

doi:10.11835/j.issn.1000.582X.2023.06.003

装配式钢质耗能铰连接中开孔削弱钢板阻尼器滞回性能研究

颜桂云¹, 王迪¹, 叶建峰¹, 薛潘荣^{1,2}, 肖晓菲^{1,3}

(1. 福建工程学院 福建省土木工程新技术与信息化重点实验室, 福州 350118; 2. 福建省二建建设集团有限公司, 福州 350001; 3. 福州大学 土木工程学院, 福州 350116)

摘要:提出一种装配式节点钢质耗能铰连接,对其关键部件开孔削弱钢板阻尼器,进行3种开孔削弱形式的试件轴向往复加载试验,考察开孔削弱钢板阻尼器的破坏模态,研究其滞回性能、骨架曲线、承载能力与延性性能等。探讨开孔削弱长度、开孔削弱宽度、宽厚比、厚度方向间隙等参数对钢板阻尼器滞回性能的影响。建立开孔削弱钢板阻尼器的简化力学模型,提出阻尼器滞回本构模型并对本构模型准确性进行验证。结果表明,阻尼器的开孔削弱钢板在开孔削弱处开裂或断裂,避免了面外屈曲的发生,实现塑性耗能与破坏模式可控;阻尼器滞回曲线饱满,承载力均高于297.31 kN,位移延性系数 Δ/Δ_s 均大于4.5,表现出良好的耗能能力、承载能力与延性性能;相比菱形开孔,竖缝开孔削弱阻尼器综合力学性能更优,建议开孔削弱长度 a/L 为0.25~0.55,开孔削弱宽度 b/B 为0.2~0.5,宽厚比为12.50~15.63,厚度方向间隙不超过2 mm;提出的开孔削弱钢板阻尼器滞回本构模型能准确地模拟阻尼器滞回性能。

关键词:装配式钢质耗能铰连接;钢板阻尼器;滞回性能;轴向往复加载试验;开孔削弱;滞回本构模型

中图分类号:U448.213

文献标志码:A

文章编号:1000-582X(2023)06-024-16

Hysteretic performance of hole-opened weakened steel-plate damper in prefabricated energy-dissipating steel-hinge connection

YAN Guiyun¹, WANG Di¹, YE Jianfeng¹, XUE Panrong^{1,2}, XIAO Xiaofei^{1,3}

(1. Fujian Provincial Key Laboratory of Advanced Technology and Information in Civil Engineering, Fujian University of Technology, Fuzhou 350118, P. R. China; 2. Fujian Provincial Erjian Construction Group Co., Ltd., Fuzhou 350001, P. R. China; 3. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350116, P. R. China)

Abstract: In this paper, an energy-dissipating steel-hinge connection in a prefabricated joint was proposed, in

收稿日期:2022-03-17

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51878174);福建省自然科学基金资助项目(2020J05185);福建工程学院科研发展基金资助(GY-Z18165)。

Supported by National Natural Science Foundation of China (51878174), the Natural Science Foundation of Fujian Province of China (2020J05185), and the Research Development Foundation of Fujian University of Technology (GY-Z18165).

作者简介:颜桂云(1974—),男,教授,博士生导师,主要从事装配式结构、结构消能减震与隔震方面的研究,(E-mail) yanguiyun@sina.com。

通信作者:叶建峰,男,副教授,(E-mail) yjfbt@fjut.edu.cn。

which hole-opened weakened steel-plate dampers were its key parts. The axial reciprocating loading tests were conducted on three different hole-opened weakened dampers to investigate the failure mode, the hysteretic performance, skeleton curve, bearing capacity as well as the ductility. Then the effects of the weakened length and width of the hole, the width-thickness ratio, and the thickness direction gap on the hysteretic performance of the steel-plate damper were discussed. In addition, a simplified mechanical model of the weakened steel-plate damper was established to derive the hysteretic constitutive model which was verified by the experimental results. The results show that the weakened steel plate of the damper cracks or breaks at the hole-opened part, avoiding out-of-plane buckling and achieving the controllability of plastic energy dissipation and failure mode. The hysteresis curve of the dampers is full, the bearing capacity is higher than 297.31 kN, and the displacement ductility coefficient is greater than 4.5, showing good energy dissipation capacity, bearing capacity and ductility performance. Compared with diamond-shaped openings, the vertical slot-opening damper has better overall mechanical properties. It is also recommended that the weakened length a/L of the hole is from 0.25 to 0.55, the weakened width b/B is from 0.2 to 0.5, the width-to-thickness ratio is from 12.50 to 15.63, and the gap in the thickness direction cannot exceed 2 mm. The proposed hysteretic constitutive model can accurately simulate the hysteresis performance of the hole-opened weakened steel-plate damper.

Keywords: prefabricated energy-dissipating steel-hinge connection; steel-plate damper; hysteretic performance; axial reciprocating loading test; weakening by opened hole; hysteretic constitutive model

装配式结构整体性较弱,梁柱连接节点成为抗震的薄弱点。为此,国内外学者针对装配式结构的抗震性能展开了大量研究。吴刚等^[1]梳理了针对装配式混凝土框架节点基本性能的研究进展,指出梁柱连接节点为装配式混凝土框架结构的关键部位。杨勇等^[2]设计的由高强螺栓拼接而成的自复位装配式钢-混凝土混合节点,抗震性能良好。李祚华等^[3]提出的装配式RC梁柱塑性可控钢质节点,其滞回曲线更饱满,耗能能力突出。周云等^[4]对一种基于扇形铅黏弹性阻尼器组成的装配式节点的试验表明,阻尼器对节点的滞回耗能增强了梁柱节点的抗侧力和抗侧刚度。欧进萍等^[5]对基于承载-耗能的新型梁柱节点的弹塑性分析,发现其更易实现“强柱弱梁”失效机制。吕西林等^[6]认为预制装配式柱节点在耗能能力和延性接近现浇节点时,刚度退化和强度退化情况较为明显。颜桂云等^[7]提出一种可更换部件的钢质铰连接节点,试验表明具有良好的抗震性能,实现了塑性发展、失效模式可控。吴京等^[8]在1榀60%缩尺的2层2跨框架中布置的可更换耗能连接件为节点提供了充分的转动能力,提高了结构体系在较大层间变形下的承载-耗能能力。Wang等^[9]在连接节点附加全钢竹型耗能器,探究耗能器的参数变化对其抗震性能的影响。上述研究通过材料、构造连接形式的不同来解决装配式框架节点与连接抗震薄弱的问题,然而,这些装配式结构连接件仍有构造复杂、失效模式不明确、震损后难修复等问题。

文中提出一种塑性发展与失效模式可控、易装配、可更换的装配式节点钢质耗能铰连接,对其关键部件开孔削弱钢板阻尼器,进行拟静力往复轴向加载试验,考察开孔削弱钢板阻尼器的失效模态与滞回性能等,并对力学性能最优的开孔阻尼器开展参数分析,建立其滞回本构模型并进行验证,为装配式新型节点连接的工程应用奠定理论基础。

1 装配式节点钢质耗能铰连接

装配式节点钢质耗能铰连接,如图1所示。钢质耗能铰由开孔削弱钢板阻尼器、销轴、高强钢腹板等连接件组成,如图1(a)所示,钢质耗能铰屈服后可绕销轴转动。开孔削弱钢板阻尼器包括开孔削弱内核心板、约束套筒组成,如图1(b)所示。将钢质耗能铰布置于装配式框架的预制梁与节点核心区的外伸梁段,将薄弱环节从节点核心区外移至预制梁钢质耗能铰连接处,强震后结构的损伤、破坏集中在开孔削弱钢板阻尼器上,避免节点失效,实现易装配、可更换、耗能减震等功能。

开孔削弱钢板阻尼器,是钢质耗能铰的重要传力部件。装配式节点钢质耗能铰连接中的销轴承担剪力,上下开孔削弱钢板阻尼器承担由弯矩转换后的轴向作用力。因此,阻尼器的力学特性是钢质耗能铰及其装配式新型节点传力与塑性耗能的关键所在,有必要对不同开孔形式的削弱钢板阻尼器进行拟静力往复轴向加载试验,考察开孔削弱钢板阻尼器的滞回性能、失效破坏模式,进行影响阻尼器滞回性能的参数分析,建立其滞回本构模型。

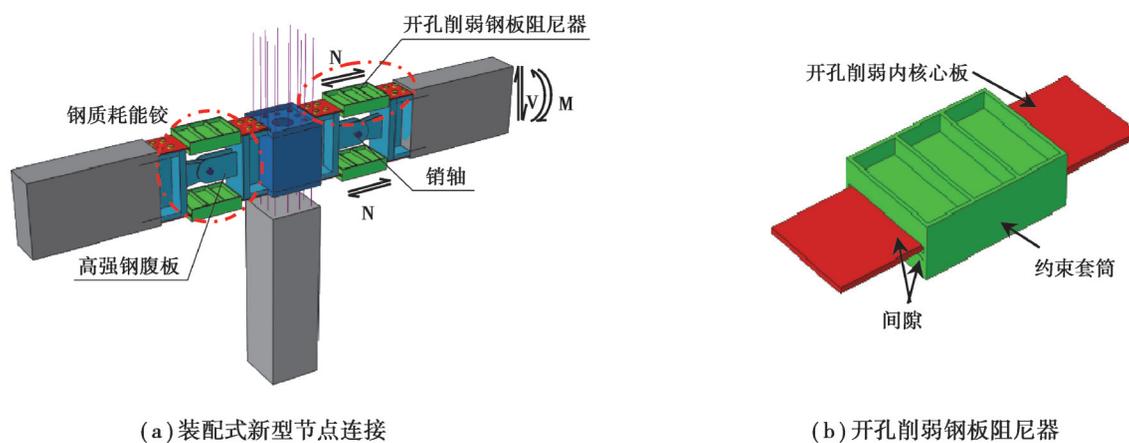


图1 装配式节点钢质耗能铰连接

Fig.1 Innovative energy-dissipating steel-hinge connection in prefabricated joint

