

金属消能器-屈曲约束支撑复合减震构件抗震性能研究

施海熔¹, 胡大柱^{2*}, 孙航²

(1. 上海市浦东新区交通投资发展有限公司, 上海 201315;
2. 上海应用技术大学 城市建设与安全工程学院, 上海 201418)

摘要: 为提高屈曲约束支撑(buckling-restrained brace, BRB)在小变形阶段的消能性能, 将金属消能器与国产Q355钢芯材的BRB并联, 构成新型多级屈服复合减震(简称SD-BRB)构件。在试件小变形阶段, 金属消能器率先屈服消能; 当试件变形增大时, BRB进入屈服阶段, 从而实现两阶段屈服设计目标。文中设计了2根试件, 用以通过试验对比复合减震构件与常规BRB构件的抗震性能。试验结果表明: 与国产Q355钢为芯材的BRB并联的构件其抗震性能满足建筑抗震设计规范的要求。相比传统BRB, 新型复合减震构件小变形阶段的消能能力为BRB相应消能能力的2.4倍。基于试验结果建立了有限元分析模型, 探究金属消能器与BRB屈服承载力比值及套筒刚度对复合减震构件在小变形阶段消能性能的影响。有限元分析结果表明: 金属消能器与BRB屈服承载力比值为0.05~0.10, 套筒轴向刚度为金属消能器弹性刚度的2.5~3.0倍时, 复合减震构件在小变形阶段的消能能力较优。根据构件特征、试验和有限元分析结果, 给出了复合减震构件的力学模型及实用设计方法。

关键词: 金属消能器; 屈曲约束支撑; 复合减震构件; 消能能力; 抗震性能; 实用设计方法

中图分类号: TU395; TU317⁺.1

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2025)07-0010-11

DOI: 10.13969/j.jzgjz.20240618001

Study on Seismic Performance of Buckling-Restrained Brace Combined with Steel Yielding Damper

SHI Hairong¹, HU Dazhu^{2*}, SUN Hang²

(1. Shanghai Pudong New Area Traffic Investment Development Co., Ltd., Shanghai 201315, China; 2. School of Urban Construction and Safety Engineering, Shanghai Institute of Technology, Shanghai 201418, China)

*Corresponding author: dazhuhu@163.com

Abstract: In order to improve the energy dissipation capacity of buckling-restrained brace (BRB) under small deformation, a new type of two-stage yielding buckling-restrained brace is proposed. In this system, shear-plate steel yielding dampers are connected in parallel to the BRB out of the tube of BRB, which can be called SD-BRB. In the small deformation stage, the shear-plate steel yielding damper yields to dissipate energy. As the deformation increases, the BRB enters the yield stage, thereby achieving the goal of two-stage yielding. Through comparative tests between BRB and SD-BRB, it was found that the energy dissipation capacity of SD-BRB increased by 2.4 times during the small deformation stage. Based on the experimental results, finite element analysis models were established to study the effect of the ratio of yield bearing capacity between steel yielding damper and BRB, as well as the axial stiffness of steel tube, on the energy dissipation capacity of SD-BRB. The results indicate that when the yield bearing capacity

收稿日期: 2024-06-18

基金项目: 国家自然科学基金(51408361)

作者简介:

施海熔(1983—), 女, 硕士, 高级工程师, 主要从事工程项目管理方面的工作。E-mail: 279462050@qq.com。

通信作者:

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

ratio is between 0.05 and 0.10, and the axial stiffness of steel tube is 2.5 to 3.0 times that of the elastic stiffness of the steel yielding damper, the SD-BRB exhibits superior energy dissipation capacity during the small deformation stage. Based on the structural characteristics and results of experiments and finite element analysis, a mechanical model and practical design method for SD-BRB are proposed.

Keywords: steel yielding damper; buckling-restrained brace; composite damper; energy dissipation capacity; seismic performance; practical design method

屈曲约束支撑(buckling-restrained brace, BRB)构件因其优异的经济性和适用性被广泛应用于新建、加固等有抗震要求的建筑工程中。BRB的屈服位移大小与其长度相关,在常见的柱距6~8 m,层高3~4 m的建筑结构中,BRB屈服位移约为4~5 mm。因此在减震设计中,多遇地震下BRB仅提供刚度而无法消能。但是对于高烈度设防地震区的建筑结构,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BRB的应用受到限制。在以往的工程设计中,为了给多遇地震下的结构提供附加阻尼,通常在结构中混合布置BRB与黏滞消能器、黏弹性消能器或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^[1-7]。但若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、连接节点及预埋件工程量增大,从而增加工程造价,加大施工难度。

近年来,研究人员们开始研究复合减震构件,即将不同功能的消能器组合在一个消能减震构件中,使得该构件在不同阶段均能起到较好的消能效果。周颖等^[8]将黏弹性消能器和BRB并联,形成复合消能支撑,并通过试验验证了当复合消能支撑中BRB内芯处于弹性阶段时,黏弹性消能器可提供消能,克服了传统BRB小震状态下不能消能的局限。KIM等^[9]同样对BRB和黏弹性消能器组成的混合阻尼系统进行了研究,主要研究了黏弹性层在单剪和双剪情况下的荷载传力机制。陈云等^[10]提出了将O型钢板与高阻尼黏弹性阻尼器进行复合,形成复合消能器。潘鹏等^[11]提出了一种新型组合双阶屈服型BRB构件,即芯板由一个小芯板和一个大芯板串联组合而成,地震作用下由小芯板首先屈服耗能,当出现更大变形时大芯板屈服耗能。胡宝琳等^[12]提出了一种可三阶屈服的BRB,并进行了系统分析。李幅昌等^[13]提出了一种双铝合金内芯的BRB,该支撑也可实现多级屈服消能性能。LI等^[14]将金属消能器和BRB进行组合,形成一种并联机制的两级屈服BRB,并率先实现了工程应用。

在现有的多级屈服BRB研究中,第一级消能元件存在阻尼力不足的问题,当需要提升一阶消能能力时,构造实现难度较大。且已有研究中BRB的芯板均采用Q235钢或强度更低的钢材。但在部分工程实践中,当要求不增

大支撑芯板截面面积时,若需要获得更大的屈服承载力,可采用更高强度的钢材制作芯板。但采用Q355B钢材将导致BRB屈服位移进一步加大,结合轴向布置金属消能器的试验结果^[15],提出将常用的金属消能器SD与Q355牌号BRB并联布置,形成两阶屈服复合减震(简称SD-BRB)构件,以克服BRB小变形阶段仅提供刚度但无法消能的不足。文中共设计了两根试验试件以进行抗震性能研究,一根试件为传统构造的Q355B芯板BRB,另一根试件为与芯板构造完全相同的SD-BRB。

