

带双 U 型阻尼器摩擦摆支座力学性能研究

郭德鑫¹, 张纪刚^{1,*}, 宋罕宇², 马哲昊¹, 赵国良³, 古 驰³

(1. 青岛理工大学 土木工程学院, 青岛 266525; 2. 中国建筑上海设计研究院有限公司, 上海 200062;

3. 青岛第一市政工程有限公司, 青岛 266034)

摘 要:为解决摩擦摆支座耗能能力低、抗拔性能差等问题,基于减隔震原理将阻尼器的屈曲特性与摩擦摆支座的力学特性相结合,提出了一种新型摩擦摆支座。该新型支座由复摩擦摆支座与两侧内外套设的双 U 型阻尼器组成,双 U 型阻尼器可提供抗剪刚度且具有耗能能力。首先介绍了新型支座的原理,随后建立有限元模型,研究了不同双 U 型阻尼器参数下新型支座的滞回曲线、有效刚度和耗能面积等力学特性。结果表明:通过控制阻尼器的平直段长度可以使新型支座实现分阶段耗能的目标;双 U 型阻尼器与复摩擦摆支座为并联关系,新型支座具有良好的耗能能力;双 U 型阻尼器的平直段长度、宽度和厚度对新型支座的滞回性能均有影响,内阻尼器较外阻尼器厚度变化对新型支座的滞回性能影响大。

关键词:新型摩擦摆支座;双 U 型阻尼器;有限元模型;滞回性能;分阶段耗能

中图分类号:TU318

文献标志码:A

文章编号:1673-4602(2025)01-0016-10

Study on the mechanical properties of friction pendulum bearing with double U-shaped damper

GUO Dexin¹, ZHANG Jigang^{1,*}, SONG Hanyu², MA Zhehao¹, ZHAO Guoliang³, GU Chi³

(1. School of Civil Engineering, Qingdao University of Technology, Qingdao 266525, China;

2. China Shanghai Architectural Design & Research Institute Co., Ltd., Shanghai 200062, China;

3. Qingdao First Municipal Engineering Co., Ltd., Qingdao 266034, China)

Abstract: To solve the problems of low energy dissipation capacity and poor pull-out performance of friction pendulum bearing, a new-type friction pendulum bearing is proposed by combining the buckling characteristics of damper with the mechanical characteristics of friction pendulum bearing based on the principle of seismic reduction and isolation. The new-type bearing is composed of a double friction pendulum bearing and a double U-shaped damper installed on both sides. The double U-shaped damper can provide shear stiffness and energy dissipation capacity. Firstly, the principle of the new-type bearing is introduced, then the finite element model is established, and the hysteretic curves, effective stiffness and energy dissipation area of the new-type bearing under different double U-shaped damper parameters are studied. The results show that the new-type bearing can achieve the goal of phased energy dissipation by controlling the length of the straight section of the damper, and the double

收稿日期:2023-10-30

基金项目:NSFC-山东联合基金重点支持项目(U2106222);山东省自然科学基金(ZR2022ME065)

作者简介:郭德鑫(1999—),男,山东潍坊人。硕士,研究方向为建筑结构减隔震。E-mail:1543805194@qq.com。

*通信作者:张纪刚(1975—),男,山东沂水人。博士,教授,主要从事结构抗冲击、结构加固与装配式方面的研究。

E-mail:jigangzhang@126.com。

U-shaped damper has a parallel relationship with the double friction pendulum bearing, and the new-type bearing has a good energy dissipation capacity. The length, width and thickness of the straight section of the double U-shaped damper have an influence on the hysteretic performance of the new-type bearing. The change of the thickness of the internal damper has a greater influence on the hysteretic performance of the new-type bearing than the external damper.

Key words: new-type friction pendulum bearing; double U-shaped damper; finite element model; hysteretic performance; phased energy dissipation

传统结构抗震技术以“抗”为主,但是这种方法是消极被动的,在结构遭遇较大震级的地震后,结构构件会发生很严重的破坏,震后修复较为困难。相较于抗震技术,隔震技术能够有效降低结构的加速度响应和塑性损伤,减少地震能量的传输,可以更大程度地保护建筑结构。20 世纪 80 年代起,国内学者已经将隔震技术作为研究的热点之一,隔震支座和隔震体系已经越来越多地被应用于建筑结构中^[1-2]。

