

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.201912069

## 板件弯剪屈服耗能支撑滞回性能研究\*

李真真, 赵宝成

(苏州科技大学土木工程学院, 江苏 苏州 215011)

**摘要:** 设防地震和罕遇地震作用下, 中心支撑结构的支撑斜杆容易受压失稳, 为了避免支撑斜杆失稳, 提出了板件弯剪屈服耗能支撑。采用有限元软件ABAQUS分析了板件弯剪屈服耗能支撑的滞回性能, 并与板件弯曲屈服耗能支撑的滞回性能进行了比较, 考察了不同设计参数下板件弯剪屈服耗能支撑的耗能能力。分析结果表明: 板件弯剪屈服耗能支撑可利用剪切板件率先屈服耗能, 其滞回曲线饱满, 耗能能力优越, 初始刚度和屈服承载力较板件弯曲屈服耗能支撑有较大提高。剪切板件的高宽比、高厚比是影响支撑初始刚度、屈服承载力及耗能能力的重要因素。推导了板件弯剪屈服耗能支撑初始刚度及屈服承载力的计算公式, 公式计算结果与有限元分析结果吻合较好, 可为工程应用提供参考。

**关键词:** 中心支撑; 耗能支撑; 剪切板; 滞回性能

**中图分类号:** TU391 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2022)01-0151-11

## Study on the Hysteretic Behavior of a Brace Dissipated Energy by Yielded Flexural-and-shear Plates

LI Zhenzhen, ZHAO Baocheng

(School of Civil Engineering, Suzhou University of Science and Technology, Suzhou 215011, China)

**Abstract:** Under the action of fortification and rare earthquakes, it is easy for the diagonal brace of the concentrically-braced frame structure to lose stability under compression. To avoid the buckling of the diagonal brace, an energy dissipation brace with yielded flexural-and-shear plates is proposed. The hysteretic behavior of the energy dissipation brace was analyzed by ABAQUS and was compared with that of the energy dissipation brace with yielded flexural plates. At the same time, the energy dissipation capacity of the proposed brace with different design parameters is investigated. The results show that the proposed brace dissipates energy through the yielding of its shear plates in the early stage; the hysteretic curve is full, and the energy dissipation ability is superior. Its initial stiffness and yield capacity are greatly improved compared with the energy dissipation brace with yielded flexural plates. The ratio of height to width and the ratio of height to thickness of shear plates are important factors affecting the initial stiffness, yield capacity and hysteretic behavior of the brace. The calculation formulas of initial stiffness and yield bearing capacity of the new energy dissipation brace with yielded flexural-and-shear plates are deduced. The calculated results of formulas are in good agreement with the results of finite element analyses, which provide a reference for engineering applications.

**Keywords:** concentrically-brace; energy dissipation brace; shear plates; hysteretic behavior

\* 收稿日期: 2019-12-23; 修回日期: 2020-02-24

基金项目: 国家自然科学基金项目(51878432)、江苏省研究生科研创新计划项目(KYCX18\_2559)资助

作者简介: 李真真(1996—), 女, 硕士研究生。主要从事钢结构抗震性能研究。E-mail: zhenzhenlee88@163.com

通讯作者: 赵宝成(1970—), 男, 教授, 博士。主要从事钢结构、组合结构抗震性能研究。E-mail: 690056365@qq.com

# 引言

耗能减震的常用方法是在主体结构中放置耗能元件并允许其在地震作用下先于主结构发生破坏,其中金属阻尼器由于其构造简单、更换方便、性能稳定等优点,在工程中广泛应用。传统金属阻尼器耗能方式、耗能水准单一, Dipti Ranjan Sahoo 等<sup>[1]</sup>提出一种弯剪型金属阻尼器(SAFYD),其侧向承载力和耗能能力较剪切阻尼器和加劲阻尼器都有显著提升,但阻尼器腹板易发生面外变形。针对上述不足,郑宏等<sup>[2]</sup>提出了一种新型的弯剪型防屈曲软钢阻尼器(SFBRD),通过在SAFYD的腹板上加外约束加劲钢板限制腹板面外变形改善耗能性能。刘伟庆等<sup>[3]</sup>为弥补现有软钢阻尼器存在的不足,在耗能钢片的形状及组合规律方面加以改进,研发了一种剪切弯曲组合型分阶段屈服软钢阻尼器。

中心支撑框架结构体系是多高层建筑结构常用的结构抗侧力体系,但在水平地震作用下,中心支撑杆容易发生屈曲,为了避免支撑杆失稳,提出了防屈曲支撑。其中,全钢型防屈曲支撑因制作简便、易于装配而广泛应用。现阶段全钢型防屈曲支撑的形式主要有:双钢管、三重钢管防屈曲支撑<sup>[4-5]</sup>、开孔式或开槽式防屈曲支撑<sup>[6-7]</sup>以及装配式防屈曲支撑<sup>[8]</sup>。尽管防屈曲耗能支撑耗能减震性能优秀,然而构造要求比较高,支撑端部截面较小,导致防屈曲支撑可能在明显小于常规设计载荷下过早发生失效,无法达到预期设计目标。

为了改进传统防屈曲支撑的上述弱点,将中心支撑与金属阻尼器进行结合,提出新型耗能支撑的概念。A. Benavent-Climent<sup>[9]</sup>提出了一种基于金属屈服的新型支撑式阻尼器—套管式阻尼器(TTD)。孙筱伟等<sup>[10]</sup>将传统中心支撑与剪切型阻尼器相结合,设计了带有开洞剪切板的新型腹板开孔屈服耗能支撑。李真真等<sup>[11]</sup>将传统中心支撑同加劲阻尼器进行结合,提出了连接板件弯曲屈服耗能支撑,通过连接板件面外弯曲塑性变形耗散能量,耗能能力及变形能力优越,但刚度和承载力较低。

为了提高连接板件弯曲屈服耗能支撑的刚度和承载能力,本文结合新型耗能支撑和弯剪型阻尼

器的优点,对连接板件弯曲屈服耗能支撑进行改进,提出了板件弯剪屈服耗能支撑,如图1所示。耗能支撑与主体结构采用板铰连接,如图2所示。支撑在轴力作用下,剪切板率先发生剪切变形,为耗能支撑提供较大的初始刚度,弯曲板能够有效防止剪切板发生面外变形,加载后期发生弯曲塑性变形耗散能量,支撑杆不发生整体失稳。

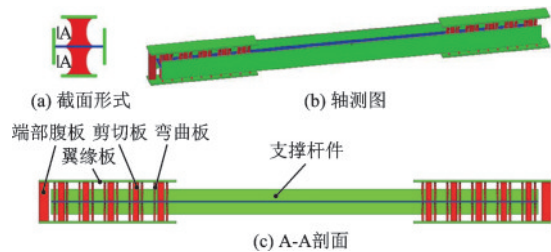


图1 板件弯剪屈服耗能支撑示意

Fig.1 Sketch map of the energy dissipation brace with yielded flexural-and-shear plates