2 开孔削弱钢板阻尼器试验

试验对象为4个开孔削弱钢板阻尼器,分别采用连续竖缝开孔(V1)、不连续竖缝开孔(V2)、菱形开孔(R)等3种削弱形式,用“V1”、“V2”和“R”表示。开孔削弱钢板为Q235级钢板,其余部位均为Q345级钢板。试件总长650 mm,内核心板宽度125 mm,约束套筒总长350 mm;约束套筒与内核心板之间厚度方向间隙1 mm,宽度方向间隙左右各10 mm,用润滑油填充间隙以减小内核心板与约束套筒之间的摩擦,约束套筒由约束钢板和加劲肋保护焊拼接而成。试件详细尺寸与构造如表1和图2所示。以试件V1-10-100为例,V1表示连续竖缝开孔削弱形式;10表示削弱钢板厚度为10 mm,100表示竖缝开孔削弱长度为100 mm。内核心板实测屈服强度为269 MPa,极限强度为349.5 MPa;约束钢套筒材料屈服强度为345 MPa。开孔削弱钢板阻尼器的滞回性能试验在100 t SANS微机控制电液伺服拉压试验机上完成。试验机的平推夹具为直径140 mm的圆盘型夹具,试件端部通过夹具与试验装置连接,开孔削弱内核心板实际工作长度为370 mm。用荷载-位移双控制加载,试件屈服前,采用荷载控制;试件屈服后,采用位移控制,以该屈服位移的倍数控制加载直至试件破坏。

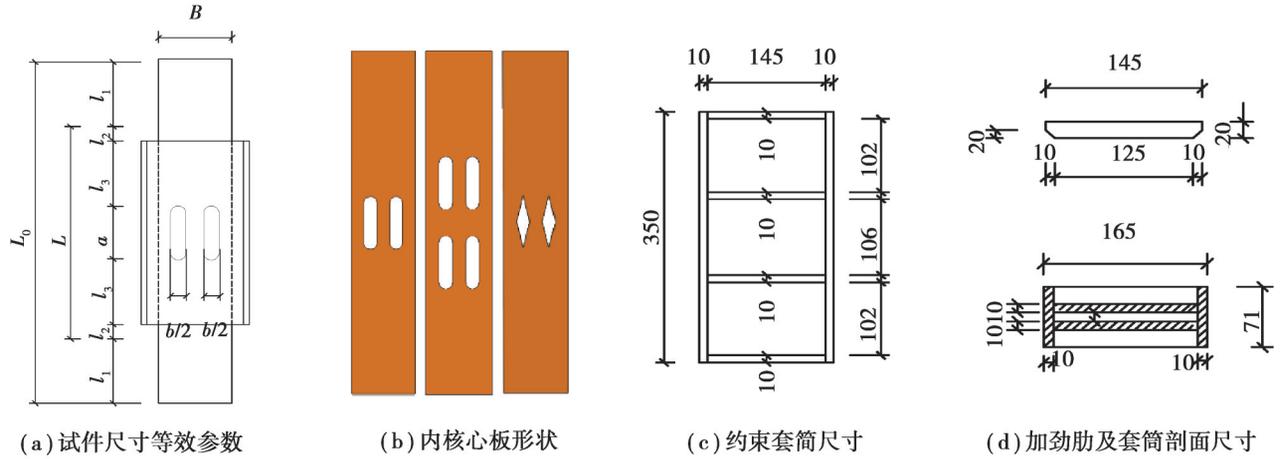


图 2 开孔削弱钢板阻尼器尺寸示意图(单位:mm)

Fig. 2 Dimension of the hole-opened weakened steel-plate damper (unit: mm)

表 1 开孔削弱钢板阻尼器试件尺寸参数

Table 1 Dimension parameters of the hole-opened weakened steel-plate damper

试件 编号	总长度 L_0 /mm	内核心板 宽度 B /mm	有效长度 L /mm	夹持长度 l_1 /mm	无约束非 屈服 l_2 /mm	约束非屈服 l_3 /mm	削弱长度 a /mm	削弱宽度 b /mm	内核心板 厚度 t /mm
V1-10-100	650	125	370	140	10	125	100	50	10
V2-10-200	650	125	370	140	10	75	200	50	10
R-10-100	650	125	370	140	10	125	100	50	10
R-10-200	650	125	370	140	10	75	200	50	10

3 试验结果分析

3.1 滞回曲线与失效模式

图 3 为各开孔削弱钢板阻尼器的最终失效模式。图 4 为开孔削弱钢板阻尼器的荷载-位移滞回曲线($P-\Delta$ 滞回曲线)。由图可知,试件 V1-10-100 加载至位移幅值 3.3 mm 之前,滞回曲线饱满,未出现捏缩现象,承载力无下降;加载至位移幅值 3.3 mm 时,内核心板中间部分断裂,承载力明显下降,试件失效。试件 V2-10-200 在加载至位移幅值 5.7 mm 之前,滞回曲线饱满,未出现捏缩现象;内核心板由于开孔长度较长导致发生平面内侧向屈曲,受压过程中承载力逐渐下降,受拉过程中承载力未出现下降。加载至位移幅值 6.9 mm 时,第 3 圈加载过程中内核心板削弱截面部分断裂,承载力大幅下降。试件 R-10-100 加载至位移幅值 2.7 mm 时,第 2 圈受拉过程中承载力下降,主要由内核心板截面出现开裂所致;随后受拉加载中,内核心板中部断裂,承载力迅速下降,试件失效。试件 R-10-200 加载至位移幅值 3.3 mm 时,第 3 圈受拉过程中内核心板承载力略微下降,主要由截面削弱处内核心板产生裂缝所致;在位移幅值 3.9 mm 的受拉加载过程中,内核心板断裂,导致承载力迅速下降。对比滞回曲线可知,竖缝开孔削弱阻尼器的滞回曲线包围面积大于相同参数的菱形开孔阻尼器,竖缝开孔的试件滞回曲线较菱形开孔削弱形式更为饱满。

试验结束后,沿侧向切开约束套筒,观察开孔削弱内核心钢板的失效模式如图 4 所示。试件 V1-10-100 在开孔削弱最大截面的中间部分断裂;试件 V2-10-200 由于开孔削弱区域较长导致明显的平面内侧向受压屈曲,同时,开孔削弱底部发生局部断裂;试件 R-10-100 在开孔削弱最大截面处,外侧部分开裂而中间部分断裂;试件 R-10-200 在开孔削弱最大截面处,外侧部分开裂而中间部分断裂,同时呈现略微的平面内受压侧向屈曲。

