

DOI: 10.11830/ISSN.1000-5013.202312021



轴向力对剪切钢板阻尼器抗震性能影响的数值模拟

方庆田¹, 王照然², 宁西占^{1,3}

(1. 华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021;

2. 中国建设基础设施有限公司, 北京 100029;

3. 华侨大学 福建省智慧基础设施与监测重点实验室, 福建 厦门 361021)

摘要: 采用数值模拟的方式,对轴向力作用的剪切钢板阻尼器的抗震性能进行研究,设定 5 组不同的剪切钢板阻尼器,以探究高宽比和高厚比对阻尼器的影响,同时提出两种轴向自由的新型剪切钢板阻尼器。结果表明:轴向力对阻尼器抗震性能产生不利影响,使腹板更容易发生局部屈曲且屈曲程度更大,有必要做防屈曲措施;当高宽比、高厚比增大时,屈服荷载、极限荷载、初始刚度及屈服后刚度显著降低;当腹板高度保持不变时,增大腹板宽度或厚度,可有效改善阻尼器的抗震性能。

关键词: 剪切钢板阻尼器;有限元分析;抗震性能;轴向力

中图分类号: TU 392.4

文献标志码: A

文章编号: 1000-5013(2024)02-0201-09

Numerical Simulation on Seismic Performance of Shear Steel Panel Damper Under Axial Force

FANG Qingtian¹, WANG Zhaoran², NING Xizhan^{1,3}

(1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

2. China Construction Infrastructure Limited Company, Beijing 100029, China;

3. Key Laboratory of Intelligent Infrastructure and Monitoring of Fujian Province, Huaqiao University, Xiamen 361021, China)

Abstract: Using the numerical simulation method, the seismic performance of shear steel panel damper under the axial force is studied, through 5 different groups of shear steel panel damper, the effects of the depth width ratio and the depth thickness ratio on the damper are discussed, and 2 types of axially free new shear steel plate dampers are proposed. The results show that the axial force has adverse effect on the damper seismic performance, the local buckling on web occurs more easily, and the degree of buckling is greater. It is necessary to take the anti-buckling measures. The yield load, the ultimate load, the initial stiffness and the post yield stiffness decrease significantly with the increase of the depth width ratio and the depth thickness ratio. When the depth of the web remains unchanged, increasing the width or thickness of the web can effectively improve the seismic performance of the damper.

Keywords: shear steel panel damper; finite element analysis; seismic performance; axial force

收稿日期: 2023-12-12

通信作者: 宁西占(1987-),男,副教授,博士,主要从事结构振动控制与混合试验的研究。E-mail: xzning@hqu.edu.cn.

基金项目: 中国地震局工程力学研究所基本科研业务费专项资助项目(2020D14);国家自然科学基金资助项目(51908231);福建省自然科学基金资助项目(2020J01058);中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(ZQN-912)

抗震设计不仅考虑结构在地震中的性能,还兼顾震后的疏散和恢复能力^[1]。剪切钢板阻尼器^[2](下文简称阻尼器)构造简单、受传力清晰、耗能能力强,在较多工程抗震的设计中得到了应用^[3]。文献[4-5]研究发现,剪切腹板宽厚比和加劲肋会影响阻尼器的面外屈曲变形和承载力。文献[6-8]通过有限元模拟和试验的方法,研究国产低屈服钢剪切钢板阻尼的滞回耗能性能,并推导相关的理论公式。文献[9]针对常规阻尼器提出了3种防止平面外屈曲的方案,并推导相关理论公式。文献[10]提出纯剪型和弯剪型防屈曲阻尼器,并通过试验和有限元分析方法验证其抗震性能。针对剪切型金属阻尼器应力集中和焊接区的热应力影响问题,文献[11]提出一种形状优化的装配式剪切型金属阻尼器,通过有限元分析和试验的方法验证其力学性能,并指出轴力会对剪切型金属阻尼器带来不利影响。文献[12]提出一种新型竖向波纹剪切阻尼器,并通过试验验证其抗震性能。文献[13]通过试验研究阻尼器腹板的屈曲和滞回性能,并指出需进一步研究高轴压力对阻尼器的影响。文献[14]通过有限元模拟和试验的方法研究应用于消能阻尼器的抗震性能,发现阻尼器在加载的过程中存在轴向效应,且轴向变形和轴向力对阻尼器性能可能产生影响。

在实际工程中,随着结构变形的发展,阻尼器势必会承受轴向力,但已有研究主要关注阻尼器在剪切荷载作用下的性能,较少对轴向力开展研究。基于此,本文就轴向力对阻尼器抗震性能影响数值模拟进行研究。

1 减震框架中阻尼器性能

1.1 结构概况

为得到阻尼器在实际工程中轴向力的变化规律,根据现行 GB 55006—2021《钢结构通用规范》^[15],设计一栋钢框架结构,首层的层高为4.8 m,其余层的层高为3.6 m,跨度为6.6 m,柱、梁采用Q345钢,首层框架柱的箱型截面尺寸为500 mm×500 mm×18 mm,首层梁的工字型截面尺寸为300 mm×588 mm×10 mm×16 mm。根据蔡振等^[16]的设计,阻尼器构造,如图1所示。图1中:腹板采用Q235钢,尺寸为300 mm×300 mm×8 mm;翼缘和端板采用Q345钢,尺寸分别为300 mm×150 mm×16 mm和980 mm×300 mm×30 mm; h 为腹板厚度; b_w 为腹板宽; t_w 为腹板厚。为便于分析,仅选取结构首层安装阻尼器的一跨为研究对象,结构的楼面恒活荷载均为 $6\text{ kN}\cdot\text{m}^{-2}$ 。