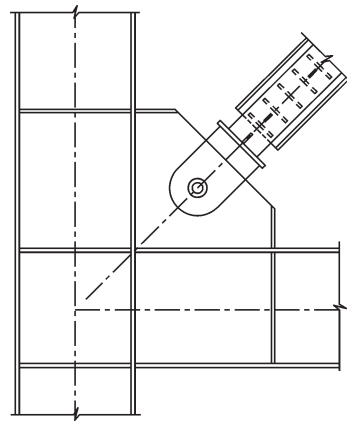


图2 支撑与框架连接构造

Fig.2 Connection construction of brace and frame

本文采用有限元软件ABAQUS建立板件弯剪屈服耗能支撑有限元数值模型,对耗能支撑进行数值模拟分析,并同板件弯曲屈服耗能支撑的滞回性能进行对比,探讨了剪切板高宽比、高厚比对耗能性能的影响,找到影响耗能支撑破坏机理的关键因素,推导了板件弯剪屈服耗能支撑轴向刚度和屈服承载力计算公式。

## 1 有限元模型的建立

### 1.1 钢材本构关系

现有研究<sup>[12]</sup>表明,采用混合强化模型能较好地模拟出循环荷载下Q235B钢材的滞回性能,混合强

化模型将随动强化和等向强化进行组合,其中随动强化采用多个背应力叠加的方式,提高材性拟合的准确度。其中, $\sigma_0$ 为等效塑性应变为0时的应力; $Q_\infty$ 为屈服面最大变化值; $b_{iso}$ 为屈服面随着塑性应变的增加而变化的比率; $C_k$ 为初始随动强化模量; $\gamma_k$ 为

背应力随着塑性应变的增加而变化的比率。故本文采用混合强化模型,同时采用Mises屈服准则和相应流动法则。Q235B钢材的弹性模量取 $E=2.06 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ ,泊松比 $\mu=0.3$ ,材料强化参数见表1。

表1 材料强化参数

Table 1 Material strengthening parameters

参数	$\sigma_0$	$Q_\infty$	$b_{iso}$	$C_1$	$\gamma_1$	$C_2$	$\gamma_2$	$C_3$	$\gamma_3$	$C_4$	$\gamma_4$
取值	407	21	1.2	6 013	173	5 024	120	3 026	32	990	35

## 1.2 单元划分及边界条件

为避免模拟过程中出现过约束和“体积自锁”的问题,所有构件单元全部选用八节点线性六面体一次减缩积分实体单元(C3D8R)。为避免因网格划分不够密而带来的沙漏问题,沿板件厚度方向均划分四层网格。有限元模型如图3所示。同时考虑材料非线性和几何非线性影响,建立分析步step时,设置nlgeom为on。在模型中,焊接截面均采用绑定接触(tie)处理,支撑的两端截面均耦合于形心点,往复荷载与边界条件施加于耦合点上。

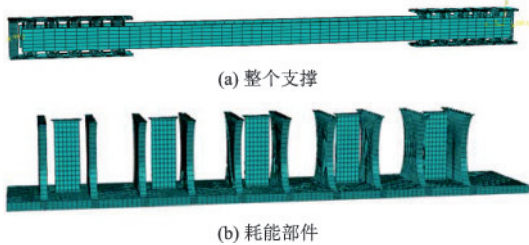


图3 网格划分示例

Fig.3 Meshing examples of the finite element model

## 1.3 加载制度

设置耗能支撑的钢框架的变形形状如图4所示。支撑轴向位移与层间位移的关系采用式(1)计算,该式对拉压加载均有效。《建筑抗震设计规范》<sup>[13]</sup>规定,罕遇地震作用下钢结构弹塑性层间位移角的限值为1/50。当 $\alpha=45^\circ$ ,即 $\sin(2\alpha)$ 取最大值1, $\delta$ 最大值为1%L。本文设计的支撑总长为5m,其最大变形需求即为50mm,故最大加载位移为50mm。

$$\delta = \frac{L\theta \sin(2\alpha)}{2} \quad (1)$$

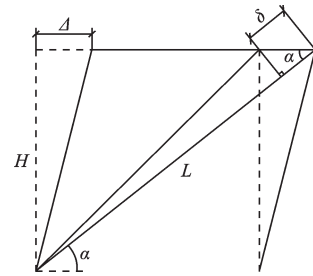


图4 支撑轴向变形与层间位移角的关系

Fig.4 Relationship between axial deformation of the brace and interstory drift ratio

式中, $\theta$ 为层间侧移角; $\alpha$ 为支撑与水平方向的夹角; $L$ 为支撑的初始长度; $\delta$ 为支撑的轴向位移。

按照拟静力试验加载程序采用变形控制加载方法。先进行单向加载,对支撑施加50mm的轴向位移,根据等能量原理推算出屈服位移 $\Delta_y$ 。再进行轴向往复加载,采用位移控制,按照 $\Delta_y/4$ 、 $\Delta_y/2$ 、 $3\Delta_y/4$ 、 $\Delta_y$ 、 $2\Delta_y$ 、 $3\Delta_y$ 、 $4\Delta_y$ ……施加逐级递增的循环位移,屈服前每级循环加载1次,屈服后每级循环加载2次,直至位移达到50mm。

## 1.4 有限元模拟验证

为保证数值模拟的合理性,本文选用文献[14]中的轴向拉压型金属阻尼器试验试件进行有限元模拟验证,按1.2节所述方法建立有限元模型,钢材本构关系、边界条件及加载方式均与试验相同。试验和有限元模拟的破坏模式对比如图5所示,分析结果与试验曲线的对比如图6所示。有限元模拟与试验的破坏模式相似,计算结果与试验滞回曲线、骨架曲线吻合较好,说明上述有限元方法正确可靠,可用于板件弯剪屈服耗能支撑的模拟分析。

