防屈曲钢板墙屈服承载力的建议比值(滑屈比 β)。当名义滑屈比 $\beta' = 0.04$,名义剪力比 $\alpha = 0.4 \sim 0.6$,由式(13)~式(15)可得到滑屈比 β 建议值为 0.07~0.10。

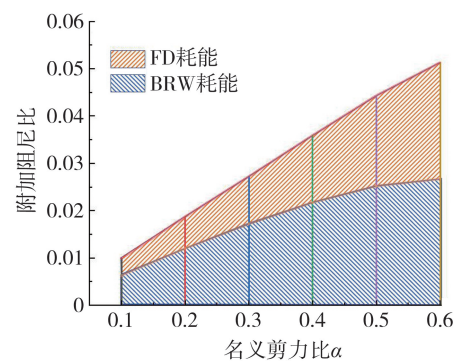


图 19 大震下附加阻尼比随 α 的变化规律曲线

Fig. 19 Variation curves of additional damping ratio with α under large earthquakes

5 结论

通过对摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件的试验、理论模型建立及参数分析,可得到以下结论:

1) 基于摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件的特点,提出了简化弹簧束计算模型,模型计算结果与试验结果基本吻合。

2) 通过参数分析,基于附加阻尼比最大的原则,给出了摩擦-防屈曲钢板墙构件中 FD 滑动摩擦力与 BRW 屈服承载力的建议比值,其取值范围为 0.07~0.10。

3) 结合参数分析结果,建议摩擦-防屈曲钢板墙复合减震构件中的 BRW 高宽比不大于 1.5,在结构中设置该类型减震构件时,名义剪力比 α 取 0.4~0.6 能够取得较高的附加阻尼比。

参考文献:

- [1] 刘文洋, 孙玉宗, 郭巍, 等. 两边连接屈曲约束钢板墙优化布置[J]. 建筑结构学报, 2024, 45(1): 108-116.
LIU Wenyang, SUN Yuzong, GUO Wei, et al. Optimal layout of two-side connected buckling restrained steel plate shear walls[J]. Journal of Building Structures, 2024, 45(1): 108-116. (in Chinese)
- [2] 郭彦林, 周明, 董全利, 等. 三类钢板剪力墙结构试验研究[J]. 建筑结构学报, 2011, 32(1): 17-29.
GUO Yanlin, ZHOU Ming, DONG Quanli, et al. Experimental study on three types of steel plate shear walls under cyclic loading[J]. Journal of Building Structures, 2011, 32(1): 17-29. (in Chinese)
- [3] 刘文洋, 李国强. 两边连接屈曲约束钢板墙边缘构件的受力规律[J]. 建筑科学与工程学报, 2015, 32(6): 66-73.
LIU Wenyang, LI Guoqiang. Mechanics laws for boundary elements of buckling restrained steel plate shear wall with two-side connections[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2015, 32(6): 66-73. (in Chinese)
- [4] 郭彦林, 董全利, 周明. 防屈曲钢板剪力墙滞回性能理论与试验研究[J]. 建筑结构学报, 2009, 30(1): 31-39, 47.

