

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2021.038



开放科学(资源服务)标识码OSID:



装配式H型钢腹板开孔耗能支撑的滞回性能

黄晨凯, 赵宝成

(苏州科技大学江苏省结构工程重点实验室, 江苏苏州 215011)

摘要: 装配式H型钢腹板开孔耗能支撑是由腹板开孔H型钢和传力槽钢通过螺栓连接组成的新型耗能支撑,能有效避免支撑构件失稳。为研究这种支撑的耗能能力及破坏机理,对试件进行低周往复加载试验及有限元模拟分析。结果表明:装配式H型钢腹板开孔耗能支撑滞回曲线饱满,耗能能力强,变形能力好。在轴向荷载作用下,试件主要依靠开孔腹板孔间短柱进入塑性耗能,在加载过程中,孔间短柱端部为薄弱部位,首先进入塑性,并最先发生断裂,随着加载的深入,孔间短柱中间部位进入塑性的面积越来越大。加载过程中,螺栓与槽钢始终处于弹性状态。试件最终因孔间短柱断裂导致破坏。H型钢耗能腹板长度相同时,腹板宽度越宽、孔间短柱高宽比越大,耗能支撑承载力与刚度越小、变形能力越好,孔间短柱高宽比在5~8之间较合理。建议长圆孔端部圆弧到螺栓孔中心最短距离控制在 $1.2d_0\sim 1.5d_0$ 之间。改变长圆孔圆弧半径对支撑的力学性能影响很小。H型钢腹板宽度相同时,腹板长度越大,承载力与刚度越大。给出了装配式H型钢腹板开孔耗能支撑的设计方法与极限承载力公式。

关键词: 耗能支撑;滞回性能;装配式;H型钢;极限承载力

中图分类号: TU391

文献标志码: A

文章编号: 2096-6717(2023)01-0186-13

Hysteretic behavior of fabricated H-shaped steel web opening energy dissipation support

HUANG Chenkai, ZHAO Baocheng

(Jiangsu Key Laboratory of Structure Engineering, Suzhou University of Science and Technology, Suzhou 215011, Jiangsu, P. R. China)

Abstract: The fabricated H-shaped steel web opening energy dissipation support is a new type of energy-consuming support composed of web opening H-shaped steel and force transmission channel steel connected by bolts, which can effectively avoid the instability of supporting members. In order to study the energy dissipation capacity and failure mechanism of this support, low-cycle reciprocating loading tests and finite element

收稿日期: 2020-12-11

基金项目: 国家自然科学基金(51878432);江苏省研究生科研与实践创新计划(KYCX19_2024)

作者简介: 黄晨凯(1995-),男,主要从事钢结构抗震性能研究, E-mail: 897412336@qq.com。

赵宝成(通信作者),男,博士,教授, E-mail: 690056365@qq.com。

Received: 2020-12-11

Foundation items: National Natural Science Foundation of China (No. 51878432); Postgraduate Research & Practice Innovation Program of Jiangsu Province (No. KYCX19_2024)

Author brief: HUANG Chenkai (1995-), main research interest: seismic performance of steel structure, E-mail: 897412336@qq.com.

ZHAO Baocheng (correspondence author), PhD, professor, E-mail: 690056365@qq.com.

simulation analysis were performed on the specimens. The results show that the fabricated H-shaped steel web opening energy dissipation support has a full hysteresis curve, strong energy dissipation capacity and good deformability. Under the action of axial load, the test piece mainly relies on the short columns between the holes of the open web to enter the plastic energy dissipation. The ends of the short columns between the holes are the weak parts, which first enters the plastic during the loading process, and the fracture occurs first. With the deepening of loading, the plastic area in the middle part of the short column between holes becomes large and large. During the loading process, the bolts and channel steel are always in an elastic state. The specimen is eventually damaged due to the fracture of the short column between the holes. When the length of H-shaped steel energy dissipating web is the same, the wider the web width, the greater the height-width ratio of the short column between the holes, the smaller the bearing capacity and stiffness of the energy dissipation support, the better the deformation ability, and the short column height-width ratio between the holes in the range of 5-8 is more reasonable. It is recommended that the shortest distance from the arc at the end of the oblong hole to the center of the bolt hole be controlled between $1.2d_0$ and $1.5d_0$. Changing the arc radius of the oblong hole has little effect on the mechanical properties of the support. When the width of the H-beam web is the same, the greater the web length, the greater the bearing capacity and stiffness. The design method and ultimate bearing capacity formula of fabricated H-shaped steel web opening energy dissipation support are give.

Keywords: energy dissipation support; hysteretic behavior; fabricated; H-shaped steel; ultimate bearing capacity

中心支撑钢框架结构抗侧刚度大、抗侧效率高,应用广泛,但在往复地震作用下,传统的中心支撑杆件容易发生受压失稳,支撑斜杆重复压曲后,其受压承载能力显著减小。为了避免中心支撑构件受压屈曲,可考虑在中心支撑两端安装金属阻尼器^[1-8]构成耗能支撑,基于文献[9]提出一种新型腹板开孔耗能支撑,耗能支撑采用交叉双工字钢十字形截面,两端与框架连接的工字钢腹板开长圆孔,通过腹板开槽与中间工字钢拼接。在轴向力作用下,支撑腹板孔口之间的孔间短柱首先剪切屈服进入塑性耗散能量。这种支撑的耗能板件破坏后不易替换,为解决这个问题,提出了装配式 H 型钢腹板开孔耗能支撑(图 1)。支撑由两块槽钢与填板通过螺栓相连,支撑两端通过螺栓安装两个腹板开孔 H 型钢, H 型钢与槽钢之间安置薄垫板,以减小摩擦带来的影响。相对于焊接整体式耗能支撑,装配式耗能支撑^[10-13]加工更方便,震后耗能部件易于更换。

设计并制作缩尺的装配式 H 型钢腹板开长圆孔耗能支撑试件,进行低周往复加载试验,揭示试件在循环荷载下的破坏机理,得到试件滞回曲线、骨架曲线、刚度曲线等相关数据,为有限元分析提供验证模型。在试验基础上,应用 ABAQUS 有限元软件,分析影响装配式 H 型钢腹板开孔耗能支撑滞回性能的参数,提出装配式 H 型钢腹板开孔耗能支撑的设计方法及孔间短柱的合理设计范围。

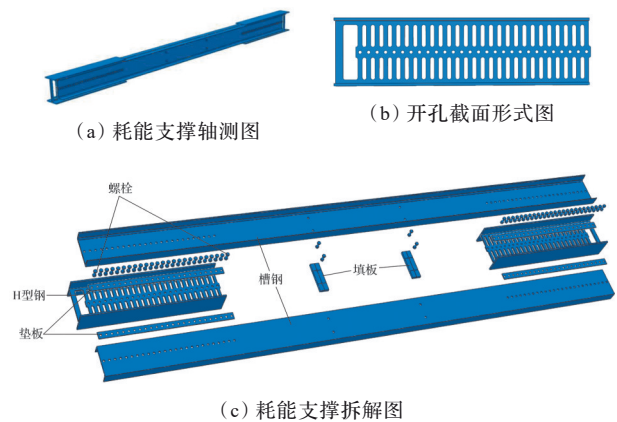


图 1 装配式 H 型钢腹板开孔耗能支撑

Fig. 1 Assembled H-beam web opening energy dissipation support

1 试验概况

1.1 试验模型

装配式 H 型钢腹板开孔耗能支撑的设计原则:耗能支撑达到极限承载力时不发生整体失稳破坏;通过开孔削弱支撑两端耗能板件的截面,确保腹板开孔 H 型钢进入塑性耗能;整个加载过程中连接不发生破坏。按上述原则,并参考相关规范及研究结果,采用 1/2 缩尺,选取 Q235B 级钢材,并结合实验室加载能力,设计耗能支撑试件。装配式 H 型钢腹板开孔耗能支撑试件的几何尺寸如图 2 所示,试件