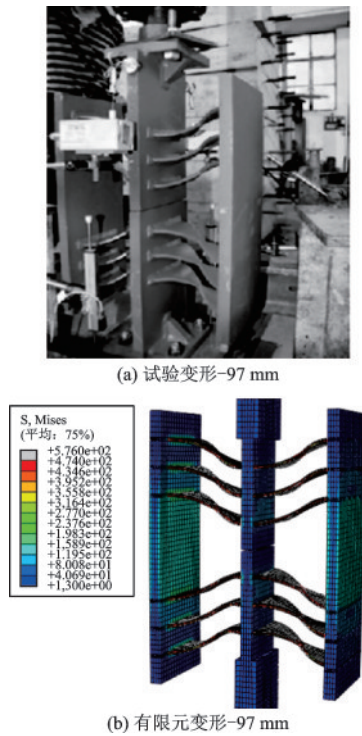


图5 破坏模式对比

Fig.5 Comparison of failure mode

## 2 板件弯剪屈服耗能支撑和板件弯曲屈服耗能支撑的滞回性能对比

### 2.1 试件设计

为研究板件弯剪屈服耗能支撑在循环加载下的耗能特性,本文设计2个试件,分别为板件弯曲屈服耗能支撑(试件CPB)和板件弯剪屈服耗能支撑(试件SFB)。为确保可比性,支撑主体工字钢和弯曲连接板均采用相同的截面高度、宽度、厚度。耗能

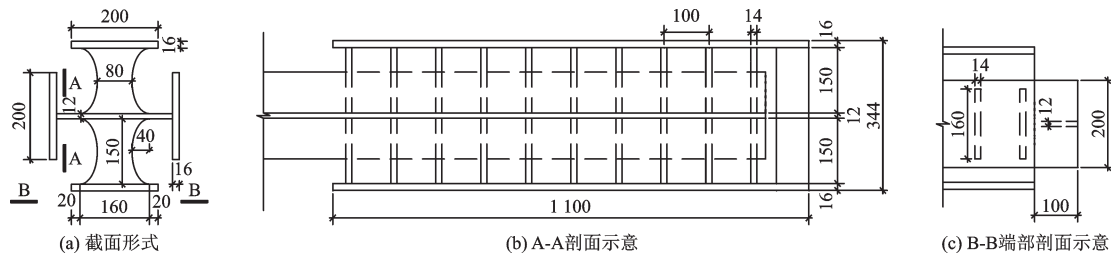


图7 试件CPB几何模型

Fig.7 Geometry model of the specimen CPB

### 2.2 破坏过程

在加载初期,板件弯曲屈服耗能支撑的连接板

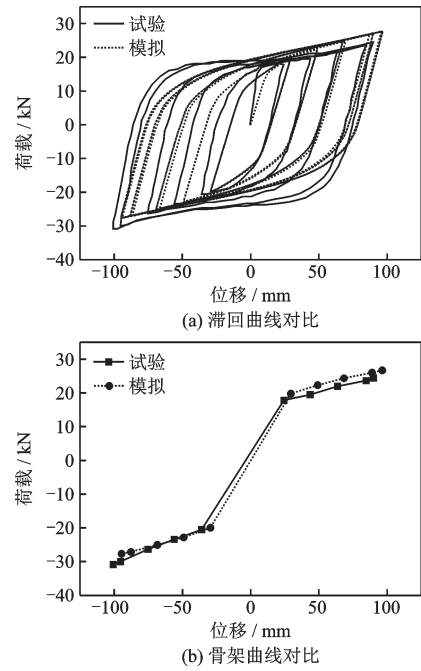


图6 理论曲线与试验曲线对比

Fig.6 Comparison of theoretical and experimental curves

能支撑试件总长为5 m,采用Q235B级钢。支撑主体工字钢长4.8 m,截面为H300×200×12×16,耗能段翼缘长度为1.1 m,宽200 mm,厚16 mm;端部腹板宽度为75 mm,厚度为12 mm;弯曲连接板边缘采用椭圆弧形变截面,最窄处宽度为80 mm,高度为160 mm,厚度为14 mm,连接板件间距为100 mm,试件具体尺寸如图7所示。其中,试件SFB在试件CPB的连接板件间间隔布置矩形剪切板,剪切板厚10 mm,为保证焊缝构造要求,对剪切板端部进行放大。弯曲连接板、剪切板与工字钢、耗能段翼缘均采用焊接连接,试件具体尺寸如图8所示。

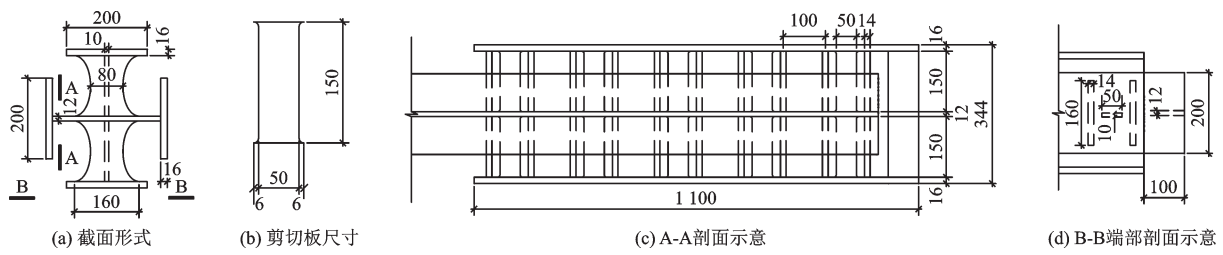


图8 试件SFB几何模型

Fig.8 Geometry model of the specimen SFB

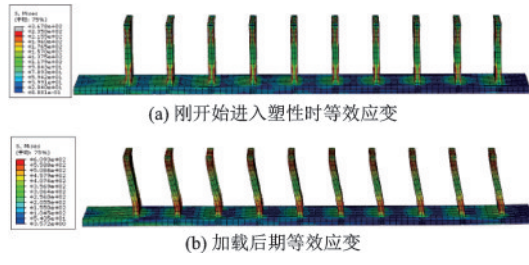


图9 试件CPB的等效应变

Fig.9 Equivalent strain diagram of the specimen CPB

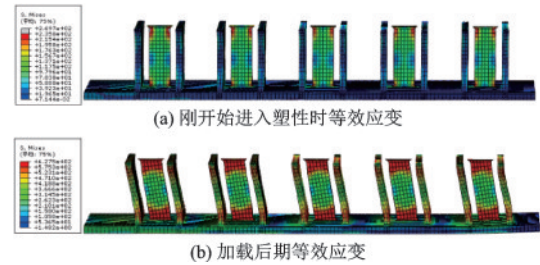


图10 试件SFB的等效应变

Fig.10 Equivalent strain diagram of the specimen SFB

件两端,如图9(b)所示。

在加载初期,板件弯剪屈服耗能支撑的剪切板首先发生面内屈服,塑性变形主要集中在剪切板端部区域,弯曲板仍处于弹性阶段,如图10(a)所示;加载后期,弯曲板发生面外弯曲变形,与剪切板共同耗散能量,塑性变形集中于弯曲板两端,耗能效果好,如图10(b)所示。