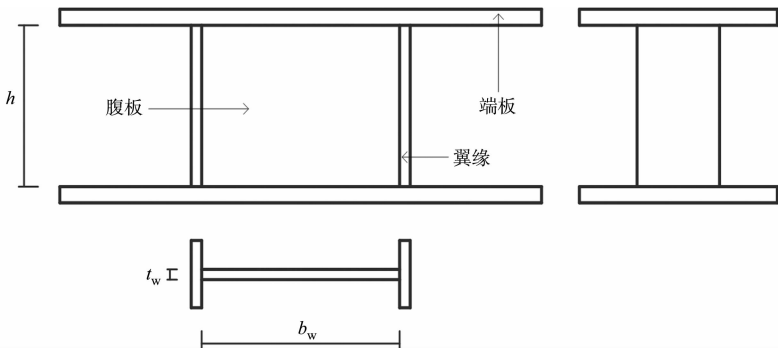


图 1 阻尼器构造
Fig. 1 Structure of damper

1.2 分析模型与加载制度

框架有限元模型,如图2所示。框架有限元模型采用大型商业ABAQUS有限元软件模拟。为提高计算效率,框架中柱采用可变形的三维线单元进行模拟;梁则根据阻尼器的位置划分成3部分,其中,与阻尼器接触部分采用可变形的三维实体单元进行模拟,其余部分采用可变形的三维线单元进行模拟,并以线单元梁的端点为控制点、实体单元梁截面为控制面,采用连续分布耦合的约束方式定义其接触行为。阻尼器各部件采用可变形的三维实体单元进行模拟,各实体单元间均采用绑定连接定义其接触行为;线单元选用两结点空间线性梁单元进行模拟,实体单元选用8节点6面体线性减缩积分单元。

方便起见,忽略连接阻尼器的支撑,将阻尼器下连接端板底面和框架柱底部端点设为固定端,即约束所有方向上的平动自由度和转动自由度;在实体梁单元顶面中心设置参考点与顶面耦合,并对参考点

施加加载方向外所有方向的平动自由度和转动自由度进行约束。

钢材的本构模型选用多线性各向同性强化模型, 弹性模量 $E=0.206\text{ TPa}$, 泊松比 $\mu=0.3$, 钢材塑性本构模型参数^[8-17], 如表 1 所示。表 1 中: ϵ 为塑性应变; σ 为应力。模型采用位移控制的加载模式, 并以阻尼器的剪切角作为控制值。

剪切加载制度, 如图 3 所示。图 3 中: φ 为剪切角; δ 为剪切位移; L 为步长。

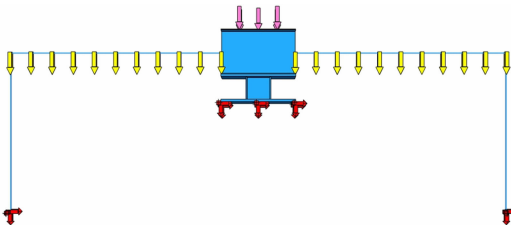


图 2 框架有限元模型
Fig. 2 Finite element model of frame

表 1 钢材塑性本构模型参数
Tab. 1 Parameters of steel plastic constitutive model

钢材种类	ϵ	σ/MPa	钢材种类	ϵ	σ/MPa
Q235	0	240.279 6	Q345	0	345.566 8
	0.010 40	242.796 1		0.018 13	351.900 0
	0.038 45	312.233 0		0.136 59	667.000 0
	—	—		0.179 01	696.000 0
	—	—		0.212 16	620.000 0

1.3 剪切钢阻尼器

提取阻尼器下连接端板上所有结点的竖向反力, 并对其求和, 可获得阻尼器在加载过程中所受的轴向荷载。阻尼器轴向力(P), 如图 4 所示。图 4 中: 纵坐标的正值为轴向拉力; 负值为轴向压力。当步长小于 25(剪切角小于 0.02 rad)时, 阻尼器处于受压状态, 且轴向力基本恒定, 最大轴向压力为 282.6 kN ; 随着剪切角增大, 阻尼器轴向力开始呈现一定的波动, 轴向压力逐渐减小, 并在步长大于 46(剪切角为 0.08 rad 第 2 个循环)开始出现轴向拉力; 阻尼器的轴向力随着分析步的增长在轴向拉力和轴向压力间切换, 且随步长的增加, 轴向力的浮动范围也在增加; 在步长为 71(剪切角为 0.14 rad)时, 阻尼器的轴向拉力(324.1 kN)达到最大。阻尼器滞回曲线, 如图 5 所示。

