

# 装配式槽钢腹板开孔耗能支撑滞回性能试验研究

徐 奔,赵宝成\*,顾晨姣  
(苏州科技大学 土木工程学院,江苏 苏州 215011)

**摘要:** 装配式槽钢腹板开孔耗能支撑由中心支撑斜杆两端设置的腹板开孔槽钢构成,开孔槽钢与H型钢支撑之间采用螺栓连接,可避免中心支撑斜杆受压失稳。为研究该支撑的滞回性能,设计了3根开孔形式不同的装配式槽钢腹板开孔耗能支撑试件,对试件开展了低周往复加载试验,并进行了有限元模拟分析。研究表明:在轴力作用下,装配式槽钢开孔耗能支撑主要依靠端部槽钢开孔腹板的孔间板件屈服耗能,整个加载过程中支撑主体H型钢未发生失稳;加载过程中螺栓出现了滑移,滞回曲线有不同程度的捏拢;试验中腹板开椭圆孔的试件耗能能力最强,腹板开菱形孔的试件承载能力最强;减小开孔槽钢腹板孔间板件高宽比可以显著提高试件的承载能力和加载后期的耗能能力;减小开孔槽钢腹板孔间板件高厚比对试件的耗能能力影响不明显;在保证开孔率相同的前提下,槽钢腹板开椭圆孔耗能支撑的承载能力较开长圆孔和菱形孔支撑的承载能力更强。

**关键词:** 装配式耗能支撑;开孔形状;低周往复加载试验;滞回性能;有限元分析;开孔率

中图分类号: TU391

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2025)07-0031-13

DOI: 10.13969/j.jzgjz.20240301002

## Experimental Study on Hysteretic Performance of Assembled Energy Dissipation Brace with Perforated Channel Steel

XU Ben, ZHAO Baocheng\*, GU Chenjiao

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

\*Corresponding author: zhaobc2000@163.com

**Abstract:** A novel type of energy dissipation brace is composed of channel steel with holes on the webs installed at both ends of the central brace. The perforated channel steel and the H-shaped steel brace are bolted to avoid the pressure buckling of the central brace. To study the hysteretic performance of the brace, three braces with different shapes of holes were designed, and the specimens were subjected to low cycle reversed loading test and finite element simulation analysis. The results show that under the action of axial force, the energy dissipation of the brace is mainly dependent on the plastic deformation of the plates between the web holes. During the loading process, the bolt appeared to slip and the hysteresis curve exhibited pinching phenomenon in different degrees. The energy dissipation capacity of the specimens with elliptical holes is the best, and the load-bearing capacity of the specimens with diamond-shaped holes is the highest. Reducing the aspect ratio of the plate between the holes of the web can significantly improve the bearing capacity and energy dissipation capacity of the specimen during later stages of loading. The impact on energy dissipation capacity of the specimen by reducing the height-to-thickness ratio of the plate between holes is not

收稿日期:2024-03-01

基金项目:国家自然科学基金(51878432),江苏省研究生科研创新计划项目(KYCX22\_3287)

作者简介:

徐 奔(1999—),男,硕士研究生,主要从事组合结构抗震性能方面的研究。E-mail:xuben19992021@163.com。

通信作者:

赵宝成(1970—),男,博士,教授,主要从事钢结构、组合结构抗震性能方面的研究。E-mail:zhaobc2000@163.com。

significant. Furthermore, under the same opening ratio, it has been observed that the energy dissipation capacity of the specimens with elliptical holes provide higher load-bearing capacity compared to those with slotted circular and diamond-shaped holes.

**Keywords:** assembled energy dissipation brace; hole shape; low cycle reversed loading test; hysteretic performance; finite element analysis; opening ratio

中心支撑钢框架结构的抗侧刚度大,应用比较广泛,但在设防地震作用下,中心支撑斜杆容易发生受压失稳,为了避免此种情况的发生,提出了防屈曲支撑(buckling-restrained brace, BRB)<sup>[1-2]</sup>。但 BRB 的屈服芯板与端部放大段构造较复杂,外伸屈服段两端需设置加强段,且端部芯板外伸部分容易发生局部失稳破坏。此外,芯板与约束套筒间的缝隙控制及填充材料构造要求严格,制作复杂。

受到 BRB<sup>[3-11]</sup>与金属阻尼器<sup>[12-17]</sup>的启发,为改进 BRB 的构造缺点,提出了装配式槽钢腹板开孔耗能支撑(图1),该支撑由工字形中心支撑斜杆两端设腹板开孔槽钢构成,开孔槽钢与工字形支撑之间采用螺栓连接。开孔后的槽钢腹板为相对薄弱的部分,在轴力作用下,腹板开孔之间的孔间板件进入塑性耗能阶段,可避免中心支撑斜杆受压失稳。腹板开孔耗能槽钢与中间支撑之间采用螺栓连接,耗能槽钢外露,在设防地震作用下,耗能槽钢的破坏程度易于检测。耗能槽钢破坏后修复便捷,可显著节省修复时间和成本,且替换后的支撑性能可恢复至震前水平。

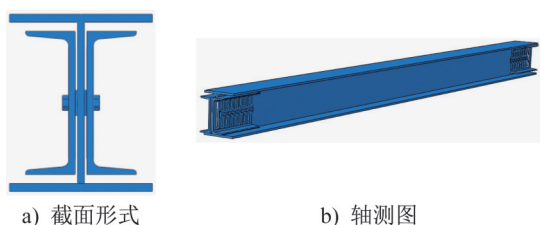


图1 装配式槽钢腹板开孔耗能支撑示意

Fig. 1 Diagram of the assembled energy dissipation brace with perforated channel steel

为了研究装配式槽钢腹板开孔耗能支撑的滞回性能,本文设计了3根不同开孔形状的装配式槽钢腹板开孔耗能支撑试件,并对试件开展了低周往复加载试验,揭示了耗能支撑在循环荷载作用下的破坏机理。通过观测试件的破坏模式,得到了试件的滞回曲线、骨架曲线、刚度退化曲线和等效粘滞阻尼系数曲线,并分析了试件的承载能力、耗能能力、刚度退化规律以及应变。采用有限元软件 ABAQUS 建立了装配式槽钢腹板开孔耗能支撑的有限元分析模型,并对支撑试件进行了数值模拟分析,研究了开孔槽钢孔间板件的高宽比、高厚比

及槽钢开孔形状对装配式槽钢腹板开孔耗能支撑滞回性能的影响。

## 1 试验概况

### 1.1 试件设计

试验试件编号分别为 BCDW-1、BCDW-2、BCDW-3,耗能支撑槽钢腹板分别开设长圆孔、椭圆孔和菱形孔。试件设计<sup>[18]</sup>的原则是确保槽钢腹板孔间板件首先发生屈服耗能,但传力支撑的 H 型钢不发生屈服和失稳。试件 BCDW-1 和 BCDW-2 的开孔率基本相同,试件 BCDW-2 和 BCDW-3 开孔的外轮廓及关键尺寸保持一致。采用 ABAQUS 软件对试件进行模拟分析,确定试件的设计承载力。

试件长度为 1 800 mm,耗能段长度为 250 mm,钢材采用 Q235B;支撑主体 H 型钢截面尺寸为 240 mm×175 mm×8 mm×12 mm,长 1 635 mm;耗能槽钢采用 [20a,截面尺寸为 200 mm×73 mm×7 mm,长 260 mm,端板厚 20 mm。耗能槽钢与传力 H 型钢通过 10 个 10.9 级 M16 高强螺栓连接,端板与耗能槽钢采用焊接连接,与作动器则采用螺栓连接。具体构造如图 2 所示。

### 1.2 材料性能

根据国家标准《钢及钢产品 力学性能试验取样位置及试样制备》(GB/T 2975—2018)<sup>[19]</sup>和《金属材料 拉伸试验 第1部分:室温试验方法》(GB/T 228.1—2021)<sup>[20]</sup>的有关规定对 H 型钢和槽钢的翼缘及腹板取样,并进行材性试验。所有试样均采用同一批钢材并同时加工,钢材材性试验结果如表 1 所示,表 1 中  $t$  为 H 型钢以及槽钢的腹板厚度; $f_y$  为钢材屈服强度; $f_u$  为钢材抗拉屈服强度。