摩擦摆支座由于自身特有的构造形式,利用钟摆原理,能够延长结构的自振周期,增大阻尼比,且有自复位功能,具有良好的隔震效果和实用性能^[3-4]。庄鹏等^[5]提出了一种名为超弹性-复摩擦摆支座的新型隔震装置,将多根形状记忆合金(Shape Memory Alloy, SMA)拉索置于支座板中,以增强支座整体的耗能能力和自复位能力;崔野^[6]提出的摩擦摆支座能够实现地震下的滑动摩擦耗能,可以通过调整阻尼器耗能螺栓的数量控制滑动力的大小;尚继英等^[7]研发了一种自适应摩擦摆隔震支座,能够增加支座的等效刚度和等效阻尼比。AUAD 等^[8]提出了一种横向冲击弹性双凹摩擦摆,其内滑块能够限制横向冲击力的大小,新型隔震器在横向冲击期间能够提高耗能能力; TSAI 等^[9]提出了一种先进的基础隔震装置——变曲率摩擦摆系统,可以控制上部结构在近断层地震作用下的基础剪力和楼层位移在理想范围内。

目前在摩擦摆支座上所采用的措施存在以下问题亟待解决:①SMA 拉索以及大部分金属阻尼器在小震作用下未处于拉伸状态或塑性状态,没有参与到支座整体的耗能部分中,并且经济成本较高,实用性能偏低^[10-11];②附加阻尼装置的分阶段耗能能力有待进一步研究,确保阻尼装置在不同的地震状态下都保持耗能能力,不因变形过大而破坏,影响使用^[12-14]。

鉴于目前存在的问题,本文将双 U 型阻尼器与复摩擦摆支座相结合,提出一种新型摩擦摆隔震支座(下文简称新型支座)。首先介绍了新型支座的构造和工作机理;然后通过提取新型支座内外 U 型阻尼器的屈服位移,发现新型支座具备分阶段耗能的能力,并通过理论计算进行了验证;通过分析承载力和耗能面积,验证了双 U 型阻尼器与复摩擦摆支座为并联的关系;最后研究了不同双 U 型阻尼器参数下新型支座的有效刚度 K_{eff} 、每循环耗散能量 S_d 和等效黏滞阻尼比 β_{eff} 的变化规律。

1 新型支座设计

1.1 新型支座构造

新型支座由上支座板、上摩擦板、滑块、下摩擦板、下支座板和双 U 型阻尼器组成,如图 1 所示。摩擦板表面和支座板上的滑动摩擦面具有相同的曲率半径,保证了新型支座整体的滑动功能。双 U 型阻尼器内外套设布置在支座两侧,阻尼器两端分别焊接在支座板上,内外两种 U 型阻尼器的尺寸参数不同,具有不同的屈服位移、屈服力、承载力和耗能能力。

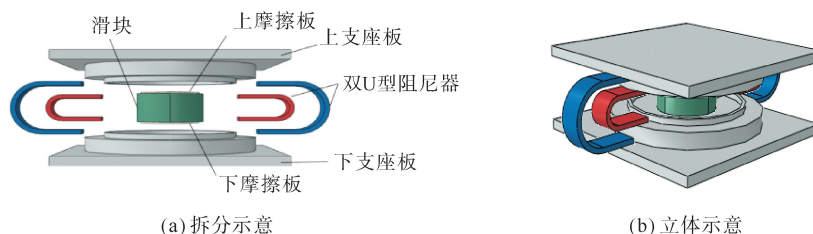


图 1 新型支座示意

1.2 工作机理

在正常使用状态下,双U型阻尼器两端分别固定于上下支座板内侧,发挥刚性作用约束上下支座板的相对平动;当新型支座承受的水平激励大于摩擦板与滑动面之间的静摩擦合力时,上下支座板发生相对位移,此时双U型阻尼器会随支座板发生水平变形进行耗能,摩擦板在滑动面上产生滑动摩擦耗能。通过设计使内外阻尼器的尺寸参数不同,具有不同的屈服位移,在小震作用下内侧阻尼器首先发生屈服耗能,外侧阻尼器处于弹性状态,中震或大震作用下外侧阻尼器进入屈服状态,与内侧阻尼器共同发挥耗能作用;相应地,也可控制内外阻尼器在小震作用下都处于弹性状态,新型支座依靠滑动摩擦耗能,在中震作用下内阻尼器进入塑性,大震作用下内外阻尼器都进入塑性。地震作用结束后,由于支座承受上部重力荷载,滑块能够依靠重力基本恢复到原来位置,具有良好的自复位效果。