### 2.3 耗能性能分析

试件CPB和SFB的滞回曲线、骨架曲线、刚度退化曲线、等效黏滞阻尼系数曲线的对比情况,如图11所示。两试件的滞回曲线均呈纺锤形且相当饱满,试件SFB的滞回曲线完全包裹住试件CPB的滞回曲线,说明试件SFB耗散的能量远大于试件

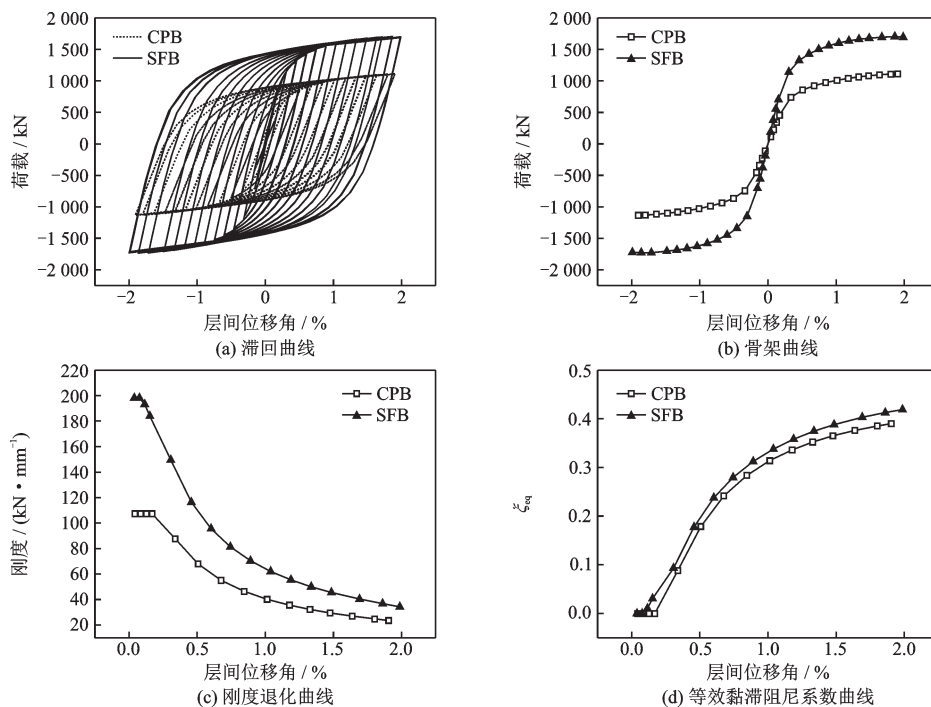


图11 试件对比分析

Fig.11 Comparative analysis of specimens

CPB耗散的能量。由骨架曲线可知,增加了剪切板的试件SFB比试件CPB承载力提高了52%。试件抗侧刚度的退化过程反映了试件在低周往复荷载下的刚度退化性能,总体来看,试件CPB的刚度低于试件SFB。试件SFB的剪切板为耗能支撑提供了较大的初始刚度,试件SFB比试件CPB的初始刚度提高了85%。加载初期,试件SFB中的剪切板率先发生面内屈服导致抗侧刚度迅速减小,加载后期,剪切板与弯曲板件共同发挥作用,刚度退化速率变缓。试件CPB在弹性阶段刚度未发生退化,开始发生屈服后,连接板件发生面外弯曲变形导致刚度发生退化。试件的耗能能力可采用等效黏滞阻尼系数分析,试件SFB比CPB先开始发生耗能,且等效黏滞阻尼系数始终高于试件CPB。由上述分析可知,板件弯剪屈服耗能支撑中的剪切板明显增强了耗能支撑的耗能能力。

### 3 剪切板的参数分析

基于以上分析可知,板件弯剪屈服耗能支撑中的剪切板是提高其耗能能力、承载力和刚度的关键部件,剪切板的高厚比和宽厚比是影响耗能支撑性能的重要参数,本文主要通过改变剪切板高厚比、宽厚比,共设计7个不同形式的耗能支撑,具体参数见表2。

表2 板件弯剪屈服耗能支撑模型几何参数  
Table 2 Geometric parameters of the energy dissipation brace with yielded flexural-and-shear plates

编号	$h/\text{mm}$	$b_s/\text{mm}$	$t_s/\text{mm}$	$h/b_s$	$h/t_s$
SFB	150	50	10	3	15
SFB-B1	150	30	10	5	15
SFB-B2	150	37.5	10	4	15
SFB-B3	150	60	10	2.5	15
SFB-T1	150	50	6	3	25
SFB-T2	150	50	7.5	3	20
SFB-T3	150	50	15	3	10

#### 3.1 剪切板高宽比 $h/b$ 的影响

根据已有研究成果<sup>[15]</sup>,剪切板的受力特征随着高宽比的变化而变化,当 $h/b \leq \sqrt{3}/2$ 时,剪切屈服先于弯曲屈服,属于剪切型;当 $\sqrt{3}/2 \leq h/b \leq 5$ ,弯曲屈服先于剪切屈服,须同时考虑弯曲变形和剪切变形,属于弯剪型;当 $h/b > 5$ ,剪切变形可忽略不计,属于弯曲型。由于构造要求,要求剪切板与弯曲板高度相同,为避免剪切板刚度过大,本文仅考虑弯剪型剪切板,即 $\sqrt{3}/2 \leq h/b \leq 5$ 。为研究剪切板不同高宽比耗能支撑的影响,设计了SFB-B系列试件,得到4种剪切板高宽比不同试件的滞回曲线,如图12所示。剪切板高宽比不同试件的滞回曲线均较为饱满,耗能效果较好,随着剪切板高宽比的