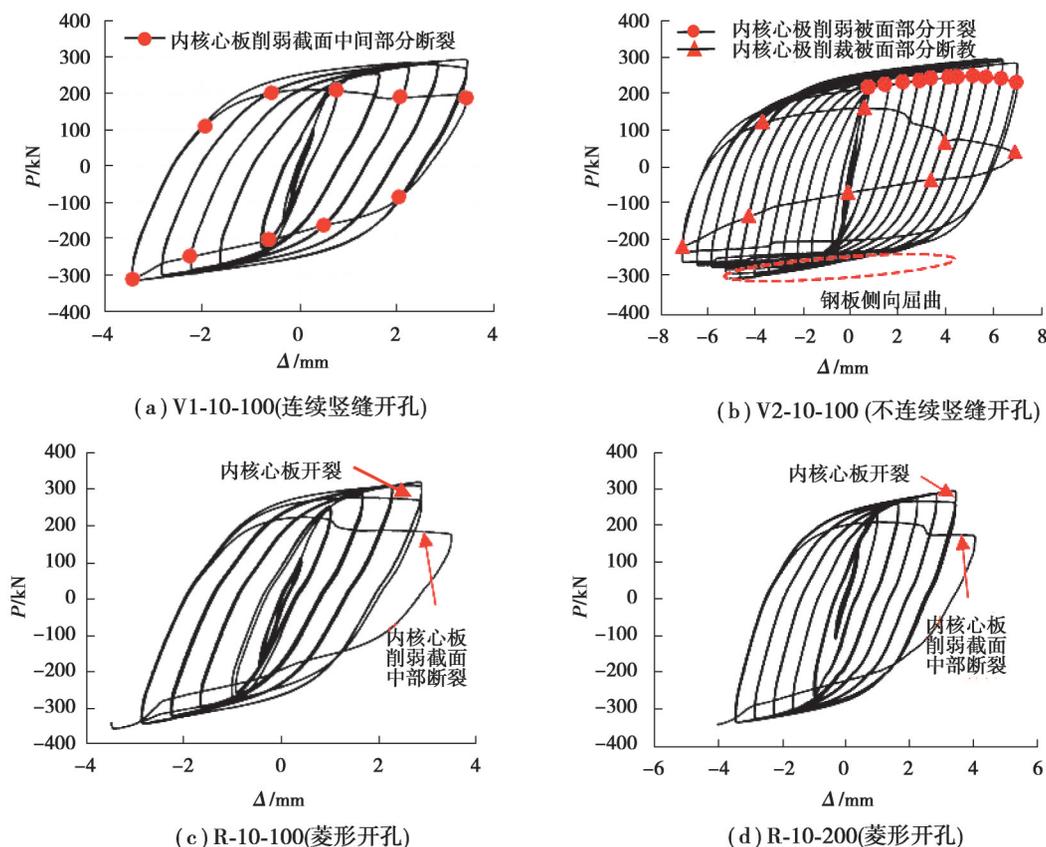
图3 $P-\Delta$ 滞回曲线

Fig. 3 Load-displacement hysteretic curves

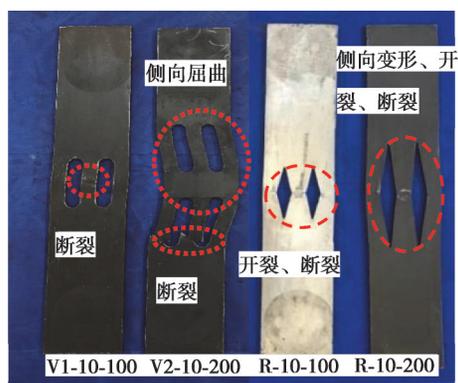


图4 失效模式

Fig. 4 Load-displacement hysteretic curves

3.2 荷载-位移骨架曲线

图5为各阻尼器的荷载-位移骨架曲线($P-\Delta$ 骨架曲线)。根据《建筑抗震试验方法规程》^[10]规定方法,获得各阻尼器承载能力与延性系数,如表2所示。由图5及表2可知,各阻尼器的屈服承载能力基本一致,竖缝开孔削弱的阻尼器V1-10-100、V2-10-200极限变形能力与延性性能优于相应开孔削弱长度的菱形开孔阻尼器R-10-100、R-10-200的极限变形能力与延性性能;同时还表明,开孔削弱长度 a 为200 mm的开孔阻尼器极限变形能力与延性性能优于开孔削弱长度 a 为100 mm的开孔阻尼器极限变形能力与延性性能。

对于竖缝开孔削弱阻尼器,阻尼器V1-10-100与V2-10-200的受拉极限承载力一致,阻尼器V1-10-200竖缝开孔长度较大,受压加载过程中产生了平面内侧向屈曲,导致阻尼器V1-10-100的受压极限承载力大于阻

尼器 V1-10-200 的受压极限承载力。开孔削弱长度 a 为 200 mm 的菱形开孔削弱阻尼器 R-10-200 在受压加载过程中也略微发生了平面内侧向屈曲,导致受压极限承载能力略低于开孔削弱长度 a 为 100 mm 的阻尼器 R-10-100。开孔削弱长度的增加,能提高阻尼器的延性表现,但易导致受压侧向屈曲的现象。结果表明,开孔削弱钢板阻尼器的削弱长度、削弱形式是影响阻尼器承载力与变形能力的重要参数,连续竖缝开孔削弱 V1-10-100 的综合力学性能更优。因此,装配式节点钢质耗能铰连接中宜采用连续竖缝开孔削弱钢板阻尼器。

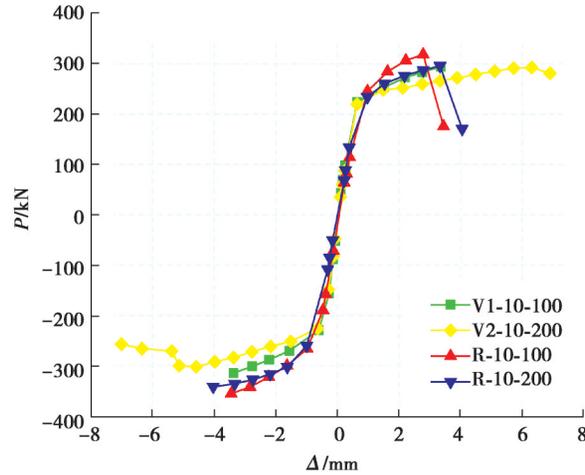


图5 阻尼器 $P-\Delta$ 骨架曲线对比

Fig.5 Comparison of load-displacement skeleton curves

表2 阻尼器承载能力与延性系数

Table 2 Bearing capacity and ductility factor of dampers

试件编号	Δ_y /mm	Δ_y 平均值/mm	P_y /kN	P_y 平均值/kN	Δ_u /mm	Δ_u 平均值/mm	P_{max} /kN	P_{max} 平均值/kN	$u=\Delta_y/\Delta_u$
V1-10-100	0.45	0.455	191.24	198.91	3.36	3.365	294.00	304.22	7.39
	-0.46		-206.59		-3.37		-314.44		
V2-10-200	0.44	0.440	188.41	196.58	6.91	6.960	292.43	297.31	15.81
	-0.44		-204.75		-7.01		-302.18		
R-10-100	0.62	0.605	186.14	197.86	2.79	2.81	318.51	330.38	4.65
	-0.59		-209.58		-2.83		-342.26		
R-10-200	0.70	0.685	200.37	199.57	3.33	3.33	295.79	315.9	4.86
	-0.67		-198.77		-3.33		-336.01		

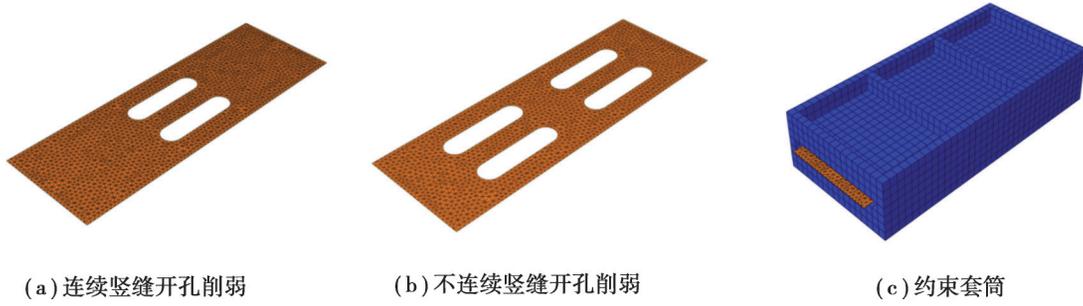
4 连续竖缝开孔削弱钢板阻尼器参数分析

4.1 有限元模型建立与验证

在阻尼器的有限元模型中,开孔削弱钢板采用 S4R 单元,约束套筒采用 C3D8R 单元模拟,单元网格划分如图 6 所示。边界条件按照试验的实际情况设置,加载端释放轴向位移并限制其他位移,固定端固接,限制所有方向的位移和转角。考虑试件在加工中存在误差,对其按照前五阶屈曲模式施加初始缺陷。

开孔削弱钢板、套筒等部位钢材本构中采用实测的屈服强度、极限强度,采用二折线模型对钢材本构关系进行定义。参考周天华等^[1]建立的应力三轴度损伤准则,对钢材在往复荷载作用下的本构关系考虑损伤退化,内核心板材性中加入 Ductile Damage(延性损伤)属性,在其子项中添加 Damage Evolution(损伤演化路径),并设定单元格在累积塑性损伤达到 0.95 时,退出工作状态。开孔削弱内核心板与约束套筒之间的相

互作用,采用面-面“硬接触”来模拟,接触面切向摩擦系数为0.1。



(a) 连续竖缝开孔削弱

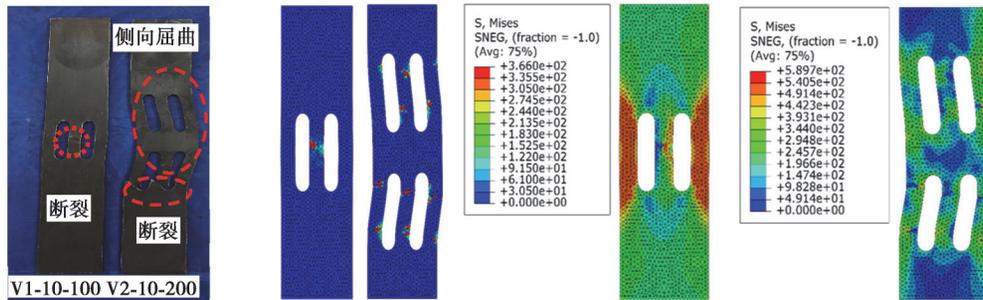
(b) 不连续竖缝开孔削弱

(c) 约束套筒

图6 有限元模型

Fig. 6 Finite element models

图7为数值模拟与试验的破坏模式;图7(a)为开孔削弱钢板阻尼器的试验破坏模式;图7(b)为开孔削弱钢板阻尼器数值模拟破坏模式下的损伤因子,其中,红色区域表示损伤因子达到0.95以上,试件在削弱截面处发生破坏,且开孔削弱长度 a 为200 mm时,内核心板发生了平面内侧向屈曲;图7(c)表明,由于最终失效模式下,开孔削弱的中间部分断裂,应力释放后,试件V1-10-100的最大应力集中在削弱处两侧;试件V2-10-200开裂处,即图7(b)中红色区域损伤因子处应力释放,开裂处应力释放,裂缝末端出现应力集中。图8为数值模拟滞回曲线与试验滞回曲线。表明2种试件数值模拟的荷载-位移滞回曲线均与试验曲线吻合良好。