### 1.3 试验装置及加载方案

试件两端焊有厚 20 mm 的端板,其中一端端板通过螺栓与地梁上的支座连接,另一端端板与液压伺服作动器连接,作动器沿试件中心线对试件施加水平荷载,作动器加载最大值为 ±500 kN,最大加载位移为 ±250 mm,试验装置如图 3 所示。试验采用位移控制模式对试件进行低周往复加载。

耗能支撑连同两端构造在框架梁柱节点形心连线方向的长度为 2 700 mm。试验仅对耗能支撑进行低周往复加载,故需要将原本施加于支撑框架结构的轴向位移

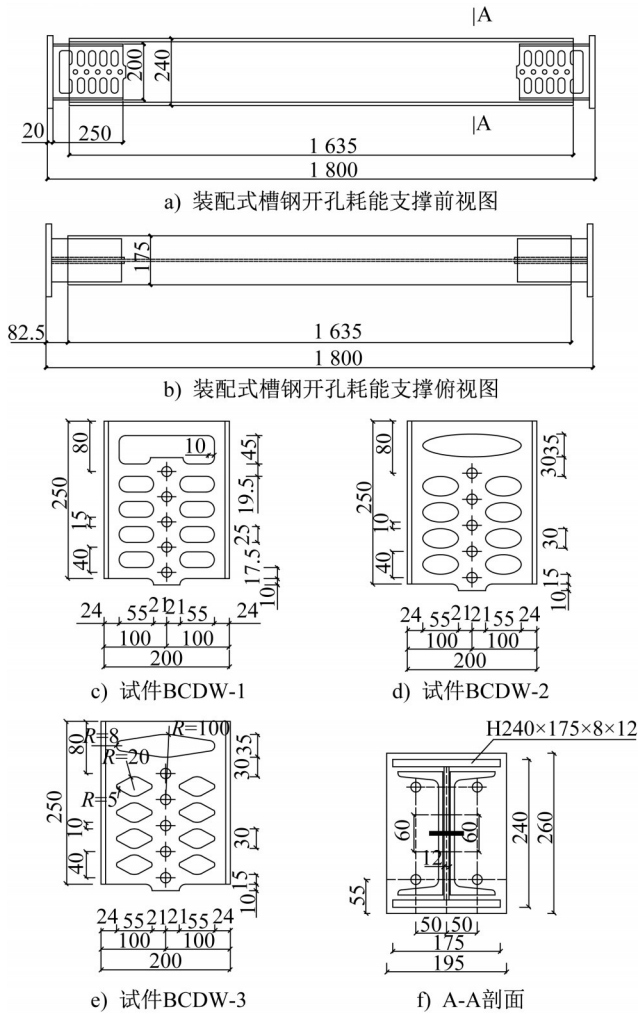


图2 试件几何尺寸(单位:mm)

Fig. 2 Geometric dimensions of specimens(unit: mm)

表1 钢材材料性能

Table 1 Material properties of steel

钢材	t/mm	$f_y$ /MPa	$f_u$ /MPa	$E$ / ( $N \cdot mm^{-2}$ )	断后伸长 率/%
H型钢腹板	8.0	284.51	433.05	$1.90 \times 10^5$	26.3
H型钢翼缘	12.0	282.38	448.43	$1.99 \times 10^5$	32.7
槽钢翼缘	10.7	268.54	448.18	$1.96 \times 10^5$	28.7
槽钢腹板	7.0	295.87	438.24	$1.97 \times 10^5$	26.0

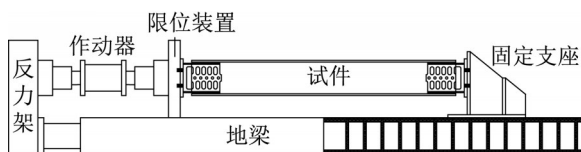


图3 试验装置

Fig. 3 Test setup

经过换算后施加在耗能支撑上。支撑的轴向变形与层间位移角的关系如图4所示,由此可以得到轴向位移与层间位移之间的关系。

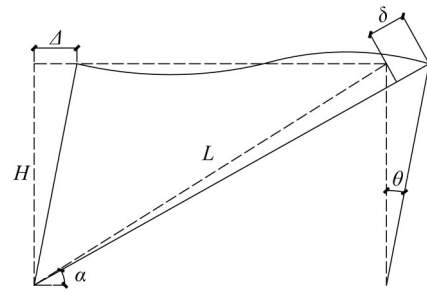


图4 支撑轴向变形与层间位移角的关系

Fig. 4 Relationship between axial deformation of the brace and inter-story drift ratio

换算公式如下:

$$\delta = \Delta \cos \alpha \quad (1)$$

$$\Delta = H \theta \quad (2)$$

$$H = L \sin \alpha \quad (3)$$

$$\delta = L \theta \sin \alpha \cos \alpha \quad (4)$$

式中: $\delta$ 为支撑变形长度; $\Delta$ 为框架层间侧移长度; $\alpha$ 为变形后支撑与水平线夹角; $H$ 为层高; $\theta$ 为层间位移角; $L$ 为斜支撑与节点总长。当 $\alpha=45^\circ$ 时, $\sin \alpha \cos \alpha$ 取最大值0.5,则式(4)变为 $\delta=L\theta/2$ 。加载制度参照 SAC<sup>[21]</sup>,加载级幅值依次取0.003 75H、0.005 00H、0.007 50H、0.010 00H、0.015 00H、0.020 00H。前三级荷载循环6次,第四级荷载循环4次,之后荷载循环2次。经过计算后加载制度如下:±6.750 mm循环6圈,±10.125 mm循环6圈,±13.500 mm循环4圈,±20.250 mm循环2圈,±27.000 mm循环2圈,以此类推,直至试件破坏。

### 1.4 测点布置

#### 1.4.1 应变片及应变花的布置

为研究试验加载中试件特殊部位处应变的变化规律,在试件指定位置布置应变片与应变花用以测量其应变的分布与变化规律。在耗能槽钢的开孔腹板正面共布置5个应变花,翼缘处共布置4个应变片;在槽钢背面腹板布置2个应变花,并在其翼缘处布置2个应变片;在支撑主体H型钢中部的腹板和翼缘处共布置4个应变片。图中LF、LW分别表示布置在试件左侧即与作动器相连一端的槽钢翼缘上的应变片及其腹板上的应变花;RF、RW分别表示布置在试件右侧即与支座相连一端的槽钢翼缘上的应变片及腹板上的应变花;MF、MW分别表示布置在H型钢中部翼缘及腹板上的应变片。3个试验试件的应变片、应变花的布置位置相同,图5为BCDW-1试件应变花、应变片的布置。

#### 1.4.2 位移计的布置

为保证在试验过程中得到试件较为精准的轴向变形数据,在试件的不同位置一共布置了6个位移计。在试



图5 应变片、应变花布置

Fig. 5 Arrangement of strain gauge and strain rosette

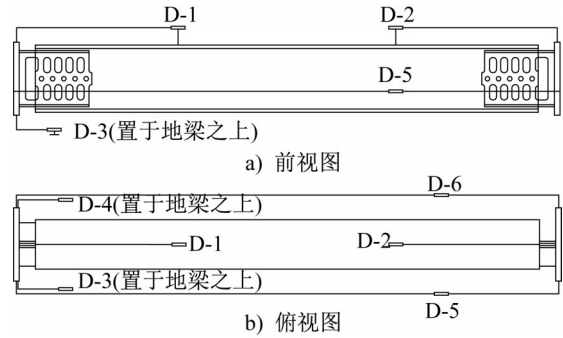


图6 位移计布置

Fig. 6 Arrangement of displacement meter

件上部按加载方向设有两个高精度的水平位移计(D-1与D-2),从而可得到两端的耗能槽钢与支撑主体H型钢的相对位移;在试件前后地梁处各布置1个高精度水平位移计(D-3与D-4),用以测量耗能槽钢相对于地梁的轴向变形;在试件两侧端板边缘焊板上各架设1个位移计(D-5与D-6),用于监测支撑的轴向变形。3个试验的位移计布置位置相同,图6为试件BCDW-1位移计的布置。