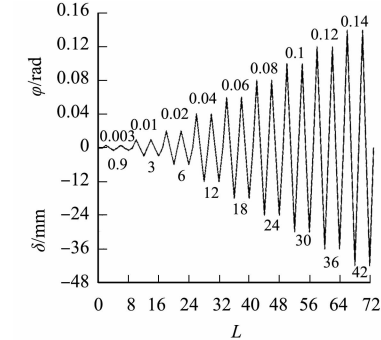


图 3 剪切加载制度

Fig. 3 Shear loading setup

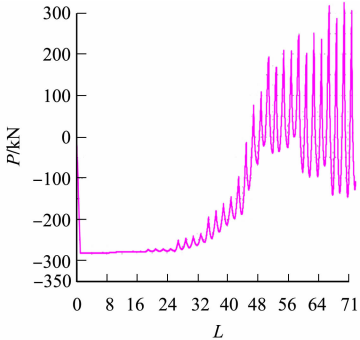


图 4 阻尼器轴向力

Fig. 4 Axial force of damper

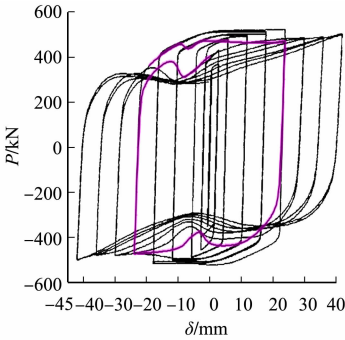


图 5 阻尼器滞回曲线

Fig. 5 Hysteresis curves of damper

由图 5 可知: 在加载初期, 轴向力相对恒定, 剪切位移较小, 滞回曲线比较饱满; 当剪切位移增加到 24 mm (步长大于 43)时, 阻尼器腹板开始发生局部屈曲, 滞回曲线在回归零点的过程中出现“捏缩”现象, 轴向力变化浮动开始变大, 轴向力由压力逐渐转变为压力与拉力交替出现, 且随剪切位移的增大, 轴向拉力逐渐增大; 阻尼器的最大承载能力先降低, 后逐渐增加, 这主要是由于在受压时阻尼器腹板屈曲, 在承受拉力时, 阻尼器的屈曲得以改善, 进而使承载力增大。因此, 实际工作中的阻尼器的轴向力处于拉、压变动状态, 大多时候处于受压状态, 且拉力有助于改善剪切腹板的屈曲形态。

2 轴向压力对阻尼器的影响

2.1 模型概况

阻尼器有限元模型采用与框架中阻尼器相同的本构参数和接触行为。为模拟实际试验中加载的边

界条件,将阻尼器的下连接端板底面设为固定端,即约束所有方向上的平动自由度和转动自由度;在上连接端板顶面中心设置参考点与顶面耦合,并对参考点施加加载方向外所有方向的平动自由度和转动自由度进行约束。阻尼器有限元模型,如图 6 所示。

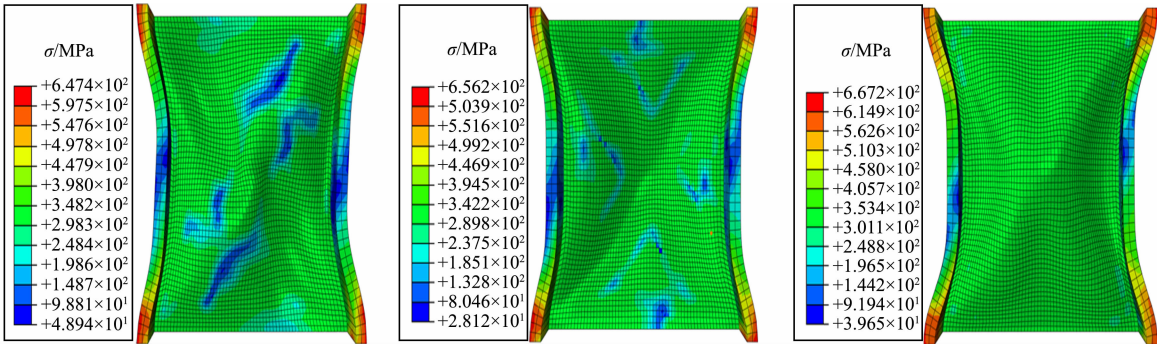
基于剪切腹板高宽比(h/b_w)和高厚比(h/t_w)的变化,共设计 5 组试件。参考文献[18-20]对阻尼器的相关设计及文献[21]设置的加劲肋保障耗能性能(当剪切腹板高宽比大于 1 时),阻尼器采用不设置加劲肋的形式。表 2 为试件的尺寸。翼缘尺寸为 300 mm×150 mm×16 mm,端板尺寸为 980 mm×300 mm×30 mm。阻尼器轴向受压作用以力控制方式实现,施加的轴向荷载以框架中阻尼器最大轴向压力($F_y=282.6$ kN)为基准,并考虑了 0,0.5 和 1.0 倍的轴向压力。剪切荷载的加载制度与框架的剪切加载制度一致。

表 2 试件尺寸
Tab. 2 Specimen dimension

试件编号	$h\times b_w\times t_w/\text{mm}\times\text{mm}\times\text{mm}$	h/b_w	h/t_w
D1	300×300×8	1.0	37.5
D2	300×600×8	0.5	37.5
D3	300×200×8	1.5	37.5
D4	300×300×6	1.0	50.0
D5	300×300×10	1.0	30.0