长 1 800 mm,中间槽钢长 1 640 mm,槽钢截面为 20a,试件两端腹板开孔 H 型钢截面为 H250 mm×175 mm×8 mm×12 mm,长 330 mm,开孔长度为 70 mm,开孔端部圆弧直径为 20 mm,开孔间距为 20 mm,H 型钢与槽钢之间采用 M16 高强螺栓连接,腹板与槽钢之间放置一块 203 mm×60 mm 的垫板,厚 2 mm。两块槽钢之间填板大小为 200 mm×80 mm,填板处采用 M16 高强螺栓连接。支撑两端焊接矩形端板,厚 20 mm,通过 4 个 M22 高强螺栓分别与支座及作动器连接。并对试件进行稳定性验证与螺栓承载力验证,均满足要求。

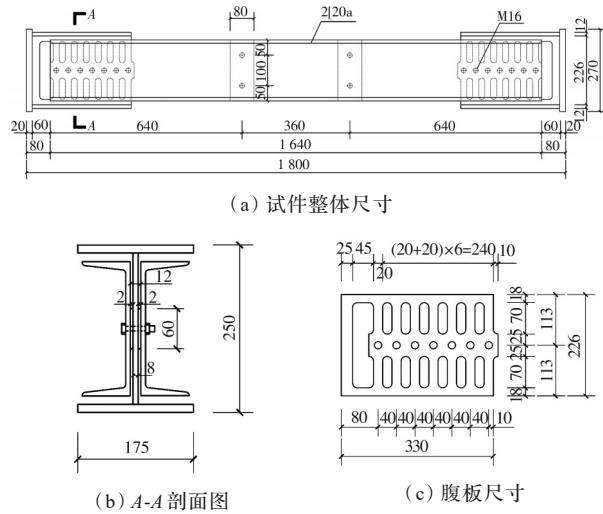


图 2 试验试件几何尺寸(单位:mm)

Fig. 2 Geometry size of test specimen (Unit: mm)

1.2 材料性能

试件采用 Q235B 级钢材,根据《钢及钢产品力学性能试验取样位置及试样制备》(GB/T 2975—2018)和《金属材料室温拉伸试验方法》(GB/T 228.1—2010)的有关规定对试件关键部位取样,进行材性试验,确定钢材的屈服强度、抗拉强度、弹性模量和伸长率等参数,结果见表 1。

表 1 钢材的材料性能

Table 1 Material properties of steels

钢材	f_y /MPa	f_u /MPa	E /(N·mm ⁻²)	δ /%
槽钢	290.18	490.06	2.01×10^5	23.0
支撑腹板	284.51	433.05	1.90×10^5	26.3
支撑翼缘	282.38	448.43	199×10^5	32.7
M16 螺栓	944.30	1 050	2.06×10^5	

1.3 试验装置及加载制度

试验加载装置见图 3(a),轴向荷载通过连接在加载架上的 500 kN 液压伺服作动器施加,作动器吊挂加于加载架上,加载端周边涂抹黄油,以消除摩擦力的影响。试件的一端与限位装置连接,另外一端与支座连接,都是通过高强螺栓连接。加载制度参照美国 SAC 规范^[14],每一加载级幅值依次取 0.375% H 、0.50% H 、0.75% H 、1.0% H 、1.5% H 、2.0% H (H 为框架柱高度),以此类推。在加载完成 0.75% H 前,每级循环 6 圈,加载至 1.0% H 时循环 4 圈,之后每级加载循环 2 圈,直到支撑破坏。试验仅对耗能支撑进行低周往复加载,此加载通过框架结构(图 3(c))的层间位移角进行转换,图中: H 为框架柱高度; L 为斜支撑与节点总长; Δ 为框架水平位移; δ 为支撑轴向变形; α 为斜支撑与梁的夹角; θ 为层间位移角。通过式(1)~式(4)进行换算推导。

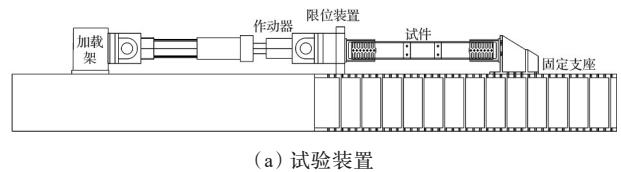
$$\delta = \Delta \cos \alpha \tag{1}$$

$$\Delta = H \theta \tag{2}$$

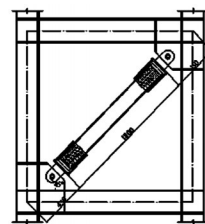
$$H = L \sin \alpha \tag{3}$$

$$\delta = L \theta \cos \alpha \sin \alpha = \frac{L}{2} \theta \sin 2\alpha \tag{4}$$

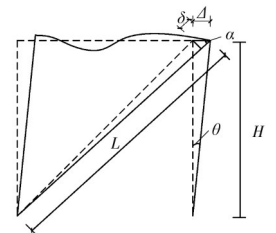
在式(4)中,消去 H ,换算成支撑轴向变形与支撑长度及节点总长度的关系,当 α 取 45°时,支撑轴向变形 δ 取得最大值。将耗能支撑斜 45°应用于框架结构中,如图 3(b)所示,节点长度取 450 mm,因此, $L=1\ 800\text{ mm}+450\text{ mm}+450\text{ mm}=2\ 700\text{ mm}$ 。换算后加载制度为:±6.75 mm 加载 6 圈,±10.125 mm 加载 6 圈,±13.5 mm 加载 4 圈,±20.25 mm 加载 2 圈,±27 mm 加载 2 圈……以此类推,直至试件破坏。



(a) 试验装置



(b) 设置耗能支撑的框架构造



(c) 支撑轴向变形与层间位移角关系

图 3 试验装置及框架构造

Fig. 3 Test device and frame structure

1.4 测点布置

试验共布置 6 个位移计,于试件 H 型钢翼缘处布置 2 个 50 mm 量程的位移计(D-1 和 D-2),用以测量腹板开孔 H 型钢与槽钢之间的相对位移。在试件左右两端布置两个 100 mm 量程的位移计(D-3 和 D-4),置于地梁上,用以测量加载端的加载位移。在试件两端端板之间布置两个拉线位移计(D-5 和 D-6),用以测量支撑的轴向变形。具体布置见图 4。

在腹板首尾两根孔间短柱的两端及中间部位各布置 1 个应变片,H 型钢翼缘处靠近端板的部位各布置 1 个应变片,共 4 个应变片;槽钢中部共布置 5 个应变片(图 5)。