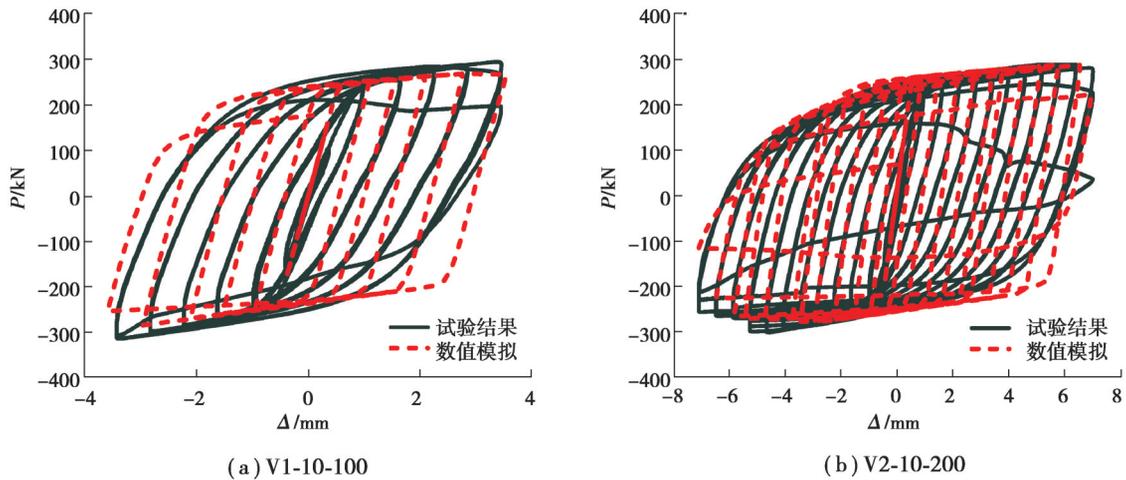
(a) 破坏模式

(b) 损伤因子分布图

(c) 应力云图

图7 数值模拟与试验的失效模式

Fig. 7 Comparison of failure modes between finite-element analysis and tests



(a) V1-10-100

(b) V2-10-200

图8 数值模拟滞回曲线与试验滞回曲线

Fig. 8 Comparison of hysteretic curves between finite-element analysis and tests

综上所述,数值模拟的开孔削弱钢板破坏模态与试验破坏模态相近,数值模拟的滞回性能与试验滞回曲线相吻合,验证了数值模拟能较准确地模拟开孔削弱钢板阻尼器的力学性能。

4.2 连续竖缝开孔削弱钢板阻尼器参数分析

试验表明,连续竖缝开孔削弱钢板阻尼器的综合力学性能更优,开孔削弱钢板阻尼器的削弱长度、削弱形式等是影响阻尼器承载力与变形能力的重要参数。为此,选取连续竖缝开孔削弱钢板阻尼器进行参数分析,为建立其滞回本构模型奠定基础。

4.2.1 开孔削弱尺寸分析

图 9 表示开孔削弱尺寸对阻尼器力学性能影响,表 3 为开孔削弱尺寸参数分析算例表。试件 V1-10-100 的开孔削弱参数对应算例编号为 V1-X-3-2,因此,选取 V1-X-3-n 和 V1-X-n-3 两组骨架曲线结果分析,如图 9 (a)(b)所示。由图 9(a)表明, b/B 不变,随着 a/L 增长,阻尼器极限位移增大,极限承载力略微下降。由图 9 (b)表明, a/L 不变,随着 b/B 的增大,阻尼器的极限承载力呈明显下降,而极限位移相差不大。为使阻尼器同时具备良好的承载力能力与变形能力,需要合理地选择 a/L 、 b/B 参数。由图 9(c)(d)可知,开孔削弱宽度 b 及开孔削弱长度 a 越小,初始刚度 K_0 及其承载力越大。当 b/B 一定时,初始刚度 K_0 及承载力均随着 a/L 增长而减小。图 9(e)表明,当 b/B 一定时, E_p 随着 a/L 增长而增大;除编号 V1-X-n-5 系列外($a=200$ mm),当 a/L 一定时, E_p 随着 b/B 增长而减小;而当开孔削弱长度较大后($a=200$ mm),累积滞回耗能 E_p 基本保持不变。

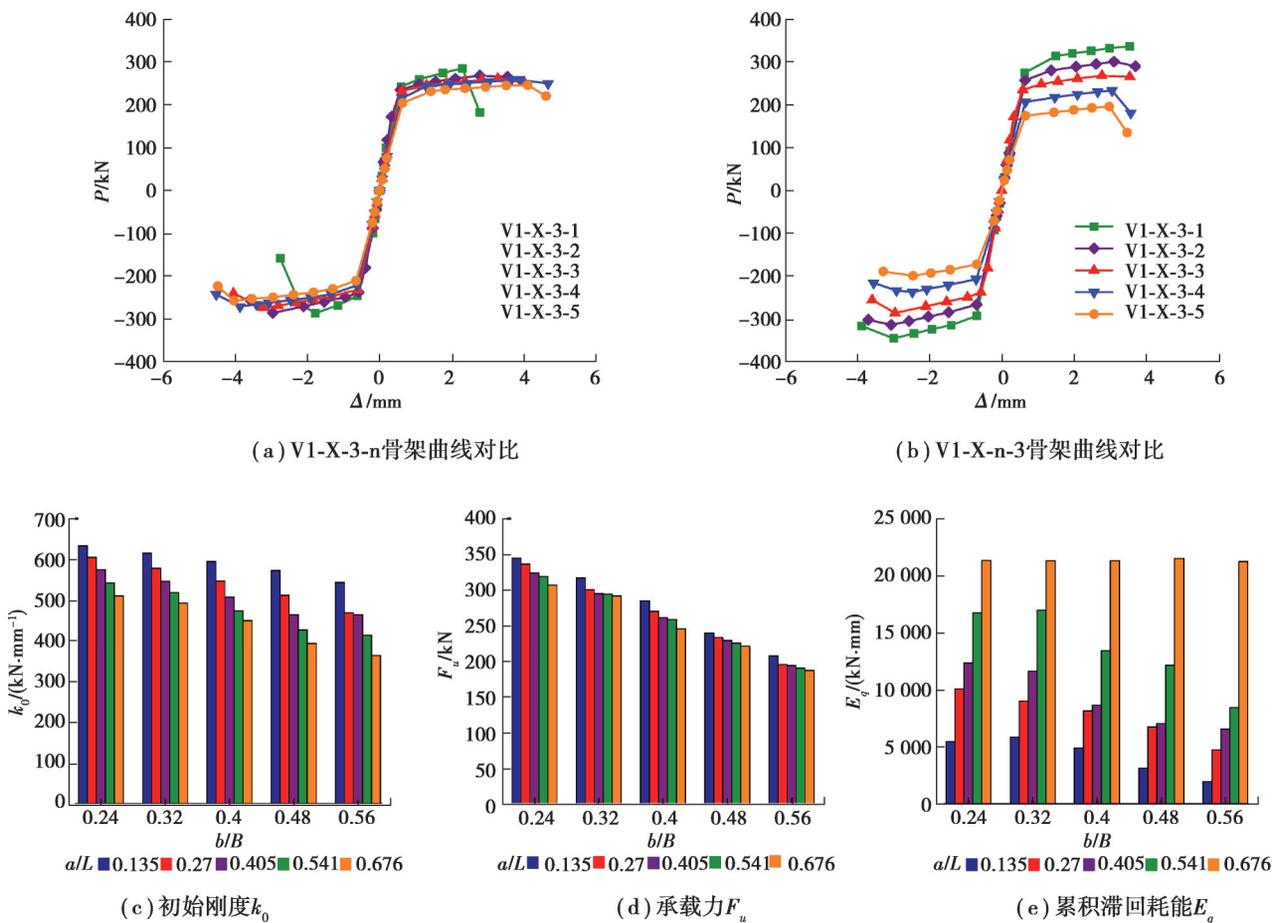


图 9 开孔削弱尺寸对阻尼器力学性能影响

Fig. 9 Effects of hole-opened size on mechanical properties of damper

表3 开孔削弱尺寸参数分析算例表

Table 3 Parameter analysis examples based on the change of hole-opened size

$B=125\text{ mm}$ $t=10\text{ mm}$	$L=370\text{ mm}$ $g=1\text{ mm}$	a/L				
		0.135	0.270	0.405	0.541	0.676
b/B	0.24	V1-X-1-1	V1-X-1-2	V1-X-1-3	V1-X-1-4	V1-X-1-5
	0.32	V1-X-2-1	V1-X-2-2	V1-X-2-3	V1-X-2-4	V1-X-2-5
	0.4	V1-X-3-1	V1-X-3-2	V1-X-3-3	V1-X-3-4	V1-X-3-5
	0.48	V1-X-4-1	V1-X-4-2	V1-X-4-3	V1-X-4-4	V1-X-4-5
	0.56	V1-X-5-1	V1-X-5-2	V1-X-5-3	V1-X-5-4	V1-X-5-5