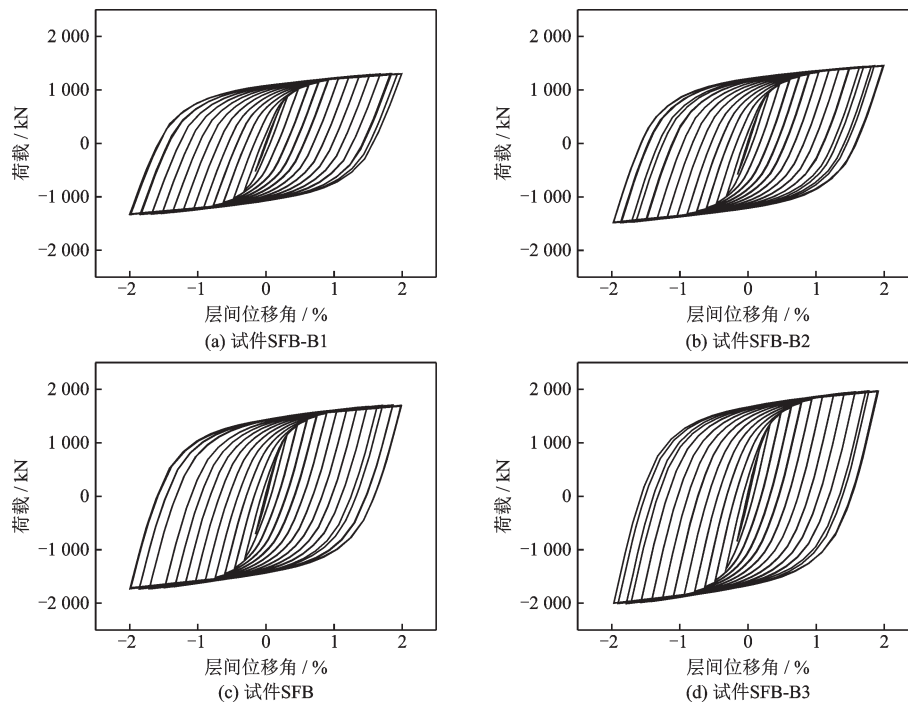


图12 SFB-B组试件滞回曲线  
Fig.12 Hysteresis curves of the specimen group SFB-B

减小,剪切板面积增加,滞回性能显著提高。骨架曲线、刚度退化曲线及等效黏滞阻尼系数曲线的对比情况如图 13 所示,随着高宽比的减小,承载能力、初始刚度、等效黏滞阻尼系数均得到明显提高,且提高的幅度越来越大,与不加剪切板的板件弯曲屈服耗能支撑相比,承载力分别提高了 17%、31%、52%、77%,初始刚度分别提高了 30%、50%、85%、

111%,等效黏滞阻尼系数分别提高了 4%、6%、7%、7%。综上所述,剪切板的高宽比是板件弯剪屈服耗能支撑的重要影响因素,减小剪切板的高宽比可以提升耗能支撑的承载力、刚度、耗能能力等各项性能。当剪切板的高宽比等于 2.5 时,耗能支撑等效黏滞阻尼系数不再增加,耗能能力不再提高,建议剪切板高宽比取值不小于 2.5。

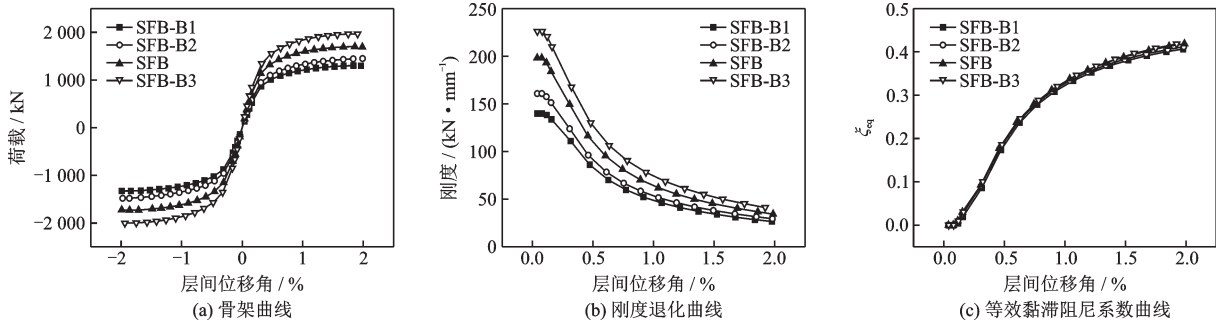


图 13 SFB-B 组试件

Fig.13 Specimens group SFB-B

### 3.2 剪切板高厚比 $h/t$ 的影响

为研究剪切板不同高厚比耗能支撑的影响,设计了 SFB-T 系列试件,得到 4 种剪切板高厚比不同试件的滞回曲线,如图 14 所示。剪切板高厚比不同试件的滞回曲线均呈纺锤形,随着剪切板高厚比的减小,滞回性能提升明显。骨架曲线、刚度退化曲

线及等效黏滞阻尼系数曲线的对比情况如图 15 所示,随着高厚比的减小,承载力和初始刚度显著增加,且增加的幅度也越来越大,与不加剪切板的板件弯剪屈服耗能支撑相比,承载力分别提高了 18%、24%、32%、49%,初始刚度分别提高了 33%、39%、49%、66%,等效黏滞阻尼系数曲线较为接近。综上所述,剪切板高厚比对板件弯剪屈服耗能