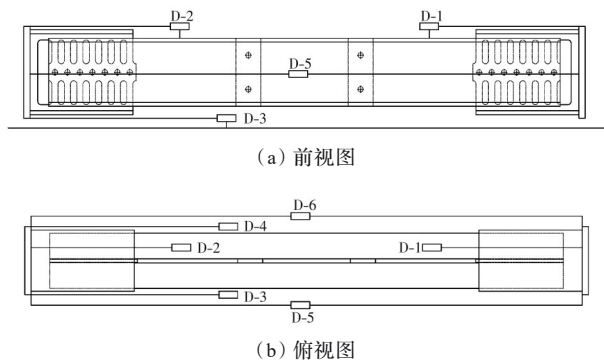


图 4 位移计布置图

Fig. 4 Layout diagram of displacement meter

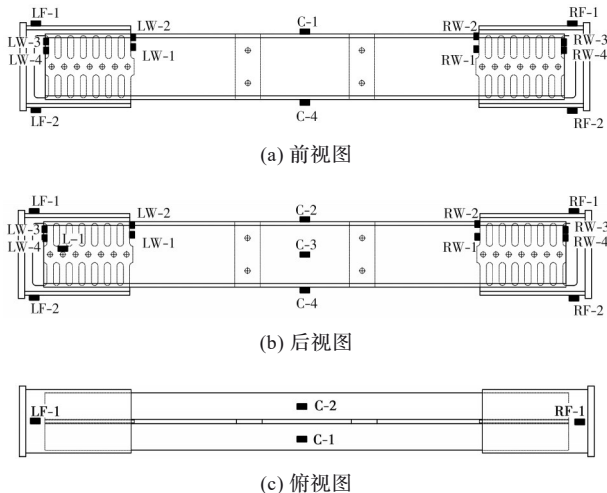


图 5 应变片布置图

Fig. 5 Layout diagram of strain gauge

2 试验现象及破坏分析

2.1 试验现象

加载装置如图 6(a)所示,加载前两级试件无明显变化。加载至第 3 级正向第 1 圈(+10.125 mm)

时,端孔开始有变小的趋势(图 6(b))。加载至第 4 级正向第 1 圈(+13.5 mm)时,端孔进一步变小,孔间短柱端部可见细小裂纹,腹板有略微的向内缩屈趋势。加载至第 4 级正向第 4 圈(+13.5 mm)时,端孔变形较大,孔间短柱可见明显裂纹,H 型钢翼缘与槽钢距离缩小。加载至第 5 级正向第 1 圈(+20.25 mm)时,端孔变形较大,加载过程中听见响声,应为部分孔间短柱塑性损伤积累严重,开始断裂。继续加载,承载力突然下降显著,停止加载,拆卸试件后见图 6(c),开孔腹板孔间短柱端部多处断裂。



(a) 加载装置及加载前布置



(b) 端孔变小



(c) 腹板破坏形态

图 6 试验现象

Fig. 6 The test phenomenon

2.2 试件破坏分析

在低周往复加载中,装配式 H 型钢腹板开孔耗能支撑的开孔腹板孔间短柱首先进入塑性耗能。孔间短柱两端应力大,不可逆塑性损伤积累快,加载过程中先出现细小裂纹;随着加载的继续进行,塑性向孔间短柱中间部位发展,端部裂纹逐渐扩大为裂口,长圆孔变形可观;加载后期,孔间短柱靠近支座一侧最先断裂,另一侧裂口清晰可见。因孔间短柱断裂破坏,耗能支撑无法继续承载,承载力出现突然下降的情况。整个加载过程中,螺栓与槽钢处于弹性状态,未发生塑性变形,腹板螺栓孔完好,未发现应力集中现象。低周往复荷载作用下,孔间短柱两端容易进入塑性破坏,装配式 H 型钢腹板开孔耗能支撑的破坏模式为开孔腹板孔间短柱断裂破坏。

支撑右侧开孔腹板孔间短柱断裂比左侧严重,并且孔间短柱靠近支座一侧先断裂,原因是试验试件与支座固定时不是完全轴心受力构件,存在次弯矩的影响,导致受力不均匀,随着加载的深入,影响也愈发明显,最终出现这种情况。

3 试验结果分析

3.1 滞回曲线

滞回曲线能反映整个试件的变形能力及耗能能力。以位移计D-3与D-4的平均值绘制滞回曲线,如图7所示,曲线饱满,无捏缩现象,加载前期,曲线基本为线性,试件很快进入弹塑性状态;加载后期,承载力上升较为平缓,正负两方向初始弹性刚度基本一致。加载至层间位移角1.5%时,试件承载力突然下降,对应试验现象中的开孔腹板孔间短柱断裂,此时试件无法继续承载。

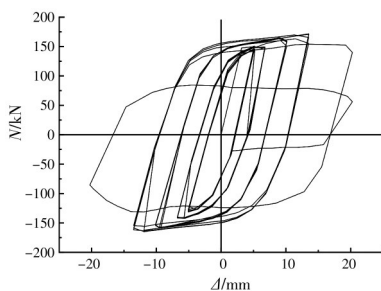


图7 滞回曲线

Fig. 7 Hysteretic loops

3.2 骨架曲线

骨架曲线能反映出试件的刚度、承载能力和变形能力。如图8所示,位移加载至5 mm之前,试件处于弹性阶段,承载力上升明显,曲线呈线性。加载位移超过5 mm之后,试件进入弹塑性阶段,有明显的弹塑性拐点,在此阶段,试件表现出良好的变形能力,承载力上升平缓稳定,整个弹塑性阶段未出现承载力波动,可见试件稳定可靠。当加载位移增大至15 mm左右时,正向承载力达到峰值165.81 kN,此时,孔间短柱端部发生断裂,曲线出现大幅下降段,试件达到极限荷载,无法继续承载。

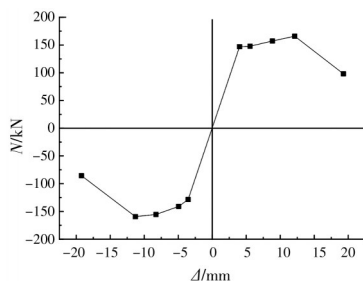


图8 骨架曲线

Fig. 8 Skeleton curves

3.3 刚度退化曲线

采用割线刚度来分析刚度退化,刚度退化曲线如图9所示。试件刚度退化规律为:加载初期,试件刚度退化较快,加载后期,刚度下降速度减缓,整个刚度退化曲线较为平滑,加载过程中未出现突然退化,说明试件在完全失效前具有较高的稳定性。试件初始刚度为36.45 kN/mm。

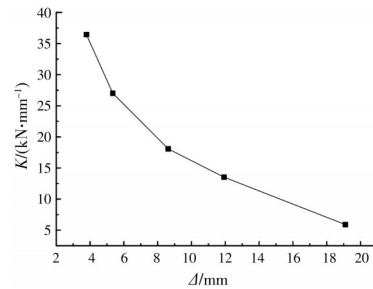


图9 刚度退化曲线

Fig. 9 Curve of stiffness degradation

3.4 耗能能力分析

等效黏滞阻尼系数是衡量结构抗震性能的重要指标,系数 ζ_{eq} 越大,则耗能能力越好。如图10所示,加载前期,等效黏滞阻尼系数上升较快,加载后期,上升幅度变缓,系数最大达到0.6。整个加载过程中未出现下降段,说明这种形式的试件耗能能力较好。