表4为开孔削弱尺寸对延性影响。当开孔削弱宽度 b/B 一定时,延性系数 μ 随着削弱长度 a/L 增大而增大,其中, $a=50\text{ mm}$ (V1-X-n-1系列)时的延性系数 μ 是 $a=250\text{ mm}$ (V1-X-n-5系列)的48.6%~60.8%,开孔削弱长度对阻尼器的延性系数 μ 影响明显。当开孔削弱长度 a/L 一定时,延性系数 μ 随着开孔削弱宽度 b/B 增大而略微增大,削弱宽度 b/B 对延性系数 μ 的影响相比削弱长度 a/L 的影响要小。

表4 开孔削弱尺寸对延性影响

Table 4 Effects of hole-opened size on ductility

平均延性	b/B	a/L				
		0.135	0.270	0.405	0.541	0.676
	0.24	3.94	6.00	7.01	7.89	8.10
	0.32	4.97	6.07	7.31	8.41	8.52
	0.4	5.07	7.05	7.61	9.28	9.08
	0.48	6.29	7.10	8.20	9.61	10.37
	0.56	6.39	7.19	8.42	9.73	10.50

开孔削弱尺寸对阻尼器的承载能力、变形能力、刚度、耗能及延性都有明显影响,因此,宜控制合理的开孔削弱尺寸。当 a/L 、 b/B 较大时,承载能力下降较大,但延性与耗能较优;相应地, a/L 、 b/B 过小时,能获得较好的承载能力,但延性与耗能能力变差。基于参数分析结果,建议 b/B 取0.2~0.5, a/L 取0.25~0.55,使阻尼器获得良好综合力学性能。

4.2.2 宽厚比分析

对参数分析算例进行编号:“V1”表示连续竖缝开孔削弱;K表示系列号,第3列数字表示算例号。钢板阻尼器的宽厚比将影响阻尼器的承载能力、耗能能力及延性等。表5为2个系列宽厚比的尺寸参数。第1系列保持钢板的截面厚度 $t=10\text{ mm}$,改变钢板截面宽度 B ;第2系列保持钢板截面宽度 $B=125\text{ mm}$,改变钢板截面厚度 t 。图10为不同宽厚比对骨架曲线的影响,表6为不同宽厚比对阻尼器力学性能的影响。结果表明,在 $t=10\text{ mm}$ 不变的情况下,截面宽厚比越大,阻尼器的承载力越高, K_0 越大,且延性越好,但耗能能力增加到

表5 宽厚比参数分析算例表

Table 5 Parameter analysis examples of width-to-thickness ratio

第一系列	宽厚比	截面厚度	截面宽度	开孔尺寸	第二系列	宽厚比	截面厚度	截面宽度	开孔尺寸
	B/t	t/mm	B/mm	$a \times b/\text{mm} \times \text{mm}$		B/t	t/mm	B/mm	$a \times b/\text{mm} \times \text{mm}$
V1-K1-1	7.5	10	75	100×50	V1-K2-1	20.83	6	125	100×50
V1-K1-2	10.0	10	100		V1-K2-2	15.63	8	125	
V1-K1-3	12.5	10	125		V1-K2-3	12.50	10	125	
V1-K1-4	15.0	10	150		V1-K2-4	10.42	12	125	
V1-K1-5	17.5	10	175		V1-K2-5	8.93	14	125	

一定程度后开始下降;当宽厚比为 7.5($t=10\text{ mm}$, $B=75\text{ mm}$)时,阻尼器在往复加载的受拉、受压中承载力较低,均小于 100 kN。

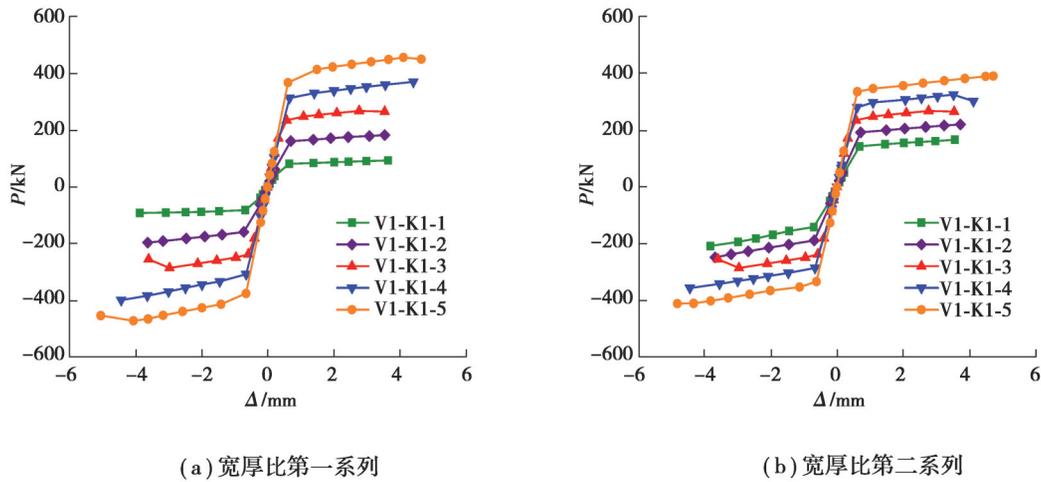


图 10 宽厚比对骨架曲线的影响
Fig. 10 Effects of width-to-thickness ratio on skeleton curves

表 6 宽厚比对阻尼器力学性能的影响

Table 6 Effects of width-thickness ratio on mechanical properties of damper

第 1 系列	初始刚度	承载力 F_u	延性系数 μ	累积滞回耗能 E_p	第 2 系列	初始刚度 K_0	承载力 F_u	延性系数 μ	累积滞回耗能 E_p
	$/(kN \cdot mm^{-1})$					$/(kN \cdot mm^{-1})$			
V1-K1-1	252.55	92.59	5.61	4 851.82	V1-K2-1	326.11	166.25	5.84	5 104.34
V1-K1-2	406.04	189.69	5.80	6 226.61	V1-K2-2	436.33	220.29	5.96	7 453.21
V1-K1-3	547.44	268.27	7.06	8 173.51	V1-K2-3	547.44	268.27	7.05	8 173.51
V1-K1-4	685.50	385.07	7.07	15 421.07	V1-K2-4	656.66	302.48	7.40	12 260.78
V1-K1-5	822.13	464.76	8.01	23 981.77	V1-K2-5	766.70	391.04	7.95	18 198.29

为保证阻尼器良好的承载性能,在 $t=10\text{ mm}$ 的情况下,建议 B 不小于 125 mm,即削弱型钢板的宽厚比不小于 12.5。在 $B=125\text{ mm}$ 不变的情况下,开孔削弱钢板截面宽厚比越小,阻尼器承载力越高,初始刚度越大,延性与耗能能力越强。对于 Q235 级开孔削弱钢板,当 $t=6\text{ mm}$ 时, V1-K-2-1 的承载力偏低,建议 t 取值不小于 8 mm,即宽厚比不超过 15.6。

4.2.3 开孔削弱钢板与约束套筒厚度方向的间隙影响

算例编号中“G”表示间隙参数,第 3 列数字表示例号。开孔削弱钢板与约束套筒厚度方向存在的间隙致使两者之间能发生相对滑动,但其间隙预留过大易导致开孔削弱钢板发生屈曲,影响阻尼器的滞回性能。厚度方向上间隙的选取如表 7 所示。

表 7 间隙影响参数分析算例表

Table 7 Parameter analysis examples of the gap

算例编号	截面尺寸 $B \times t$	开孔尺寸	间隙 g
	$/mm \times mm$	$a \times b$	
V1-G-1	125×10	100×50	0.5
V1-G-2			1
V1-G-3			2
V1-G-4			3
V1-G-5			4
V1-G-6			5

图11为间隙对算例骨架曲线的影响。由图可知,6个开孔削弱钢板阻尼器在受拉过程中,骨架曲线基本重合,承载力增长趋势相同;在受压过程中,随着间隙的增大,套筒的约束作用减弱,受压承载能力逐渐降低,主要由于开孔削弱内核心板屈曲所致。间隙为0.5 mm时,阻尼器的拉压承载力对称,工作性能最好;间隙在2 mm以内时,受压屈曲引起的承载力降低不明显;间隙为3~5 mm时,受压屈曲引起较大的受压承载力降低,出现明显的拉压承载力不对称现象。综上所述,开孔削弱钢板与约束套筒厚度方向间隙宜控制在0.5~2 mm之内,使得阻尼器发挥良好的承载-耗能效果。