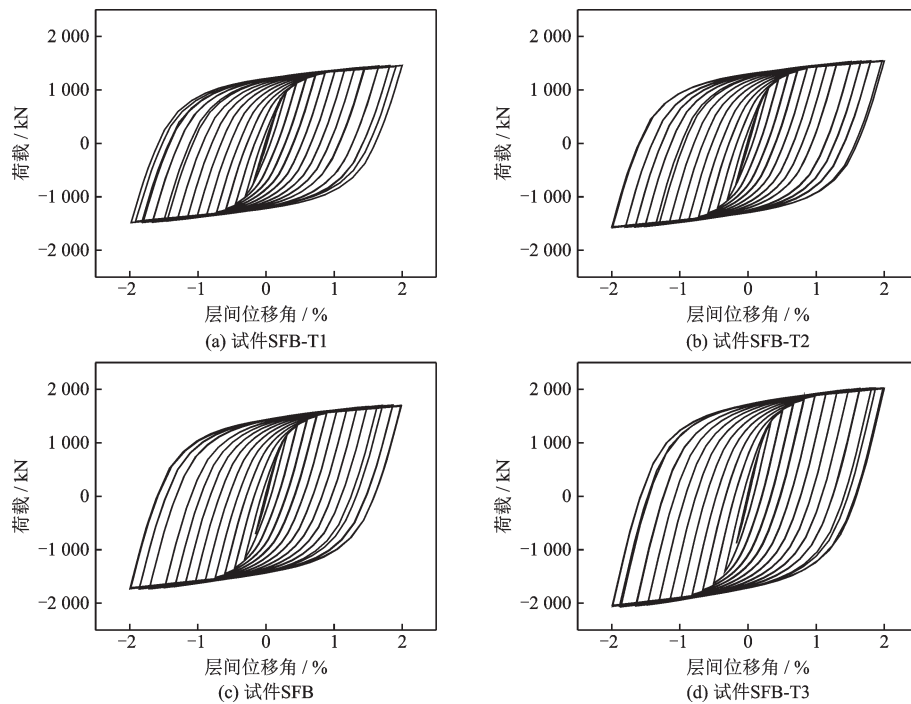


图 14 SFB-T 组试件滞回曲线

Fig.14 Hysteresis curve of specimen group SFB-T

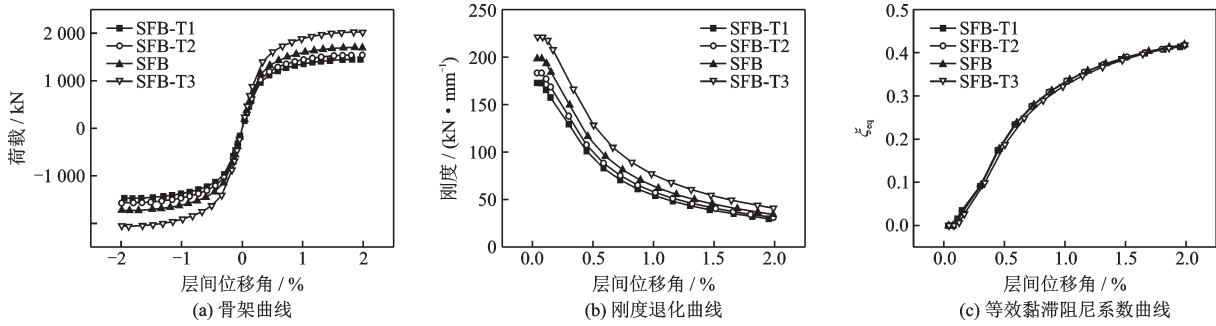


图 15 SFB-T 组试件

Fig.15 Specimen group SFB-T

支撑的耗能能力、承载力及刚度影响较大,减小切口板高厚比可以提升耗能支撑的承载力、刚度等各项性能。

#### 4 初始刚度及屈服承载力

与板件弯曲屈服耗能支撑相比,板件弯剪屈服耗能支撑中的剪切板显著提升了耗能支撑的初始刚度、屈服承载力等力学性能。本节基于已有研究成果<sup>[11]</sup>,采用 2.1 节选用的设计参数进行初始刚度和屈服承载力公式推导,由上节参数分析可知,剪切板的高宽比和高厚比是提高耗能支撑力学性能的重要因素,并选取有限元分析的试件进行验证。

##### 4.1 单片弯曲板力学性能

加载过程中,弯曲板上下端发生相对位移,弯曲板沿厚度方向发生弯曲变形耗能,其边界条件可简化为一端固接,一端定向的滑动支座,定义弯曲板的宽度方向为  $x$  向,高度方向为  $y$  向,厚度方向为  $z$  向,计算简图如图 16 所示。其中,弯曲板高度为  $h$ ,宽度为  $b$ ,最窄处宽度为  $b_0$ ,厚度为  $t$ ,如图 17 所示。

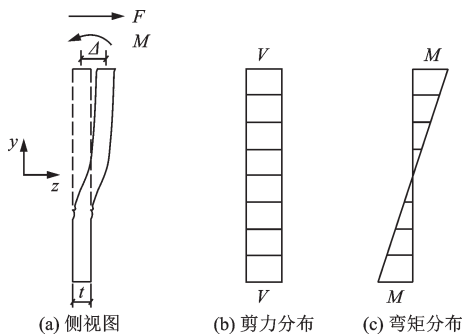


图 16 弯曲板计算简图

Fig.16 Computing model of the flexural plate

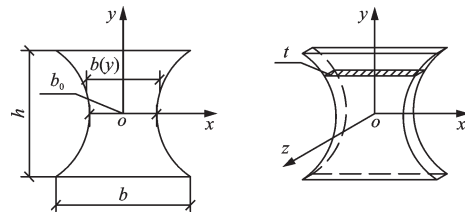


图 17 弯曲板示意图

Fig.17 Diagram of the flexural plate

文献[11]已对弯曲板的力学性能进行分析,得到单片椭圆弧边弯曲连接板的初始刚度为:

$$K_n = \frac{1}{\lambda} = \frac{Eb_t t_i^3}{3h^3} \eta \quad (2)$$

式中, $\lambda$ 为单片弯曲板柔度; $E$ 为钢材弹性模量; $b_t$ 为弯曲板宽度; $t_i$ 为弯曲板厚度; $h$ 为弯曲板高度; $\eta$ 为截面形状影响系数。

$$\frac{1}{\eta} = \frac{\pi}{4} \frac{1}{1-\xi} + \frac{1}{(1-\xi)^2} - \frac{\pi(1-\xi)^2 - 1}{2(1-\xi)^3} - \frac{2(2-\xi)}{(1-\xi)^3} \sqrt{\frac{\xi}{2-\xi}} \arctan\left(\sqrt{\frac{2-\xi}{\xi}}\right) \quad (3)$$

$$(\xi = b_t/b_0)$$

屈服位移为:

$$\Delta_{yf} = \frac{f_y h^2}{2Et} \quad (4)$$

##### 4.2 单片剪切板力学性能

加载过程中,剪切板沿宽度方向同时发生弯曲变形和剪切变形,板件上下端发生相对位移,其边界条件可简化为一端固接,一端定向支座。定义剪切板的厚度方向为  $x$  向,高度方向为  $y$  向,宽度方向为  $z$  向,高度为  $h$ ,宽度为  $b$ ,厚度为  $t$ 。为简化计算,将剪切板近似取为矩形板,剪切板的变形、内力分布如图 18 所示。

剪切板侧移由弯曲变形和剪切变形两部分组成:

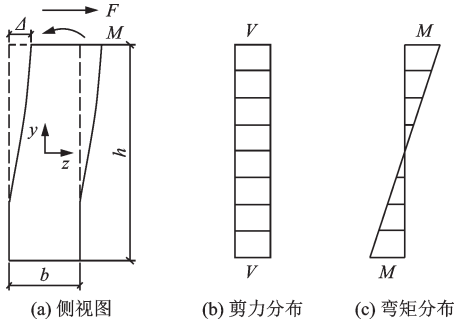


图18 剪切板计算简图

Fig.18 Computing model of the shear plate

$$\bar{\Delta} = \bar{\Delta}_M + \bar{\Delta}_V \quad (5)$$

$$\bar{\Delta}_M = \int M d\theta = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \frac{y^2}{E t_s b_s^3} dy = \frac{h^3}{E t_s b_s^3} \quad (6)$$

$$\bar{\Delta}_V = \int V ds = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \frac{\mu}{GA} dy = \frac{\mu h}{G t_s b_s} = \frac{2(1+\nu)\mu h}{E t_s b_s} \quad (7)$$

$$K_{s1} = \gamma \frac{1}{\bar{\Delta}_M + \bar{\Delta}_V} = \frac{\gamma}{\frac{h^3}{E t_s b_s^3} + \frac{2(1+\nu)\mu}{E t_s b_s}} = \frac{\gamma E t_s}{\left(\frac{h}{b_s}\right)^3 + 2(1+\nu)\mu \left(\frac{h}{b_s}\right)} \quad (8)$$