1 SD-BRB基本构成

SD-BRB由BRB、金属消能器、外套筒和端板组成,其三维构造如图1所示。SD-BRB中的BRB同样由芯板、无黏结材料和约束套筒三部分组成。与传统BRB不同,SD-BRB的约束套筒需要与未设置端板一侧的支撑芯板弹性段焊接,另外一端与芯板脱离。约束套筒既约束芯板屈曲,同时也作为金属消能器的连接支撑。金属消能器焊接在约束套筒与芯板脱离的一端,在金属消能器外侧设置外套筒。为制作更简易且便于震后修复,外套筒未完全封闭,在四个角部均设置了安装长孔,但为了提高外套筒的整体性能,在端部设置了连续封闭断面。外套筒一端和芯板焊接在同一段板上,BRB的芯板与端板间要预留足够的空隙,防止当BRB发生变形时,约束套筒与端板接触。根据已有研究^[15],在金属消能器的耗能板两端设置底板能够有效提高其消能能力,因此,在SD-BRB中的金属消能器两端均设置了底板,并通过底板与外套筒及约束套筒进行焊接连接。

在工程应用中,SD-BRB一端直接与连接节点板焊

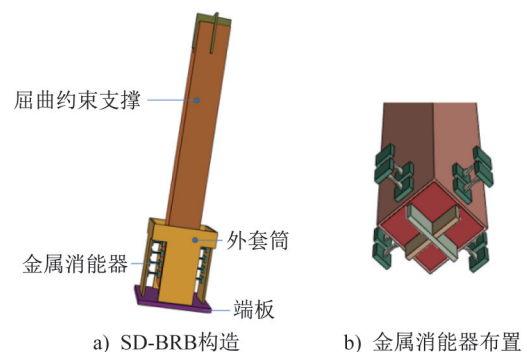


图1 SD-BRB示意

Fig. 1 Diagram of SD-BRB

接或者采用螺栓连接,而设置了端板的一侧,端板与连接节点板直接焊接。

由SD-BRB的构造特点可看出,由外套筒、金属消能器和内套筒组成的组件为第一级消能组件,BRB芯板为第二级消能组件,两个消能组件“并联”布置。当试件受到轴力作用时,第一级消能组件的总变形值与芯板的变形值相等,但由于金属消能器的屈服位移较小,因此该部位首先屈服消能。当变形增大至芯板屈服位移时,芯板开始屈服消能,从而形成两级消能的机制。

2 试验概况

2.1 试验设计

根据上海惠南公交停车保养场工程中的参数需求,选择了长度为2.77 m的试件SD-BRB进行了试验研究,在进行试件SD-BRB设计时,需根据试件在多遇地震下对消能能力的需求,选择不同布置形式和数量的金属消能器^[15]。试验中将金属消能器分别布置在试件的四周,每面2组,共计8组,如图1所示。为便于与试件SD-BRB进行性能对比,设计了芯板截面面积和长度与试件SD-BRB相同的常规BRB,使试件SD-BRB中第二级消能的BRB部分与对比试件BRB完全相同。该对比试验可测试第一级消能部件对试件SD-BRB的弹性刚度、小变形下的消能能力等力学性能指标的影响。试件SD-BRB与BRB的构造及尺寸如图2所示,主要设计参数如表1所示。

本文中BRB芯板和金属消能器分别采用了Q355B和Q235B钢材。根据《金属材料拉伸试验第1部分:室温试验方法》(GB/T 228.1—2021)^[16]中的要求,对此耗能部位钢材进行了材性试验,相应的力学材性指标如表2所示。

2.2 试验布置

试验装置采用自平衡拉压试验机,装置如图3所示。试验机由底座、立杆和加载头组成,试件布置在底座和加载头中间,加载头可实现拉、压往复加载。试验中布置位移传感器以测量试件的变形,应变片用于测试试件的应变大小,测点布置如图4所示。

D1~D4位移计用于测量试件的相对轴向变形;D5~D8位移计用于测量支撑自由变形段的相对位移,即耗能板的相对剪切变形;D9~D12位移计用于测量外套筒面外变形;D13与D14位移计用于测量试验中屈曲约束套筒的面外变形。

试验中共布置32个应变花,16个应变片。

(1) 在金属消能器四个角布置(单面布置)三向应变花T1-T32,用于记录剪切消能板的受力状态。

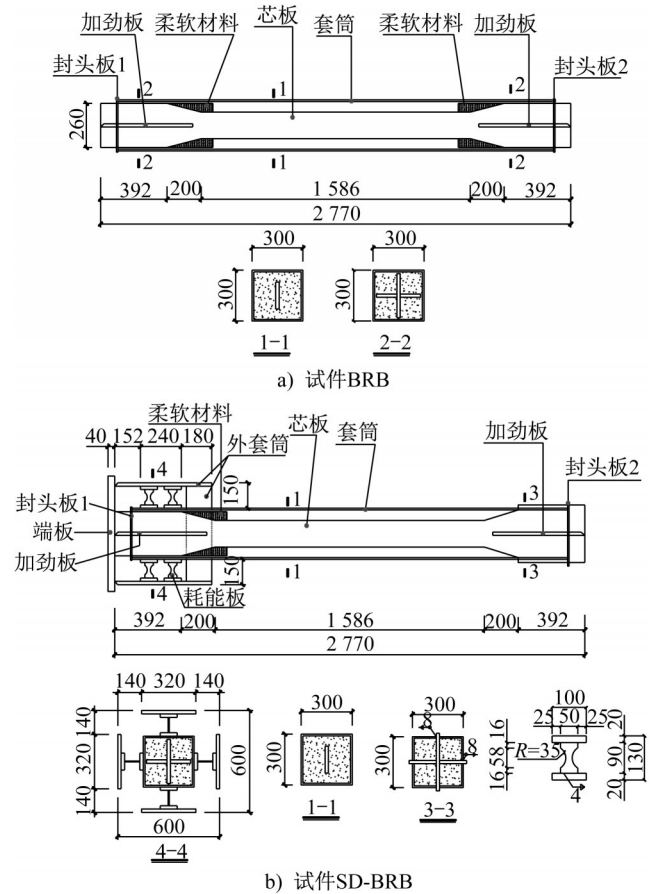


图2 试件设计图(单位:mm)