由文献[3]知,摩擦摆隔震支座的水平力公式为

$$F = \frac{W}{R}D + \mu W \operatorname{sgn}(\dot{\theta}) \quad (1)$$

式中: F 为支座水平力; W 为支座承受的竖向荷载; R 为摩擦摆支座等效曲线半径; D 为支座水平位移; μ 为滑动面摩擦系数; θ 为转角,当 $\dot{\theta} > 0$ 时, $\operatorname{sgn}(\dot{\theta}) = 1$,当 $\dot{\theta} < 0$ 时, $\operatorname{sgn}(\dot{\theta}) = -1$ 。

复摩擦摆支座具有上下两个滑动面。一般认为,两个滑动面的曲率半径以及摩擦系数相等,即 $R_1 = R_2$, $\mu_1 = \mu_2$ (下标1代表下滑动面,下标2代表上滑动面)。 $R = R_1 + R_2 - a$, a 为支座球冠体中间高度。

在支座水平往复运动的过程中,由文献[12]知,U型阻尼器弹性中心处的弯矩 X_1 和轴力 X_2 都等于零,此时单个U型阻尼器受到的剪力 X_3 为

$$X_3 = \frac{2EI\Delta}{r^2(\pi r + 4L_1)} \quad (2)$$

式中: E 为弹性模量; I 为截面惯性矩; Δ 为阻尼器的水平位移; r 为阻尼器圆弧段半径; L_1 为平直段长度。

所以,当新型支座开始水平运动时,有

$$F_E \geq F + X \quad (3)$$

式中: F_E 为新型支座的起滑力; F 为复摩擦摆支座的水平力; X 为双U型阻尼器剪力的合力。

运动结束后,新型支座由于上部重力荷载恢复,有

$$F_s \geq f + X \quad (4)$$

$$F_s = W \sin \theta = \frac{W}{R}D \quad (5)$$

式中: F_s 为滑块恢复力; f 为滑块受到的摩擦力, $f = \mu N \operatorname{sgn}(\dot{\theta})$ 。

2 新型支座的数值模拟分析

2.1 新型支座有限元建模

为研究新型支座的滞回特性,对支座进行ABAQUS有限元模拟。复摩擦摆支座板平面尺寸 $540 \text{ mm} \times 540 \text{ mm}$,总高度 210 mm ,支座板外侧方形板厚度 25 mm ,内侧环形凸台厚度 40 mm ,滑动面半径 1500 mm ,摩擦摆支座设计位移 80 mm ,支座设计尺寸如图2所示。

模型中部件均采用双线性减缩积分C3D8R单元。阻尼器端部在实际设计中具有足够的刚度保持弹性工作,因此建模时仅考虑阻尼器本身的U型部分。支座板与滑块采用Q345钢,弹性模量 $E = 206 \text{ GPa}$,泊松比为 0.3 ;摩擦板材料采用聚四氟乙烯,摩擦面法向采用硬接触,切向设置为库伦摩擦,摩擦系数设为常数 0.06 ;阻尼器材料采用Q235钢,采用双线性随动强化模型模拟,弹性模量 $E = 206$

GPa,切线模量为 4.12 GPa ,泊松比为 0.3 。内外阻尼器的连接段与支座板在有限元中的连接方式为“Tie”;建模时下支座板完全固定,上支座板上表面与侧面分别与参考点RP1和参考点RP2耦合,第一步

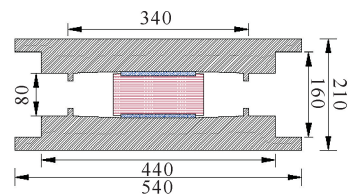


图2 复摩擦摆支座尺寸(单位:mm)

分析在 RP1 施加 200 kN 竖向力,在整个过程中保持不变,第二步分析对 RP2 施加水平荷载。新型支座有限元模型如图 3 所示。

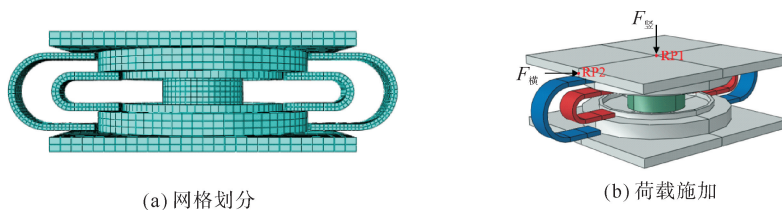


图 3 新型支座有限元模型

U 型阻尼器的主要尺寸参数为圆弧段半径 r 、平直段长度 L_1 与连接段长度 L_2 、阻尼器厚度 t 和板的宽度 B ,阻尼器示意如图 4 所示。文献[12]推出了单个 U 型阻尼器的屈服力 F_y 和屈服位移 Δ_y 公式:

$$F_y = \frac{f_y B t^2}{(t + 4r)} \quad (6)$$

$$\Delta_y = \frac{6 f_y r^2 (\pi r + 4 L_1)}{E t (t + 4r)} \quad (7)$$

式中: E 为钢材弹性模量; f_y 为钢材屈服应力。

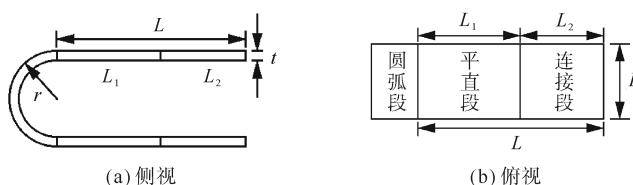


图 4 U 型阻尼器示意

由式(6)与式(7)可知,屈服力与板宽、板厚成正比,与圆弧段半径成反比;屈服位移与弯曲半径、平直段长度成正比,与板厚成反比。通过控制阻尼器的尺寸参数,能够使内外阻尼器具有不同的屈服力和屈服位移。

通过控制内外阻尼器平直段长度 L_1 、板宽 B 和厚度 t 的不同,研究了不同双 U 型阻尼器尺寸参数对新型支座力学特性的影响。不同模型中双 U 型阻尼器的尺寸参数如表 1 所示(L 为阻尼器外延总长度, $L=L_1+L_2, L_2$ 保持 45 mm 不变; $d=2r$)。

表 1 不同模型中双 U 型阻尼器尺寸参数

模型编号	阻尼器	t /mm	B /mm	d /mm	L /mm	
第一组	1-a	内	12	60	80	100
		外	13	60	160	150
	1-b	内	12	60	80	120
		外	13	60	160	150
	1-c	内	12	60	80	120
		外	13	60	160	200
	1-d	内	12	60	80	150
		外	13	60	160	200
第二组	2-a	内	12	40	80	100
		外	13	40	160	100
	2-b	内	12	60	80	100
		外	13	60	160	100
	2-c	内	12	80	80	100
		外	13	80	160	100
第三组	3-a	内	12	60	80	100
		外	15	60	160	100
	3-b	内	12	60	80	100
		外	17	60	160	100
	3-c	内	14	60	80	100
		外	13	60	160	100
	3-d	内	16	60	80	100
		外	13	60	160	100

注:模型编号 1、2、3 分别代表双 U 型阻尼器 L_1 、 B 、 t 尺寸不同的新型支座编号,a、b、c、d 是对每组模型中单个双 U 型阻尼器尺寸变量的新型支座进行的编号。

2.2 加载制度

对新型支座采用静力循环加载来模拟地震作用,根据《建筑抗震试验方法规程》(JGJ/T 101—2015)^[15],采用位移控制方式加载,加载方向沿阻尼器轴向,加载位移依次为 5、10、20、30、40、50、60、70、80 mm,前 2 级位移加载 1 圈,后 7 级位移加载 3 圈,加载时程如图 5 所示。

2.3 数值模拟与理论计算结果验证

复摩擦摆支座滑动过程中仅依靠上下 2 个滑动面的摩擦耗能,对其进行了上述加载制度中 20、40、60、80 mm 4 级位移下的滞回模拟分析,并与式(1)计算的理论结果进行对比,如图 6 所示。两者曲线基本吻合,验证了数值模拟的正确性。滞回曲线呈双线性,在竖向荷载与摩擦系数一定的条件下,水平承载力随着位移幅值的增大线性增加,具备摩擦摆支座的滞回特性。