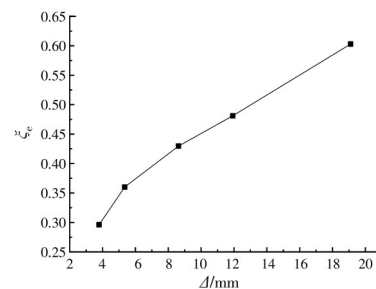


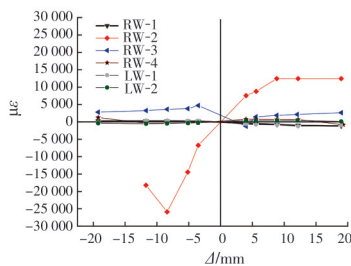
图10 等效黏滞阻尼系数曲线

Fig. 10 Equivalent viscous damping ratio

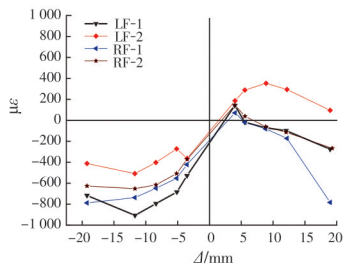
3.5 试件应变分析

从图11(a)可以看出,开孔腹板整体应变值最大,是主要耗能部位,孔间短柱端部应变远大于孔间短柱中间部位应变,加载后期,孔间短柱端部部位最先发生断裂破坏;中间部位应变变化不大。以试件右端耗能段来分析腹板的耗能能力,RW-1、RW-4最大应变在1 000 $\mu\epsilon$ 左右,因为孔间短柱两端较早断裂,导致其中间部位未完全进入塑性。RW-3

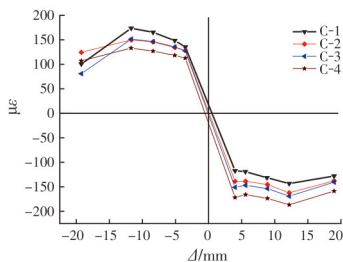
最大应变值为 3 817.56 $\mu\epsilon$ 。RW-2 曲线为试件右端孔间短柱端部应变片数据,试件右端腹板破坏情况较为严重,因为试件固定于支座时并非完全的轴心受力构件,存在次弯矩影响,加上孔间短柱端部应力较大,综合作用下,导致该短柱端部应变片粘贴部位首先出现损伤现象,致使 RW-2 应变值出现异常大的情况,但曲线总体上符合腹板应变值曲线的走势。在加载过程中,试件腹板孔间短柱端部完全进入塑性耗能,孔间短柱中间部位进入塑性较慢,在加载中后期才开始慢慢发挥耗能能力。从图 11 (b)来看,翼缘应变较大处为左右两端上方翼缘,最大值为 978 $\mu\epsilon$,翼缘处于弹性状态。试件主体槽钢应变值较小,曲线有双折线特点,在加载前期曲线呈线性,加载后期应变值上升缓慢,最大仅为 170 $\mu\epsilon$,整个加载过程中,主体槽钢始终处于弹性状态。通过应变分析说明,试件主要依靠孔间短柱屈服耗能,对主体结构有良好的保护作用。



(a) 腹板应变曲线



(b) 翼缘应变曲线



(c) 槽钢应变曲线

图 11 应变曲线

Fig. 11 strain curves

4 有限元分析

4.1 有限元模型建立及验证

4.1.1 钢材的本构关系 钢材采用 Mises 屈服准则和各向同性强化模型。采用 Q235B 级钢,屈服强度 σ_y 、极限强度 σ_u 、弹性模量 E 均采用试验材性值,泊松比 μ 为 0.3。采用 10.9 级 M16 高强螺栓。

4.1.2 单元划分及边界条件 采用 8 节点六面体一次缩减积分单元(C3D8R)划分网格。先采用结构化网格技术将整个模型可切割为正六面体的部分进行网格布置,采用扫掠网格技术及中性轴算法对开孔腹板进行网格布置。同时,沿腹板厚度方向等距布置 4 层网格种子,达到细化网格的目的。最后,对整个模型易发生应力集中的区域进行网格加密,打开大变形开关。最终网格划分结果见图 12。

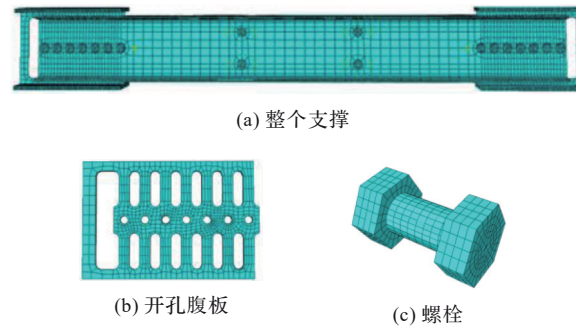


图 12 网格划分示例

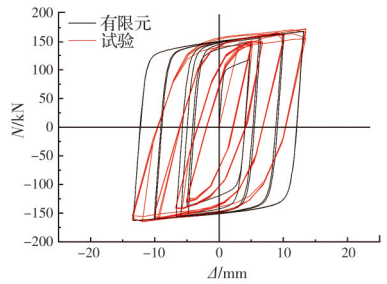
Fig. 12 Examples of meshing

支撑两端边界条件与试验一致,截面均耦合于形心点,用以施加约束与位移。支撑一端,6 个方向均被约束;支撑另一端,除轴向外,其余 5 个方向均被约束。

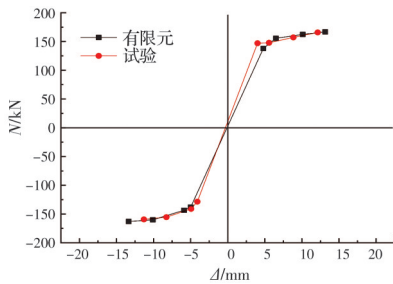
支撑中槽钢与垫板、垫板与腹板、槽钢与填板、螺栓与螺栓孔壁的接触、螺帽与槽钢的接触均为面与面的相互接触。相互接触的法线方向采用“硬接触”,切线方向采用罚函数计算摩擦,摩擦系数根据规范取为 0.45。支撑两端耗能段翼缘与腹板采用绑定连接。

4.1.3 有限元模拟验证 对试验试件进行有限元模拟,所得滞回曲线和骨架曲线与试验曲线的对比见图 13。滞回曲线走势一致,但有限元模拟滞回曲线相对光滑饱满。骨架曲线总体较为吻合,走势一致,有限元模拟峰值荷载为 166.8 kN,试验峰值荷载为 165.88 kN。造成滞回曲线差异的原因为:实

实际的钢材存在缺陷,试验后期,孔间板件会出现比较小的裂纹,耗能能力逐渐下降,有限元模拟中没有模拟出孔间板件缺陷及后期裂纹与断裂现象,模拟曲线比试验曲线饱满,而骨架曲线较为准确,有限元模拟的承载力基本与试验承载力一致。此外,有限元模拟试件无加工带来的各种缺陷,为完全轴心受力构件;而试验构件除有缺陷外,加载过程中两端连接处可能还会出现松动等情况,导致受力不均匀。总体来看,上述有限元模型可用于研究装配式H型钢腹板开孔耗能支撑的滞回性能。



