

DOI:10.11918/202312009

蝶形钢板阻尼器力学性能与几何参数优化研究

徐略勤^{1,2}, 刘杰¹, 岳克锋¹, 潘锐华¹, 范磊¹

(1. 重庆交通大学 土木工程学院, 重庆 400074;

2. 省部共建山区桥梁及隧道工程国家重点实验室(重庆交通大学), 重庆 400074)

摘要: 为了提升新型蝶形钢板阻尼器的耗能效率并优化其几何参数, 首先推导了新型阻尼器的初始刚度和屈服力计算公式, 然后采用拟静力试验对8个阻尼器试件的失效模式、力学参数和滞回性能进行了对比研究, 最后通过67个模型的数值模拟分析, 探讨了耗能肋宽度比 a/b 、高厚比 H/t 、耗能肋条数 n 、钢板片数 N 等参数对阻尼器力学性能的影响规律。结果表明: 新型阻尼器力学性能稳定, 滞回曲线饱满, 极限位移角大于10%, 最大等效黏滞阻尼比超过0.4, 其力学性能与耗能肋条数 n 和钢板片数 N 成比例, 便于标准化设计, 且初始刚度、屈服力和等效屈服位移均具有良好的理论解析性, 理论公式的平均计算误差分别为14.0%、8.4%、-10.9%; 通过合理设计耗能肋的尺寸, 可实现其全截面屈服的变形状态, 使得钢材单位体积耗能量最大达 0.217 J/mm^3 , 当耗能肋几何参数满足 $a/b=0.25 \sim 0.50$ 、 $H/t=20 \sim 30$ 时, 新型阻尼器可实现最优的耗能经济性。

关键词: 蝶形钢板阻尼器; 耗能效率; 几何参数; 拟静力试验; 数值模拟

中图分类号: TU391

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2025)03-0069-12

Mechanical performance and geometric parameter optimization of butterfly-shaped steel plate damper

XU Lueqin^{1,2}, LIU Jie¹, YUE Kefeng¹, PAN Ruihua¹, FAN Lei¹

(1. School of Civil Engineering, Chongqing Jiaotong University, Chongqing 400074, China;

2. State Key Laboratory of Mountain Bridge and Tunnel Engineering(Chongqing Jiaotong University), Chongqing 400074, China)

Abstract: To improve the energy dissipation efficiency and optimize the geometric parameters of a new type of butterfly-shaped steel plate damper, the calculation formulas for the initial stiffness and yield capacity of the new damper were firstly derived. Then, quasi-static tests were conducted on 8 damper specimens to comparatively investigate the failure modes, mechanical parameters, and hysteresis performance. Finally, through numerical simulation analysis of 67 models, the influence of parameters such as the width ratio a/b and height thickness ratio H/t of the energy dissipating ribs, number of energy dissipation ribs n , and number of steel plates N on the mechanical performance of the damper was explored. The results show that the mechanical performance of the new damper is stable with a plump hysteretic curve. The ultimate drift of the damper is greater than 10%, and the maximum equivalent viscous damping ratio exceeds 0.4. The mechanical performance of the damper is proportional to the number of energy dissipation ribs n and the number of steel plates N , which is convenient for standardized design. The initial stiffness, yield strength, and equivalent yield displacement of the damper can well be predicted by theoretical analysis, and the average calculation errors of the theoretical formulas are 14.0%, 8.4% and -10.9%, respectively. By designing the size of the energy dissipation ribs reasonably, the deformation state of full-section yielding can be achieved, resulting in a maximum energy dissipation per unit steel volume of 0.217 J/mm^3 . When the geometric parameters of the energy dissipation ribs satisfy the requirements of $a/b=0.25 \sim 0.50$ and $H/t=20 \sim 30$, the optimal energy dissipation economy of the new damper can be realized.

Keywords: butterfly-shaped steel plate damper; energy dissipation efficiency; geometric parameters; quasi-static tests; numerical simulations

传统的延性抗震设计思想是在结构的指定部位设置塑性铰, 在强震中通过塑性铰来耗散地震能量,

避免其余构件进入塑性或提前破坏, 从而满足抗震设防要求。若能将结构的塑性变形转移至非结构构

收稿日期: 2023-12-04; 录用日期: 2024-03-29; 网络首发日期: 2025-02-18

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20250218.1108.004>

基金项目: 国家自然科学基金(51978113, 52378482); 重庆市英才计划(cstc2022ycjh-bgzxm0133); 重庆市研究生科研创新项目(CYS240450)

作者简介: 徐略勤(1983—), 男, 博士, 教授, 博士生导师

通信作者: 徐略勤, xulueqin@163.com

件上,通过附加装置来耗散能量,则既能降低主体结构的损伤,也便于震后快速更换耗能构件,恢复结构功能。这一想法可追溯到 1972 年美国 Purdue 大学 Yao 教授所提出的结构振动控制概念^[1],后来逐步发展为被动控制、主动控制、半主动控制和混合控制等方法。其中,被动控制因性能稳定、造价低廉、安装方便等优势而被广泛应用,其核心之一就是各类阻尼耗能装置的研发^[2]。

经过几十年的发展,阻尼耗能装置的种类已经非常多,按材料可分为金属阻尼器、黏弹性阻尼器、黏滞阻尼器和磁流变阻尼器。其中,金属阻尼器是一种位移型被动控制装置,通过金属材料屈服后的滞回变形耗散地震能量。Kelly 等^[3]最早提出利用软钢阻尼器代替梁柱结点的“被动消能减震”概念,并陆续开发了 U 形钢板、弯曲梁、扭转梁等金属阻尼器,使金属阻尼器迎来研究热潮。这其中,较常见的是通过面外弯曲耗能的 X 形、S 形、U 形或三角形钢板阻尼器^[4-8],其优势是变形能力强,滞回稳定,工作时各个截面弯曲曲率相同,可实现同时屈服耗能,不足之处是初始刚度小、承载力低,往往需要平行设置足够数量的钢板才能满足刚度和强度需求,这既增大了安装空间,又提高了设计费用,导致适用性和经济性较低。针对上述不足,有学者^[9]提出了面内受力的剪切钢板阻尼器,由中间腹板和两侧翼缘构成,在强震作用下中间腹板发生剪切塑性变形,翼缘发生弯曲塑性变形,从而耗散地震能量。然而,这种剪切型钢板阻尼器容易因发生面外屈曲而过早失效。因此,不少学者^[10-13]提出,通过对受剪钢板进行加劲来延缓面外屈曲的发生,可较好地解决这一问题,如黄镇等^[10]提出夹板防屈曲、肋板防屈曲和边框防屈曲的改进构造方案;Yao 等^[13]改用方形钢管加劲代替传统纵、横向加劲方式,减少了焊接残余应力,提高了剪切钢板阻尼器的超低周疲劳性能。

钢板在平面内受力虽然具有较大的初始刚度和承载力,但存在局部应力集中和变形能力较差的缺陷。为此,不少学者^[14-17]提出通过对钢板进行削弱(开槽、开孔、中部变薄等)来改善剪切钢板阻尼器的延性水平和耗能能力。试验研究表明,上述做法确实可以改善钢板阻尼器的滞回耗能能力,但同时也带来另一个问题,即在剪力和弯矩组合作用下,开槽削弱后钢板阻尼器的塑性变形容易集中在槽口两端,当端部破坏时,中间部分甚至没有屈服,材料利用率低。徐艳红等^[18]针对抛物线外形软钢阻尼器的应力集中现象,通过理论推导进行优化设计,取得了较好的效果。总的来说,现有研究从不同角度对面内受力的钢板阻尼器进行了研究,对其缺陷进行

了剖析和改进,取得了较为丰富的研究成果,但在金属阻尼器的参数优化方面仍很欠缺,尤其缺乏对材料用量与耗能能力关系的研究。鉴于此,本文首先提出一种面内受力的蝶形钢板阻尼器,并对单块钢板的理论设计公式进行推导;然后通过拟静力试验对阻尼器的变形能力、滞回特性和耗能能力进行验证;最后结合数值模拟,进一步从耗能经济性角度对蝶形钢板阻尼器的最优几何参数取值进行了分析和讨论。