Fig. 2 Design drawing of specimens (unit:mm)

表1 试件主要设计参数

Table 1 Main design parameters of the specimens

试件	支撑总长/mm	屈服段长度/mm	芯板截面/mm×mm	耗能板最小截面/mm×mm	耗能板数量
BRB	2 770	1 586	158×20	—	—
SD-BRB	2 770	1 586	158×20	19×6	8

表2 耗能部位钢材力学性能指标

Table 2 Mechanical properties of steel in energy-dissipating parts

钢材型号	板厚/mm	屈服强度/MPa	抗拉强度/MPa	断后伸长率/%
Q355B	20	348	446	27
Q235B	6	276	389	32

(2) 在芯板上部连接段布置(四周布置)单向应变片S33-S36,用于记录其受力状态。

(3) 在芯板下部连接段布置(四周布置)单向应变片S37-S40,用于记录其受力状态。

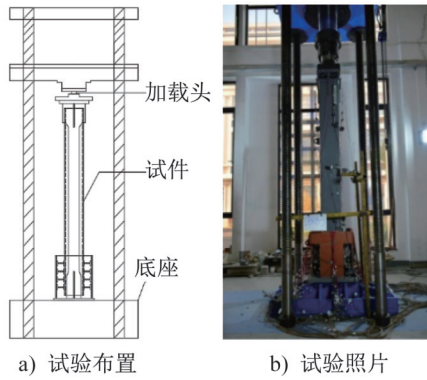


图3 加载装置

Fig. 3 Loading setup

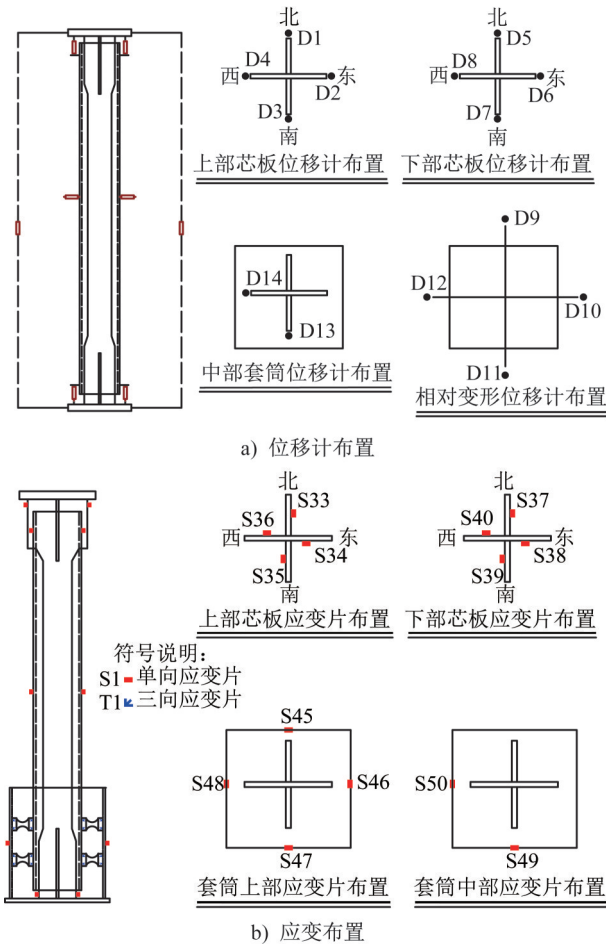


图4 测点布置图

Fig. 4 Arrangement of measurement points

(4) 在套筒上部布置(四周布置)单向应变片 S45-S48,用于记录套筒上部的受力状态。

(5) 在套筒中部布置(邻边布置)单向应变片 S49-S50,用于记录套筒中部的受力状态。

2.3 加载制度

本试验采用等位移速率控制的低周往复加载方法,试验正式加载全过程采用位移控制方式进行加载。为便

于比较试件 SD-BRB 与 BRB 的抗震性能,两个试件采用了基本相同的加载制度。

以试件 SD-BRB 的金属消能器屈服位移 D_y 为基准,首先按照 $0.5D_y$ 进行预加载,查看各测试通道是否有异常。正式加载时按照 $1.0D_y$ 、 $1.5D_y$ 、 \dots 、 $5.0D_y$ 逐级加载,每级循环 3 次,达到 $5.0D_y$ 后,对试件 SD-BRB 持续以此位移循环加载,直至金属消能器全部发生疲劳断裂,后续参考《建筑抗震设计规范》(GB 50011—2010)^[17] 的基本要求,按照支撑长度的 $1/500$ 、 $1/300$ 、 $1/200$ 、 $1/150$ 和 $1/100$ 位移幅值逐级循环加载,每级位移循环 3 次。疲劳加载按照支撑长度的 $1/150$ 固定位移幅值进行往复加载^[18]。试件 BRB 在 $5.0D_y$ 位移下仅循环 3 次,其他级次的加载与试件 SD-BRB 的加载相同,详细加载方案如表 3 所示。

表3 加载制度

Table 3 Loading system

加载等级	本级荷载循环次数	峰值加载位移/mm		备注
		拉	压	
1	1	0.4	0.4	$0.5D_y$
2	3	0.8	0.8	$1.0D_y$
3	3	1.2	1.2	$1.5D_y$
4	3	1.6	1.6	$2.0D_y$
5	3	2.0	2.0	$2.5D_y$
6	3	2.4	2.4	$3.0D_y$
7	3	3.2	3.2	$4.0D_y$
8	加载至耗能板全部断裂	4.0	4.0	$5.0D_y$ (试件 BRB 3 圈)
9	3	5.5	5.5	$l/500$
10	3	9.2	9.2	$l/300$
11	3	13.9	13.9	$l/200$
12	3	18.5	18.5	$l/150$
13	3	27.7	27.7	$l/100$
14	加载至断裂或破坏	18.5	18.5	$l/150$

注:表中 D_y 为金属消能器屈服位移, l 为支撑长度。

3 试验现象

3.1 试件 SD-BRB 破坏形态

当加载至 $1.5D_y$ (1.2 mm) 时,剪切钢板上应变花外表面的 703 硅橡胶开始熔化,表明耗能板在进入塑性状态消能时会产生热量;在加载至 $2.0D_y$ (1.6 mm) 加载循环后,可以观察到耗能板表面油漆开始出现脱落现象;当加载至 $4.0D_y$ (3.2 mm) 第 3 循环时,耗能板出现了较大幅度