2.2 变形形态

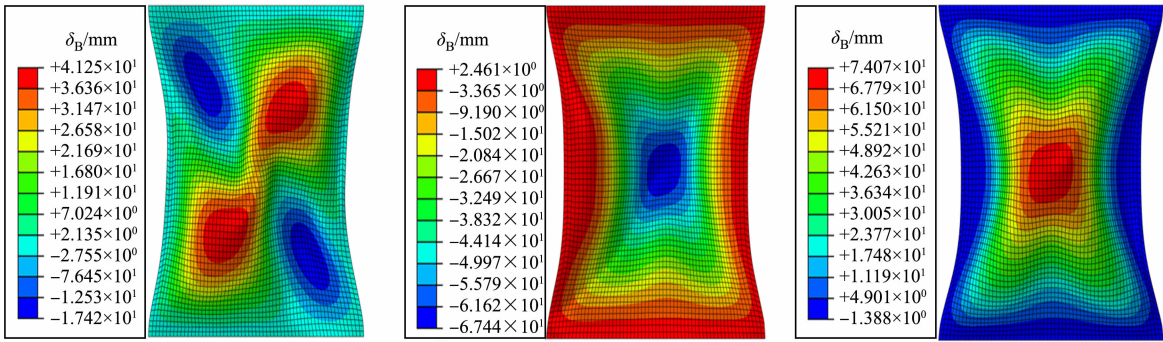
不同轴向压力的应力云图及腹板局部屈曲示意图,如图 7,8 所示。图 8 中: δ_B 为屈曲位移。



(a) 0F_y 最终状态 (b) 0.5F_y 最终状态 (c) 1.0F_y 最终状态

图 7 不同轴向压力的应力云图

Fig. 7 Stress nephograms under different axial pressures



(a) 0F_y 最终状态 (b) 0.5F_y 最终状态 (c) 1.0F_y 最终状态

图 8 不同轴向压力的腹板局部屈曲示意图

Fig. 8 Local buckling of web under different axial pressures

由图 7,8 可知: $0F_y$ 最终状态的阻尼器腹板的局部屈曲集中在对角线上,而有轴向压力的阻尼器腹板的局部屈曲主要出现在中心处; $0.5F_y$ 和 $1.0F_y$ 最终状态应力的最大值为 656.2,667.2 MPa,与 $0F_y$ 相比(647.4 MPa)分别增加了 1.4%和 3.1%; $0.5F_y$ 和 $1.0F_y$ 最终状态屈曲位移的最大值为 67.44,74.07 mm,与无轴向压力相比(41.25 mm)分别增加了 63.5%和 79.6%。上述分析表明,轴向压力对阻尼器的受力形态产生了较大影响,会加大腹板局部屈曲程度,可使阻尼器提前发生破坏。

2.3 滞回曲线

试件 D1 滞回曲线,如图 9 所示。图 9 中: F 为承载力。由图 9 可知: $0F_y$ 和 $0.5F_y$ 的承载力在剪切位移为 30 mm(剪切角为 0.10 rad)循环下开始下降,而 $1.0F_y$ 的阻尼器承载力在剪切位移为 24 mm(剪切角为 0.08 rad)循环下开始下降;3 种轴向压力的滞回曲线均出现了不同程度的捏缩现象。上述分析表明,阻尼器的滞回性能受轴向压力影响显著,且轴向压力越大,阻尼器的承载能力下降越明显,也越容易提前进入极限荷载状态而发生破坏。

2.4 骨架曲线

采用 Park 法^[22] 计算了试件 D1 在不同轴向压力下的屈服荷载。试件 D1 骨架曲线,如图 10 所示。由图 10 可知:试件 D1 骨架的 3 种轴向压力曲线总体呈先上升后下降的趋势; $0.5F_y$ 和 $1.0F_y$ 的屈服荷载分别为 330.4,329.2 kN,与 $0F_y$ 相比(330.8 kN)相差不大; $0.5F_y$ 和 $1.0F_y$ 的极限荷载分别为 519.3,496.9 kN,与 $0F_y$ 相比(524.5 kN)分别降低了 1.0%和 5.3%($1.0F_y$ 达到极限荷载的剪切角为 0.06 rad,而 $0F_y$ 和 $0.5F_y$ 的剪切角为 0.08 rad 时才达到极限荷载)。上述分析表明,与屈服荷载相比,轴向压力对极限荷载的影响程度更明显,且会导致阻尼器提前达到极限荷载状态。

2.5 刚度退化

试件 D1 刚度退化,如图 11 所示。图 11 中: k 为刚度。由图 11 可知:刚度退化随剪切位移的增大逐步降低,且刚度退化在加载初期较为明显,但随剪切位移的增大,刚度下降趋于缓和;随着轴向压力的增大,在相同剪切位移时阻尼器的刚度逐渐减小。