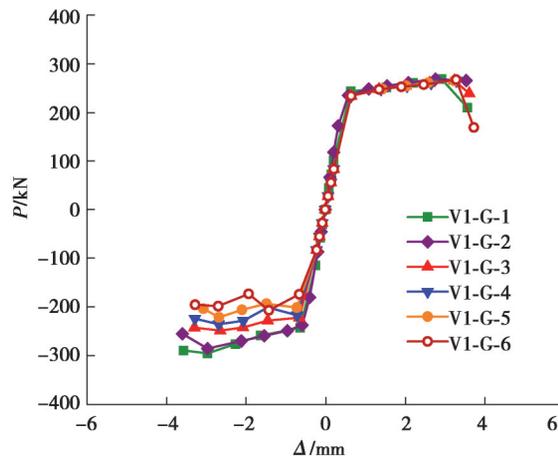


图11 间隙对算例骨架曲线的影响

Fig. 11 Effects of the gap on skeleton curves

5 连续竖缝开孔削弱钢板阻尼器滞回本构模型

5.1 钢板阻尼器滞回本构模型

连续开孔削弱钢板阻尼器的滞回性能试验及数值模拟结果表明,在开孔削弱钢板断裂前,阻尼器的滞回性能用双折线型滞回模型进行较好地描述。采用串-并联弹簧来表达开孔削弱钢板不同部分的轴向拉(压)刚度,建立其简化力学模型,如图12所示。

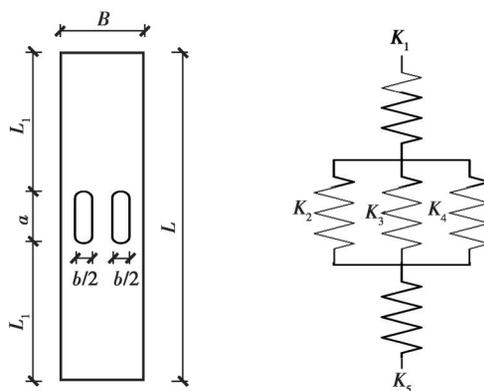


图12 开孔削弱钢板阻尼器简化力学模型

Fig. 12 Simplified mechanical model of hole-opened weakened steel-plate damper

理论初始刚度 K_0' 可表达为

$$K_0' = \frac{1}{\frac{1}{K_1} + \frac{1}{K_2 + K_3 + K_4} + \frac{1}{K_5}}, \quad (1)$$

式中: $K_1 = K_5 = \frac{EA}{L_1}$, $K_2 + K_3 + K_4 = \frac{EA_0}{\alpha}$; A 为钢板未削弱处截面面积; A_0 为钢板削弱处截面面积。

将开孔削弱钢板的各参数代入式(1),理论初始刚度 K_0' 可表达为

$$K_0' = \frac{EB(B-b)t}{(L-a)(B-b) + Ba}, \quad (2)$$

式中: L 为开孔削弱钢板有效长度; B 为开孔削弱钢板宽度; a 为开孔削弱长度; b 为开孔削弱宽度; E 为钢板弹性模量; t 为钢板厚度。

由于在简化力学模型中,开孔削弱钢板阻尼器被简化为理想的轴向拉(压)受力,开孔削弱部分简化为矩形孔,且未考虑初始缺陷、高阶屈曲、边界条件等影响,需考虑这些因素的影响,对理论初始刚度 K_0' 进行修正得到最终的初始刚度 K_0 为

$$K_0 = \alpha K_0'. \quad (3)$$

通过大量模型参数分析,得到 $L/B=1.5, 2, 3$, $a/L=0.25\sim 0.55$, $b/B=0.2\sim 0.5$ 情况下,开孔削弱钢板阻尼器初始刚度系数 α ,如图 13 所示。初始刚度系数 α 为关于 a/L 、 b/B 的函数,通过对参数分析结果进行统计拟合,获得初始刚度修正系数 α 如式(4)、式(5),拟合所得曲面如图 14 所示,其中, R^2 为方差。

$$\alpha = f\left(\frac{a}{L}, \frac{b}{B}\right). \quad (4)$$

$$\alpha = \begin{cases} -0.1416 \frac{b}{B} - 0.0142 \frac{a}{L} + 1.021 & \frac{L}{B} = 1.5, \\ -0.1698 \frac{b}{B} - 0.02349 \frac{a}{L} + 1.036 & \frac{L}{B} = 2, \\ -0.07525 \frac{b}{B} - 0.1882 \frac{a}{L} + 1.013 & \frac{L}{B} = 3. \end{cases} \quad (5)$$

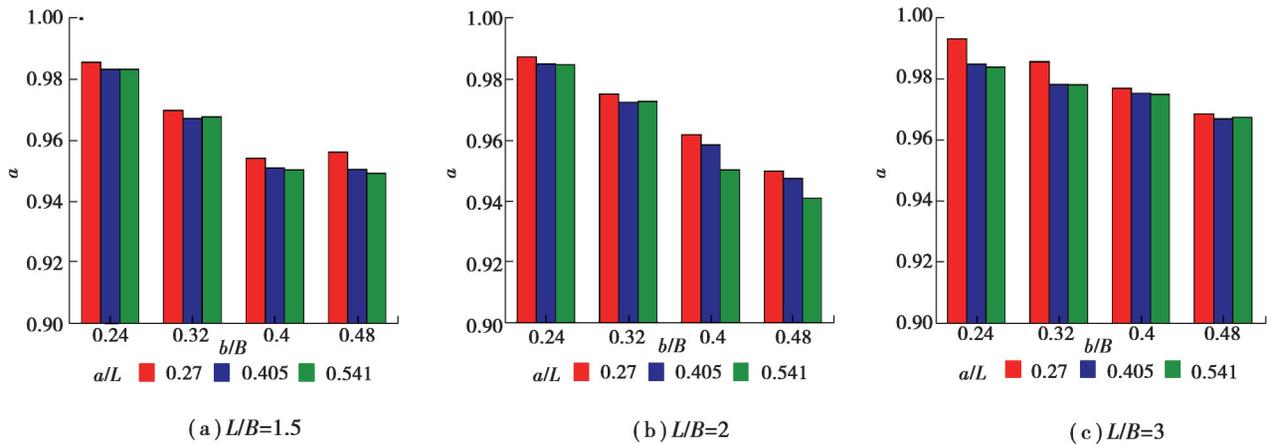


图 13 初始刚度修正系数 α

Fig. 13 Initial stiffness correction coefficient α

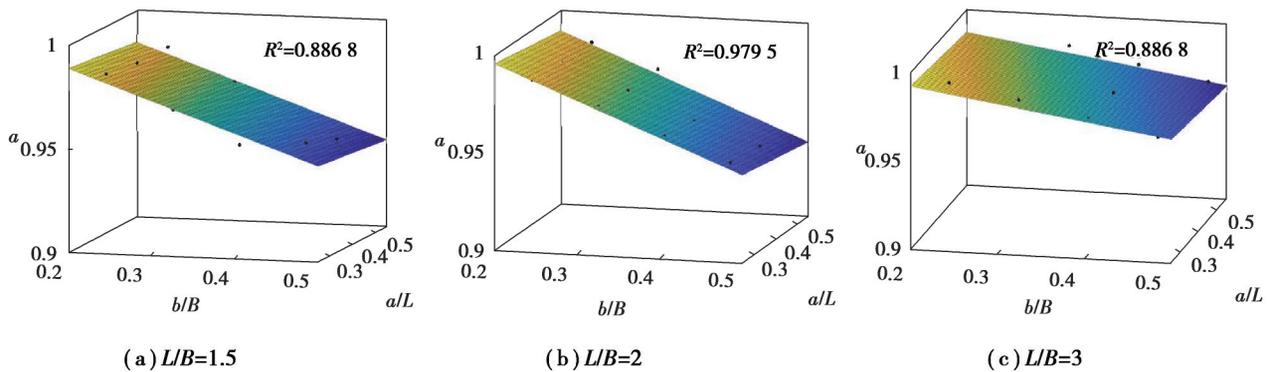


图 14 初始刚度修正系数 α 拟合曲面

Fig. 14 Fitting surface of initial stiffness correction coefficient α

开孔削弱钢板阻尼器屈服位移 $\Delta_y^{[10]}$ 计算为

$$\Delta_y = \frac{\gamma_1 f_y A_0}{K_0}, \tag{6}$$

式中: f_y 为开孔削弱钢板的屈服强度设计值; A_0 为开孔削弱钢板最大削弱截面净截面积; γ_1 为材料实际屈服强度与名义屈服强度偏差系数, 采用文献[17]建议的取值为 1.15。

阻尼器屈服之后进入塑性强化阶段, 承载力继续增大, 在开孔削弱截面出现开裂或断裂时, 达到极限承载力。通过大量参数分析, 极限承载力^[10]可表示为

$$P_{\max} = \gamma P_y, \tag{7}$$

$$P_y = \gamma_1 f_y A_0. \tag{8}$$

设 γ 是 1 个与 a/L 、 b/B 相关的承载力强化系数。当 $L/B=1.5、2、3$; $a/L=0.25\sim 0.55$ 、 $b/B=0.2\sim 0.5$ 时, 对开孔削弱钢板阻尼器进行参数分析获得承载力强化系数 γ , 如图 15 所示。对结果统计分析, 获得承载力强化系数 γ , 拟合所得曲面如图 16 所示, 其中, R^2 为方差。

$$\gamma = f\left(\frac{a}{L}, \frac{b}{B}\right), \tag{9}$$

$$\gamma = \begin{cases} 0.1432 \frac{b}{B} - 0.1104 \frac{a}{L} + 1.269 \frac{L}{B} = 1.5, \\ 0.1647 \frac{b}{B} - 0.06905 \frac{a}{L} + 1.249 \frac{L}{B} = 2, \\ 0.1548 \frac{b}{B} - 0.163 \frac{a}{L} + 1.301 \frac{L}{B} = 3. \end{cases} \tag{10}$$