## 2 试验过程及现象

### 2.1 试件BCDW-1

试件BCDW-1的耗能槽钢腹板开长圆孔,试件的加载装置如图7a)所示,加载至层间位移角0.75%(10.125 mm)之前,开孔槽钢的孔间板件无明显变形,加载过程中螺栓连接部位无显著滑移。



图7 试件BCDW-1试验现象

Fig. 7 Test phenomenon of specimen BCDW-1

当位移加载至层间位移角0.75%正向第3圈(+10.125 mm)时,孔间板件的端部出现了细小裂纹,并且可以用肉眼观测到孔间板件出现小幅度倾斜(图7b))。

位移加载至层间位移角1.00%正向第1圈(+13.500 mm)时,孔间板件倾斜严重,其端部形成许多较大的裂口(图7c)),试件的承载力明显降低;负向加载时大部分孔间板件端部发生断裂,试件破坏严重,从而失去承载能力,试验加载结束(图7d))。

### 2.2 试件BCDW-2

试件BCDW-2的耗能槽钢腹板开椭圆孔,试件的加载装置如图8a)所示。加载至层间位移角0.75%(10.125 mm)之前,试件的孔间板件无明显变形,加载过程中螺栓连接部位存在滑移。当试验位移加载至层间位移角0.75%(10.125 mm)时,孔间板件开始出现轻微的倾斜,且其间有细小的铁粉掉落(图8b))。

当位移加载至层间位移角1.00%正向第4圈(+13.500 mm)时,孔间板件表现出肉眼可见的倾斜,并且在其端部显现出一些细微的裂纹。当位移加载至层间位移角1.50%

(20.250 mm)时,孔间板件的倾斜较为显著,端部裂纹的数量明显增多,支撑主体H型钢腹板的螺栓孔周围锈斑开始掉落(图8c))。

当位移加载至层间位移角2.00%负向第1圈(-27.000 mm)时,孔间板件在端部的裂纹开始扩展并形成了数量较多且较大的裂口,试件的承载力开始降低(图8d));正向第2圈加载时部分孔间板件端部发生断裂,试件的承载力明显降低;负向加载时,孔间板件靠近螺栓孔附近的端部被拉断,且其余部分端部几乎全部断裂,试件发生破坏从而失去承载能力,试验加载结束(图8e))。将耗能槽钢拆下后可发现支撑主体H型钢的螺栓孔孔壁有轻微挤压变形(图8f))。

### 2.3 试件BCDW-3

试件BCDW-3的耗能槽钢腹板开菱形孔,试件加载装置如图9a)所示。加载至层间位移角0.75%(10.125 mm)之前,试件的孔间板件无明显变形,加载过程中螺栓连接部位发生了滑移。试验位移加载至层间位移角0.75%时,H型钢腹板的螺栓孔周围表面铁锈开始剥落。



Fig. 8 Test phenomenon of specimen BCDW-2



Fig. 9 Test phenomenon of specimen BCDW-3

当试验位移加载至层间位移角 1.50% (20.250 mm) 时,菱形孔形状的开口开始发生比较明显地变化,且孔内有细小的铁粉掉落(图 9b))。位移加载至层间位移角 2.00% 正向第 1 圈(+27.000 mm)时,可清晰看见孔间板件发生倾斜,并且在其端部显现出一些细微的裂纹,槽钢腹板端部螺栓孔处发生开裂(图 9c));加载至第 2 圈时裂纹进一步加深。

当位移加载至层间位移角 2.50% 正向第 1 圈(+33.750 mm)时,孔间板件的倾斜较为显著,裂纹的数量明显增多,H 型钢腹板螺栓孔周围表面锈斑大量剥落(图 9d));负向加载时,大多数孔间板件端部发生断裂,槽钢端部螺栓孔周围腹板被拉断,试件破坏从而失去承载能力,试验加载结束(图 9e))。将耗能槽钢拆下后可发现传力 H 型钢的螺栓孔孔壁的挤压变形比较严重(图 9f))。

## 2.4 破坏过程分析

试验过程表明:在水平荷载作用下,试件的开孔槽钢腹板孔间板件首先发生变形并进入塑性屈服耗能阶段,腹板表面铁锈剥落;加载后期孔间板件端部出现断裂,导

致试件破坏,且支撑主体 H 型钢除螺栓孔处其余无明显变形,说明耗能槽钢对支撑起到了良好的保护作用,在给定层间位移角及相应位移的情况下,试件表现出良好的耗能能力。

试件 BCDW-1 破坏过早的主要原因是:在腹板开长圆孔的试件中,孔间板件两端圆弧过渡处的应力集中现象最为显著,该部位最早出现裂纹。三种不同开孔形式的耗能试件的承载能力不同,其中菱形孔对截面的削弱程度最小,对应承载力最大,导致传力 H 型钢的螺栓孔挤压最为严重;长圆孔对截面的削弱程度最大,对应承载力最小,传力机制基本以摩擦传力为主。在实际工程设计时,耗能部分的承载力要与螺栓的承载力相匹配,螺栓的承载力应大于耗能部分的承载力。

## 3 试验结果分析

### 3.1 滞回曲线

将每个试验所测的荷载和位移进行均值处理并绘制滞回曲线如图 10 所示。由滞回曲线可知,在试加载初期,3 根试件的曲线均呈线性上升并且都经过原点,同一

加载级下的曲线基本可以重合,此时试验试件仍处于弹性阶段。到加载的中后期,曲线的上升较为平缓,槽钢开孔腹板进入塑性阶段并耗散能量。试件BCDW-1在层间位移角为1.0%时就发生了破坏,该试件的承载力和变形能力相对较弱,且螺栓滑移现象少于后两根试件的螺栓滑移现象。试件BCDW-2加载到层间位移角为2.0%时发生破坏,滞回曲线较为饱满,试件BCDW-2的

承载力高于试件BCDW-1的承载力。试件BCDW-3加载到层间位移角为2.5%时发生破坏,由于作动器推力有限,最后一圈正向加载时采用层间位移角2.0%的位移进行加载。与前两根试件相比,试件BCDW-3的承载力更高一些,但是曲线不够饱满。后两根试件的滞回曲线都存在一定捏拢现象,原因是在试验过程中出现了螺栓滑移现象。

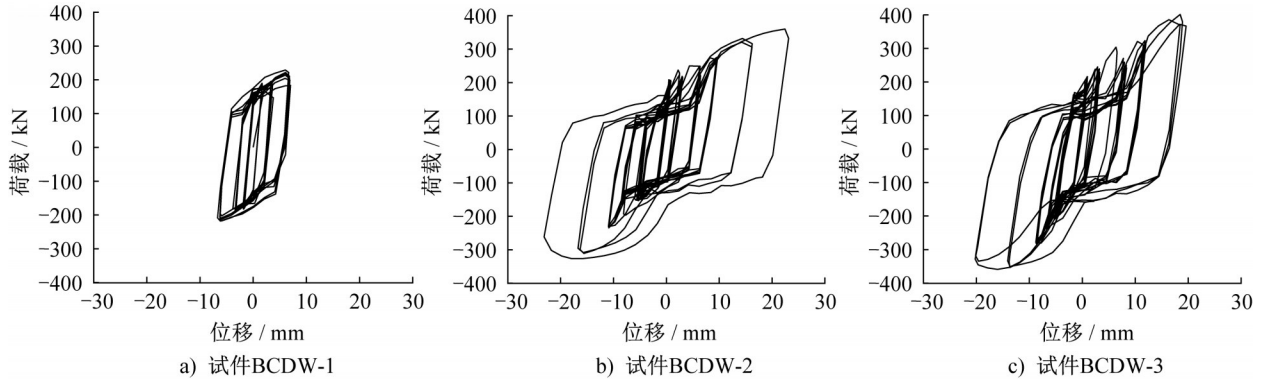


图10 试件滞回曲线

Fig. 10 Hysteretic curves of specimens

### 3.2 骨架曲线

将试验中所测的荷载和位移进行均值处理,绘制不同开孔形式试件的骨架曲线对比如图11所示。3根不同开孔形式试件的骨架曲线都表现出了双折线的特点,从骨架曲线可以看出:加载前期,3根试件的曲线均呈线性,且斜率差异较小,表明试件处于弹性状态。当到加载到后期时,由于槽钢腹板孔间板件的破坏,骨架曲线的斜率趋于平缓,开孔槽钢处于塑性耗能状态,试件刚度降低。由于试件破坏均出现在最后一级加载的负向加载阶段,因此试件的承载力降低幅度较为显著。