(a) 滞回曲线对比



(b) 骨架曲线对比

图 13 有限元曲线与试验曲线的对比

Fig. 13 Comparison of finite element curve and test curve

4.2 有限元分析模型设计及参数选取

4.2.1 分析模型设计 有限元模拟分析的足尺耗能支撑为装配式H型钢腹板开孔耗能支撑的足尺模型,材料为Q235B级钢,总长为5 m。耗能支撑的几何模型如图14所示,由两个槽钢与两个腹板开孔H型钢用高强螺栓拼接而成。支撑中间传力槽钢长4.81 m,截面为槽钢27c,试件两端耗能段长1.205 m,截面为H324 mm×200 mm×12 mm×12 mm。端部H型钢腹板厚度为 t ,翼缘厚度为 t_f ,开孔高度为 h_0 ,孔间短柱最小高度为 h_c ,开孔下端圆弧到翼缘的距离为 l_1 ,开孔长度为 l_2 ,开孔上端圆弧到螺栓中心的距离为 l_3 ,腹板长度为 L ,腹板宽度为 b ,开孔两端

圆弧半径为 r ,单列开孔数为 n 。

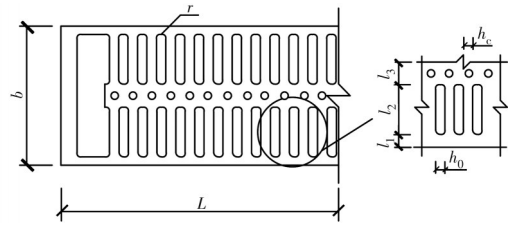


图 14 支撑几何模型

Fig. 14 Geometric model of supporting

4.2.2 参数选取 由试验结果可知,装配式H型钢腹板开孔耗能支撑主要通过孔间短柱进入塑性耗能。孔间短柱端部断裂后,整个支撑承载力下降,最终丧失承载能力,因此,开孔腹板的参数是影响支撑性能的主要因素。由于耗能支撑的耗能板件对于开孔腹板的宽度没有明确限制,而腹板变宽也会加长孔间短柱的长度,为了研究耗能腹板宽度与孔间短柱长度的合理设计范围,设置了腹板宽度(A组)这一参数。此外,为了探究腹板开长圆孔时,开孔圆弧和开孔距翼缘的距离对于腹板螺栓孔与试件性能的影响,设置了长圆孔端部圆弧到腹板中间螺栓圆心的距离(B组)与长圆孔端部圆弧半径(C组)两组参数。最后,探究孔间短柱数量对耗能支撑滞回性能的影响,设置了腹板长度(D组)这一参数。根据上述主要设计参数设计了10个耗能支撑,用FB代表改变参数的装配式H型钢腹板开孔耗能支撑。支撑中间传力槽钢参数不变,对支撑两端腹板开孔H型钢进行参数变化,具体参数见表2。

4.2.3 加载制度 模拟加载制度与试验加载制度相同,在模拟过程中,因发现加载至0.375% H 加载级时试件便进入塑性状态,故于0.375% H 加载级前添加0.1% H 与0.2% H 两级,使试件在加载模拟过程中有从弹性状态进入塑性状态的过程。考虑到有限元模拟采用足尺模型,自由度数量大,网格细且密,计算成本高,为提高计算效率,每个加载级只循环2次。有限元模拟设计的框架支撑结构层高为4.8 m,跨度为5 m,除去支撑两端节点连接部分后,耗能支撑长度为5 m,根据试件设计,计算后依次循环加载位移±3.5 mm、±7 mm、±13 mm、±17 mm、±26 mm……每个加载级循环2圈,直至试件破坏。

表 2 装配式 H 型钢腹板开孔耗能支撑模型几何参数

Table 2 Geometric parameters of energy dissipation support model for assembled H-beam web opening

编号	L/mm	b/mm	t/mm	t_f/mm	h_o/mm	h_c/mm	l_1/mm	l_2/mm	l_3/mm	r	n
FB-A1	1 205	300	12	12	20	20	18	107	25	10	28
FB-A2	1 205	400	12	12	20	20	18	137	25	10	28
FB-A3	1 205	500	12	12	20	20	18	187	25	10	28
FB-B1	1 205	300	12	12	20	20	33	107	10	10	28
FB-B2	1 205	300	12	12	20	20	23	107	20	10	28
FB-B3	1 205	300	12	12	20	20	13	107	30	10	28
FB-C1	1 205	300	12	12	20	20	24	95	31	15	28
FB-C2	1 205	300	12	12	20	20	25.5	92	32.5	20	28
FB-D1	965	300	12	12	20	20	18	107	25	10	22
FB-D2	1 485	300	12	12	20	20	18	107	25	10	35

4.3 有限元分析结果

计算得到支撑端部的轴向荷载和位移,绘制计算模型的滞回曲线、等效黏滞阻尼系数曲线、骨架曲线及刚度退化曲线来分析 H 型钢腹板开孔耗能支撑的性能。

4.3.1 腹板宽度 腹板宽度直接影响孔间短柱的高宽比,高宽比是指孔间短柱高度与宽度的比值,其对整个试件的耗能能力影响显著,通过分析该参数,找出合理的高宽比范围。图 15(a)所示分别为 FB-A1、FB-A2、FB-A3 的滞回曲线。根据耗能短柱两端达到极限应力状态且中间部位完全进入塑性的破坏准则来判断何时停止加载,其中,FB-A1 加载至层间位移角 2%,FB-A2 加载至层间位移角 2.5%,FB-A3 加载至层间位移角 3.5%。可以看出,滞回曲线饱满,试件耗能效率高。FB-A1 的承载力远大于 FB-A2、FB-A3,后两者的承载力变小,但变形能力强,可以在较大位移下继续发挥其耗能能力。

图 15(b)骨架曲线表明试件有明显的弹塑性拐点。刚度退化曲线见图 15(c),FB-A1 初始刚度最高,达到 151.29 kN/mm;FB-A3 初始刚度最低,仅 50.08 kN/mm。耗能 H 型钢长度相同的情况下,腹板宽度越宽,试件承载力与初始刚度越低,且差距明显。通过对比,孔间短柱高宽比控制在 5~8 之间比较合理,高宽比太大会导致承载力与刚度过小,FB-A1 的高宽比为 5.35,初始刚度与承载力较大,

整个加载过程中耗能能力好;FB-A3 的高宽比为 10.35,承载力与初始刚度小,且上升困难,耗能能力较差。此外,腹板宽度不宜大于槽钢宽度的 1.5 倍,FB-A3 的腹板宽度过大,承载力难以上升,初始刚度太小。

FB-A1 与 FB-A2 加载前期耗能能力相近(图 15(d)),FB-A1 腹板塑性损失积累较快,先于 FB-A2 出现下降段,耗能能力下降;FB-A3 加载前期耗能能力稍逊一筹,但随着加载进行到后期,FB-A3 变形大的优势开始显现,在位移加载至 105 mm 时,耗能能力开始高于 FB-A2,且下降趋势缓慢。