- GUO Yanlin, DONG Quanli, ZHOU Ming. Tests and analysis on hysteretic behavior of buckling-restrained steel plate shear wall[J]. Journal of Building Structures, 2009, 30(1): 31-39, 47. (in Chinese)
- [5] LIU W Y, LI G Q, JIANG J. Mechanical behavior of buckling restrained steel plate shear walls with two-side connections[J]. Engineering Structures, 2017, 138: 283-292.
- [6] 彭修宁, 林焯铭, 黄展业, 等. 双钢板混凝土剪力墙基于性能的变形指标限值研究[J]. 地震工程与工程振动, 2022, 42(4): 80-91.
PENG Xiuning, LIN Zhuoming, HUANG Zhanye, et al. Study on the limit value of deformation index of double steel plate concrete shear wall based on seismic performance[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2022, 42(4): 80-91. (in Chinese)
- [7] 汪士也, 陈丽华, 娄宇, 等. 双钢板混凝土组合剪力墙抗震性能试验及数值模拟[J]. 地震工程与工程振动, 2020, 40(4): 216-226.
WANG Shiye, CHEN Lihua, LOU Yu, et al. Experimental study and numerical simulation on double skin composite walls[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2020, 40(4): 216-226. (in Chinese)
- [8] 赵昕, 杜冰洁, 李浩. 超高层建筑黏滞阻尼器及屈曲约束支撑混合减振结构系统集成优化设计[J]. 建筑结构学报, 2020, 41(3): 25-35.
ZHAO Xin, DU Bingjie, LI Hao. Integrated optimization design of hybrid vibration damping structure system of viscous damper and buckling restrained brace for super high-rise buildings[J]. Journal of Building Structures, 2020, 41(3): 25-35. (in Chinese)
- [9] 周颖, 李宏谏, 邢丽丽. 混合控制耗能减震伸臂桁架上海中心抗震性能研究[J]. 振动与冲击, 2016, 35(21): 188-195, 228.
ZHOU Ying, LI Hongmiao, XING Lili. Aseismic performance of Shanghai center with hybrid control energy dissipation outriggers[J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(21): 188-195, 228. (in Chinese)
- [10] 陈焰周, 申涛, 李霆, 等. 昆明国家开发银行大楼混合减震分析[J]. 工程抗震与加固改造, 2017, 39(4): 18-25.
CHEN Yanzhou, SHEN Tao, LI Ting, et al. Seismic performance analysis of Kunming development bank office[J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2017, 39(4): 18-25. (in Chinese)
- [11] 李国强, 刘文洋, 陆烨, 等. 两边连接屈曲约束钢板剪力墙受力机理与等效支撑模型[J]. 建筑结构学报, 2015, 36(4): 33-41.
LI Guoqiang, LIU Wenyang, LU Ye, et al. Stressing mechanism and equivalent brace model for buckling restrained steel plate shear wall with two-sided connections[J]. Journal of Building Structures, 2015, 36(4): 33-41. (in Chinese)
- [12] 张博鸿, 马高. 基于分区软化拉压杆模型的矩形RC剪力墙水平承载力计算方法[J]. 地震工程与工程振动, 2022, 42(5): 138-149.
ZHANG Bohong, MA Gao. Computational method of horizontal bearing capacity of rectangular RC shear walls based on zonal softened struct-and-tie model[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2022, 42(5): 138-149. (in Chinese)
- [13] 孙飞飞, 贺旻斐, 李国强, 等. 开缝钢板墙等效交叉支撑模型[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2011, 39(5): 625-630.
SUN Feifei, HE Minfei, LI Guoqiang, et al. Study on an equivalent cross brace model of steel P-late wall with slits[J]. Journal of Tongji University(Natural Science), 2011, 39(5): 625-630. (in Chinese)
- [14] 欧进萍, 吴斌. 摩擦型与软钢屈服型耗能器的性能与减振效果的试验比较[J]. 地震工程与工程振动, 1995, 15(3): 73-87.
OU Jinping, WU Bin. Experimental comparison of the properties of friction and mild steel yielding energy dissipators and their effects on reducing vibration of structure under earthquakes[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 1995, 15(3): 73-87. (in Chinese)
- [15] WANG M, YANG W G, SHI Y J, et al. Seismic behaviors of steel plate shear wall structures with construction details and materials[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2015, 107: 194-210.
- [16] 石文龙, 朱鹏杰, 陈文, 等. 双阶屈服屈曲约束支撑的实现方法及数值分析[J]. 地震工程与工程振动, 2023, 43(4): 140-150.
SHI Wenlong, ZHU Pengjie, CHEN Wen, et al. Implementation methods and numerical simulation of double-stage yield buckling restrained brace[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2023, 43(4): 140-150. (in Chinese)
- [17] 陆烨, 李国强, 孙飞飞. I形大高宽比屈曲约束钢板剪力墙的试验和理论研究[J]. 土木工程学报, 2011, 44(10): 45-52.
LU Ye, LI Guoqiang, SUN Feifei. Experimental and theoretical study on slim I-shape buckling-restrained steel plate shear walls[J]. China Civil Engineering Journal, 2011, 44(10): 45-52. (in Chinese)
- [18] PARK H G, KWACK J H, JEON S W, et al. Framed steel plate wall behavior under cyclic lateral loading[J]. Journal of Structural Engineering, 2007, 133(3): 378-388.
- [19] 潘毅, 高亮, 易路行, 等. 基于剪力比和刚度比的防屈曲支撑-RC框架抗震设计方法分析[J]. 世界地震工程, 2017, 33(4): 59-67.
PAN Yi, GAO Xian, YI Luxing, et al. Investigation of the seismic design methods of buckling-restrained braced-reinforced concrete frame structures based on shear ratio and stiffness ratio[J]. World Earthquake Engineering, 2017, 33(4): 59-67. (in Chinese)
- [20] GB 50011—2010 建筑抗震设计规范[S]. 2016年版. 北京: 中国建筑工业出版社, 2016.
GB 50011—2010 Code for seismic design of buildings[S]. 2016 ed. Beijing: China Architecture & Building Press, 2016. (in Chinese)
- [21] 丁永君, 刘胜林, 李进军. 粘滞阻尼结构小震附加阻尼比计算方法的对比分析[J]. 工程抗震与加固改造, 2017, 39(1): 78-83.
DING Yongjun, LIU Shenglin, LI Jinjun. Analysis of additional damping ratio calculation methods of nonlinear viscous damping structure under frequent earthquake[J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2017, 39(1): 78-83. (in Chinese)