1 蝶形钢板阻尼器构造与力学性能

1.1 构造特征

如图 1 所示,蝶形钢板阻尼器由并排放置的 N 片蝶形钢板和上、下两个连接部件组成,其中蝶形钢板分别通过高强螺栓与连接部件固结。由于上、下连接部件的有效约束,所有蝶形钢板在地震中同步发生面内双向弯曲变形,并通过耗能肋的塑性变形耗散能量。耗能肋形如蝶翼,可沿肋长方向将抗弯承载力与弯矩分布进行匹配,从而实现耗能肋全截面屈服,增加钢材的利用率。根据蝶形钢板阻尼器的变形特征,所有钢板的所有耗能肋均具有相同的边界条件,因此阻尼器的强度、刚度和耗能能力可方便地通过钢板片数 N 和耗能肋条数 n 确定。在工程中,通过将蝶形钢板制成标准块件,可实现标准化安装与震后快速更换的目标。

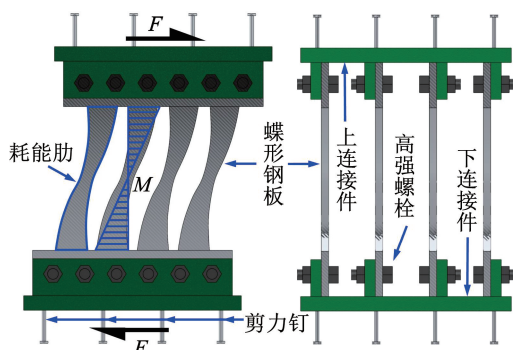


图 1 蝶形钢板阻尼器的构造

Fig. 1 Structure of butterfly-shaped steel plate damper

1.2 力学性能分析

按照图 1 所示的结构和变形特征,阻尼器的力学性能与钢板片数 N 和耗能肋条数 n 成正比。现取单条耗能肋进行分析,将其简化为一端固定、一端只沿 y 方向平移的变截面梁,如图 2 所示。

耗能肋沿 x 轴正方向的任意截面惯性矩 $I_z(x)$ 为

$$I_z(x) = \frac{tb_x^3}{12} = \frac{t}{12} \left[\frac{2(b-a)}{H}x + a \right]^3 \quad (1)$$

式中: t 为耗能肋厚度, b_x 为耗能肋在高度 x 处的截

面宽度, a 、 b 分别为耗能肋中间、端部宽度, H 为耗能肋的净高。

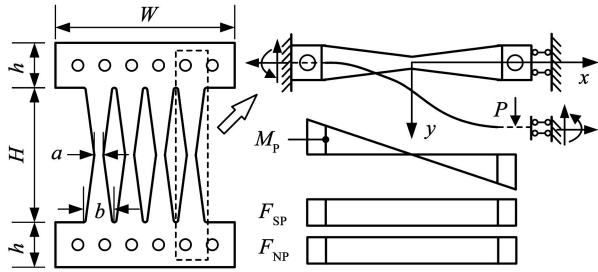


图2 单肋简化分析模型

Fig.2 Simplified analytical model of single rib

利用虚功原理,可计算出耗能肋端部在单位荷载下的位移 δ :

$$\delta = 2 \int_0^{\frac{H}{2}} \frac{M_p \bar{M} dx}{EI_z(x)} + 2 \int_0^{\frac{H}{2}} \frac{\alpha F_{SP} \bar{F}_S dx}{GA(x)} + 2 \int_0^{\frac{H}{2}} \frac{F_{NP} \bar{F}_N dx}{EA(x)} \quad (2)$$

式中: M_p 、 F_{SP} 和 F_{NP} 分别为耗能肋在肋端集中荷载 P 作用下的弯矩、剪力和轴力; \bar{M} 、 \bar{F}_S 和 \bar{F}_N 分别为耗能肋在肋端单位集中荷载作用下的弯矩、剪力和轴力; α 为矩形截面系数,取 $\alpha = 6/5$; E 为弹性模量; G 为剪切模量,取 $G = 0.38E$ 。

根据胡克定律可求得耗能肋的刚度 $k_r = 1/\delta$ 。鉴于各条肋的尺寸和约束条件相同,所以侧向力 F 在 n 条肋之间平均分配。另外,耗能肋的位移 δ 主要由其弯曲和剪切应变能贡献,因此有

$$k_r = n \frac{1}{\delta} = \frac{nGE(b-a)^3 t}{EH\alpha(a-b)^2 \ln \frac{b}{a} + 3GH^3 \left[-\frac{3}{2} - \frac{a(a-4b)}{2b^2} + \ln \frac{b}{a} \right]} \quad (3)$$

同理,可以求出上、下端连接钢板的等效刚度 k_0 :

$$k_0 = \frac{EGW_0^3 t}{\alpha EW_0^2 h + Gh^3} \quad (4)$$

式中: W_0 为耗能肋与连接刚板的连接面长度, $W_0 = nb$;

h 为等效矩形高度。

耗能肋与连接钢板在刚度上为串联关系,则单片蝶形钢板的总刚度 k 为

$$k = \frac{1}{\frac{1}{k_0} + \frac{1}{k_r} + \frac{1}{k_0}} = \frac{nGEW_0^3(b-a)^3 t}{2n(b-a)^3(Gh^3 + \alpha hEW_0^2) + \alpha EHW_0^3(a-b)^2 \ln \frac{b}{a} + 3GH^3 W_0^3 \left[-\frac{3}{2} - \frac{a(a-4b)}{2b^2} + \ln \frac{b}{a} \right]} \quad (5)$$

在 P 作用下,耗能肋的应力和弯矩沿轴线分布为

$$\begin{cases} \sigma(x) = 0.5M_p(x)b_x/I_z(x) \\ M_p(x) = xF_{SP} \\ F_{SP} = HP/(H+h) \end{cases} \quad (6)$$

当达到屈服强度 σ_y 时,单片蝶形钢板(包括 n 条耗能肋)的屈服力 F_{sy} 为

$$F_{sy} = \frac{nt[\eta(b-a) + a]^2(H+h)\sigma_y}{3\eta H^2} \quad (7)$$

式中 η 为耗能肋最先屈服的截面位置,可通过设计取 $\eta = a/b$ 。

对于由 N 片蝶形钢板组成的阻尼器,其屈服力 F_y 和初始刚度 K 可由 $F_y = N \cdot F_{sy}$ 和 $K = N \cdot k$ 得到。

2 试验方法

2.1 试件设计

根据图 1 所示的阻尼器构造特征,共设计制作了 7 个单板试件和 1 个双板试件,试件轮廓尺寸和实际照片如表 1 和图 3 所示。耗能肋的端部宽度 b 、中间宽度 a 和条数 n ,以及钢板片数 N 均作为研

究参量。其中,S-1 为标准试件,其 $b = 60$ mm、 $a = 20$ mm、 $n = 4$ 、 $N = 1$ 。与 S1 相比,S-2 和 S-3 仅耗能肋条数 n 不同,S-4 和 S-5 仅耗能肋中间宽度 a 不同,S-6 和 S-7 仅耗能肋端部宽度 b 不同,D-1 仅钢板片数 N 不同。所有试件均取自标号为 Q235 的同一块钢板,厚度 $t = 10$ mm 为常量。

表 1 试件参数

Tab.1 Specimen parameters

编号	N	n	H/mm	W/mm	t/mm	a/mm	b/mm
S-1	1	4	300	400	10	20	60
S-2	1	2	300	400	10	20	60
S-3	1	3	300	400	10	20	60
S-4	1	4	300	400	10	30	60
S-5	1	4	300	400	10	15	60
S-6	1	4	300	400	10	20	40
S-7	1	4	300	400	10	20	80
D-1	2	4	300	400	10	20	60

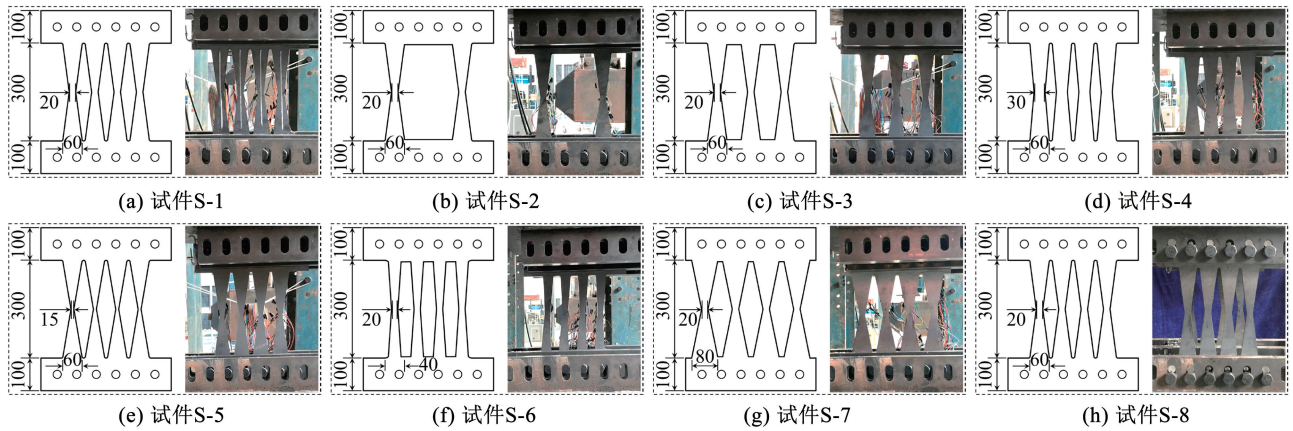


图 3 蝶形钢板阻尼器试件 (mm)