4.3.2 长圆孔端部圆弧到螺栓孔圆心的距离 因装配式支撑安装螺栓的要求,螺栓的间距不能够完全满足规范要求,需要分析长圆孔边缘到螺栓孔边缘的距离对耗能支撑受力的影响,以便给出合理的构造。螺栓间距可按 $2d_0$ (d_0 为螺栓孔标准孔径) 计算,模拟过程中,螺栓孔部位均未发生应力集中现象,孔间短柱端部未见明显的过早断裂。B 组 3 根耗能支撑的滞回曲线饱满,无捏缩现象(图 16(a))。FB-B1 最为饱满,FB-B2 与 FB-B3 相差不大,但饱满程度不及 FB-B1。FB-B1 的 l_3 最小,试件承载力大,原因是,模拟加载过程中 l_3 过小,孔间短柱与腹板中间连接部位应力较为集中,导致腹板发生变形,因为 FB-B1 的孔间短柱大部分都被槽钢盖住,孔间短柱变形后与槽钢接触,从而受到约束,致使承载力显著变大。

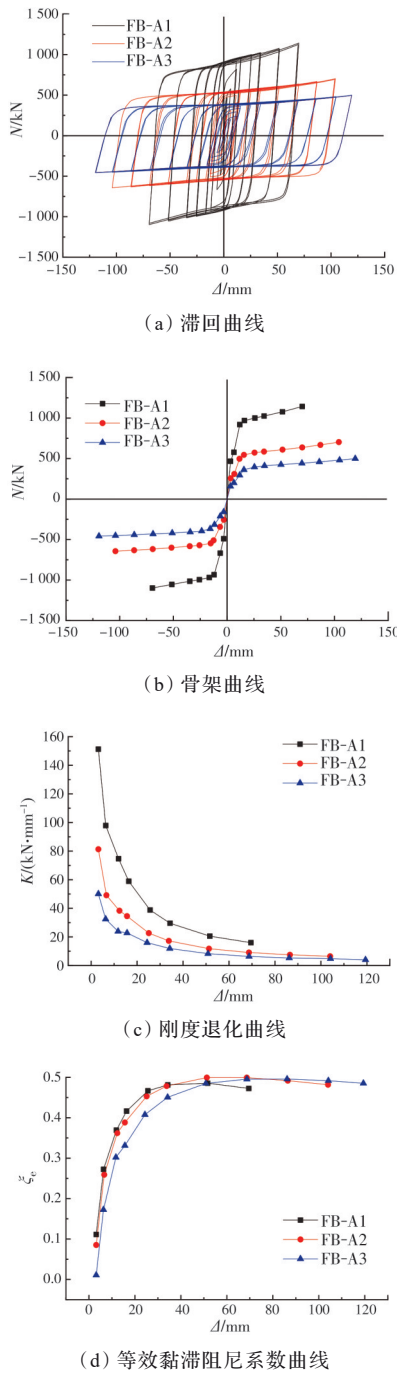


图 15 A 组耗能支撑对比曲线

Fig. 15 Comparison curves of energy-dissipating braces of group A

图 16(d)表明,长圆孔端部圆弧到螺栓孔中心的距离 l_3 越大,试件耗能能力越好,腹板受力越均匀,塑性发展均匀,塑性损伤累积变慢,加载后期,耗能能力退化缓慢。通过有限元模拟观察到,孔间短柱与腹板中间连接部位应力较为集中, l_3 过小会导致螺栓孔与孔间短柱部分出现应力集中现象,孔间短柱会过早发生断裂,失去耗能能力。 l_3 过大会

导致承载力与初始刚度过小,滞回曲线饱满程度低,不利于试件耗能, l_3 控制在 $1.2d_0 \sim 1.5d_0$ 之间比较合理。此外,试验证明,使用带套筒的扭矩扳手可满足小间距的施工要求。

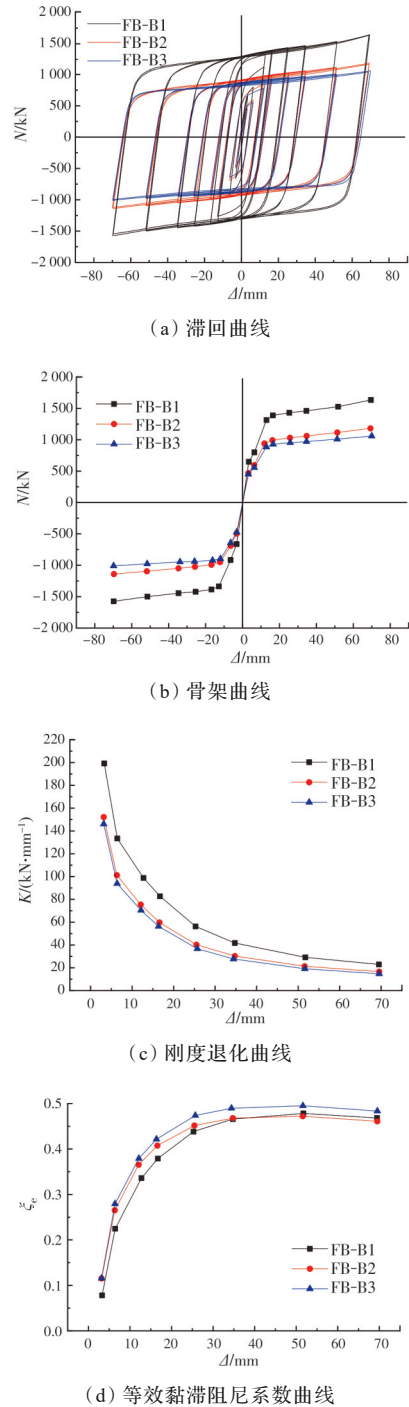


图 16 B 组耗能支撑对比曲线

Fig. 16 Comparison curves of energy-dissipating braces of group B

4.3.3 长圆孔端部圆弧半径 如图 17 所示,FB-C1 与 FB-C2 的曲线基本重合。FB-C1 滞回曲线比

FB-A1 稍稍饱满,但其黏滞阻尼系数低于 FB-A1,耗能能力相对较差。FB-C1 与 FB-A1 的最大承载力和初始刚度相差不大,FB-C1 稍大。长圆孔端部半径 r 越大,承载力与初始刚度越大,但耗能能力低。模拟表明,当 r 大于一定值时,对试件性能的影响将会微乎其微。

4.3.4 腹板长度 图 18 为 FB-A1、FB-D1、FB-D2

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。FB-A1 与 FB-D2 加载至层间位移角 2%,FB-D1 加载至层间位移角 2.5%。FB-D1 因承载力与刚度较小,塑性发展缓慢均匀,塑性损伤积累慢,较晚达到破坏条件。FB-D2 腹板长度长,滞回曲线最为饱满,承载力与初始刚度最大。可见腹板长度越长,可耗能的孔间短柱越多,滞回曲线越饱满,承载力与初始刚度越大。