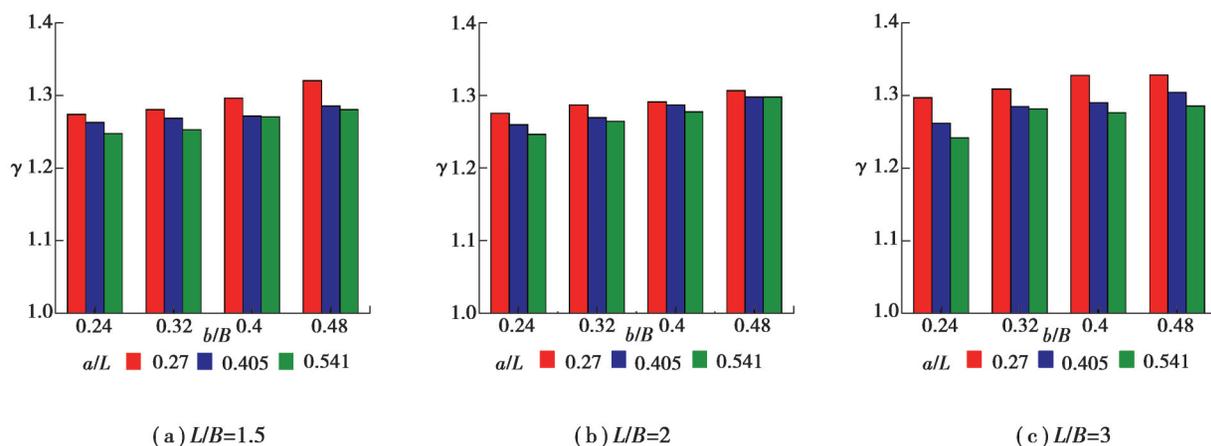


图 15 承载力强化系数 γ

Fig. 15 Bearing capacity enhancement coefficient γ

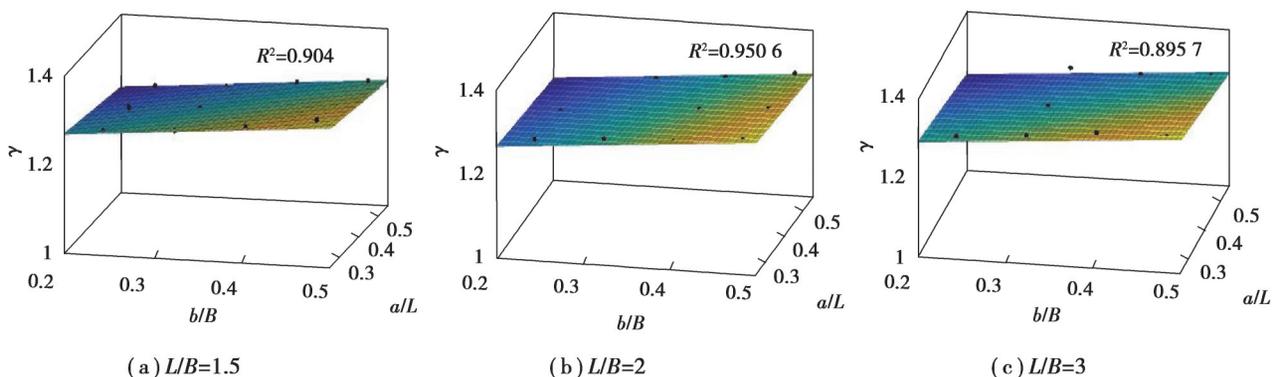


图 16 承载力强化系数 γ 拟合曲面

Fig. 16 Fitting surface of bearing capacity enhancement coefficient γ

阻尼器屈服之后进入塑性强化阶段,刚度开始退化。通过参数分析,退化后刚度 K_1 和初始刚度 K_0 之间关系可表达为

$$K_1 = \beta K_0, \tag{11}$$

式中, β 为与 a/L 、 b/B 相关的刚度折减系数。

通过参数分析,得到 $L/B=1.5、2、3$; $a/L=0.25\sim 0.55$; $b/B=0.2\sim 0.5$ 情况下的刚度折减系数 β , 如图 17 所示。通过刚度折减系数 β 结果进行统计分析, 获得刚度折减系数 β , 拟合所得曲面如图 18 所示, 其中, R^2 为方差。

$$\beta = f\left(\frac{a}{L}, \frac{b}{B}\right), \tag{12}$$

$$\beta = \begin{cases} -0.02938 \frac{b}{B} - 0.04677 \frac{a}{L} + 0.07102, & \frac{L}{B} = 1.5, \\ -0.06137 \frac{b}{B} - 0.0368 \frac{a}{L} + 0.07706, & \frac{L}{B} = 2, \\ -0.06032 \frac{b}{B} - 0.03189 \frac{a}{L} + 0.07183, & \frac{L}{B} = 3. \end{cases} \tag{13}$$

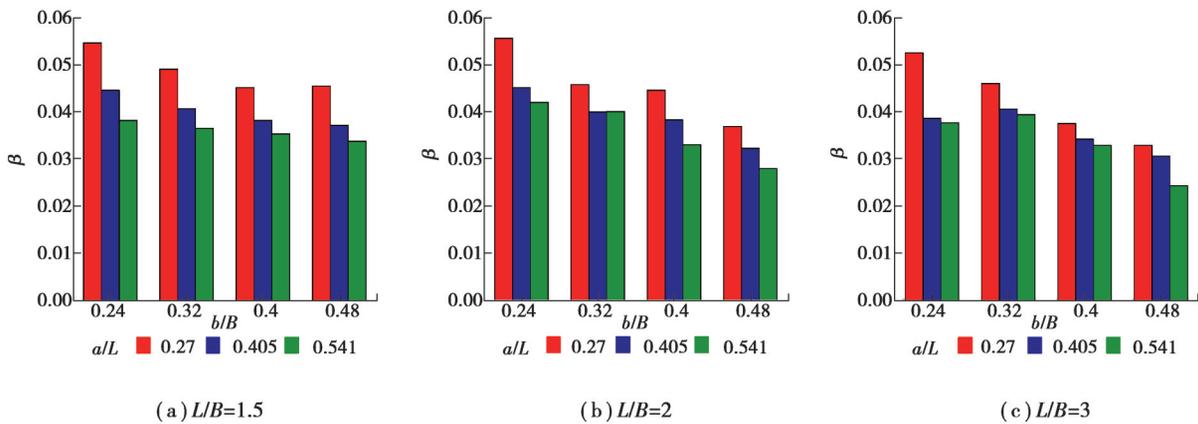


图 17 刚度折减系数 β

Fig. 17 Stiffness reduction coefficient β

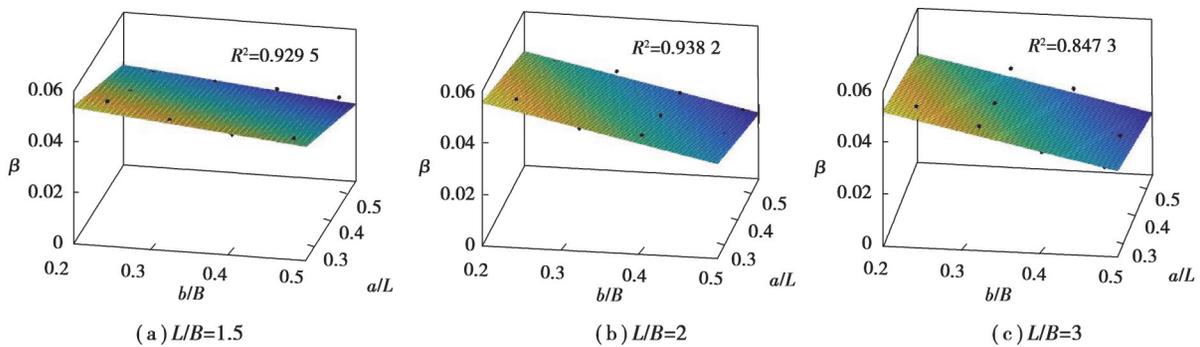


图 18 刚度折减系数 β 拟合曲面

Fig. 18 Fitting surface of stiffness reduction coefficient β

综上所述,可建立连续竖缝开孔削弱钢板阻尼器的滞回本构模型为

$$N = \begin{cases} K_0 \Delta, & 0 < \Delta < \Delta_y, \\ K_0 \Delta_y + K_1 (\Delta - \Delta_y), & \Delta_y < \varphi < \Delta_{\max}, \end{cases} \tag{14}$$

式中: $K_0 = \alpha K'_0$, $K_1 = \alpha \beta K'_0$, $\Delta_y = \frac{\gamma_1 f_y A_0}{K_0}$, $\Delta_{\max} = \frac{(P_{\max} - P_y)}{K_1} + \Delta_y$ 。

5.2 滞回本构模型验证

为验证连续竖缝开孔削弱钢板阻尼器滞回本构模型的准确性,编制 1 个本构模型模拟程序,对 2 个开孔

削弱钢板阻尼器进行了数值分析。根据本构模型式(14)计算阻尼器的各参数如表8所示,结果如图19~20所示。图19表明,开孔削弱钢板阻尼器滞回本构模型结果与试验及有限元结果基本吻合。图20中 K_{c1} 为有限元计算结果, K_{c2} 为本构计算结果, P_{c1} 为有限元计算结果, P_{c2} 为本构计算结果。