的弯扭变形;当加载至 $5.0D_y$ (4 mm)工况第31循环时,试件除西侧面外,其余三侧面上部的耗能板均发生断裂;继续在该工况下进行往复循环加载,当进行到 $5.0D_y$ 第38循环时,试件东、西两侧面下部的耗能板发生断裂;加载至 $5.0D_y$ 第46循环时,所有耗能板全部发生断裂。试验过程中的各个阶段状态如图5所示。

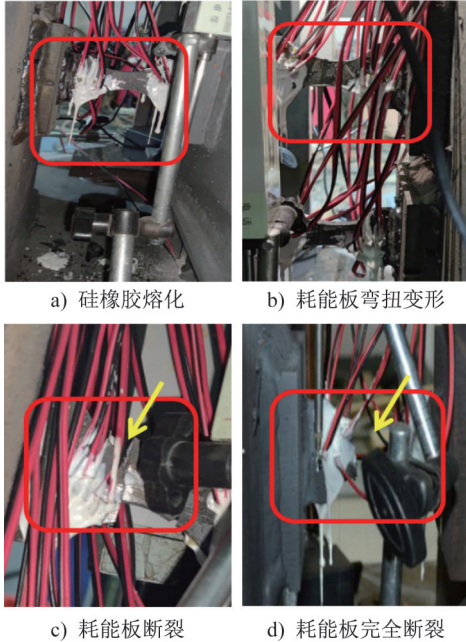


图5 试件SD-BRB破坏形态

Fig. 5 Failure modes of specimen SD-BRB

加载过程中试件套筒未出现局部变形,说明套筒的强度和刚度均满足要求。在耗能板断裂后,按照此前预订的加载制度,对试件SD-BRB进行测试。当加载到 $l/150$ 位移工况时,观察到试件底部出现了被压碎的填充材料;在进行 $l/150$ 疲劳加载的第25循环时发出巨大响声,芯板发生断裂,试件受拉承载力急剧下降,停止试验。

3.2 试件BRB破坏形态

试件BRB在 $l/500\sim l/100$ 共计5级加载过程中未出现异常现象,滞回曲线形态饱满,试件底部出现被压碎的填充材料(图6);但在开展 $l/150$ 疲劳加载第3循环时,支



图6 试件BRB破坏形态

Fig. 6 Failure mode of specimen BRB

撑与端板的焊缝发生拉断破坏,导致疲劳加载工况未能完成。在整个加载过程中,套筒未发生局部变形,除连接焊缝外,试件没有明显的破坏特征。

4 试验结果与分析

4.1 滞回曲线及骨架曲线

试件SD-BRB和BRB的滞回曲线如图7所示。试件SD-BRB滞回曲线呈现双阶屈服特征,在小变形阶段($1.0D_y\sim 5.0D_y$ 变形范围)金属消能器屈服消能,随着循环次数的增加,耗能板逐渐发生断裂,当耗能板全部断裂后试件的滞回特性与试件BRB的滞回特性基本一致。试件BRB滞回曲线形态饱满,但屈服后刚度较大,抗震性能满足我国《建筑抗震设计规范》(GB 50011—2010)^[17]中对于BRB性能的要求。

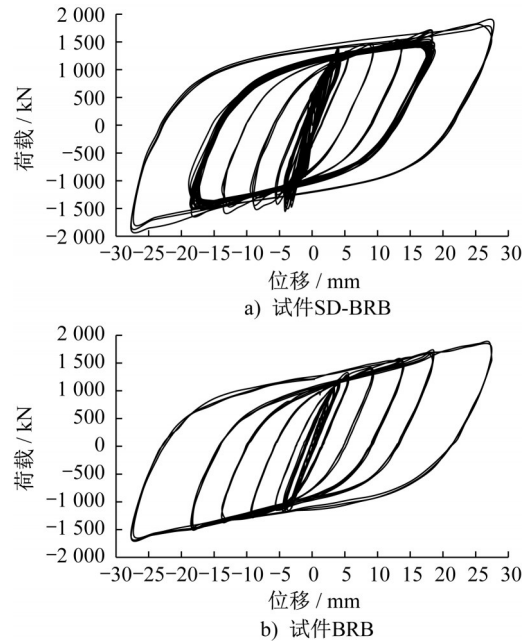


图7 试件滞回曲线

Fig. 7 Hysteresis curves of specimens

为进一步对比两个试件的滞回性能,选取每级工况的第2循环滞回曲线进行对比,结果如图8所示。从 $4.0D_y$ 工况时二者的对比曲线可以看出,试件BRB在小变形阶段的滞回环面积较小,且产生非线性变形的原因是芯板与约束机制的摩擦;而试件SD-BRB中金属消能器进入了塑性屈服阶段,试件SD-BRB滞回曲线的包含面积明显高于试件BRB滞回曲线的包含面积,展现出小变形阶段的消能能力。当试件BRB的芯板达到屈服位移进入塑性阶段后,两个试件的滞回曲线基本重合(图8b))。

提取试件SD-BRB与BRB的骨架曲线,如图9所示。从图中可以看出,试件SD-BRB呈现较为明显的双阶屈

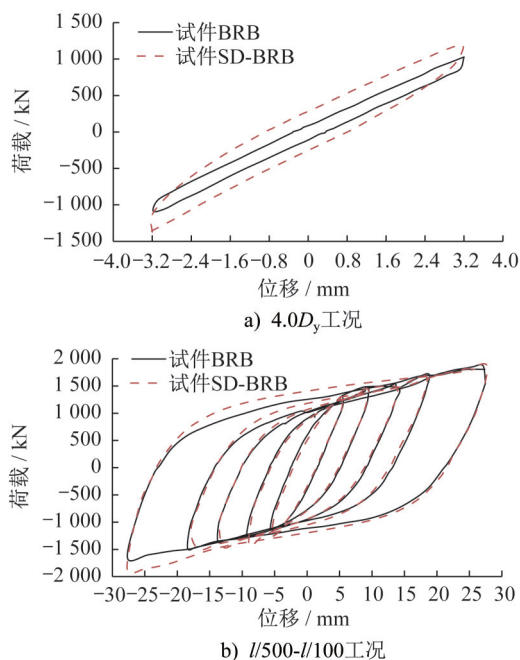


图8 试件SD-BRB与BRB滞回曲线对比

Fig. 8 Comparison of hysteresis curves between specimen SD-BRB and BRB

服特征,在1 mm变形时发生第一次屈服,而在3 mm变形时发生第二次屈服。试件SD-BRB屈服前的弹性刚度大于试件BRB屈服前的弹性刚度,约为1.67倍,而屈服后刚度基本一致。由试件SD-BRB的构造可知,其弹性刚度是金属耗能板的刚度与芯板刚度之和,因此其刚度大于试件BRB的刚度。