Fig. 3 Specimens of butterfly-shaped steel plate dampers (mm)

2.2 材性试验

根据现行规范^[19]要求,从 Q235 母材中截取材性试样,开展标准拉伸试验,结果列于表 2。所用的 Q235 钢材实测平均屈服强度为 285.5 MPa,平均抗拉强度为 468.6 MPa,平均屈强比为 0.609,小于规范要求值 0.85^[20],伸长率均大于 20%,具备较强的塑性变形能力,钢材超强系数在 1.15 ~ 1.27 之间,小于规范要求值 1.35^[20]。

表 2 钢材性能实测结果

Tab. 2 Test results of steel properties

试件	屈服强度/ MPa	抗拉强度/ MPa	屈强比	超强 系数	伸长 率/%
试样 1	270.9	461.9	0.587	1.15	24
试样 2	288.1	473.4	0.608	1.23	23
试样 3	297.6	470.6	0.632	1.27	22

2.3 加载系统与制度

为了让试件按照预期目标发生双向弯曲变形,专门设计了如图 4(a)、4(b)所示的加载装置。该装置由固定和滑动两部分组成,其中,滑动部分在竖向被固定部分严格约束,但可以沿着 4 个水平定向滑动轨道相对固定部分自由滑动。滑动轨道设置在上固定端的下表面与滑动端的上表面之间,并在其中布置了一定数量的钢滚珠,以实现滚动摩擦行为,另外在加载前在轨道上涂抹润滑油,以尽可能减小摩擦力。整个加载系统由加载装置、拉压千斤顶、反力架、固定钢梁底座等构成,试件的上端与加载装置连接,下端与固定钢梁底座相连,如图 4(c)所示。

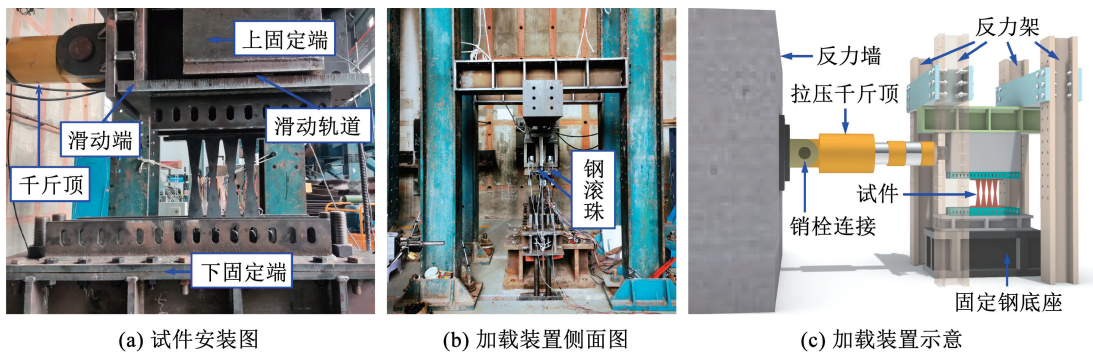


图 4 加载设置

Fig. 4 Loading setup

在加载过程中,水平荷载通过 TJL-8 螺纹式力传感器采集,试件位移采用 MPS-SLA 拉线式位移计(量程 300 mm)采集,加载系统的位移采用机电百分表(量程 50 mm)采集。试件应变通过应变花 BX120-3CA(电阻 120)采集。总体测点布置如图 5(a)所示,其中 1、2 号位移计用于测量装置的相对位移,3、4 号位移计用于测量试件上、下端的相对位移,5、6 号位移计用于测量固定钢底座的纵向、横

向滑移。采用力和位移综合控制的拟静力加载制度,如图 5(b)所示。首先,通过力控制进行 3 个等级的加载循环,对加载系统、试件力学性能进行初步测试;然后,转向位移控制加载,初始位移增量为 2.5 mm,当加载幅值达 10 mm 后位移增量改为 10 mm,直至试件破坏(以耗能助屈曲后,试件在相同位移幅值下的实测循环侧向力开始下降作为失效标志),每级位移循环 3 次。

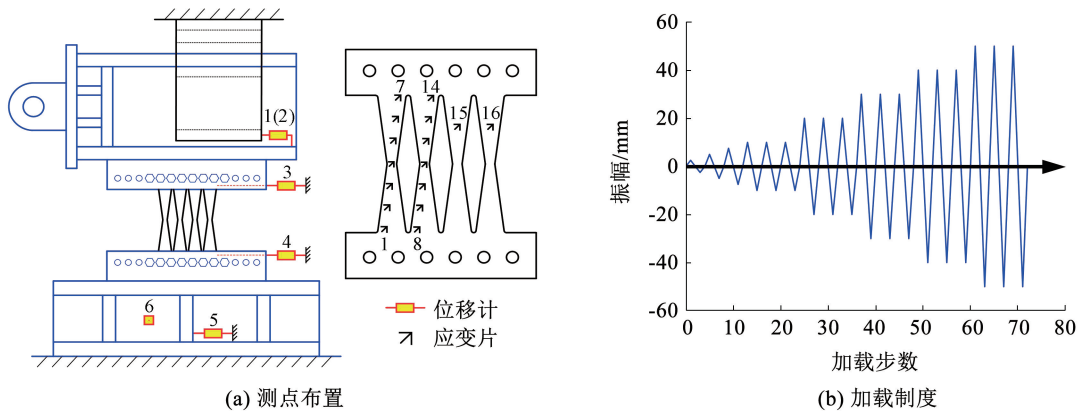


图5 测点布置与加载制度

Fig. 5 Layout of measurements and loading protocol

2.4 试件破坏形态

如图6所示,所有试件均表现出相似的加载现象,以标准试件S-1为例,在控制位移为30 mm的第1圈循环时,可观察到4条肋同步发生面内双向弯曲变形,肋边缘曲线光滑且关于肋中心点成旋转对称;到第3圈循环时,耗能肋距端部5 cm处的金属表皮氧化层开始脱落,呈现出点状银白色金属光泽,

表明这些区域产生了应力集中;此时,从侧面可观察到钢板产生约10 mm的面外屈曲变形,同时耗能肋出现扭转。继续加载后,氧化层脱落现象加剧并向周围蔓延,钢板面外屈曲变形持续增大,试件侧向力开始下降。其余试件的加载现象与S-1相似,不再赘述。

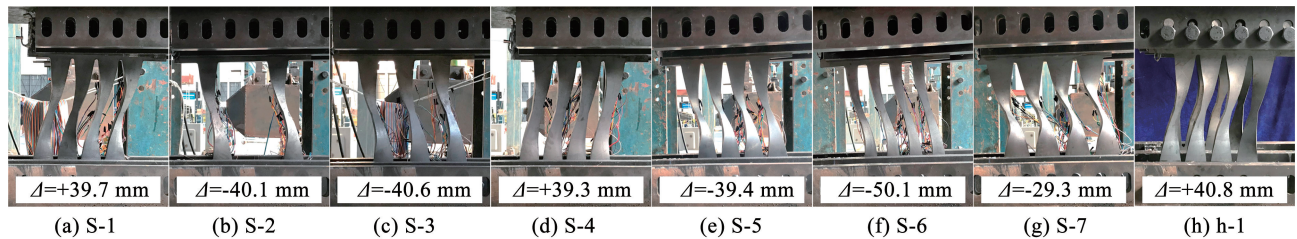


图6 试件破坏形态

Fig. 6 Failure patterns of specimens

2.5 力-位移关系

图7为试件的力-位移滞回曲线对比结果,图中左轴为力 F ,下轴为位移 Δ ,上轴则为位移角 $\gamma = \Delta/H$ 。总体来看,各试件的滞回曲线呈纺锤体状,形状饱满,在相同位移幅值的不同循环次数下曲线重合度较好,表现出稳定的耗能能力。由图7(a)可见,当耗能肋数 n 分别为2、3、4时,试件的极限承载力分别为59、90、119 kN,可见随着 n 的增大,试件的极限承载力近乎等比例增大;由图7(b)可见,当钢板片数 N 分别为1、2时,阻尼器的极限承载力分别为119、240 kN,即随着 N 的增大,试件的极限承载力也等比例增大。上述试验结果验证了1.1、1.2节中的基本假设,即蝶形钢板阻尼器的极限承载力与耗能肋条数 n 和钢板片数 N 成正比。根据图7(c)、7(d),当耗能肋中间宽度 a 为15、20、30 mm时,试件的极限承载力分别为106、119、137 kN,增幅并不明显,极限位移也几乎不变;而当耗能肋端部宽度 b 为40、60、80 mm时,试件的极限承载力分别为68、119、166 kN,极限位移分别为50、39、29 mm,可见随