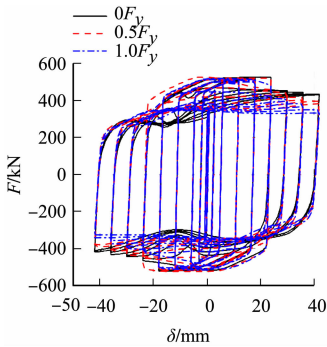


图 9 试件 D1 滞回曲线
Fig. 9 Hysteresis curves of specimen D1

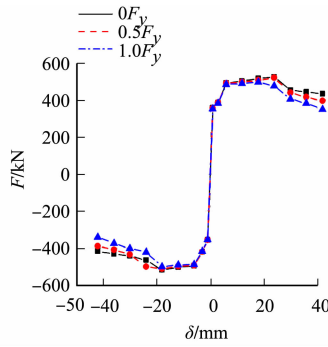


图 10 试件 D1 骨架曲线
Fig. 10 Skeleton curves of specimen D1

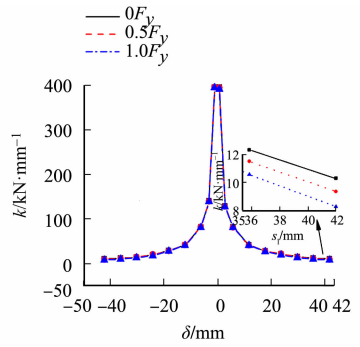


图 11 试件 D1 刚度退化曲线
Fig. 11 Stiffness degradation curves of specimen D1

为便于分析,定义屈服后刚度为滞回曲线上最后一级加载峰值点对应的刚度。经计算,试件 D1 在 $0.5F_y$ 和 $1.0F_y$ 的初始刚度分别为 611.9,609.6 $\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1}$,与 $0F_y$ 相比($612.6 \text{ kN} \cdot \text{mm}^{-1}$)分别降低了 0.1%和 0.5%; $0.5F_y$ 和 $1.0F_y$ 的屈服后刚度分别为 9.4,8.3 $\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1}$,与 $0F_y$ ($10.3 \text{ kN} \cdot \text{mm}^{-1}$)相比分别降低了 8.7%和 19.4%。上述分析表明,与初始刚度相比,轴向压力对屈服后刚度的影响程度更明显。

2.6 耗能能力

耗能能力反映了阻尼器在循环荷载作用下消耗能量的能力,主要从累积耗能(E)和等效粘滞阻尼系数(ξ)两方面进行评估。试件 D1 累积耗能,如图 12 所示。由图 12 可知:随剪切位移的增大,试件耗能逐步增加;与 $0F_y$ 相比, $0.5F_y$ 和 $1.0F_y$ 的累积耗能分别增长了 2.9%和降低了 1.7%,表明轴向压力对阻尼器累积耗能能力影响不大。