式中,  $\gamma$  为考虑剪切板不规则形状的截面形状系数  $E$  为钢材弹性模量;  $\nu$  为泊松比, 取 0.3;  $\mu$  为截面剪切不均匀系数, 矩形截面取 1.2。

为统计截面形状影响系数的取值, 在前面有限元基础上, 又设计了 15 个耗能剪切板, 通过有限元计算剪切板的初始刚度, 通过最小二乘法拟合结果为  $\gamma=1.04$ 。

弯剪型钢板边缘拉压屈服先于中间剪切屈服, 当边缘纤维拉压屈服时:

$$\sigma = \frac{M}{W} = \frac{\frac{Vh}{2}}{t_s b_s^2} = \frac{3Vh}{t_s b_s^2} = f_y \quad (9)$$

故屈服承载力为:

$$V_{ys} = \frac{f_y b_s^2 t_s}{3h} \quad (10)$$

屈服位移为:

$$\Delta_{ys} = \frac{V_{ys}}{K_{s1}} = \frac{f_y b_s \left[ \left(\frac{h}{b_s}\right)^2 + 3.12 \right]}{3.12E} \quad (11)$$

### 4.3 耗能支撑整体刚度

耗能支撑由 4 组弯曲板、剪切板对称布置在主

体工字钢与翼缘板之间, 每组由  $n_f$  片弯曲板和  $n_s$  片剪切板并联而成。令端部四组弯曲板与剪切板的混合刚度分别为  $K_1, K_2, K_3, K_4$  ( $K_1=K_2=K_3=K_4$ ), 其中  $K_1$  与  $K_2, K_3$  与  $K_4$  分别发生并联, 再发生串联, 刚度串并联关系简图如图 19 所示。

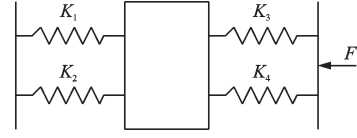


图19 刚度计算简图

Fig.19 Stiffness calculation diagram

$$\frac{1}{K_0} = \frac{1}{K_1 + K_2} + \frac{1}{K_3 + K_4} = \frac{1}{2K_1} + \frac{1}{2K_1} = \frac{1}{K_1} = \frac{1}{n_f K_{f1}} + \frac{1}{n_s K_{s1}} \quad (12)$$

$$K_0 = n_f K_{f1} + n_s K_{s1} = n_f \frac{Eb_f}{3\left(\frac{h}{t_f}\right)^3} \eta + n_s \frac{1.04Et_s}{\left(\frac{h}{b_s}\right)^3 + 3.12\left(\frac{h}{b_s}\right)} \quad (13)$$

由于耗能支撑中, 主体工字钢与翼缘板、端部腹板均提供部分刚度, 所以在公式中引入刚度影响系数  $\alpha$ 。由于弯曲板、剪切板与主体工字钢、翼缘板及端部腹板串联而成, 支撑整体刚度公式为:

$$\frac{1}{K} = \frac{1}{K_0} + \frac{1}{\alpha} \quad (14)$$

$K =$

$$\frac{1}{\frac{3\left(\frac{h}{t_f}\right)^3 \left[ \left(\frac{h}{b_s}\right)^3 + 3.12\left(\frac{h}{b_s}\right) \right]}{n_f Eb_f \eta \left[ \left(\frac{h}{b_s}\right)^3 + 3.12\left(\frac{h}{b_s}\right) \right] + 3.12n_s Et_s \left(\frac{h}{t_f}\right)^3} + \frac{1}{\alpha}} \quad (15)$$

为统计  $\alpha$  的数值, 对 1.2 节中选用的 7 个耗能支撑试件进行有限元数值模拟并计算初始刚度, 通过最小二乘法拟合出刚度影响系数  $\alpha$  为 335 时, 取得局部最优解。

$K =$

$$\frac{1}{\frac{3\left(\frac{h}{t_f}\right)^3 \left[ \left(\frac{h}{b_s}\right)^3 + 3.12\left(\frac{h}{b_s}\right) \right]}{n_f Eb_f \eta \left[ \left(\frac{h}{b_s}\right)^3 + 3.12\left(\frac{h}{b_s}\right) \right] + 3.12n_s Et_s \left(\frac{h}{t_f}\right)^3} + \frac{1}{335}} \quad (16)$$

有限元结果与理论计算结果对比见表3。由表3可知,有限元数值模拟得到的初始刚度与理论计

算结果吻合较好,说明拟合的理论公式准确性较高。

表3 初始刚度对比

Table 3 Comparison of initial stiffness

编号	SFB	SFB-B1	SFB-B2	SFB-B3	SFB-T1	SFB-T2	SFB-T3
理论值/(kN·mm <sup>-1</sup> )	197.08	146.48	164.75	220.06	173.73	183.36	218.22
有限元/(kN·mm <sup>-1</sup> )	198.17	139.95	160.87	226.02	172.79	183.32	221.07
误差/%	0.55	-4.46	-2.35	2.71	-0.54	-0.02	1.3

#### 4.4 耗能支撑屈服承载力

由式(3)、式(10)可得 $\Delta_{ys} \ll \Delta_{yf}$ ,剪切板先于弯曲板发生屈服,耗能支撑第一屈服位移 $\Delta_1 = \Delta_{ys}$ 。

故耗能支撑第一屈服荷载为:

$$V = \Delta_1 (2n_f K_{f1} + 2n_s K_{s1}) = \frac{f_y b_s \left[ \left( \frac{h}{b_s} \right)^2 + 3.12 \right]}{3.12E} \cdot \left( n_f \frac{Eb_f}{3 \left( \frac{h}{t_f} \right)^3} \eta + n_s \frac{1.04Et_s}{\left( \frac{h}{b_s} \right)^3 + 3.12 \left( \frac{h}{b_s} \right)} \right) \quad (17)$$

考虑到主体工字钢与翼缘板、端部腹板也为支撑提供屈服剪力,引入承载力影响系数 $\beta$ ,可得:

$$V = \beta \frac{f_y b_s \left[ \left( \frac{h}{b_s} \right)^2 + 3.12 \right]}{3.12E} \cdot \left( n_f \frac{Eb_f}{3 \left( \frac{h}{t_f} \right)^3} \eta + n_s \frac{1.04Et_s}{\left( \frac{h}{b_s} \right)^3 + 3.12 \left( \frac{h}{b_s} \right)} \right) \quad (18)$$

通过最小二乘法, $\beta$ 取1.35时为最小二乘法的局部最优解。

$$V = 1.35 \frac{f_y b_s \left[ \left( \frac{h}{b_s} \right)^2 + 3.12 \right]}{3.12E} \cdot \left( n_f \frac{Eb_f}{3 \left( \frac{h}{t_f} \right)^3} \eta + n_s \frac{1.04Et_s}{\left( \frac{h}{b_s} \right)^3 + 3.12 \left( \frac{h}{b_s} \right)} \right) \quad (19)$$