着 b 的增大,阻尼器的极限承载力显著增大,但变形能力却大幅减小。上述结果表明,在保持高度 H 不变的情况下,耗能肋宽度对阻尼器的极限承载力和变形具有重要的影响,后文将对其展开进一步分析。

表3列举了各试件的实测力学性能参数和按照1.2节推导得到的理论计算结果。其中, K_t 和 K_c 分别为实测和理论初始刚度,后者由式(5)确定; F_{yt} 和 F_{yc} 分别为实测和理论屈服力,后者由式(6)确定; Δ_{yt} 和 Δ_{yc} 分别为实测和理论等效屈服位移,后者由式(6)、(5)得到; F_u 、 Δ_u 分别为极限承载力和极限位移; μ_Δ 为位移延性系数, $\mu_\Delta = \Delta_u/\Delta_y$; λ 为强化系数, $\lambda = F_u/F_y$ 。由表3可以看到,各试件的理论与实测结果吻合良好,其中初始刚度、屈服力和等效屈服位移的平均计算误差分别为14.0%、8.4%、-10.9%,表明蝶形钢板阻尼器具有良好的理论可解析性,这为其工程设计与应用奠定了可靠的基础。另外,表中所列的性能参数表明,蝶形钢板阻尼器的极限承载力和刚度与其耗能肋条数 n 和钢板片数 N 成正比。

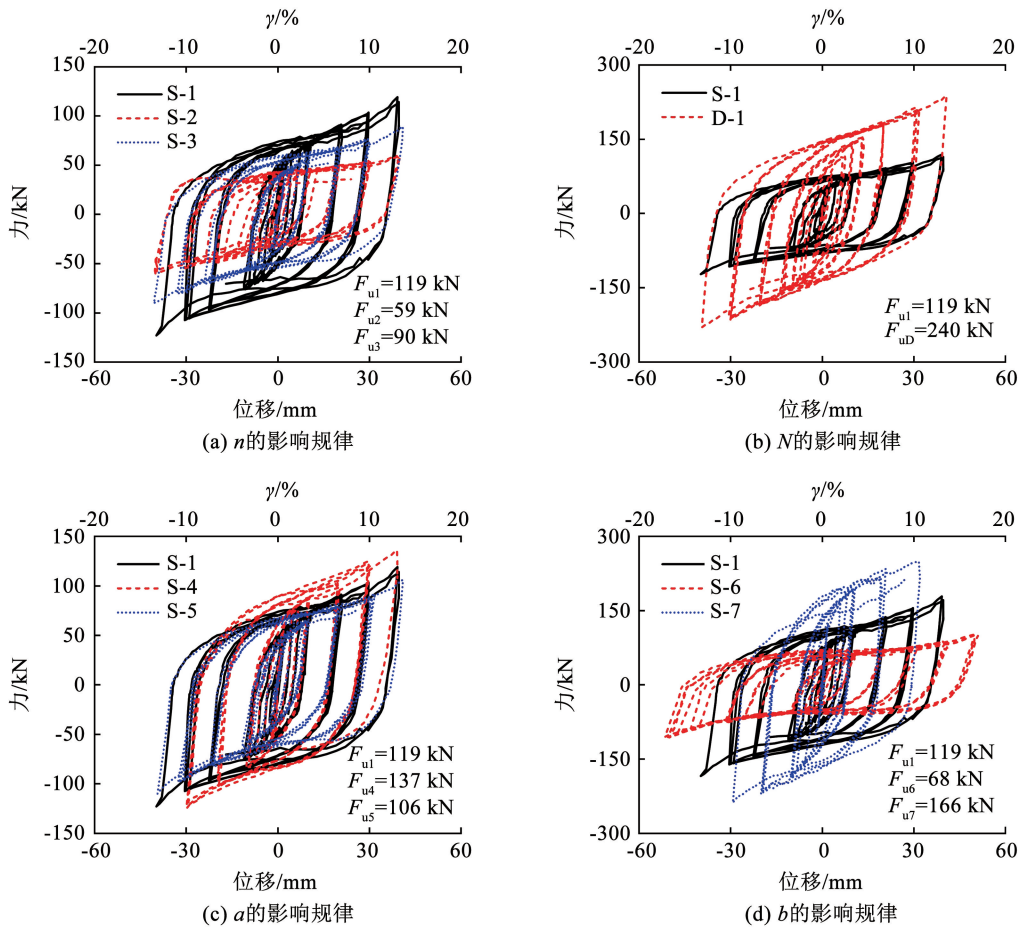


图 7 力-位移滞回曲线对比

Fig. 7 Comparison of force-displacement hysteretic curves

表 3 试件力学性能参数

Tab. 3 Performance parameters of specimens

试件编号	$K_t / (kN \cdot mm^{-1})$	$K_c / (kN \cdot mm^{-1})$	F_{yt} / kN	F_{yc} / kN	Δ_{yt} / mm	Δ_{yc} / mm	F_u / kN	Δ_u / mm	μ_Δ	λ
S-1	22.6	26.4	55.9	56.5	2.5	2.1	119	39.7	15.9	2.1
S-2	10.6	13.1	27.9	28.2	2.6	2.2	59	-40.1	15.4	2.1
S-3	17.6	19.8	41.8	42.4	2.4	2.1	89	-40.6	16.9	2.1
S-4	31.6	33.7	61.3	81.4	1.9	2.4	137	39.3	20.7	2.2
S-5	19.9	22.5	46.7	45.8	2.3	2.0	106	-39.4	17.1	2.3
S-6	9.5	10.8	28.4	36.2	3.9	3.4	68	-50.1	12.8	2.4
S-7	57.4	49.0	82.8	81.4	2.1	1.7	166	-29.3	14.0	2.0
D-1	37.7	52.9	105.5	113.0	2.8	2.1	240	40.8	14.6	2.3

2.6 耗能能力

滞回曲线所围成的面积可用于评价结构或构件的耗能能力,面积越大,耗能越多,图 8 为试件各级循环耗能与累计耗能变化情况。在弹性状态时,试件的耗能可忽略不计;当进入屈服后,试件的耗能水平显著增强。由图 8(a)可见,相比标准试件 S-1, S-3 少了 1 条耗能肋,其单次循环耗能平均减少 27.6%,累计总耗能减少 26.2%;S-2 少了两条耗能肋,其单次循环耗能平均减少 46.2%,累计总耗能

减少 47.0%。可见,试件的耗能能力与耗能肋数量基本呈比例。由图 8(b)可见,相比标准试件 S-1, 双片板试件 D-1 各循环耗能平均增加 95.0%,累计总耗能增加 106.2%,基本呈两倍的关系。上述结论验证了 1.1、1.2 节中的基本假设,即蝶形钢板阻尼器的耗能能力与耗能肋条数 n 和钢板片数 N 成比例。由图 8(c)可见,相比标准试件 S-1, S-4 的 a 增加了 10 mm,其单次循环耗能平均增加 10.6%,累计总耗能增加 13.4%;S-5 的 a 减少了 5 mm,其单

次循环耗能平均减少 15.0%, 累计总耗能减少 13.8%。类似地, 在图 8(d) 中, S-6 的 b 减少了 20 mm, 其各次循环耗能平均减少 52.6%, 但累计总耗能却增加 1.1%; S-7 的 b 增加了 20 mm, 其单次

循环耗能平均增加 74.5%, 但累计总耗能却减少 17.0%。可见, 在保持高度 H 不变的情况下, 合理设计耗能肋的宽度 a 和 b 对阻尼器的耗能能力具有非常重要的影响。