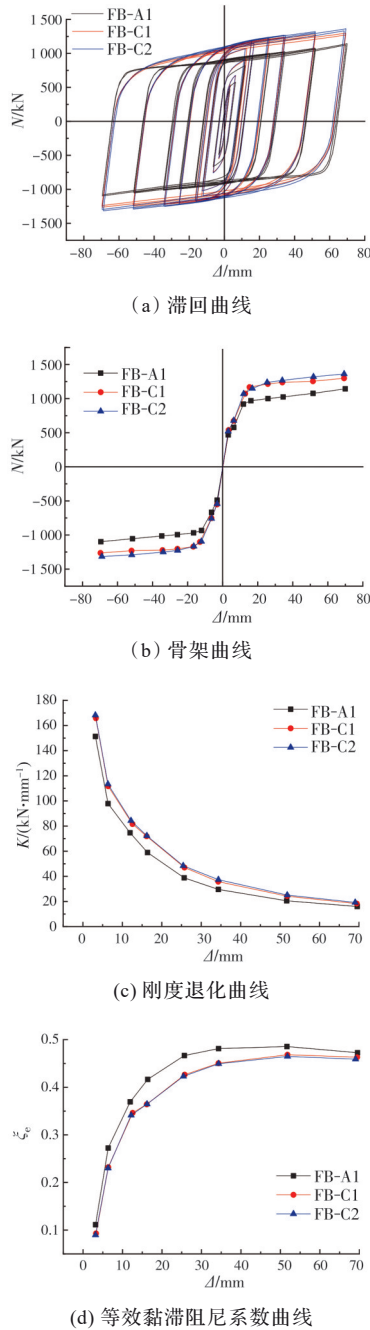


图 17 C 组耗能支撑对比曲线

Fig. 17 Comparison curves of energy-dissipating braces of group C

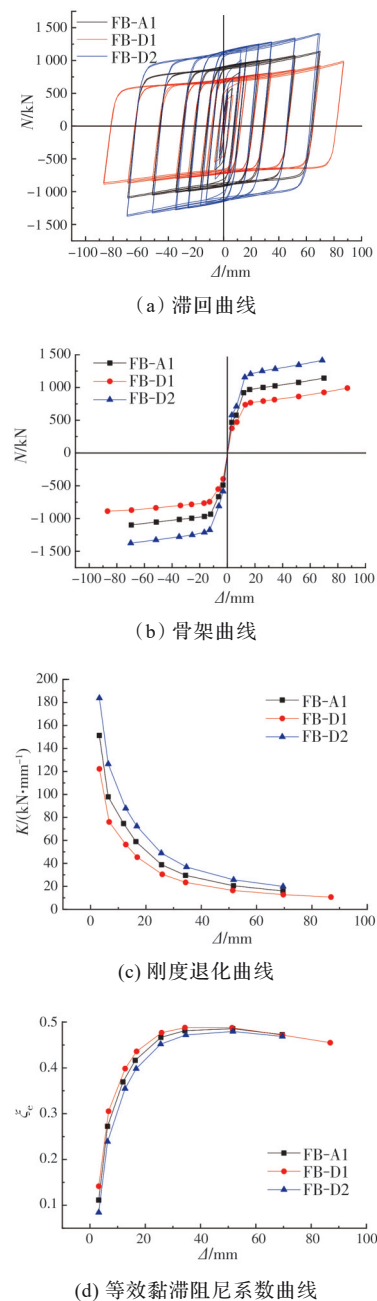


图 18 D 组耗能支撑对比曲线

Fig. 18 Comparison curves of energy-dissipating braces of group D

5 设计方法

装配式H型钢腹板开孔耗能支撑是由腹板开孔H型钢和传力槽钢通过螺栓连接组成的新型耗能支撑。其中,在轴力作用下,支撑两端耗能板件开孔腹板设计薄弱部位首先进入屈服耗能,耗散大部分的能量并最先破坏,从而起到保护支撑主体的作用,使整个支撑在达到极限承载力时不发生整体失稳。为确保支撑的耗能板件进入塑性耗能,设计中耗能板件的塑性承载能力要比支撑的稳定承载能力小,耗能板件破坏前,连接不能发生破坏。

5.1 螺栓与填板设计

采用高强螺栓摩擦型连接时,单个螺栓受剪承载力设计值应按式(5)计算。

$$N_v^b = k_1 k_2 n_i \mu P \quad (5)$$

式中: k_1 在非冷弯薄壁结构中取0.9; k_2 为孔型系数,标准孔型取1.0; n_i 为传力摩擦面数; μ 为摩擦面抗滑移系数; P 为一个高强螺栓预拉力设计值。

当螺栓沿轴向受力方向的连接长度大于 $60d_0$ 时,螺栓的承载力设计值应乘以折减系数0.7。因此,腹板开孔的H型钢单侧所需螺栓数为

$$n = \frac{N}{\beta \cdot N_v^b} \quad (6)$$

式中: N 为试件轴力设计值; β 为折减系数; N_v^b 为单个螺栓受剪承载力。所得 n 数值向上取整即每端所需螺栓数目。

规范中,螺栓边距最小容许间距为 $1.5d_0$,最大容许间距为 $4d_0$;螺栓中距要求为 $3d_0$ 。所设计试件螺栓中距按 $2d_0$ 计算,当螺栓中距为螺栓杆直径的2倍时,摩擦力较大,且通过模拟与试验可知,试件中间螺栓孔部位并未出现应力集中现象,整个加载过程中试件塑性发展均匀。此外,螺栓边距满足规范对于施工扳手可操作空间尺寸为 $1.5d_0$ 的要求,在试验中使用带套筒的扭矩扳手可完成小间距施工要求。两个槽钢之间采用螺栓连接,并设置填板。填板间距离不应超过 $40i$, i 为槽钢与填板平行的形心轴的回转半径。

5.2 极限承载力

极限承载力因荷载形式、加载方式的不同而变化,取滞回曲线中各滞回环峰值承载力作为极限承载力。参考文献[9],由屈服承载力公式引入相关系数,得到极限承载力公式

$$b = h_c + h_0(1 - \sin \alpha) \quad (7)$$

$$Q_y = 4n \cdot \frac{f_y t [h_c + h_0(1 - \sin \alpha)]^2}{3(l_2 - \frac{1}{2}h_0 \cos \alpha)} \quad (8)$$

式中: b 为孔间短柱等效高度; n 为单列短柱数量; f_y 为钢材的屈服强度; t 为腹板厚度; h_c 为孔间短柱高度; h_0 为开孔宽度; l_2 为孔间短柱开孔长度; α 为 60° 时最小二乘法拟合的局部最优解。

参考文献[15]中的计算方法,假设屈服承载力为极限承载力的 $3/5$,并引入文献[16]中的系数 β_1 。因为长圆孔端部圆弧到螺栓孔中心距离这一参数的改变可能会引起孔间短柱的受力不均匀,为平衡这种不均匀的情况,使应力等效为均匀分布在整个孔间短柱上,引入参数 β_2 ,得到极限承载力公式

$$Q_u = \frac{5}{3} \beta_1 \beta_2 Q_y \quad (9)$$

$$\beta_1 = 1.2358 - 0.0103 \frac{b}{t} \quad (10)$$

$$\beta_2 = 1 + \left| \frac{25 - l_3}{25 + l_3 - 1/2h_0} \right| \quad (11)$$

式中: l_3 为长圆孔端部圆弧圆心到螺栓孔中心的距离; b 由式(7)得到; t 为腹板厚度; h_0 为开孔宽度。有限元模拟极限承载力与理论计算极限承载力的对比见表3。除FB-A2与FB-A3外,其余支撑误差较小。FB-A2与FB-A3变形非常大,加载后期承载力上升缓慢,以致无法通过模拟准确判断试件何时破坏,因此导致误差结果偏大。