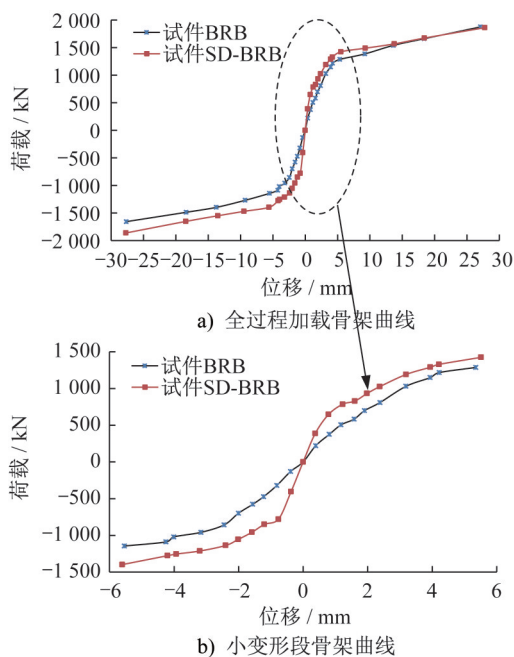


图9 试件SD-BRB与BRB骨架曲线对比

Fig. 9 Comparison of skeleton curves between specimen SD-BRB and BRB

在建筑结构设计,小震及风荷载作用下适当增大试件刚度有利于控制结构的弹性层间位移,而大震设计时,试件刚度应适当降低,从而延长结构弹塑性周期,对降低结构在大震时的地震反应起到有利作用。试件SD-BRB小变形时具有较大刚度,达到较大变形后,试件退化为普通试件BRB,这种特性对于结构抗震设计具有有利作用。

试件BRB屈服后的刚度对其在大震下的耗能能力有较大影响,是减震分析中的关键参数。通过对两个试件的骨架曲线进行分析,可以发现:Q355B钢材制作的试件BRB屈服后刚度比约为0.058;试件SD-BRB一阶屈服后的屈服后刚度比约为0.260,二阶屈服的刚度与初始刚度比约为0.033。

4.2 套筒应变分析

试件SD-BRB的套筒受力特性与普通试件BRB的套筒受力特性有较大区别,普通试件BRB的套筒仅用于约束芯板弯曲失稳,而试件SD-BRB套筒不仅需要约束芯板弯曲,还起到金属消能器的连接支撑作用,其受力特点与压弯构件类似。为了解试验中试件SD-BRB与BRB套筒受力的区别,在套筒中部和上部处布置应变片,测量其受力状态。将套筒应变值进行均值处理,且其与外轴力的关系曲线如图10所示。

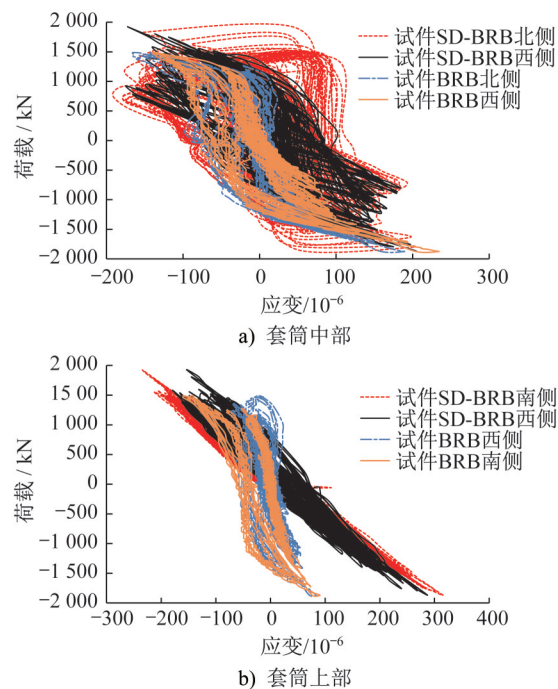


图10 试件SD-BRB与BRB套筒应变-轴力曲线

Fig. 10 Sleeve strain-axial force curves of specimen SD-BRB and BRB

由图10可以看出,在相同轴力条件下,试件SD-BRB的套筒应变大于试件BRB的套筒应变,但应变值较小,

均保持在弹性范围。由试验结果可看出,试件SD-BRB的套筒不仅能够约束芯板的屈曲,也能起到金属耗能板的连接支撑作用。

4.3 耗能及等效黏滞阻尼比分析

消能减震试件的耗能能力由滞回曲线中所有完整的滞回环所包围的面积来体现,滞回环包围的面积越大,消能减震试件的消能能力越强。试件的能量耗散能力也可以用等效黏滞阻尼比 ξ 来表示, ξ 越大,消能效果越明显。统计试件各个工况的第二循环的滞回曲线数据,得到等效黏滞阻尼比如表4所示。在 $4.0D_y$ 工况,试件SD-BRB的等效黏滞阻尼比为试件BRB等效黏滞阻尼的2.4倍;在 $l/500$ 及后续工况,金属耗能板退出工作,芯板进入塑性状态后,每级工况下两根试件的等效黏滞阻尼比接近。从等效黏滞阻尼比的分析结果可以看出,试件SD-BRB能够较好实现两阶段消能的目的。

表4 等效黏滞阻尼比

Table 4 Equivalent viscous damping ratio

试件	$4.0D_y$ 工况	$l/500$ 工况	$l/300$ 工况	$l/200$ 工况	$l/150$ 工况	$l/100$ 工况
BRB	0.12	0.16	0.26	0.33	0.34	0.37
SD-BRB	0.05	0.17	0.25	0.31	0.33	0.36

累积塑性变形为试件BRB在拉压往复加载过程中总的塑性变形与屈服位移的比值,是衡量试件BRB塑性变形能力和耗能性能的重要指标,我国《建筑抗震设计规范》(GB 50011—2010)^[17]和美国规范《Seismic Provisions for Structural Steel Buildings》(ANSI/AISC 314-05)^[19]中均要求累积塑性变形最小值为200倍屈服位移。根据本文试验结果,采用国产Q355B钢材制作的试件SD-BRB和