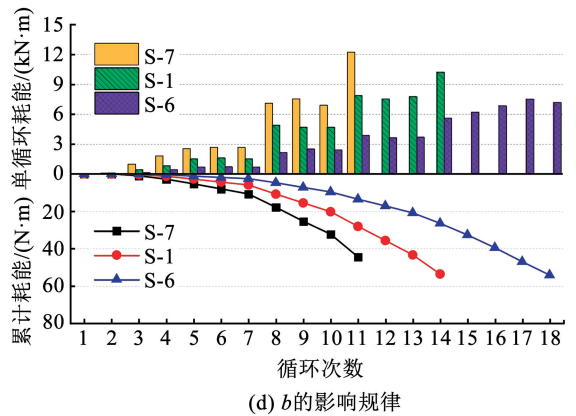
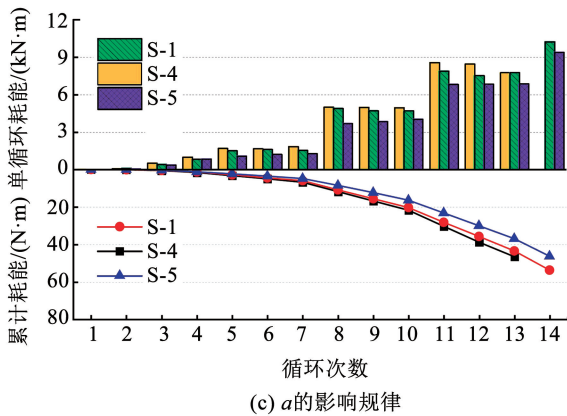
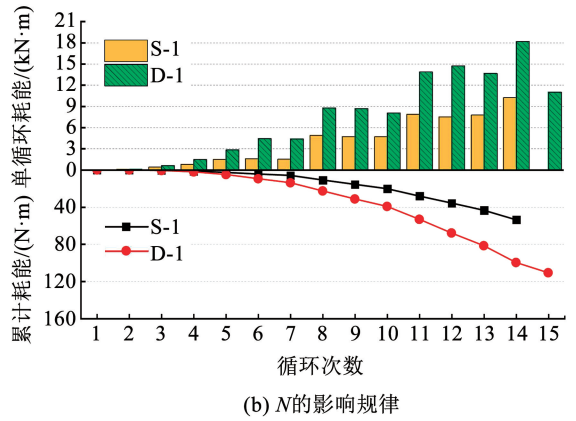
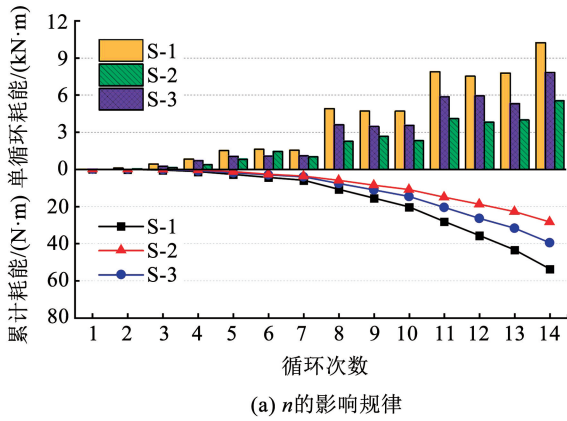


图8 耗能能力对比

Fig. 8 Comparison of energy dissipation capacity

累计总耗能无法体现材料用量与耗能能力之间的关系, 而单位体积耗能则可从经济性角度考虑材料利用率, 它由累计总耗能与耗能肋体积之比得到, 其中耗能肋的体积计算公式为 $nt(a+b)H/2$, 符号意义同前。表 4 列出了各试件耗能肋单位体积钢材的耗能情况, 对于耗能肋尺寸不变, 而仅改变耗能肋条数和钢板片数的 S-1 ~ S-3、D-1 共 4 个试件, 其单位体积耗能率非常接近, 再次验证了 1.1、1.2 节中的基本假设, 表明蝶形钢板阻尼器各条肋的耗能能力非常均衡。当 a 增加 10 mm 后, 试件的单位体积耗能减少 23.2%, 当 a 减少 5 mm 后, 单位体积耗能减少 8.0%; 而当 b 增加 20 mm 后, 试件的单位体积耗能减少 33.9%, 当 b 减少 20 mm 后, 单位体积耗能增加 34.8%。可见, 在保持高度 H 不变的情况下, 增大耗能肋的根部宽度 b 并不经济。

耗能能力可采用等效黏滞阻尼比 ξ_{eq} 来衡量, ξ_{eq} 越大, 则耗能能力越强。图 9 为各试件的 ξ_{eq} 随加载位移的变化规律。总体来看, 各试件 ξ_{eq} 的变化规律

表 4 单位钢材体积的耗能

Tab. 4 Energy dissipation per unit volume of steel

试件编号	总耗能/J	耗能肋体积/mm ³	体积耗能率/(J·mm ⁻³)
S-1	53 801	480 000	0.112
S-2	28 514	240 000	0.119
S-3	39 711	360 000	0.110
S-4	46 608	540 000	0.086
S-5	46 378	450 000	0.103
S-6	54 371	360 000	0.151
S-7	44 652	600 000	0.074
D-1	110 943	960 000	0.116

较为相似: 当加载位移小于 10 mm 时 ξ_{eq} 快速增大, 当加载位移处于 10 ~ 20 mm 时 ξ_{eq} 的增速明显降低, 当加载位移超过 20 mm 后 ξ_{eq} 不再增大, 且部分试件出现下降趋势。从数值上看, 各试件的最大 ξ_{eq} 均超过 0.4, 表明蝶形钢板阻尼器具有良好的耗能能力。由图 9(a) 可见, 相比标准试件 S-1, 当 $n=2$ 时, 试件的 ξ_{eq} 在加载后期明显更大, 当 $n=3$ 时, 试件的 ξ_{eq} 总体略低, 且在加载位移超过 30 mm 后迅速下降;

由图 9(b) 可见,除了加载末期外,钢板片数 N 对 ξ_{eq} 的影响较小;由图 9(c) 可见,相比标准试件 S-1,当 a 减小 5 mm 时,试件的 ξ_{eq} 在加载全过程中都更小,当 a 增大 10 mm 时,试件的 ξ_{eq} 在加载中期更大,但在位移超过 20 mm 后迅速降低;由图 9(d) 可见,相比标准试件 S-1,当 b 减小 20 mm 时,试件的 ξ_{eq} 在加载全过程中都更小,当 b 增大 20 mm 时,试件的 ξ_{eq} 在加载前期变化很小,但在后期迅速降低。

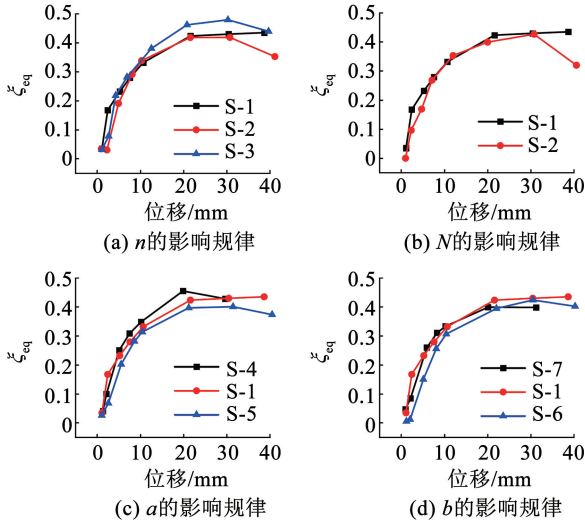


图 9 等效黏滞阻尼比变化曲线

Fig. 9 Variation curves of equivalent viscous damping ratio

3 数值模拟分析

3.1 分析模型与验证

采用 Abaqus 建立蝶形钢板阻尼器的实体有限元模型,进一步探究 a/b 、 H/t 、 n 及 N 对阻尼器力学性能的影响规律,共计建立了 67 个模型(编号 M1 ~ M67)。选用三维实体八节点减缩积分单元(C3D8R)进行建模,典型网格划分如图 10 所示。

钢材本构关系采用双线性随动强化模型,泊松比取 0.3,屈服强度、极限强度等参数根据表 2 所示的材料试验结果确定,屈服模量取弹性模量的 1%,采用 Mises 屈服准则。模型底部所有螺栓孔约束全部自由度,设置加载点与顶部螺栓孔所有自由度耦合,耦合点处只在面内施加水平位移,其余自由度均被约束,加载制度与试验相同。