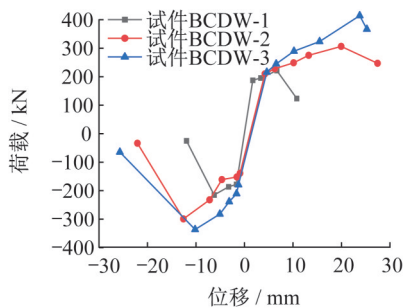


图11 试件骨架曲线

Fig. 11 Skeleton curves of specimens

试件BCDW-1加载至层间位移角0.75%(+10.125 mm)时其承载力最大,正向最大承载力为221.580 kN,负向最大承载力为215.100 kN;试件BCDW-2加载至层间

位移角为1.50%(+20.250 mm)时承载力达到最大,正向最大承载力为360.073 kN,负向最大承载力为320.507 kN;试件BCDW-3加载至层间位移角为1.50%时承载力达到最大,正向最大承载力为414.405 kN,负向最大承载力为353.522 kN。

### 3.3 刚度退化曲线

刚度退化系数反映了在低周往复荷载作用下结构刚度退化的过程,在一定程度上反映了试件耗能和承载力下降情况。由于材料的离散性和加载条件等因素,试件正、负方向刚度存在差异,因此将割线刚度定义为:同次加载过程中骨架曲线上推、拉两方向荷载绝对值之和与位移绝对值之和的比值,割线刚度 $K_i$ ,计算公式如下:

$$K_i = \frac{|+F_i| + |-F_i|}{|+\Delta_i| + |-\Delta_i|} \quad (5)$$

式中: $F_i$ 为第*i*级加载的峰值荷载; $\Delta_i$ 为第*i*级加载的峰值位移,计算得到各试件的割线刚度并进行均值处理,绘制试件的刚度退化曲线如图12所示。可以看到试件在加载初期的刚度退化幅度较大,在加载中后期当试件进入弹塑性状态时,刚度退化速度会逐渐趋于缓慢。试件BCDW-1的初始刚度为108.12 kN·mm<sup>-1</sup>,而当试件发生破坏时(位移为10.125 mm),正向荷载为123.48 kN,负向荷载为25.00 kN,试件最终刚度为6.53 kN·mm<sup>-1</sup>,下降了94%;试件BCDW-2初始刚度为68.02 kN·mm<sup>-1</sup>,最终刚度为5.67 kN·mm<sup>-1</sup>,下降了92%;试件BCDW-3的初始刚度

为  $67.69 \text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$ , 最终刚度为  $8.47 \text{ kN}\cdot\text{mm}^{-1}$ , 下降了 87%。到了加载后期, 试件 BCDW-1 破坏较早, 刚度退化速度较快, 而试件 BCDW-2 和 BCDW-3 的退化规律相似, 试件 BCDW-3 的刚度总体略大于试件 BCDW-2 的刚度。

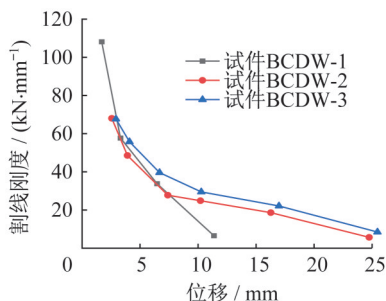


图 12 试件刚度退化曲线

Fig. 12 Stiffness degradation curves of specimens

### 3.4 耗能能力

耗能能力是指试件在反复荷载作用下发生塑性变形, 消耗地震能量的能力。

等效黏滞阻尼系数  $\xi_{eq}$  常被用于衡量结构和构件的抗震耗能能力, 等效黏滞阻尼系数越大代表滞回曲线越饱满, 结构的耗能能力也越强。如图 13 所示为 3 根耗能支撑试件的等效黏滞阻尼系数变化曲线的对比, 由此可知当试件 BCDW-1 的层间位移角越大时, 等效黏滞阻尼系数  $\xi_{eq}$  持续增大, 表明滞回曲线的形状越饱满, 耗能能力相应提升。试件 BCDW-2 和 BCDW-3 的等效黏滞阻尼系数在层间位移角加至 1% 时有所下降而之后又呈上升, 原因是试件在层间位移角加至 1% 时螺栓发生滑移, 且孔间板件出现裂口, 与前几个加载级的滞回曲线相比, 该加载级的滞回曲线饱满度较弱, 且耗能能力略有下降。

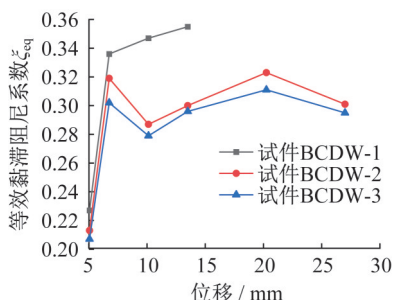


图 13 试件等效黏滞阻尼系数变化曲线

Fig. 13 Equivalent viscous damping coefficient variatio curves of specimens

累积滞回耗能也可以用来评价试件的抗震性能, 滞回环的面积越大, 即试件耗散的能量越多。如图 14 所示, 在加载前期试件累积耗能明显增加, 其中试件 BCDW-1 的耗能最多且提前发生破坏。加载至中后期时, 试件 BCDW-2 的累积滞回耗能始终高于试件 BCDW-3 的积

累积滞回耗能, 试件 BCDW-2 在加载过程中的累积耗能能力最强。

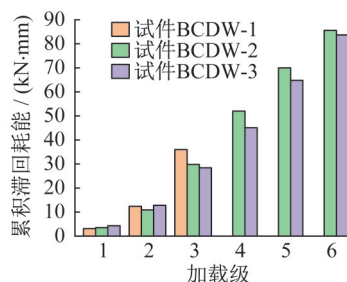


图 14 试件累积滞回耗能

Fig. 14 Cumulative hysteretic energy dissipation of specimens

### 3.5 强度退化曲线

试验过程中用强度退化系数  $\lambda_i$  来描述结构承载力的退化规律。图 15 所示为试件 BCDW-1~3 强度退化系数的变化过程, 观察曲线可发现同一加载级内试件的强度没有明显的退化。

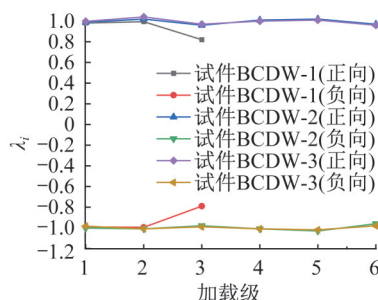


图 15 试件同级荷载强度退化曲线

Fig. 15 Load strength degradation curves of the same level of specimens

由图 15 可知, 由于试件 BCDW-1 在试验过程中层间位移角加至第三个加载级(层间位移角为 1%)时即将发生破坏, 加载后期试件的强度退化较为明显。试件 BCDW-2 和 BCDW-3 的强度退化曲线在第二、第三加载级中略有波动, 原因是在此期间螺栓发生滑移。在最后一个加载级中, 试件 BCDW-2 耗能槽钢孔间板件几乎全部断裂并退出工作, 且试件强度退化明显, 试件 BCDW-2 与 BCDW-3 的强度退化规律较为接近。由于试件 BCDW-1 和 BCDW-3 都是在最后一级加载的第 1 圈发生破坏, 因此最后一级加载的强度退化情况并未展示。

### 3.6 应变分析

将每根试件的应变值进行均值处理, 并绘制出如图试件 16BCDW-1、BCDW-2 和 BCDW-3 腹板孔间板件的端部与中部、翼缘及支撑主体 H 型钢的应变曲线。

其中 LW-1、LW-4、RW-1 位于耗能槽钢腹板上部;

LW-2、LW-3、LW-5、RW-2位于耗能槽钢腹板下部。

由图16a)可以看出,在加载至层间位移角为0.375% (5.063 mm)时测点LW-1、LW-2、LW-3、LW-5和RW-2发生屈服。应变花LW-1、LW-5及RW-2曲线随着位移的增大应变出现剧增的现象,原因是这3个应变花均置于耗能槽钢腹板靠中部的孔间板件端部,在层间位移角