屈服承载力有限元模拟结果与理论计算结果对比见表4。由表4可知,有限元数值模拟得到的屈服承载力与理论计算结果吻合较好,说明拟合的理论公式准确性较高。

## 5 结论

提出了板件弯剪屈服耗能支撑的构造,结合有限元数值模拟考察了剪切板不同设计参数对耗能支撑耗能能力、承载能力、刚度退化规律的影响。得到以下结论:

表4 屈服承载力对比

Table 4 Comparison of yield capacity comparison

编号	SFB	SFB-B1	SFB-B2	SFB-B3	SFB-T1	SFB-T2	SFB-T3
理论值/kN	286.39	216.78	229.46	355.98	215.89	242.33	374.52
有限元/kN	278.47	225.01	241.64	339.03	208.35	238.82	375.32
误差/%	-2.77	3.80	5.31	-4.76	-3.49	-1.45	0.21

(1) 板件弯剪屈服耗能支撑滞回曲线饱满,支撑耗能能力较好。

(2) 板件弯剪屈服耗能支撑的承载能力、初始刚度和等效黏滞阻尼系数比板件弯曲屈服耗能支撑都有较大提高,剪切板的存在明显增强了耗能支撑的耗能能力。

(3) 减小剪切板的高宽比和高厚比,耗能支撑的承载能力和初始刚度有明显增加。其中,剪切板的高宽比是最主要的影响因素。

(4) 提出的抗侧刚度及屈服承载力计算公式与有限元计算结果拟合较好,公式计算结果比较精确。

## 参考文献:

- [1] Dipti Ranjan Sahoo, Tarun Singhal, Satpol Singh Taraitia, et al. Cyclic behavior of shear-and-flexural yielding metallic dampers[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2015, 114:247-25.
- [2] 郑宏, 全凯, 丁双杰. 新型弯剪型防屈曲软钢阻尼器的滞回性能研究[J]. 石家庄铁道大学学报(自然科学版), 2017, 30(2):11-16, 30.  
Zheng H, Quan K, Ding S J. The hysteretic behavior research of a new flexural-and-shear buckling-restrained mild steel damper [J]. Journal of Shijiazhuang Tiedao University (Natural Science Edition), 2017, 30(2): 11-16, 30. (in Chinese)
- [3] 刘伟庆, 缪卓君, 王曙光, 等. 新型分阶段屈服型软钢阻尼器的试验研究及数值模拟[J]. 振动与冲击, 2016, 35(3):87-92.  
Liu W Q, Miao Z J, Wang S G, et al. Experiments and numerical prediction on a new type of mild steel damper with separable phase yielding [J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(3):87-92. (in Chinese)
- [4] Kuwahara S, Tada M, Yoneyama T, et al. A study on stiffening capacity of double-tube members [J]. Journal of Structural and Construction Engineering, Architectural Institute of Japan, 1993, 445(3):151-158.
- [5] 王树和, 刘官印. 新型三重钢管防屈曲耗能支撑的力学性能[J]. 北京科技大学学报, 2014, 36(3):406-413.  
Wang S H, Liu G Y, Mechanical properties of a new type of triple-steel tube buckling-restrained brace [J]. Journal of University of Science and Technology Beijing, 2014, 36(3):406-413. (in Chinese)
- [6] 周云, 邓雪松, 钱洪涛, 等. 开孔式三重钢管防屈曲耗能支撑性能试验研究[J]. 土木工程学报, 2010, 43(9):77-87.  
Zhou Y, Deng X S, Qian H T, et al. An experimental study of the perforation-type triple-steel tube Buckling-Restrained Brace [J]. China Civil Engineering Journal, 2010, 43(9):77-87. (in Chinese)
- [7] 邓雪松, 邹征敏, 周云. 开槽式三重钢管防屈曲耗能支撑试验研究与有限元模拟[J]. 土木工程学报, 2010, 43(12):41-49.  
Deng X S, Zou Z M, Zhou Y. Experimental and finite-element studies of notched triple-steel tube buckling-resistant brace [J]. China Civil Engineering Journal, 2010, 43(12):41-49. (in Chinese)
- [8] 郭彦林, 王小安, 江磊鑫. 装配式防屈曲支撑构件及框架设计理论[J]. 结构工程师, 2010, 26(6):164-176.  
Guo Y L, Wang X A, Jiang L X. Design theory of assembled buckling-restrained braces and buckling-restrained braced frames [J]. Journal of Structural Engineer, 2010, 26(6):164-176. (in Chinese)
- [9] Benavent-Climent A. A brace-type seismic damper based on yielding the walls of hollow structural sections [J]. Engineering Structures, 2010, 32(4):1113-1122.
- [10] 孙筱玮, 赵宝成, 沈晓明. 新型腹板开孔屈服耗能支撑滞回性能分析[J]. 工程抗震与加固改造, 2019, 41(3):15-25.  
Sun X W, Zhao B C, Shen X M. Finite element analysis on the innovative brace dissipated energy by yielded perforated web [J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2019, 41(3):15-25. (in Chinese)
- [11] 李真真, 赵宝成. 连接板件屈服耗能支撑滞回性能研究[J]. 建筑钢结构进展, 2021, 23(5):18-28, 72.  
Li Z Z, Zhao B C. A study on the hysteretic behavior of a brace dissipated energy by yielded connecting plates [J]. Progress in Steel Building Structures, 2021, 23(5):18-28, 72. (in Chinese)
- [12] 石永久, 王萌, 王元清. 循环荷载作用下结构钢材本构关系试验研究[J]. 建筑材料学报, 2012, 15(3):293-300.  
Shi Y J, Wang M, Wang Y Q. Experimental study of structural steel constitutive relationship under cyclic loading [J]. Journal of Building Materials, 2012, 15(3):293-300. (in Chinese)
- [13] 建筑抗震设计规范:GB 50011—2010[S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2010.
- [14] 鲁亮, 刘霞, 代桂霞. 轴向拉压型金属阻尼器抗震性能测试及其应用研究[J]. 振动与冲击, 2017, 36(16):141-147.  
Lu L, Liu X, Dai G X. An experimental study on the mechanical properties of an axial compression-tension metallic damper and its application [J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(16):141-147. (in Chinese)
- [15] 刘峰. 新型防屈曲剪切钢板阻尼器性能研究[D]. 南京:东南大学, 2014.  
Liu F. Study of new buckling restrained shear panel damper [D]. Nanjing: Southeast University, 2014. (in Chinese)

(本文责编:池营营)