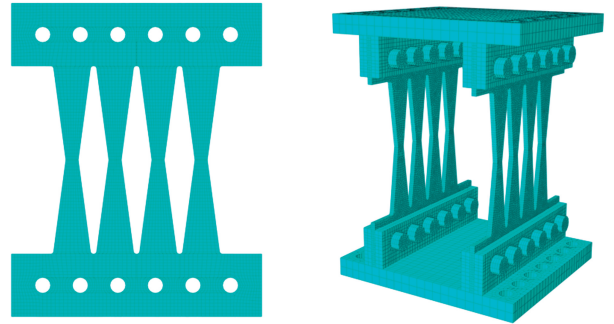


图 10 典型网格划分

Fig. 10 Typical illustrations of meshing

合理判断数值模拟的失效点非常重要,试验表明试件在发生面外屈曲不久后因承载力降低而失效,所以数值模拟的失效点定义为面外屈曲开始点或者材料应力首次达到峰值应力点。数值模拟与试验结果的对比如图 11 所示,可以看到两者吻合较好,曲线趋势基本一致,极限位移也基本相同,说明有限元模型能较好地预测蝶形钢板阻尼器的力学行为,同时失效点判断方法也可行。数值曲线在单次循环下的峰值荷载比试验结果小,其原因是试验加载装置特别是水平滑槽内不可避免地存在摩擦力,且该摩擦力会随着加载位移的增大而增大。另外,加载后期滞回曲线出现上翘,这也与试验结果吻合,但数值模拟中这种现象更加明显。

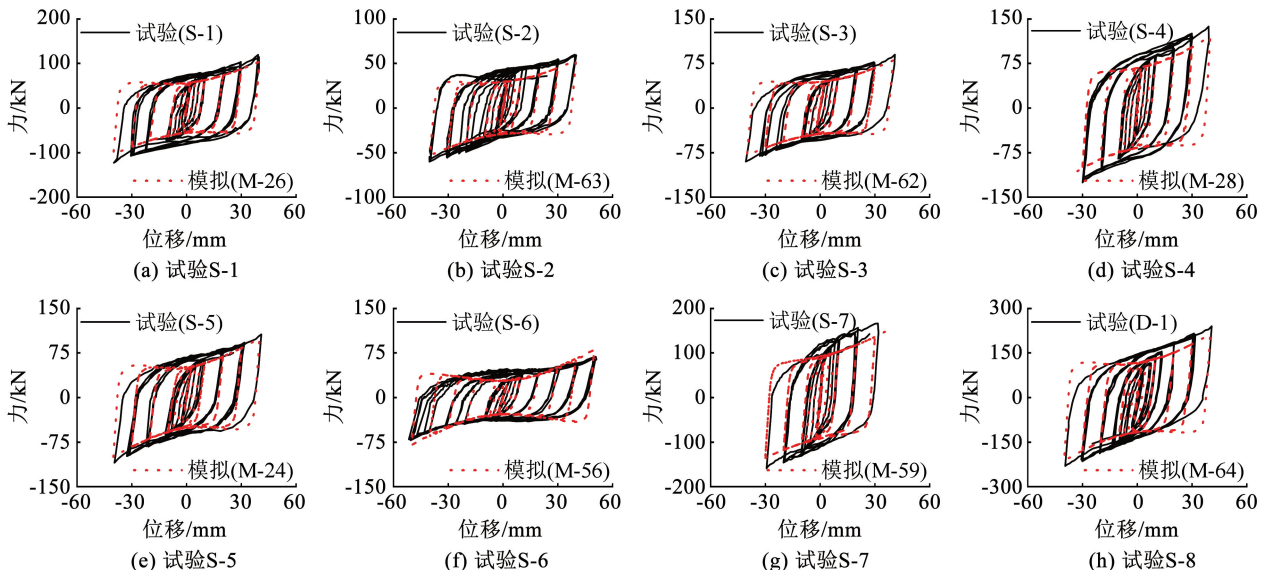


图 11 数值模拟与试验结果对比

Fig. 11 Comparison between numerical simulations and test results

3.2 力学性能的参数变化规律

图12给出了蝶形钢板阻尼器的极限承载力 F_u 、极限位移角 γ 和位移延性系数 μ_Δ 随 a/b 、 H/t 的变化规律。由图可见, F_u 、 γ 和 μ_Δ 总体上均呈现随 a/b 增大而先增后减的变化趋势,最大的 F_u 出现在 $a/b=0.25\sim 0.50$ 之间,最大 γ 出现在 $a/b=0.25\sim 0.50$ 之间,而最大 μ_Δ 出现在 $a/b=0.30\sim 0.60$ 之间;当 $a/b<0.2$ 或 $a/b>0.8$ 时,耗能肋中间或端部因应力集中而出现损伤,所以 F_u 、 γ 和 μ_Δ 都处于较低的水平。另一方面,随着 H/t 的增大,极限承载力 F_u 逐渐降低,极限位移角 γ 总体上先增后减,位移延性系数 μ_Δ 也呈现逐渐减小的趋势,其原因在于蝶形钢板厚度 t 相对高度 H 在不断减小,导致耗能肋的屈曲时机逐渐提前,阻尼器各项力学性能因此逐

渐下降。

为了进一步说明耗能肋宽度 a/b 的影响,图13给出了部分典型模型在 $\gamma=10\%$ 时的应力分布云图,其中等效塑性应变 PEEQ 是为了记录变形历程而提出的一个表征塑性应变累积值的量。PEEQ 越大,说明该点塑性应变越集中,当 PEEQ 大于极限应变时,说明材料正经历拉压循环累积,循环次数越多就越容易出现疲劳损伤。由图13可见, a/b 太小或太大都会导致耗能肋局部应力集中,而合理的 a/b 可使耗能肋全截面屈服耗能。图14显示了耗能肋首次屈服的位置,即塑性铰出现的位置, $x=0$ 为肋中间, $x=1$ 为肋端部。可以看到, x 随着 a/b 的增大而增大,说明塑性铰位置逐渐向端部靠近,这也解释了试验中当 a/b 过大时端部会提前破坏的原因。