表8 本构模型验证中各项参数数值

Table 8 Numerical values of various parameters in the verification of the constitutive model

编号	L/B	b/B	a/L	α	γ	β	K_0'	K_0	P_y	P_{max}	K_t	Δy	Δ_{max}
V1-10-100	3	0.4	0.27	0.978	1.321	0.039	560.21	547.78	202.69	267.75	21.36	0.37	3.41
V1-X-1-2	3	0.24	0.27	0.990	1.299	0.049	609.16	602.98	256.74	333.61	29.39	0.34	2.95

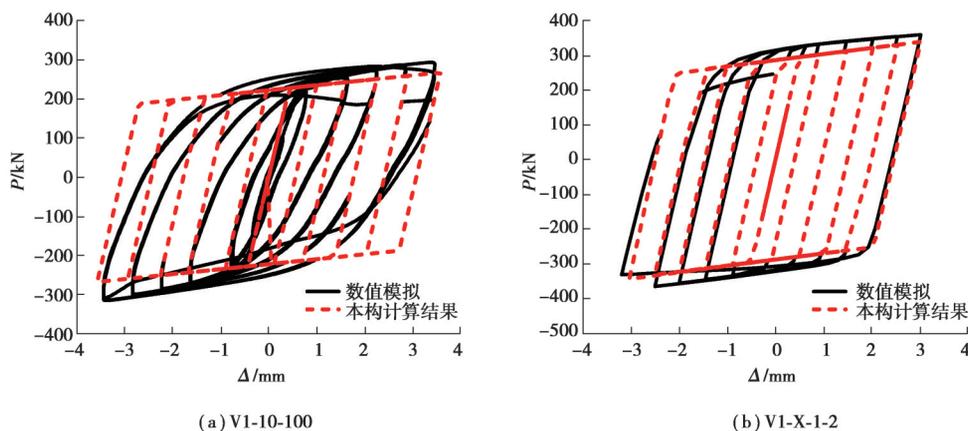


图19 本构模型计算滞回曲线的验证

Fig. 19 Verification of hysteretic curves of the constitutive model

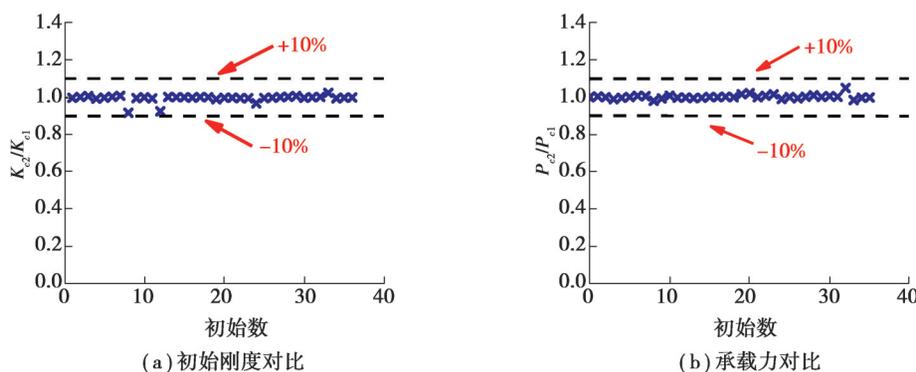


图20 本构模型计算刚度与承载力的验证

Fig. 20 Verification of stiffness and bearing capacity of the constitutive model

由上可知,连续竖缝开孔削弱钢板阻尼器滞回本构模型计算的初始刚度与承载力与有限元分析结果误差在10%内,验证了恢复力模型的准确性。

6 结论

对开孔削弱钢板阻尼器进行了滞回性能试验与阻尼器力学性能影响参数的分析,得出如下结论:

1)开孔削弱钢板阻尼器具有合理的破坏模式;开孔削弱钢板在开孔削弱处开裂或断裂,实现了阻尼器的塑性耗能与破坏模式可控。阻尼器可将装配式节点薄弱环节外移至预制梁钢质耗能铰连接处,保护节点核心区。

2)开孔削弱钢板阻尼器具有良好的承载-耗能双重功能。各阻尼器试件的荷载-位移滞回曲线饱满,承载力均在297.31 kN以上,具有良好的承载能力与耗能能力;位移延性系数 Δ/Δ_y 均大于4.5,具有良好的延性性能。相同参数条件下竖缝开孔削弱钢板阻尼器的变形能力、耗能能力与延性性能优于菱形开孔削弱钢板

阻尼器。因此,装配式节点钢质耗能铰连接中宜采用连续竖缝开孔削弱钢板阻尼器。

3)开孔削弱尺寸、削弱钢板宽厚比、削弱钢板与约束套筒厚度方向的间隙是影响连续竖缝开孔阻尼器工作性能的重要参数。对连续竖缝开孔削弱Q235级钢板阻尼器,建议 b/B 取值范围为0.2~0.5, a/L 为0.25~0.55,开孔削弱钢板的宽厚比为12.50~15.63,开孔削弱钢板与约束套筒厚度方向的间隙不超过2 mm。

4)提出的连续竖缝开孔削弱钢板阻尼器滞回本构模型能准确地模拟阻尼器滞回曲线、初始刚度、承载力等,验证了滞回本构模型的准确性。

参考文献

- [1] 吴刚,冯德成. 装配式混凝土框架节点基本性能研究进展[J]. 建筑结构学报, 2018, 39(2): 1-16.
Wu G, Feng D C. Research progress on fundamental performance of precast concrete frame beam-to-column connections[J]. Journal of Building Structures, 2018, 39(2): 1-16.(in Chinese)
- [2] 冯世强,杨勇,薛亦聪,等. 自复位装配式钢-混凝土混合框架节点抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2022, 43(5): 89-97.
Feng S Q, Yang Y, Xue Y C, et al. Experimental study on seismic behavior of self-centering fabricated steel-concrete hybrid exterior joint[J]. Journal of Building Structures, 2022, 43(5): 89-97.(in Chinese)
- [3] 李祚华,彭志涵,齐一鹤,等. 装配式RC梁柱塑性可控钢质节点抗震性能足尺试验研究[J]. 建筑结构学报, 2019, 40(10): 43-50.
Li Z H, Peng Z H, Qi Y H, et al. Full-scale experimental study on seismic behaviors of plasticity controllable steel joint of prefabricated RC beam column[J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(10): 43-50.(in Chinese)
- [4] 吴从晓,赖伟山,周云,等. 新型预制装配式消能减震混凝土框架节点抗震性能试验研究[J]. 土木工程学报, 2015, 48(9): 23-30.
Wu C X, Lai W S, Zhou Y, et al. Experimental study on seismic behaviors of new energy-dissipative prefabricated concrete frame structure joints[J]. China Civil Engineering Journal, 2015, 48(9): 23-30.(in Chinese)
- [5] 康婷,许高娟,欧进萍. 承载-耗能铰节点装配式钢框架结构抗震弹塑性分析[J]. 地震工程与工程振动, 2018, 38(6): 43-51.
Kang T, Xu G W, Ou J P. Elasto-plastic analysis of prefabricated steel frame with bearing-energy dissipated joints against earthquake[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2018, 38(6): 43-51.(in Chinese)
- [6] 余斯杰,吕西林,李检保. 预制装配式框架柱典型拼装节点精细分析[J]. 结构工程师, 2017, 33(4): 32-39.
Yu S J, Lyu X L, Li J B. Numerical analysis of typical assembled joints of prefabricated structure[J]. Structural Engineers, 2017, 33(4): 32-39.(in Chinese)
- [7] 颜桂云,袁宇琴,郑莲琼,等. 装配式钢质塑性可控铰抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2022, 43(1): 86-94.
Yan G Y, Yuan Y Q, Zheng L Q, et al. Experimental study on seismic performance of plastic controllable prefabricated steel hinges[J]. Journal of Building Structures, 2022, 43(1): 86-94.(in Chinese)
- [8] 李春雨,童超,吴京,等. 可更换耗能连接件的装配式混凝土框架结构抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2022, 43(1): 69-76.
Li C Y, Tong C, Wu J, et al. Experimental study on seismic performance of precast concrete frame with replaceable energy dissipating connectors[J]. Journal of Building Structures, 2022, 43(1): 69-76.(in Chinese)
- [9] Wang C, Liu Y, Zheng X. Experimental investigation of a precast concrete connection with all-steel bamboo-shaped energy dissipaters [J]. Engineering Structures, 2019, 178: 298-308. (in Chinese)
- [10] 中华人民共和国建设部. 建筑抗震试验方法规程: JGJ 101—1996[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2015.
Ministry of Construction of the People's Republic of China. Specification of test methods for earthquake resistant building: JGJ 101—1996[S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2015. (in Chinese)
- [11] 周天华,李文超,管宇,等. 基于应力三轴度的钢框架循环加载损伤分析[J]. 工程力学, 2014, 31(7): 146-155.
Zhou T H, Li W C, Guan Y, et al. Damage analysis of steel frames under cyclic load based on stress triaxiality[J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(7): 146-155.(in Chinese)

(编辑 陈移峰)