为0.750% (10.125 mm)时,试件BCDW-1的腹板在中间位置孔间板件端部发生了最严重的破坏。由图16b)可知,试验过程中,槽钢翼缘基本处于弹性状态。从图16c)可以看出,支撑主体H型钢应变值较小,曲线呈现出双折线的特点,在加载前期曲线呈线性状态,支撑主体在整个试验过程中始终处于弹性状态。

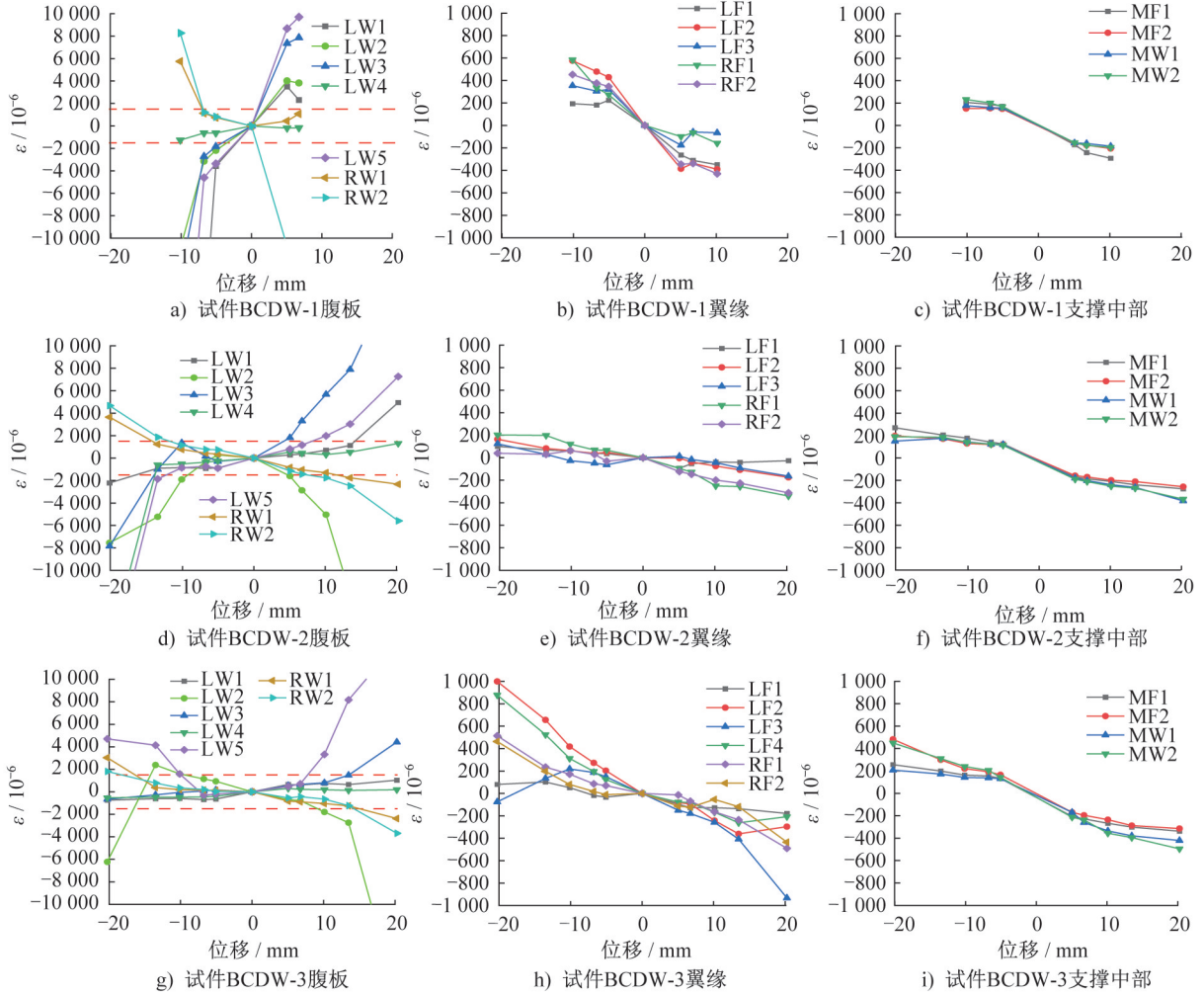


图16 试件应变曲线

Fig. 16 Strain curves of specimens

由图16d)可知,试件BCDW-2在加载至层间位移角为0.375% (5.063 mm)时,在槽钢腹板中部和边端孔间板件的端部处的测点应变曲线重合度较高,通过试验数据分析可知此时各测点均已开始屈服;加载级升高,应变呈现增大的趋势,其中,LW-2、LW-3、LW-4和RW-2的应变曲线变化幅度较大,其位置大都处于靠近加载端槽钢腹板的下半侧孔间板件端部,这4个测点在加载至层间位移角为1.500% (20.250 mm)时应变急剧增大,因为在实验过程中试件BCDW-2的孔间板件出现了较大的倾斜,对应位置的应变片粘贴部位出现较大的损伤。孔间板件在加载至层间位移角为2.000% (27.000 mm)时,多数孔间板件已发生断裂,此时各测点的应变曲线变化幅

度较大且图形紊乱,故未在图中画出。由图16e)可知,在试验过程中,槽钢翼缘大部分处于弹性状态。从图16f)可以看出,支撑主体H型钢应变状态和试件BCDW-1应变状态基本相同,支撑主体在整个加载过程中始终处于弹性变形状态,试件主要依靠孔间板件耗能,对主体结构具有良好的保护作用。试件BCDW-3的翼缘、腹板与支撑主体中部的应变状态与试件BCDW-2对应的应变状态,基本一致。

### 4 有限元模型的建立与验证

#### 4.1 钢材本构关系

钢材本构关系采用三折线模型,循环加载时采用随

动强化模型和 Mises 屈服准则。在进行有限元模型验证时采用与试验相同的钢材材性、边界条件及加载方式。屈服后切线模量  $E_t$  为  $0.01E$ ，泊松比  $\mu$  为 0.3。

## 4.2 单元划分及边界条件

有限元模拟的结果与单元类型和网格划分有很大的关系,本文采用 8 节点六面体一次缩减积分单元 C3D8R 模拟,用于克服体积自锁和过约束的问题。

划分网格时,先将各个部件切割成规则的正六面体,所有试件均采用结构化网格技术划分。沿槽钢厚度方向划分 4 层网格,以避免线性缩减积分单元固有的“沙漏”问题。为保证计算的精确性,将槽钢网格全局尺寸选取为 10 mm,并在开孔腹板的应力集中区域按边布置 5 个种子。沿 H 型钢腹板及翼缘厚度方向划分 2 层网格以节约计算时间。同时考虑二阶效应的影响,打开大变形开关。图 17 为网格划分结果示例。

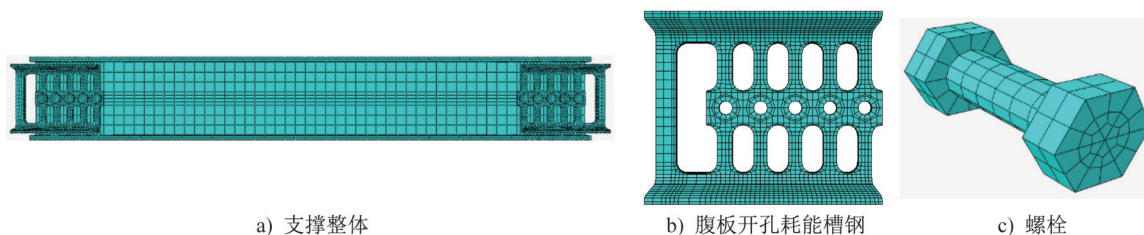


图 17 网格划分

Fig. 17 Mesh generation

槽钢与垫板、垫板与 H 型钢腹板、螺栓杆与螺栓孔壁的接触及螺帽与槽钢的接触均采用相互接触 (interaction) 连接,并且选择有限滑移 (finite sliding)。此类接触法线方向采用“硬接触”(“hard” contact) 传递法向力,切线方向采用罚函数 (penalty) 传递摩擦力,依据规范,采用喷丸处理的 Q235B 级钢其钢与钢之间摩擦系数取为 0.4。