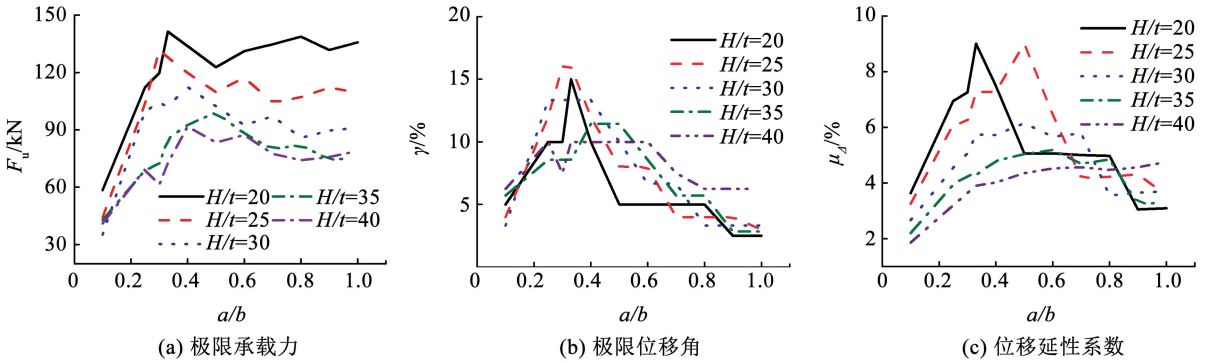


图12 力学性能的参数变化规律

Fig. 12 Parametric variation trends of the mechanical performance

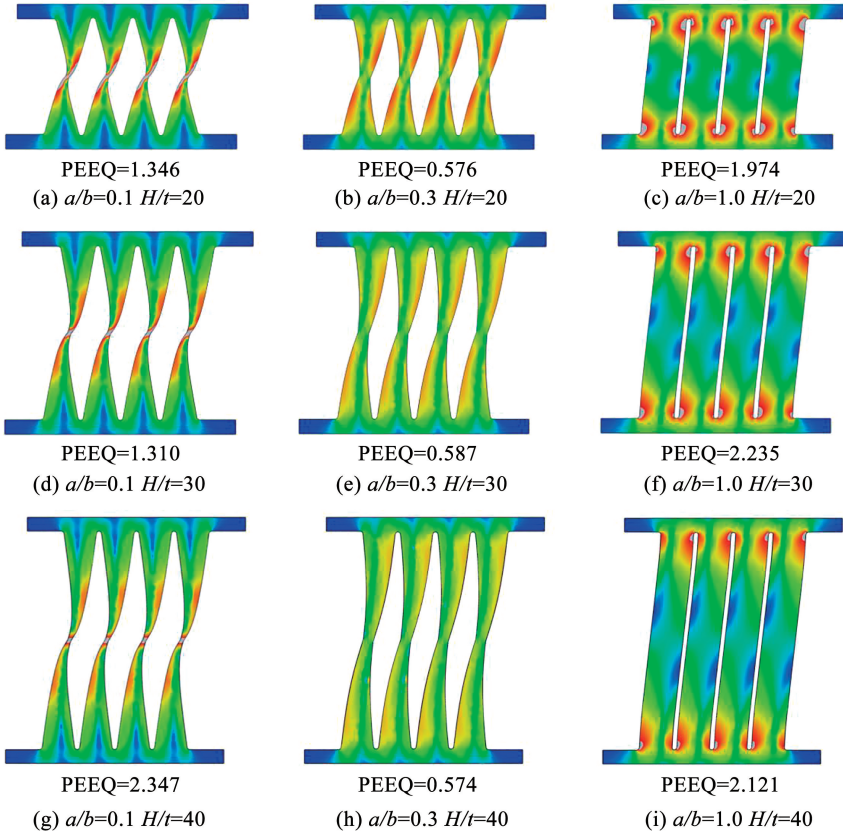


图13 $\gamma=10\%$ 时的应力分布云图

Fig. 13 Stress distribution cloud map when $\gamma=10\%$

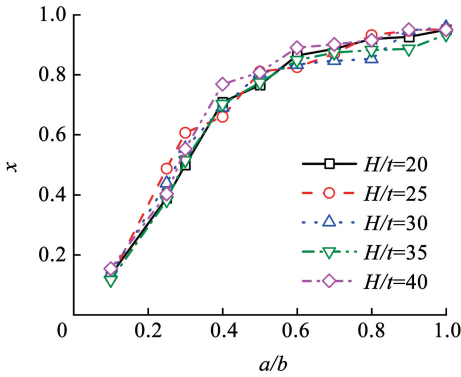


图 14 耗能肋首次屈服位置

Fig. 14 Position of first yielding of ribs

图 15(a)、15(b) 给出了蝶形钢板阻尼器的初始刚度随 a/b 、 H/t 、 n 、 N 等参数的变化规律,同时给出了按照式(5)计算得到的理论刚度值,图 15(c) 给出了 67 个模型割线刚度的退化曲线。总体来看,数值模拟与理论解析的结果非常吻合,从侧面证明了数值模拟和理论解析的合理性。由图 15(a)、15(b) 可见,随着 a/b 的增大,阻尼器的初始刚度平稳增大,且当 H/t 越小时其增幅越明显;随着 H/t 的增大,初始刚度逐渐减小,其原因如前所述;随着 n 、

N 的增大,初始刚度线性增大,这与 1.1、1.2 节中的基本假设完全吻合。根据图 15(c),割线刚度在加载初期退化明显,当位移加载至 5 mm 时大部分模型的割线刚度退化 51% 以上,加载后期所有模型的割线刚度退化趋于平缓。

3.3 耗能能力

图 16 为部分模型等效黏滞阻尼比 ξ_{eq} 的变化规律,其中图 16(a) 对应 $H/t = 30$,图 16(b) 对应 $a/b = 0.33$ 。由图 16(a) 可知,当 $a/b = 0.33$ 时, ξ_{eq} 的峰值最大,达 0.45,且在加载后期也保持得最稳定;当 $a/b = 0.10$ 时, ξ_{eq} 的峰值只有 0.35,且阻尼器过早发生失效;同理,当 a/b 较大时,阻尼器也容易出现过早失效的现象,这些现象与图 12~13 的结论是一致的。根据图 16(b),当 $H/t = 20$ 时, ξ_{eq} 的峰值最大,达 0.47;随着 H/t 的增大, ξ_{eq} 总体上不断减小,尤其在加载前期减幅非常明显,但在位移超过 20 mm 后,不同 H/t 对应的 ξ_{eq} 曲线逐渐靠拢。由图 16(c) 可见, n 和 N 对加载前期的 ξ_{eq} 几乎没有影响,对后期有一定的影响,但总得来说是影响最小的两个参数,这与前文结论是吻合的。

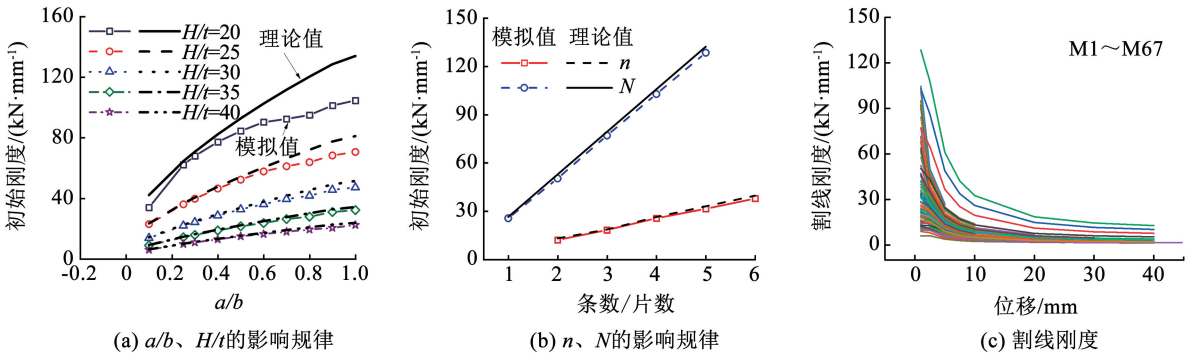


图 15 刚度的参数变化规律

Fig. 15 Parametric variation trends of stiffness

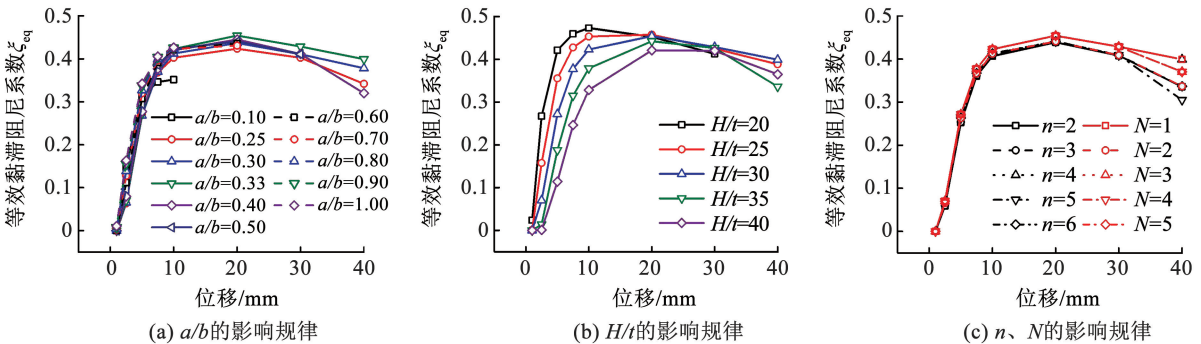


图 16 ξ_{eq} 的参数变化规律

Fig. 16 Parametric variation trends of ξ_{eq}

耗能能力是阻尼器的关键评价指标之一,图 17 给出了蝶形钢板阻尼器耗能能力随 a/b 、 H/t 这两个关键参数的变化规律。由图 17(a) 可见,不同参数

下阻尼器耗能相差很大,累计耗能最大可达 85.2 kJ,最小仅 2.4 kJ。当 H/t 一定时,累计耗能总是随着 a/b 的增大而先增后减,峰值一般都出现在 $a/b = 0.25 \sim$

0.50 时。结合图 13 可知, a/b 取值过小意味着耗能肋腹部被削弱, 应力集中于此, 直至破坏时端部大部分材料都还未进入屈服状态, 材料性能得不到充分利用, 大大降低了阻尼器的耗能能力; 而 a/b 取值过大将导致耗能肋端部应力集中, 直到破坏时, 腹部大部分材料都未进入屈服状态, 材料性能同样得不到充分利用; 当 $a/b = 0.25 \sim 0.50$ 时, 耗能肋端部和腹部的应力集中现象可得到较好平衡, 材料利用率显著提高。此外, 在 $a/b = 0.25 \sim 0.50$ 前提下, 累计耗能随 H/t 的增大而先增后减, 且趋势非常明显, 峰值

一般出现在 $H/t = 20 \sim 30$ 时; 而当 $a/b < 0.25$ 或 $a/b > 0.50$ 时, 累计耗能对 H/t 的变化不敏感, 且均处于较低的水平, 前者是因为 H/t 的变化不能克服由于 a/b 过小所导致的耗能肋腹部被严重削弱的缺陷, 后者同样是因为 H/t 的变化无法改善因 a/b 过大所引起的耗能肋端部应力集中的问题。图 17(b) 给出了耗能肋钢材单位体积的耗能量, 其变化趋势与累计耗能基本一致, 但峰值区域更加集中, 当 $a/b = 0.25 \sim 0.50$ 、 $H/t = 20 \sim 30$ 时, 钢材单位体积的耗能达到峰值。