试件 D1 等效粘滞阻尼系数,如图 13 所示。由图 13 可知:随着剪切位移的增大,试件 D1 等效粘滞

阻尼系数逐渐增大;在相同的剪切位移下,随着轴向压力的增大,试件 D1 等效粘滞阻尼系数越大。

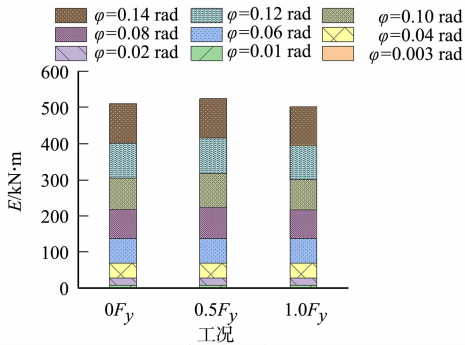


图 12 试件 D1 累积耗能

Fig. 12 Cumulative energy dissipation of specimen D1

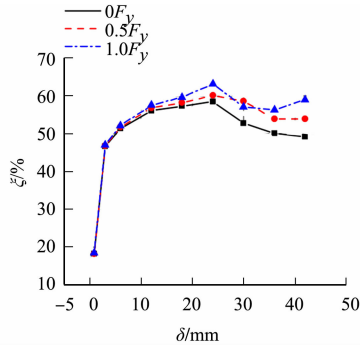


图 13 试件 D1 等效粘滞阻尼系数

Fig. 13 Equivalent viscous damping coefficient of specimen D1

3 阻尼器参数

3.1 高宽比

不同高宽比阻尼器在 $0.5F_y$ 时的性能曲线,如图 14 所示。

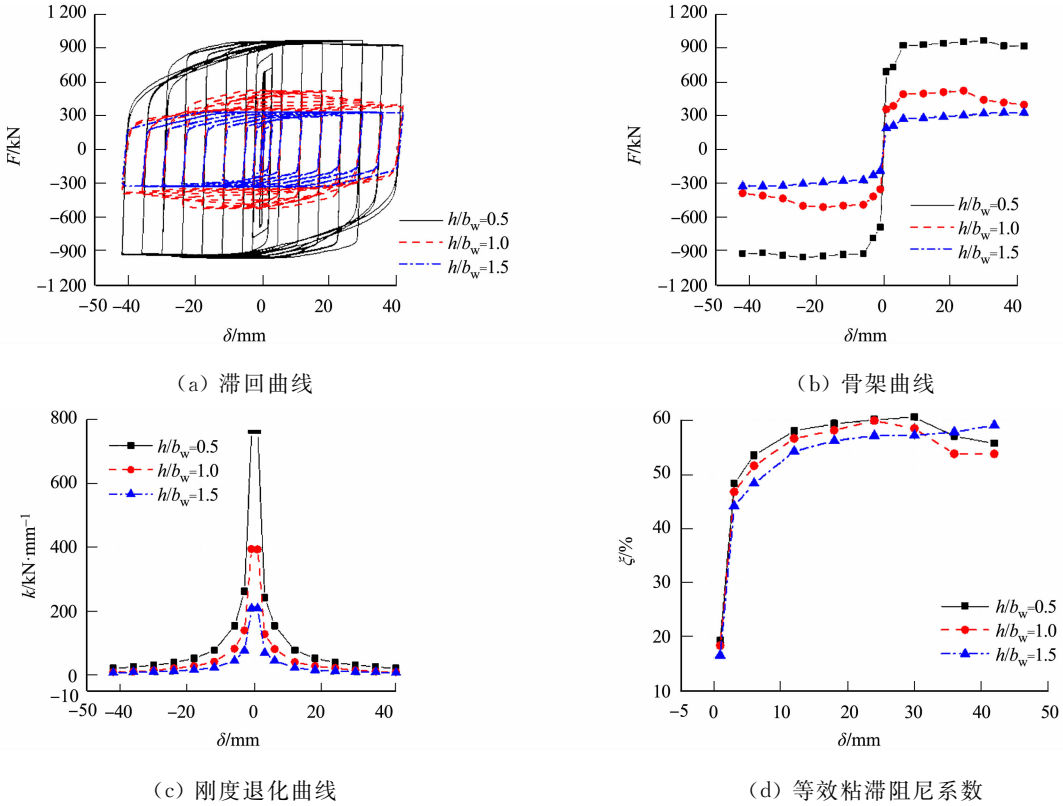


图 14 不同高宽比阻尼器在 $0.5F_y$ 时的性能曲线

Fig. 14 Performance curves at $0.5F_y$ with different depth-width ratios

由图 14(a)可知:随着高宽比的增加,滞回环所围面积减小,表明高宽比对阻尼器的滞回曲线产生了影响。由图 14(b)~(d)可知:阻尼器的承载力、刚度随着高宽比的增大而减小,而等效粘滞阻尼系数受高宽比的影响较小。

不同高宽比阻尼器轴向压力的性能对比,如表 3 所示。表 3 中: F_y 为屈服荷载; F_u 为极限荷载; k_0 为初始刚度; k_y 为屈服后刚度。

由表 3 可知:阻尼器的屈服荷载、极限荷载、初始刚度和屈服后刚度随高宽比的增大而减小;在 $0.5F_y$ 时,与高宽比为 0.5 相比,高宽比为 1.5 的屈服荷载、极限荷载、初始刚度和屈服后刚度分别降低了

74.4%, 66.1%, 74.4%, 64.2%, 在 $1.0F_y$ 时, 屈服荷载、极限荷载、初始刚度和屈服后刚度分别降低了 74.4%, 65.6%, 74.4%, 36.1%。由上述分析可知, 在不同轴向压力下, 高宽比对阻尼器的抗震性能影响显著; 当高度不变时, 增大腹板宽度, 使高宽比小于 0.5, 滞回曲线相对饱满, 耗能效果较好, 刚度和承载力增加明显。

表 3 不同高宽比阻尼器在轴向压力作用下的的性能对比

Tab.3 Performance contrast under axial pressure of damper with different depth-width ratios

工况	h/b_w	F_Y/kN	F_u/kN	$k_0/\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1}$	$k_y/\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1}$
$0.5F_y$	0.5	655.1	964.9	1 213.1	21.8
	1.0	330.4	519.3	611.9	9.4
	1.5	167.9	327.5	310.9	7.8
$1.0F_y$	0.5	654.7	933.3	1 212.4	11.9
	1.0	329.2	496.9	609.6	8.3
	1.5	167.7	321.0	310.6	7.6

3.2 高厚比

不同高厚比阻尼器在 $0.5F_y$ 时的性能曲线, 如图 15 所示。由图 15(a)可知: 随高厚比的增加, 滞回曲线的捏缩现象越来越明显, 滞回环所围面积减小, 表明高厚比对阻尼器的滞回曲线产生了影响。由图 15(b)~(d)可知: 阻尼器的屈服强度、承载力和刚度随着高厚比的增大而减小; 等效粘滞阻尼系数随高厚比的增大, 先是变化不大, 随后迅速减小, 且高厚比越大, 等效粘滞阻尼系数下降得越快。