BRB的累积塑性变形分别为707倍和232倍屈服位移,均大于规范要求。但试验试件的疲劳性能未能达到设计位移30圈的要求,不满足我国《建筑消能阻尼器》(JG/T 209—2012)^[20]的规定。

5 有限元模拟及分析

5.1 模型的建立

为进一步分析SD-BRB构件的各参数对构件抗震性能的影响,利用ABAQUS建立有限元模型(图11),模型各部件均采用C3D8R实体单元模拟,焊接连接皆设置为绑定(Tie)连接。为减小芯板和混凝土之间的摩擦力,通常在芯板表面贴上无黏结材料,模型中用间隙代替芯板与约束混凝土之间的无黏结材料,间隙取1.6 mm(无黏结材料厚度)。有限元建模时,芯板与约束混凝土之间的接触采用罚函数算法,接触属性设置法向接触为硬接触,切向接触的罚函数取0.16。

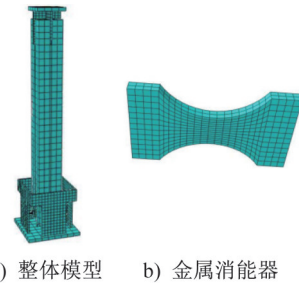


图11 有限元模型

Fig. 11 Finite element model

因剪切耗能板属于塑性变形较大的部件,在网格划分时遵循细化网格和多层分割的原则,在耗能板厚度方向上分割两层。模型中采用Combined混合强化模型模拟其材料的非线性性能^[21],详细参数如表5所示。

表5 有限元模型材料参数

Table 5 Material parameters of FEM

钢材牌号	σ_0 /MPa	$C_{kin,1}$ /MPa	ξ_1	$C_{kin,2}$ /MPa	ξ_2	$C_{kin,3}$ /MPa	ξ_3	$C_{kin,4}$ /MPa	ξ_4
Q235	276	6 013	173	5 024	120	3 026	32	990	35
Q355	348	7 993	175	6 773	116	2 854	34	1 450	29

注:表中各参数的含义详见文献[21]。

试件在加载过程中,上连接板上表面与面外一点耦合,仅释放轴向自由度,其余方向完全约束;通过对上连接板面外耦合点进行位移加载,所有加载制度与试验加载制度保持一致;下连接板采用完全固定约束。

5.2 试验结果与有限元结果对比

将ABAQUS模拟得出的滞回曲线与试验结果进行

比较,小变形阶段对比结果如图12a)所示,全加载过程的对比结果如图12b)所示。表6给出了屈服力与刚度的对比结果,由表6及图12的对比结果可以看出,有限元模拟得到刚度略大于试验测试得到的刚度,这是由于试验中的加载设备具有一定的间隙,使得实测的变形包含了一部分非试件变形。但有限元分析得到的滞回曲线与试验结果基本吻合,可采用该有限元模型进行参数分析。

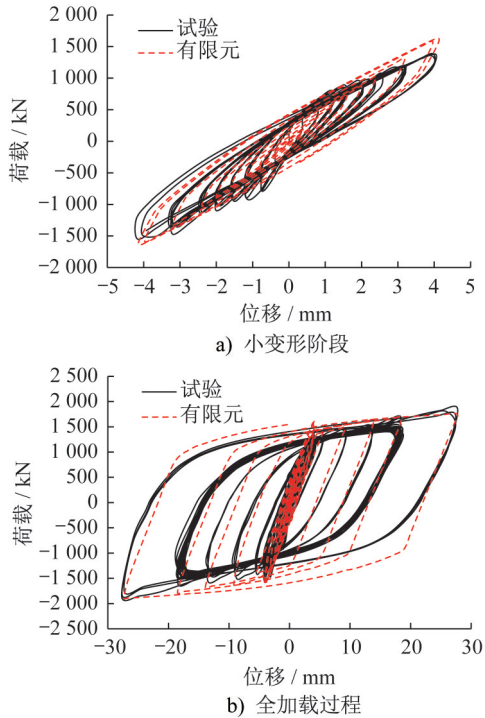


图 12 SD-BRB 构件有限元分析与试验滞回曲线对比
Fig. 12 Comparison of hysteresis curves of component SD-BRB between finite element analysis and test

表 6 SD-BRB 构件试验与有限元结果对比
Table 6 Comparison of of component SD-BRB between test and finite element results

项次	试验结果	有限元结果	误差
小变形阶段屈服力/kN	185.6	203.1	8.62%
极限承载力/kN	1 862.7	1 896.6	1.79%
一阶刚度/(kN·mm ⁻¹)	232.0	252.7	8.19%
二阶刚度/(kN·mm ⁻¹)	209.8	220.9	5.02%

5.3 参数分析

5.3.1 屈服承载力比值影响分析

SD-BRB 构件由金属消能器与 BRB 并联而成,当金属消能器的屈服承载力较低时,导致构件消能能力有限。但金属消能器屈服承载力也不宜过大,这会导构件件在小震下不易进入屈服状态。因此需确定出合适的金属消能器与 BRB 芯板的屈服承载力比值范围,定义屈服承载力比值 β 为:

$$\beta = F_{ys} / F_{yb} \quad (1)$$

式中: F_{ys} 为金属消能器的总屈服承载力; F_{yb} 为屈曲约束支撑屈服承载力。

为使金属消能器发挥耗能作用, β 应小于 1。根据本文中剪切钢板的构造特征,其屈服承载力一般较小,在参数分析中, β 分别取为 0.05、0.10、0.25 和 0.40,分析四种

参数下,SD-BRB 构件小变形阶段的等效黏滞阻尼比,以此参数作为承载力比值 β 合理取值的评价指标。

由图 13 所示的等效黏滞阻尼比与屈服承载力比值的关系可知,随着承载力比值的提高,等效黏滞阻尼比呈降低的趋势。

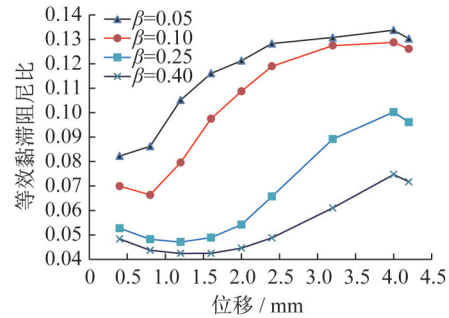


图 13 等效黏滞阻尼比与屈服承载力比值关系
Fig. 13 Relationship between equivalent viscous damping ratio and yield bearing capacity ratio