支撑两端截面均耦合至形心点,用于施加位移及设置边界条件,支撑两端与框架采用刚接连接。支撑两端的边界条件与试验一致,且支撑两端截面均耦合于形心点用以施加约束与位移。其中支撑一端的 6 个方向均被约束;另一端除轴向外其余 5 个方向均被约束。

## 4.3 螺栓预拉力施加及加载制度

加载前对螺栓施加预拉力,为了保证螺栓与各个接触面的相互作用形成后不出现刚体滑移,尽量避免不收敛情况的计算,螺栓连接施加预拉力分为三个步骤:(1) 在螺杆中间截面施加一个微小的螺栓荷载 (bolt load),使得螺栓与各个接触面相互接触,本文采用 10 N;(2) 施加钢结构高强螺栓连接技术规程中要求的对应规格的预拉力  $P$ ;(3) 将螺栓固定为当前值 (fix at current length),并在后续分析步中维持该设定。有限元分析的位移幅值与试验的位移幅值保持一致。

## 4.4 有限元模拟验证

模拟试件 BCDW-1 破坏前的滞回曲线并进行分析。试验与有限元模拟的滞回曲线对比如图 18 所示。

模拟所得滞回曲线正负向峰值荷载分别为 213.72 kN、-216.19 kN,分别与试验值相差 3.60%、0.77%,且

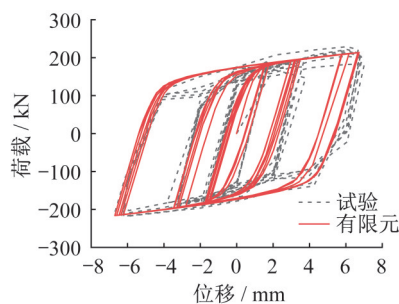


图 18 试验与有限元分析滞回曲线对比

Fig. 18 Comparison of hysteretic curves between test and FEA

模拟与试验的滞回曲线在弹性阶段、弹塑性阶段的刚度及刚度退化规律上具有较高吻合度。以上说明本次有限元模拟计算精度较高,建模方法较为合理,可用于模拟装配式槽钢腹板开孔耗能支撑的滞回性能。

## 5 有限元参数分析

### 5.1 模型设计及参数选取

为研究不同参数对槽钢腹板开孔耗能支撑滞回性能的影响,共设计 3 组共 11 个模型 (图 19),其中槽钢型号、支撑主体 H 型钢、及螺栓皆与试验相同。以 BCDW-1 为 BASE 模型,A 组为改变孔间板件高宽比的模型,T 组为改变孔间板件高厚比的模型,O 组为控制开孔率不变的 3 种开孔形式的模型。为保证模拟的通用性,Q235B 钢材  $f_y$  取值为 235 (235.4) MPa,  $f_u$  取值为 450 (474) MPa (括号内为 ABAQUS 所要求的真实应力)。在模拟过程中,通过改变开孔半径  $h_0$  及有限元中槽钢腹板厚度  $t_w$  来控制孔间板件的高宽比 ( $l_2/h_c$ ) 和高厚比 ( $l_2/t_w$ )。考虑到应变分

析显示BCDW-1模型腹板进入塑性阶段的时间较早,模拟时在试验加载制度中添加 $0.001H$ 、 $0.002H$ 两个加载级。模型的具体参数如表2所示。

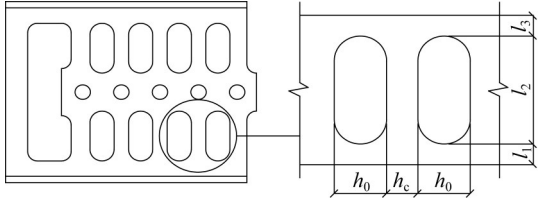


图19 耗能槽钢几何参数

Fig. 19 Geometric parameters of energy-dissipating channel steel

## 5.2 有限元分析结果

### 5.2.1 改变孔间板件高宽比的影响(A组)

图20为A组滞回曲线、骨架曲线、刚度退化曲线和等效黏滞阻尼系数曲线的对比图。通过观察可以发现,孔间板件的高宽比变化对耗能支撑的承载力与刚度影响较大,A-1、A-2模型相比BASE模型其峰值承载力分别降低了39.4%、20.7%,初始刚度也分别下降了36.9%、

12.5%;A-3、A-4模型相比BASE模型其峰值承载力分别提高25.9%、60.7%,初始刚度也分别提高51.0%、93.9%。由图20d)可知,随着孔间板件高宽比的减小,试件的耗能能力在前期有所降低,但在加载后期其耗能能力明显提升且较为稳定。A-4模型最后一级的等效黏滞阻尼系数下降较为明显,原因是A-4模型的孔间板件在加载过程中发生了面外变形导致耗能能力下降(图21),因此建议当槽钢腹板开长圆孔时孔间板件高宽比应大于2.2。

### 5.2.2 改变孔间板件高厚比的影响(T组)

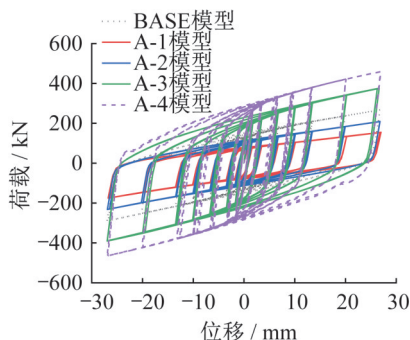
图22为T组的滞回曲线、骨架曲线、刚度退化曲线和等效黏滞阻尼系数曲线的对比图。孔间板件的高厚比变化同样对试件的承载力与刚度有一定程度的影响,T-1、T-2模型相比BASE模型其峰值承载力分别降低27%、14%,初始刚度也分别下降15.1%、11.5%;T-3、T-4模型相比BASE模型峰值承载力分别提高12.2%、26.0%,初始刚度也分别提高27.4%、33.2%。由图22d)可知,孔间板件高厚比的变化对试件耗能能力的影响并不明显。

表2 装配式槽钢腹板开孔耗能支撑模型几何参数

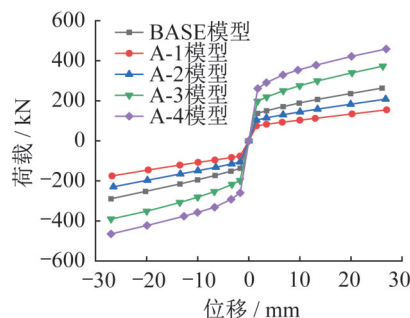
Table 2 Geometric parameter of the assembled energy dissipation brace with channel steel

编号	开孔形状	$h_0$ /mm	$h_c$ /mm	$l_1$ /mm	$l_2$ /mm	$l_3$ /mm	$t_w$ /mm	高宽比	高厚比
BASE	长圆孔	25.0	15.0	25.5	55	11.5	7	3.67	7.86
A-1	长圆孔	30.0	10.0	25.5	55	11.5	7	5.50	7.86
A-2	长圆孔	27.5	12.5	25.5	55	11.5	7	4.40	7.86
A-3	长圆孔	20.0	20.0	25.5	55	11.5	7	2.75	7.86
A-4	长圆孔	15.0	25.0	25.5	55	11.5	7	2.20	7.86
T-1	长圆孔	25.0	15.0	25.5	55	11.5	5	3.67	11.00
T-2	长圆孔	25.0	15.0	25.5	55	11.5	6	3.67	9.17
T-3	长圆孔	25.0	15.0	25.5	55	11.5	8	3.67	6.88
T-4	长圆孔	25.0	15.0	25.5	55	11.5	9	3.67	6.11
O-1	椭圆孔	28.8	11.2	25.5	55	11.5	7	—	—
O-2	菱形孔	35.0	5.0	25.5	55	11.5	7	—	—