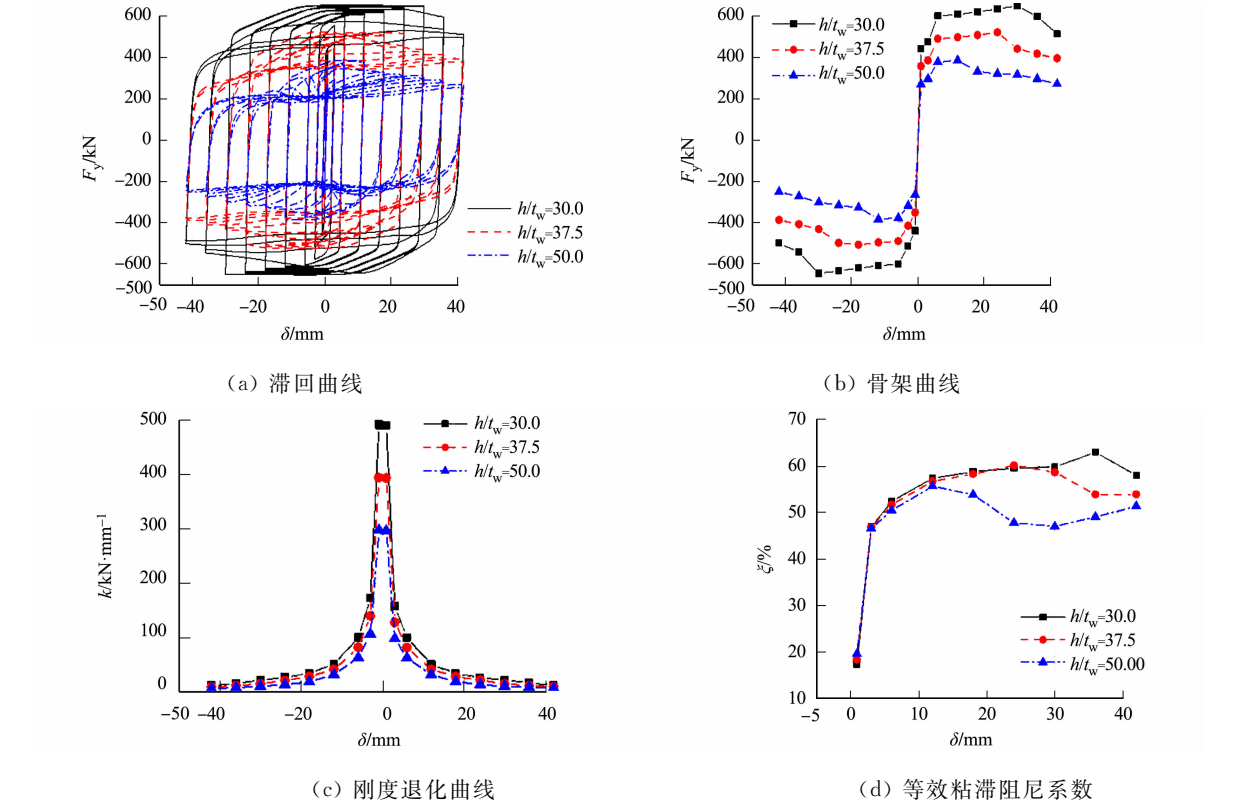


图 15 不同高厚比阻尼器在 $0.5F_y$ 时的性能曲线

Fig. 15 Performance curves of $0.5F_y$ with different depth-thickness ratios

不同高厚比阻尼器在轴向压力作用下的性能对比, 如表 4 所示。

由表 4 可知: 随高厚比的增大, 阻尼器的屈服荷载、极限荷载、初始刚度和屈服后刚度均减小; 与高厚比为 30.0 相比, 高厚比为 50.0 在 $0.5F_y$ 时, 屈服荷载、极限荷载、初始刚度和屈服后刚度分别降低了 38.9%, 40.8%, 35.7%, 47.5%, 在 $1.0F_y$ 下, 屈服荷载、极限荷载、初始刚度和屈服后刚度分别降低了 38.9%, 41.3%, 35.7%, 64.2%。

由上述分析可知, 在相同轴向压力下, 高厚比对阻尼器的抗震性能影响显著, 当高厚比小于 30.0

时,耗能效果较好,刚度和承载能力增加明显。

表 4 不同高厚比阻尼器在轴向压力作用下的性能对比

Tab. 4 Performance contrast under axial pressure of damper with different depth-thickness ratios					
工况	h/t_w	F_Y/kN	F_u/kN	$k_0/\text{kN}\cdot\text{mm}^{-1}$	$k_y/\text{kN}\cdot\text{mm}^{-1}$
$0.5F_y$	30.0	400.9	647.8	742.4	12.2
	37.5	330.4	519.3	611.9	9.4
	50.0	244.9	383.4	477.4	6.4
$1.0F_y$	30.0	400.6	642.6	741.9	12.0
	37.5	329.2	496.9	609.6	8.3
	50.0	244.7	377.1	477.0	4.3

4 消除轴向压力影响的建议措施

轴向压力使阻尼器腹板更容易发生局部屈曲且屈曲程度更大,传统的阻尼器设计方法不足以保证其良好的性能。结合实际工程中,阻尼器的轴向压力伴随结构的变形而变化,结合三角钢板阻尼器^[23],轴向自由构造装置分解图,如图 16 所示。第一种构造措施由上下限位板、中连接端板构成,其中,上、下限位板间可产生竖向相对位移但无水平相对位移;第二种构造措施由限位板、T 型连接件和中连接端板组成,其中,T 型连接件与上连接板固结,但可与限位板有竖向相对位移。通过将该装置与阻尼器相连,当结构产生竖向变形时,阻尼器通过上限位板(T 型连接件)在下限位板(限位板)内自由移动,可以避免阻尼器产生轴向压力,从而使耗能腹板处于无轴向压力的剪切状态,改善阻尼器的抗震性能。