表3 极限承载力的对比

Table 3 Comparison of ultimate bearing capacity			
编号	有限元结果/kN	理论值/kN	误差/%
FB-A1	1 142.86	1 076.25	-5.8
FB-A2	702.98	831.65	18.3
FB-A3	499.34	603.17	20.8
FB-B1	1 634.49	1 722.00	5.4
FB-B2	1 180.98	1 230.00	4.2
FB-B3	1 058.99	1 195.83	12.9
FB-C1	1 298.02	1 378.85	6.2
FB-C2	1 361.56	1 461.04	7.3
FB-D1	990.97	845.62	-14.7
FB-D2	1 414.29	1 345.31	-4.8

6 结论

采用试验、有限元模拟及理论分析相结合的方法研究装配式H型钢腹板开孔耗能支撑的抗震性能,分析不同参数对耗能支撑承载力、刚度、耗能能力的影响,得到合理的开孔腹板孔间短柱设计区间,给出装配式H型钢腹板开孔耗能支撑的设计方法。主要结论如下:

1) 装配式H型钢腹板开孔耗能支撑滞回曲线饱满,耗能能力好,变形能力强,可有效避免支撑斜杆发生失稳,起到消能减震的作用。试验与模拟过程中,螺栓与槽钢始终处于弹性状态,震后替换端部耗能板件即可继续投入使用。

2) 试验表明,在轴向力作用下,试件开孔腹板孔间短柱首先进入塑性耗能,其中孔间短柱端部应力最大;随着加载的推进,塑性慢慢向孔间短柱中部发展,试件达到峰值承载力;最终孔间短柱端部发生断裂破坏,中部基本进入塑性状态,试件无法继续承载。

3) 腹板长度相同时,宽度越大,承载力与初始刚度越小,变形能力越好。孔间短柱高宽比宜控制在5~8之间。长圆孔端部圆弧到螺栓孔中心距离越大,承载力与刚度越小。

4) 长圆孔端部圆弧到螺栓孔中心距离控制在 $1.2d_0 \sim 1.5d_0$ 之间较合理。改变长圆孔圆弧半径对支撑滞回性能影响较小。腹板长度越长,支撑承载力与刚度越大。

5) 给出的装配式H型钢腹板开孔耗能支撑设计方法极限承载能力计算公式与模拟结果吻合较好,可供工程应用参考。

参考文献

[1] 陈云, 蒋欢军, 刘涛, 等. 分级屈服型金属阻尼器抗震性能研究[J]. 工程力学, 2019, 36(3): 53-62.
CHEN Y, JIANG H J, LIU T, et al. Study on the seismic behavior of graded yielding metal dampers [J]. Engineering Mechanics, 2019, 36(3): 53-62. (in Chinese)

[2] 周云, 卢德辉, 张敏, 等. 钢管铅阻尼器疲劳性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2018, 39(7): 131-136.
ZHOU Y, LU D H, ZHANG M, et al. Experimental study on fatigue property of lead-filled steel tube damper

[J]. Journal of Building Structures, 2018, 39(7): 131-136. (in Chinese)

[3] ALIAKBARI F, GARIVANI S, AGHAKOUCHAK A A. An energy based method for seismic design of frame structures equipped with metallic yielding dampers considering uniform inter-story drift concept [J]. Engineering Structures, 2020, 205: 110114.

[4] 徐艳红, 李爱群, 黄镇. 抛物线外形软钢阻尼器试验研究[J]. 建筑结构学报, 2011, 32(12): 202-209.
XU Y H, LI A Q, HUANG Z. Experimental study of mild steel dampers with parabolic shape [J]. Journal of Building Structures, 2011, 32(12): 202-209. (in Chinese)

[5] 赵珍珍, 张爱军, 何斌. U型金属阻尼器的力学公式推导及阻尼性能研究[J]. 结构工程师, 2017, 33(2): 143-150.
ZHAO Z Z, ZHANG A J, HE B. Study on mechanics formula deduction and damping performance of U-shaped metal damper [J]. Structural Engineers, 2017, 33(2): 143-150. (in Chinese)

[6] 邓开来, 潘鹏. 变截面软钢剪切阻尼器试验研究[J]. 工程力学, 2016, 33(5): 82-88.
DENG K L, PAN P. Experimental study of steel shear panel dampers with varying cross-sections [J]. Engineering Mechanics, 2016, 33(5): 82-88. (in Chinese)

[7] SAHOO D R, SINGHAL T, TARAITHIA S S, et al. Cyclic behavior of shear-and-flexural yielding metallic dampers [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2015, 114: 247-257.

[8] 国巍, 马晨智, 曾晨. 新型阻尼减振器的试验研究[J]. 建筑结构, 2018, 48(Sup2): 413-417.
GUO W, MA C Z, ZENG C. Experimental study of a novel steel strip damper [J]. Building Structure, 2018, 48(Sup2): 413-417. (in Chinese)

[9] 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)

[10] WANG C L, CHEN Q, ZENG B, et al. A novel brace with partial buckling restraint: An experimental and numerical investigation [J]. Engineering Structures,

- 2017, 150: 190-202.
- [11] 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.
- TU Y X, YUAN B, YI J G. 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. (in Chinese)
- [12] JIA L J, GE H B, MARUYAMA R, et al. Development of a novel high-performance all-steel fish-bone shaped buckling-restrained brace [J]. Engineering Structures, 2017, 138: 105-119.
- [13] 孙瑛志, 李国强, 尹文汉. 屈曲约束支撑与TTD支撑经济性分析[J]. 建筑钢结构进展, 2017, 19(4): 93-97.
- SUN Y Z, LI G Q, YIN W H. Economic analysis of buckling restrained braces and tube-in-tube damper braces [J]. Progress in Steel Building Structures, 2017, 19(4): 93-97. (in Chinese)
- [14] Protocol for fabrication, inspection, testing and documentation of beam-column connection test and other experimental specimens: SAC Rep. SAC/BD-97/02 [R]. SAC Joint Venture, Sacramento, California, 1997.
- [15] 王玉璋, 潘鹏, 邓开来, 等. 高阻尼黏弹性橡胶连梁阻尼器力学性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2017, 38(3): 158-163.
- WANG Y Z, PAN P, DENG K L, et al. Experimental study on high-damping viscoelastic rubber coupling beam damper [J]. Journal of Building Structures, 2017, 38(3): 158-163. (in Chinese)
- [16] 滕军, 马伯涛, 李卫华, 等. 联肢剪力墙连梁阻尼器伪静力试验研究[J]. 建筑结构学报, 2010, 31(12): 92-100.
- TENG J, MA B T, LI W H, et al. Pseudo-static test for coupling beam damper of coupled shear wall structure [J]. Journal of Building Structures, 2010, 31(12): 92-100. (in Chinese)

(编辑 王秀玲)