注: $h_0$ 表示开孔宽度; $h_c$ 表示开孔间距; $l_1$ 表示开孔高度方向端点处至槽钢边缘的直线距离; $l_2$ 表示开孔高度; $l_3$ 表示开孔高度方向端点处至开螺栓孔形心连接线处的直线距离。



a) A组模型滞回曲线对比



b) A组模型骨架曲线对比

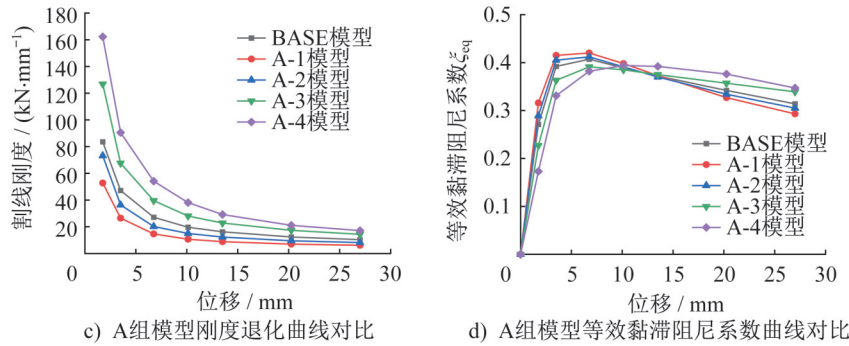


图 20 改变孔间板件高宽比后的曲线对比

Fig. 20 Comparison of curves after changing the aspect ratio of the plate between holes

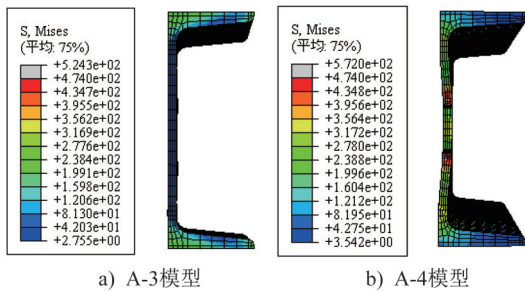


图 21 A-3、A-4模型加载后期同时刻变形及应力状态对比 (单位:MPa)

Fig. 21 Comparison of deformation and stress states at the same instant for model A-3 and A-4 during the loading period (unit: MPa)

5.2.3 开孔形状的影响(O组)

图 23 为 O 组滞回曲线、骨架曲线、刚度退化曲线和

等效黏滞阻尼系数曲线的对比图。当保证槽钢开孔率相同时,不同开孔形状对耗能支撑的力学性能影响较大。O-1模型相比BASE模型其峰值承载力提高了18.2%,初始刚度提高了33.8%;O-2模型相比BASE模型其峰值承载力下降了2.0%,初始刚度下降了27.8%。由图23d)可知,开孔形状的差异对试件的耗能能力影响较大,O-2模型的耗能能力在前期表现较好,但在后期加载中耗能能力下降幅度较大。而BASE模型与O-1模型的耗能能力在全过程中较为接近,O-1模型在加载中后期耗能能力略高于BASE模型耗能能力。综上所述,在保证开孔率一定的条件下,槽钢腹板开椭圆孔时其模型的耗能支撑承载力最高,开长圆孔、菱形孔的模型在后期承载能力较为接近;开长圆孔、椭圆孔的模型在后期耗能能力优于开菱形孔模型的耗能能力。

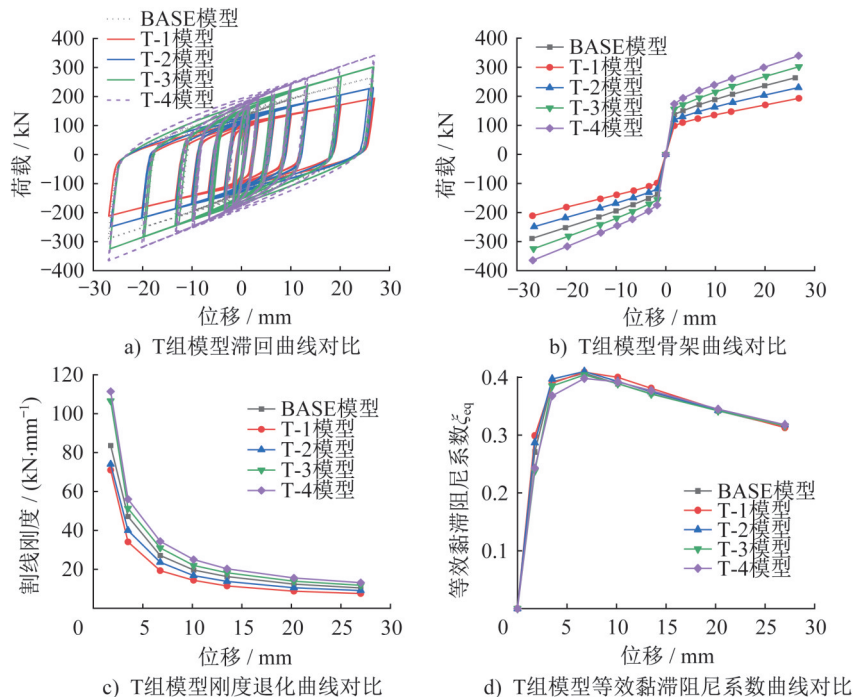


图 22 改变孔间板件高厚比后的曲线对比

Fig. 22 Comparison of curves after changing the height-thickness ratio of the plate between holes

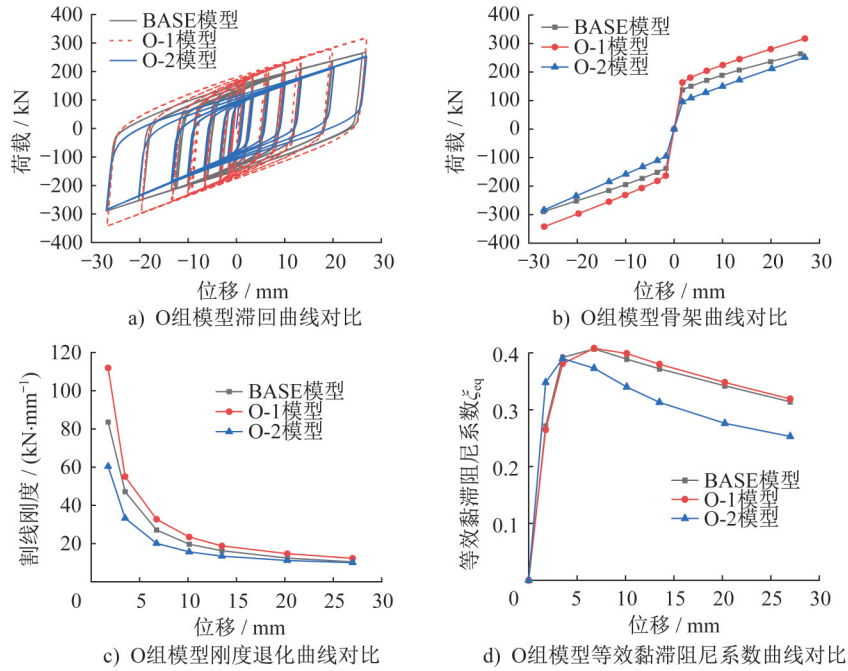


图 23 改变开孔形状后的曲线对比

Fig. 23 Comparison of curves after changing the shape of the opening

## 6 结论

本文通过试验研究了不同开孔形状的装配式槽钢腹板开孔耗能支撑的滞回性能,并开展了有限元参数分析,探究不同参数的影响,得到以下结论:

(1) 在轴向力的作用下,装配式槽钢腹板开孔耗能支撑依靠端部槽钢开孔腹板的孔间板件发生塑性变形耗能,整个加载过程中支撑主体H型钢未发生屈曲,开孔槽钢对支撑起到了良好的保护作用。

(2) 加载过程中螺栓发生了滑移,滞回曲线有不同程度的捏拢,说明螺栓滑移对试件的耗能能力有一定的影响。

(3) 减小孔间板件高宽比可显著提升耗能支撑的承载能力与中后期的耗能能力,同时建议控制其高宽比大于2.2,以防止槽钢腹板发生面外变形。

(4) 在保证开孔率相同的条件下,槽钢腹板开椭圆孔时其耗能支撑的承载力最大、耗能能力最强。

## 参考文献:

- [1] 周云.金属耗能减震结构设计[M].武汉:武汉理工大学出版社,2006:29-37.  
ZHOU Yun.Structural design of metal energy dissipation and shock absorption[M].Wuhan:Wuhan University of Technology Press,2006:29-37.(in Chinese)
- [2] 郭彦林,童精中,周鹏.防屈曲支撑的型式、设计理论与应用研究进展[J].工程力学,2016,33(9):1-14.DOI:10.6052/j.issn.1000-4750.2016.04.ST01.