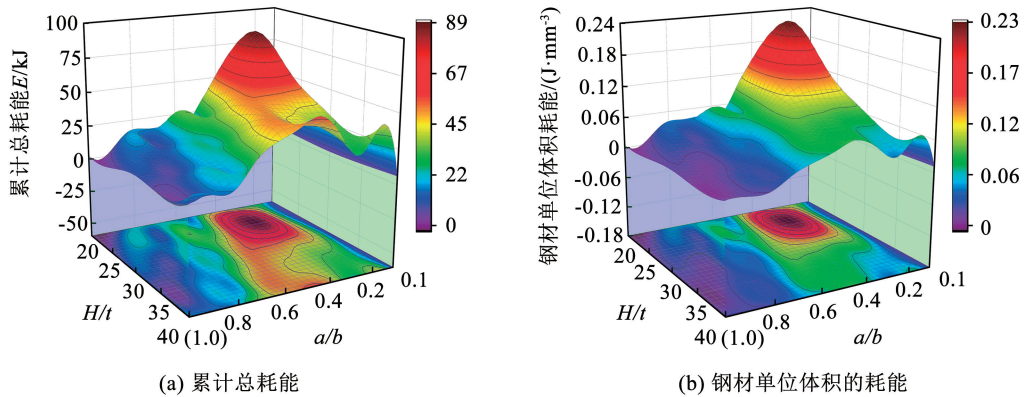


图 17 耗能能力的参数变化规律

Fig. 17 Parametric variation trends of energy dissipation capacity

4 结 论

本文提出了一种新型蝶形钢板阻尼器, 采用理论推导得到了其初始刚度和屈服力计算公式, 通过拟静力试验对比研究了 8 个阻尼器试件的失效模式、力学参数和滞回性能, 进一步通过数值模拟拓展分析, 研究了 a/b 、 H/t 、 n 及 N 对阻尼器力学性能的影响规律, 并从耗能经济性角度提出了蝶形钢板阻尼器的最优几何参数取值。主要结论如下:

1) 新型蝶形钢板阻尼器可通过一端固定、一端定向滑动的等效变截面梁来推导其初始刚度、屈服力和等效屈服位移的理论计算公式, 理论公式的平均计算误差分别为 14.0%、8.4%、-10.9%。

2) 新型蝶形钢板阻尼器力学性能明确, 滞回曲线饱满, 具有稳定的往复循环耗能特性, 极限位移角大于 10%, 位移延性系数大于 12.8, 变形能力较强, 单肋极限承载力较大且发展稳定, 最大等效黏滞阻尼比超过 0.4, 耗能能力良好。

3) 新型蝶形钢板阻尼器的力学性能与耗能肋条数 n 和钢板片数 N 成比例, 有利于标准化设计和工程应用, 其承载力对耗能肋宽度 a 的变化不敏感, 而对宽度 b 和高度 H 的变化非常敏感。

4) 通过定义合理的失效点, 数值模拟可以较好地实现对新型阻尼器滞回曲线的重现, 且其对阻尼器刚度的模拟结果与理论计算结果高度吻合。利用等效塑性应变 PEEQ 的分布云图, 可从机理上解释耗能肋 a/b 太小或太大都不利于其耗能能力提升的原因。

5) 新型阻尼器通过合理设计耗能肋的尺寸, 可实现全截面屈服的变形状态, 使得耗能肋的钢材单位体积耗能量最大达 $0.217 J/mm^3$ 。耗能肋条数 n 和钢板片数 N 对单位体积耗能量无影响, 而当 $a/b = 0.25 \sim 0.50$ 、 $H/t = 20 \sim 30$ 时, 新型蝶形钢板阻尼器可实现最优的耗能经济性。

参考文献

- [1] YAO J T P. Concept of structural control [J]. Journal of the Structural Division, 1972, 98(7): 1567. DOI: 10.1061/JSDEAG.0003280
- [2] 韩建强, 丁祖贤, 张玉敏. 消能减震及软钢阻尼器的研究与应用综述 [J]. 建筑科学与工程学报, 2018, 35(5): 60
HAN Jianqiang, DING Zuxian, ZHANG Yumin. Summary of research and application of energy dissipation and mild steel damper [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2018, 35(5): 60
- [3] KELLY J M, SKINNER R I, HEINE A J. Mechanisms of energy absorption in special devices for use in earthquake resistant structures

- [J]. Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 1972, 5(3): 63. DOI:10.5459/bnzsee.5.3.63-88
- [4] WHITTAKER A S, BERTERO V V, THOMPSON C L, et al. Seismic testing of steel plate energy dissipation devices [J]. Earthquake Spectra, 1991, 7(4): 563. DOI:10.1193/1.1585644
- [5] TSAI K C, CHEN H W, HONG C P, et al. Design of steel triangular plate energy absorbers for seismic-resistant construction [J]. Earthquake spectra, 1993, 9(3): 505
- [6] SHEN Xing, WANG Xiaowei, YE Qi, et al. Seismic performance of transverse steel damper seismic system for long span bridges [J]. Engineering Structures, 2017, 141: 14. DOI:10.1016/j.engstruct.2017.03.014
- [7] QU Bing, DAI Chunxue, QIU Jin, et al. Testing of seismic dampers with replaceable U-shaped steel plates [J]. Engineering Structures, 2019, 179: 625. DOI:10.1016/j.engstruct.2018.11.016
- [8] ZHAI Zhipeng, GUO Wei, YU Zhiwu, et al. Experimental and numerical study of S-shaped steel plate damper for seismic resilient application [J]. Engineering Structures, 2020, 221: 11106. DOI: 10.1016/j.engstruct.2020.111006
- [9] SEKI M, KATSUMATA H, UCHIDA H, et al. Study on earthquake response of two-stories steel frames with Y-shaped brace [J]. Journal of Structural Engineering, 1987, 33: 259
- [10] 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
HUANG Zhen, LIRuiqiu, LIU Feng, et al. Research on mechanical performance of improved buckling restrained shear panel damper [J]. Journal of Building Structures, 2016, 37(6): 85. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2016.06.011
- [11] LI Zongjing, SHU Ganping, HUANG Zhen. Development and cyclic testing of an innovative shear-bending combined metallic damper [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019, 158: 28. DOI:10.1016/j.jcsr.2019.03.008
- [12] CAO Zhenggang, WANG Zhicheng, DU Peng, et al. Quasi-static experiments on steel plate shear walls reinforced with X-shaped restrainers [J]. Journal of Building Engineering, 2020, 31: 101451. DOI:10.1016/j.job.2020.101451
- [13] YAO Zucheng, WANG Wei, ZHU Yazhi. Experimental evaluation and numerical simulation of low-yield-point steel shear panel dampers [J]. Engineering Structures, 2021, 245: 112860. DOI: 10.1016/j.engstruct.2021.112860
- [14] 蒋友宝, 罗文辉, 丁贤钟, 等. 开孔钢板耗能阻尼器受力性能试验研究 [J]. 建筑结构学报, 2022, 43(增刊 1): 265
JIANG Youbao, LUO Wenhui, DING Xianzhong, et al. Experimental study on mechanical properties of energy dissipation damper with perforated steel plate [J]. Journal of Building Structures, 2022, 43(Sup. 1): 265. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2022.S1.0029
- [15] AMIRI H A, NAJAFABADI E P, ESTEKANCHI H E. Experimental and analytical study of block slit damper [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 141: 167. DOI:10.1016/j.jcsr.2017.11.006
- [16] MOGHADDAM S H, SHOOSHTARI A. Numerical and experimental investigation on seismic performance of proposed steel slit dampers [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2023, 200: 107646
- [17] KE Ke, CHEN Yonghui, ZHOU Xuhong, et al. Experimental and numerical study of a brace-type hybrid damper with steel slit plates enhanced by friction mechanism [J]. Thin-Walled Structures, 2023, 18: 110249
- [18] 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
XU Yanhong, LI Aiqun, HUANG Zhen. Experimental study of mild steel dampers with parabolic shape [J]. Journal of Building Structures, 2011, 32(12): 202. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2011.12.023
- [19] 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: 中国质检出版社, 2018
Steel and steel products—location and preparation of samples and test pieces for mechanical testing: GB/T 2975—2018[S]. Beijing: China Quality Inspection Press, 2018
- [20] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢结构设计标准: GB 50017—2017[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2017
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Standard for design of steel structures: GB 50017—2017[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017