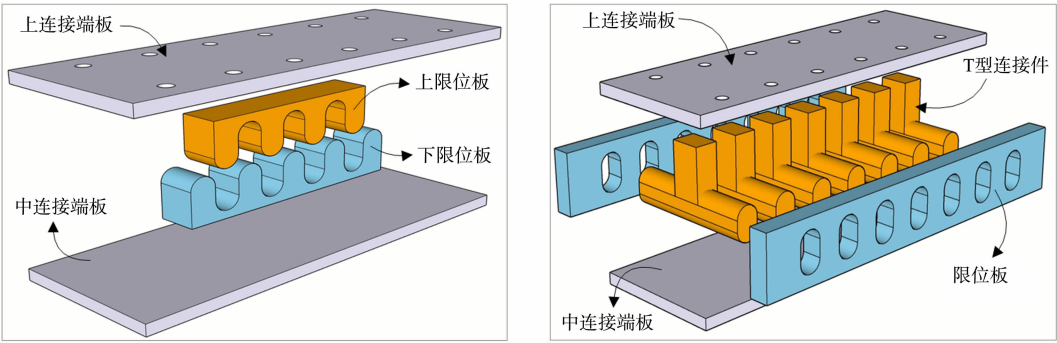


图 16 轴向自由构造装置分解图

Fig. 16 Axially free construction device

5 结束语

对轴向力下的阻尼器的抗震性能进行研究,并讨论高宽比和高厚比的影响。研究表明,考虑轴向压力时,剪切腹板更容易发生局部屈曲且屈曲程度更大,因此,传统的设计阻尼器设计方法不足以保证其良好的性能。阻尼器的初始刚度和整体耗能能力受轴向压力影响较小,但极限荷载和屈服后承载力随轴向压力的增加而降低。当阻尼器高度给定时,腹板宽度和厚度对阻尼器抗震性能影响较大,增大腹板宽度或厚度,可有效改善阻尼器的各项力学性能指标。因此,有必要在阻尼器设计时考虑轴向压力的影响,或采用可释放轴向约束的新型剪切金属阻尼器。

参考文献:

[1] 许立言. 低屈服点钢剪切型阻尼器的力学性能及理论模型研究[D]. 北京:清华大学,2017.

[2] SEKI M,KATSUMATA H,UCHIDA H,*et al.* Study on earthquake response of two-storied steel frame with Y-shaped braces[J]. Journal of Structural Engineering B,1987,33:259-271.

[3] 閻东东,李兴旺,韩龙勇. 北京地区中小学校舍抗震加固工程[J]. 城市与减灾,2019(5):59-64.

[4] TANAKA K,SASAKI Y. Study on energy absorbing performance of seismic control panel-dampers using low-yield-point steel under static loading[J]. Journal of Structural and Construction Engineering,1998,63(509):159-166.

- DOI:10.3130/aijs.63.159_1.
- [5] TANAKA K,SASAKI Y,YONEYAMA S. An experimental study on hysteretic performance of shear panel dampers using different strength type of steel under static loading[J]. Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ),1999,64(520):117-124. DOI:10.3130/aijs.64.117_1.
- [6] 宋中霜. 低屈服点钢剪切板阻尼器耗能性能研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学,2013.
- [7] 宋中霜,李冀龙,韩露,等. 低屈服点钢剪切板阻尼器滞回性能试验研究[J]. 防灾减灾工程学报,2014,34(3):289-295. DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.2014.03.009.
- [8] 唐亚男. 低屈服点钢剪切板阻尼器耗能性能与疲劳性能研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学,2015.
- [9] 黄镇,李芮秋,刘峰,等. 改进型防屈曲剪切钢板阻尼器受力性能研究[J]. 建筑结构学报,2016,37(6):85-92. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2016.06.011.
- [10] 苏利刚. 防屈曲剪切板阻尼器抗震性能研究[D]. 大连:大连理工大学,2017.
- [11] 朱柏洁,张令心,王啸霆,等. 形状优化的装配式剪切型金属阻尼器力学性能研究[J]. 建筑结构学报,2018,39(5):106-115. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2018.05.014.
- [12] 石文龙,张浩波,周东洋. 竖向波纹剪切型阻尼器力学性能试验研究[J]. 世界地震工程,2020,36(4):112-120.
- [13] CHEN Zhiy,BIAN Guoqiang,HUANG Yu. Review on web buckling and hysteretic behavior of shear panel dampers[J]. Advanced Steel Construction,2013,9(3):205-217.
- [14] 纪晓东,马琦峰,王彦栋,等. 钢连梁可更换消能梁段抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2014,35(6):1-11. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2014.06.002.
- [15] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢结构通用规范:GB 55006—2021[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2021.
- [16] 蔡振,张永利,于悦,等. 剪切型钢板阻尼器在某框架结构抗震加固中的应用[J]. 建筑结构,2013,43(增刊2):697-700. DOI:10.19701/j.jzjg.2013.s2.163.
- [17] 范慧敏,郑双杰,李海锋,等. 整体式桥台与组合梁结合部受力机理分析[J]. 建筑钢结构进展,2023,25(7):85-94. DOI:10.13969/j.cnki.cn31-1893.2023.07.009.
- [18] AMERICAN INSTITUTE of STEEL CONSTRUCTION. ANSI/AISC360-22: Specification for structural steel buildings[S]. Chicago:American Institute of Steel Construction,2022.
- [19] AMERICAN INSTITUTE of STEEL CONSTRUCTION. ANSI/AISC341-22: Seismic provisions for structural steel buildings[S]. Chicago:American Institute of Steel Construction,2022.
- [20] 陈之毅,葛汉彬,宇佐美勉,等. 剪切板阻尼器的滞回性能参数研究[J]. 土木工程学报,2008(11):13-17. DOI:10.3321/j.issn:1000-131X.2008.11.003.
- [21] 陈周熠,麦成林,许志旭,等. 低屈服点钢剪切耗能板抗震性能试验[J]. 厦门大学学报(自然科学版),2019,58(6):916-921.
- [22] PARK R,PAULAY T. 钢筋混凝土结构[M]. 秦文钺,等译. 重庆:重庆大学出版社,1985.
- [23] 许国山,童兴,宁西占,等. 新型连梁剪力墙结构拟静力试验研究[J]. 工程力学,2019,36(12):188-197. DOI:10.6052/j.issn.1000-4750.2019.01.0013.

(责任编辑: 陈志贤 英文审校: 方德平)