GUO Yanlin, TONG Jingzhong, ZHOU Peng. Research progress of buckling restrained braces: types, design methods and applications[J]. Engineering Mechanics, 2016, 33(9): 1-14. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2016.04.ST01. (in Chinese)

- [3] GENNA F, GELFI P. Analysis of the lateral thrust in bolted steel buckling-restrained braces. I: Experimental and numerical results[J]. Journal of Structural Engineering, 2012, 138(10): 1231-1243. DOI: 10.1061/(asce)st.1943-541x.0000558.
- [4] GENNA F, GELFI P. Analysis of the lateral thrust in bolted steel buckling-restrained braces. II: Engineering analytical estimates[J]. Journal of Structural Engineering, 2012, 138(10): 1244-1254. DOI: 10.1061/(asce)st.1943-541x.0000564.
- [5] 郭彦林,张博浩,王小安,等.装配式防屈曲支撑设计理论的研究进展[J].建筑科学与工程学报,2013,30(1):1-12.DOI:10.3969/j.issn.1673-2049.2013.01.001.  
GUO Yanlin, ZHANG Bohao, WANG Xiaohan, et al. Research progress on design theory of assembled buckling-restrained brace [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2013, 30(1): 1-12. DOI: 10.3969/j.issn.1673-2049.2013.01.001. (in Chinese)
- [6] 李伟,吴斌,丁勇.H型钢防屈曲支撑抗震性能试验研究[J].建筑结构学报,2013,34(12):94-102.DOI:10.14006/j.jzjgxb.2013.12.013.  
LI Wei, WU Bin, DING Yong. Experimental study on seismic behaviors of H-section steel buckling-restrained braces [J]. Journal of Building Structures, 2013, 34(12): 94-102. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2013.12.013. (in Chinese)

- [7] 屠义新,袁波,易金刚.新型剪切型全装配式防屈曲耗能支撑的耗能性能分析[J].贵州大学学报(自然科学版),2016,33(6):77-82.DOI:10.15958/j.cnki.gdxbzrb.2016.06.18.  
TU Yixin, YUAN Bo, YI Jingang. Energy dissipation capability analysis of new shear-type of whole assemble buckling-restrained brace [J]. Journal of Guizhou University (Natural Sciences), 2016, 33 (6) : 77-82. DOI: 10.15958/j.cnki.gdxbzrb.2016.06.18. (in Chinese)
- [8] 龚晨,周云,钟根全,等.开孔参数对装配式开孔钢板屈曲约束支撑性能影响研究[J].建筑结构学报,2018,39(增刊2):328-335.DOI:10.14006/j.jzjgxb.2018.S2.045.  
GONG Chen, ZHOU Yun, ZHONG Genquan, et al. Performance of perforated steel-plate assembled buckling-restrained brace with different perforated parameters [J]. Journal of Building Structures, 2018, 39 (Suppl.2) : 328-335. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2018.S2.045. (in Chinese)
- [9] 陈磊,王东升,孙治国,等.装配式开孔不锈钢防屈曲支撑抗震性能试验研究[J].工程力学,2024,41(7):226-238.DOI:10.6052/j.issn.1000-4750.2022.06.0545.  
CHEN Lei, WANG Dongsheng, SUN Zhiguo, et al. Experimental study on seismic behavior of assembled buckling-restrained brace with perforated stainless-steel plate [J]. Engineering Mechanics, 2024, 41(7) : 226-238. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2022.06.0545. (in Chinese)
- [10] 黄晨凯,赵宝成.开孔形式影响装配式耗能支撑滞回性能研究[J].工程力学,2021,38(12):81-96.DOI:10.6052/j.issn.1000-4750.2020.11.0800.  
HUANG Chenkai, ZHAO Baocheng. Influences of the shape of holes on the hysteretic performance of assembled energy dissipation braces [J]. Engineering Mechanics, 2021, 38(12) : 81-96. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2020.11.0800. (in Chinese)
- [11] YUN Z, CAO Y S, TAKAGI J, et al. Experimental and numerical investigation of a novel all-steel assembled core-perforated buckling-restrained brace [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2022, 193: 107288. DOI: 10.1016/j.jcsr.2022.107288.
- [12] 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.DOI:10.13465/j.cnki.jvs.2017.16.022.  
LU Liang, LIU Xia, DAI Guixia. 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. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2017.16.022. (in Chinese)
- [13] 张令心,朱柏洁,王涛.形状优化的菱形开孔剪切型金属阻尼器减震性能[J].沈阳建筑大学学报(自然科学版),2018,34(4):655-665.DOI:10.11717/j.issn:2095-1922.2018.04.10.  
ZHANG Lingxin, ZHU Baijie, WANG Tao. Study on mechanical behavior of assembled steel shear panel dampers with optimized diamond hole [J]. Journal of Shenyang Jianzhu University (Natural Science), 2018, 34 (4) : 655-665. DOI: 10.11717/j.issn:2095-1922.2018.04.10. (in Chinese)
- [14] 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.  
DOI:10.16226/j.issn.1002-8412.2019.03.003.  
SUN Xiaowei, ZHAO Baocheng, SHEN Xiaoming. Finite element analysis on the innovative brace dissipated energy by yielded perforated web [J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2019, 41 (3) : 15-25. DOI: 10.16226/j.issn.1002-8412.2019.03.003. (in Chinese)
- [15] 孙筱玮,赵宝成,沈晓明.装配式工字钢腹板开孔屈服耗能支撑滞回性能分析[J].建筑钢结构进展,2020,22(6):36-45.  
DOI:10.13969/j.cnki.cn31-1893.2020.06.004.  
SUN Xiaowei, ZHAO Baocheng, SHEN Xiaoming. Hysteretic behavior analysis on a new energy-dissipating bracing with yielded perforated web [J]. Progress in Steel Building Structures, 2020, 22 (6) : 36-45. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2020.06.004. (in Chinese)
- [16] 沈婷悦,赵宝成.腹板开椭圆孔耗能支撑滞回性能试验研究[J].建筑钢结构进展,2022,24(6):29-39.  
DOI:10.13969/j.cnki.cn31-1893.2022.06.004.  
SHEN Tingyue, ZHAO Baocheng. Experimental study on hysteretic behavior of energy dissipation braces with elliptical web openings [J]. Progress in Steel Building Structures, 2022, 24 (6) : 29-39. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2022.06.004. (in Chinese)
- [17] 蒋友宝,丁贤钟,罗文辉,等.开孔方式对钢板拉压屈服阻尼器耗能的影响[J].工程抗震与加固改造,2022,44(6):77-84.  
DOI:10.16226/j.issn.1002-8412.2022.06.011.  
JIANG Youbao, DING Xianzhong, LUO Wenhui, et al. Influences of perforation forms on energy dissipation for damper with tension and compression yielding of steel plate [J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2022, 44 (6) : 77-84. DOI: 10.16226/j.issn.1002-8412.2022.06.011. (in Chinese)
- [18] 顾晨姣.装配式槽钢开孔耗能支撑滞回性能试验研究及有限元分析[D].苏州:苏州科技大学,2021.  
GU Chenjiao. Test research and finite element analysis on the hysteretic behavior of assembled brace dissipated energy by yielded perforated channel steel [D]. Suzhou: Suzhou University of Science and Technology, 2021. (in Chinese)
- [19] 国家市场监督管理总局,国家标准化管理委员会.钢及钢产品力学性能试验取样位置及试样制备:GB/T 2975—2018[S].北京:中国标准出版社,2018.  
State Administration for Market Regulation, Standardization Administration of the People's Republic of China. Steel and Steel Products—Location and Preparation of Test Pieces for Mechanical Testing: GB/T 2975—2018[S]. Beijing: Standards Press of China, 2018. (in Chinese)