当承载力比值 β 为 0.05 时,等效黏滞阻尼比随着位移的增加而增加,但当位移增加至 2.5 mm 时,试件耗能能力提升幅度下降;而当承载力比值 β 为 0.1~0.4 时,等效黏滞阻尼比随着位移增加呈现先降低再增大的趋势,且 β 值越大,阻尼比拐点对应的位移值越大,这是因为随着 β 值的增大,金属消能器进入屈服状态时所需要的位移越大。对于普通混凝土框架结构,当层高为 3.3~3.9 m 时,小震下层间位移角一般在 1/700~1/600,结构有害层间变形约为 4 mm。因此,通过对屈服承载力比值的参数分析,为获得较高阻尼比,建议将金属消能器屈服力与 BRB 芯板屈服承载力的比值控制在 0.05~0.10 范围内。

5.3.2 套筒轴向刚度与金属消能器弹性刚度比影响分析

SD-BRB 构件中的套筒不仅要约束芯板变形,还要作为一阶耗能构件的连接支撑,因此需要分析约束套筒轴向刚度对 SD-BRB 构件消能性能的影响。定义套筒的轴向线刚度与金属消能器的弹性刚度比 α 为:

$$\alpha = K_1 / K_2 \quad (2)$$

式中: K_1 为约束套筒线刚度; K_2 为金属消能器弹性刚度。

按照 α 值为 1.5、2.0、2.5、3.0、5.0 五种不同参数设计 SD-BRB 模型,并进行有限元分析,以每组构件的等效黏滞阻尼比作为评判指标,判断刚度比对消能的影响。

图 14 中给出了等效黏滞阻尼比与刚度比的关系曲线,当 $\alpha \leq 3$ 时,随着套筒线刚度的增加,等效黏滞阻尼比逐渐增加,构件的消能能力逐渐增强。随着变形的增大,等效阻尼比呈现先增大而后基本不变的趋势。当 $\alpha = 5$ 时,相比刚度比为 2.5 和 3.0 的构件,小变形阶段消能能力

变弱,但随着加载位移的增加,等效黏滞阻尼系数呈增大趋势。

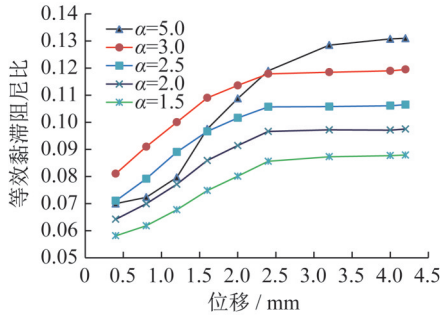


图14 等效黏滞阻尼比与刚度比的关系

Fig. 14 Relationship between equivalent viscous damping ratio and stiffness ratio

产生以上结果的原因在于:当刚度比小于3时,随着刚度比的增大,套筒刚度提升,导致整体变形中套筒弹性变形占比减小,消能器变形占比增大,进而使构件的整体消能能力增强。当刚度比进一步增大(α=5)时,在小变形阶段,整体的弹性刚度进一步增加,而等效阻尼比是消能器消能与弹性应变能的比值,弹性刚度过大,会导致等效阻尼比减小。但随着变形增大,消能器所消耗的能量也进一步增大,使得其等效阻尼比增幅大于小刚度比构件增幅。说明当构件处于大变形状态时,大刚度的连接支撑优势开始发挥。由于SD-BRB中的金属消能器主要用于发挥其小震消能的性能,因而需要小变形阶段具有较好的消能能力,因而建议SD-BRB中的套筒线刚度与金属消能器弹性刚度比值在2.5~3.0范围内。

6 SD-BRB设计方法及力学模型

在对SD-BRB进行设计时,首先根据结构阻尼比需求及结构布置初步确定金属消能器的数量,再进行金属消能器设计,确定其屈服承载力及屈服位移,进而确定BRB的屈服承载力及屈服位移,确保BRB性能满足目标,再根据构造要求进行试件设计。在上述的设计过程中,金属消能器及BRB芯板的设计可参考《建筑消能阻尼器》(JG/T 209—2012)^[20]的要求进行设计,但进行BRB的套筒设计时,不仅需要满足对芯板的约束刚度比要求,还需要满足其作为金属消能器连接支撑的刚度要求。SD-BRB的基本设计流程如图15所示。

由SD-BRB的构造特点及试验结果可以看出,构件是由BRB与金属消能器并联而成,其力学模型可采用图16所示并联弹簧单元,单元中BRB弹簧的各项力学性能与芯板有关,可由芯板构造、截面大小及钢材类型确定。而SD弹簧的弹性刚度为金属消能器与BRB套筒的串联刚度,屈服承载力为金属消能器的屈服承载力。

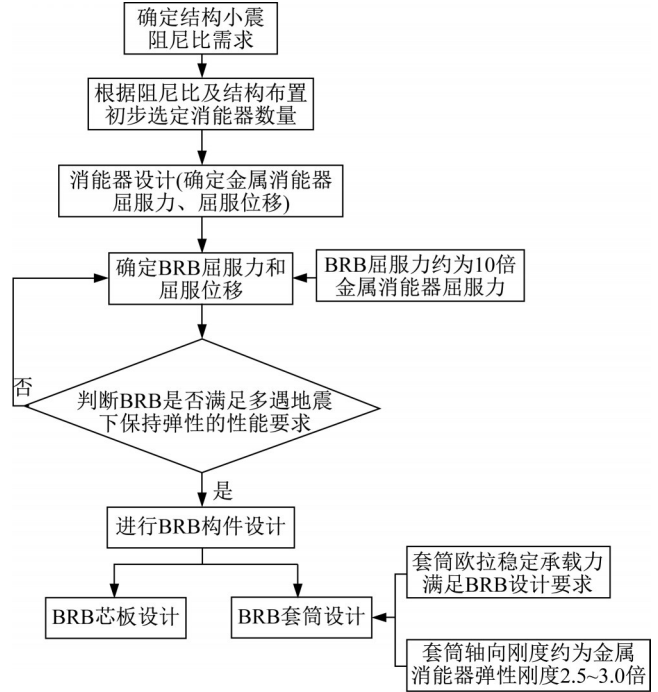


图15 SD-BRB设计流程图

Fig. 15 Design flow chart of SD-BRB

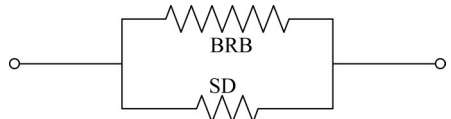


图16 SD-BRB力学模型

Fig. 16 Mechanical model of SD-BRB

BRB弹簧和SD弹簧均可采用双线性单元模拟。SD弹簧的屈服承载力为 F_{ys} ,按式(3)进行计算,SD弹簧弹性刚度 K_{sd} 可按照式(4)进行计算。

$$F_{ys} = \frac{2nt\omega f_y}{3\sqrt{3}} \quad (3)$$

式中: n 为金属消能器消能板的数量; t 为金属消能器消能板厚度; ω 为金属消能器消能板的端部截面宽度; f_y 为金属消能器消能板的钢材屈服强度。

$$K_{sd} = \frac{1}{\frac{1}{K_1} + \frac{1}{K_2}} \quad (4)$$

式(4)中的BRB套筒刚度按照式(5)进行计算:

$$K_1 = \frac{EA_1}{l_1} \quad (5)$$

式中: E 为钢材的弹性模量; A_1 为BRB套筒截面面积; l_1 可近似取套筒长度。

双线性模型中的屈服后刚度比可取3%~8%。BRB弹簧的屈服承载力、弹性刚度及屈服后刚度可参照《建筑消能减震技术规程》(JGJ 297—2013)^[22]中的设计方法进行确定。

7 结论

本文对国产 Q355 钢材 BRB 以及并联有金属消能器的复合减震构件进行了抗震性能试验, 并采用 ABAQUS 软件进行了参数分析。试验和有限元研究结果表明:

(1) 以国产 Q355 钢材为芯板的 BRB 抗震性能满足建筑抗震设计规范的要求, 其累积塑性变形大于 200 倍屈服位移, 屈服后刚度比可取为 0.05~0.06。

(2) 小变形阶段 SD-BRB 的等效黏滞阻尼系数是 BRB 的 2.4 倍, 说明 SD-BRB 具有良好的小变形状态下的消能能力, 能够克服普通 BRB 小震下不消能的局限。

(3) 试件 SD-BRB 中金属消能器的屈服力与芯板屈服力比值, 建议控制在 0.05~0.10 范围。同时建议套筒的轴向线刚度与金属消能器的弹性刚度之比控制在 2.5~3.0 范围。

参考文献:

- [1] 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. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2019.0136. 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. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2019.0136. (in Chinese)
- [2] 周颖, 李宏谏, 邢丽丽. 混合控制消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. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2016.21.030. 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. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2016.21.030. (in Chinese)
- [3] XING L L, ZHOU Y, AGUAGUINA M. Optimal vertical configuration of combined energy dissipation outriggers[J]. The Structural Design of Tall and Special Buildings, 2019, 28(4): e1579. DOI: 10.1002/tal.1579.
- [4] MAGAR PATIL H R, JANGID R S. Numerical study of seismic performance of steel moment-resisting frame with buckling-restrained brace and viscous fluid damper[J]. The IES Journal Part A: Civil & Structural Engineering, 2015, 8(3): 165-174. DOI: 10.1080/19373260.2015.1038862.
- [5] LI Y, QU H, XIAO S, et al. Behavior of three-tube buckling-restrained brace with circumference pre-stress in core tube[J]. Steel and Composite Structures, 2019, 30(2): 81-96. DOI: 10.12989/scs.2019.30.2.081.
- [6] 吴克川, 陶忠, 潘文, 等. 基于性能的屈曲约束支撑与黏滞阻尼器组合减震结构设计方法[J]. 土木与环境工程学报(中英文), 2021, 43(3): 83-92. DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2020.199. WU Kechuan, TAO Zhong, PAN Wen, et al. Performance-based design method of combined energy dissipation structure with buckling restrained brace and viscous damper[J]. Journal of Civil and Environmental Engineering, 2021, 43(3): 83-92. DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2020.199. (in Chinese)
- [7] 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. DOI: 10.16226/j.issn.1002-8412.2017.04.003. 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. DOI: 10.16226/j.issn.1002-8412.2017.04.003. (in Chinese)
- [8] 周颖, 胡擎, 吴日利. 复合消能支撑的抗震性能试验研究[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2018, 49(7): 1726-1733. DOI: 10.11817/j.issn.1672-7207.2018.07.020. ZHOU Ying, HU Qing, WU Rili. Experimental study on seismic behavior of viscoelastic buckling restrained braces[J]. Journal of Central South University (Science and Technology), 2018, 49(7): 1726-1733. DOI: 10.11817/j.issn.1672-7207.2018.07.020. (in Chinese)
- [9] KIM D H, LEE C H, JU Y K. Experimental investigation of hybrid buckling-restrained braces[J]. International Journal of Steel Structures, 2017, 17(1): 245-255. DOI: 10.1007/s13296-016-0186-5.
- [10] 陈云, 陈超, 蒋欢军, 等. O型钢板-高阻尼黏弹性复合型消能器的力学性能试验与分析[J]. 工程力学, 2019, 36(1): 119-128. CHEN Yun, CHEN Chao, JIANG Huanjun, et al. Experiment analysis of mechanical properties of O-shaped steel plates and high damping viscoelastic composite energy dissipators[J]. Engineering Mechanics, 2019, 36(1): 119-128. (in Chinese)
- [11] SUN J B, PAN P, WANG H S. Development and experimental validation of an assembled steel double-stage yield buckling restrained brace[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 145: 330-340. DOI: 10.1016/j.jcsr.2018.03.003.
- [12] 胡宝琳, 徐世安, 徐庆, 等. 三阶屈服屈曲约束支撑耗能机理及设计方法研究[J]. 工程力学, 2023, 40(8): 105-114. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2021.12.0969. HU Baolin, XU Shian, XU Qing, et al. Study on energy dissipation mechanism and design method of triple yield buckling-restrained brace[J]. Engineering Mechanics, 2023, 40(8): 105-114. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2021.12.0969. (in Chinese)
- [13] 李幅昌, 闫鹤丹, 邱增美. 装配式双铝合金内芯屈曲约束支撑滞回性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2023, 44(5): 209-220. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2021.0887. LI Guochang, YAN Hedan, QIU Zengmei. Hysteresis performance test of double aluminum alloy plate-assembled buckling-restrained braces[J]. Journal of Building Structures, 2023, 44(5): 209-220. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2021.0887. (in Chinese)
- [14] LI G Q, SUN Y Z, JIANG J, et al. Experimental study on two-level yielding buckling-restrained braces[J]. Journal of