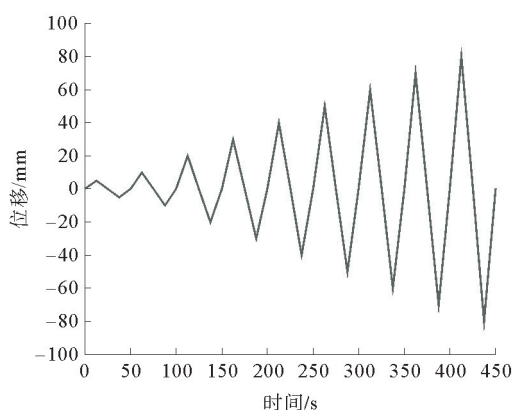


图 5 位移加载制度

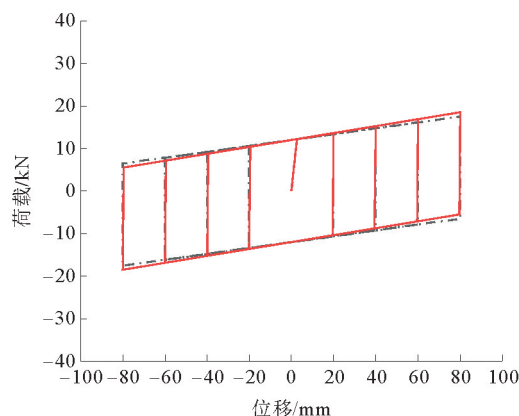


图 6 复摩擦摆滞支座回曲线
- - -理论计算; ———数值模拟

3 双 U 型阻尼器参数分析

3.1 平直段长度的影响

图 7 为第一组模型的滞回曲线,滞回特征饱满,曲线呈梭型,表明双 U 型阻尼器达到屈服位移后进入塑性变形阶段,增大了新型支座的耗能效果。通过与图 6 中复摩擦摆支座的滞回曲线对比可以看出,新型支座由于附加了双 U 型阻尼器,增大了支座的水平刚度,在水平运动 1 个周期内能够耗散更多的能量,在地震作用下能够降低地震荷载对上部结构的传输,减小地震带来的消极影响。从第 3 级加载位移开始,新型支座的滞回曲线进入到稳定阶段,在加载结束后,滞回环依旧饱满,说明在整个往复运动的过程中,双 U 型阻尼器一直保持良好的耗能状态。图 8 为第一组模型的骨架曲线对比,阻尼器平直段长度的增大,使新型支座在加载过程中的承载力和刚度降低,随着位移的增大,降幅逐渐增大,说明 U 型阻尼器平直段长度

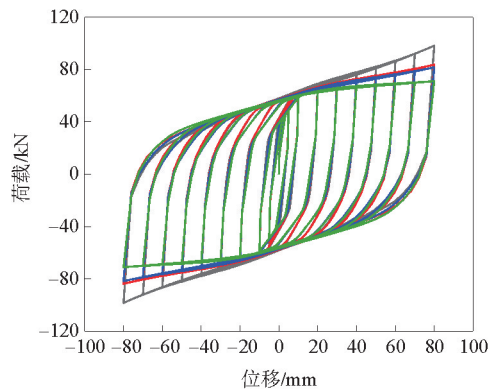


图 7 第一组模型滞回曲线
——— 1-a; ——— 1-b; ——— 1-c; ——— 1-d

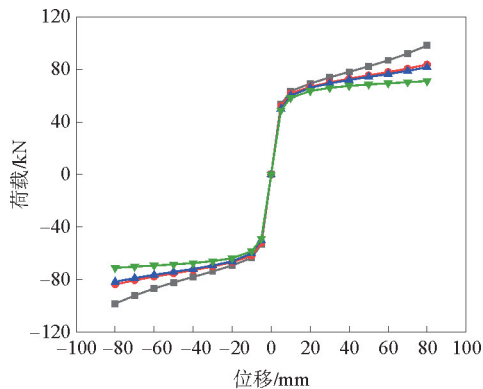


图 8 第一组模型骨架曲线
——— 1-a; ——— 1-b; ——— 1-c; ——— 1-d

的增大会降低新型支座的承载力和刚度。

根据数值模拟得到的滞回响应,可以确定等效系统的特性,即新型支座的有效刚度(K_{eff})和等效黏滞阻尼比(β_{eff})。有效刚度和等效黏滞阻尼比的计算公式为

$$K_{eff} = \frac{|F_{max}| + |F_{min}|}{|\Delta_{max}| + |\Delta_{min}|} \quad (8)$$

$$\beta_{eff} = \frac{S_d}{2\pi K_{eff} D_{max}^2} \quad (9)$$

式中: F_{max} 和 F_{min} 为周期内横向力的最大值和最小值; Δ_{max} 和 Δ_{min} 为最大位移和最小位移; S_d 为周期内耗散的能量,由所考虑的周期对应的磁滞回线面积来测量, S_d 的大小代表了新型支座运动 1 个周期内消耗的能量; D_{max} 为支座最大位移。

图 9 为第一组模型有效刚度 K_{eff} 、耗能面积 S_d 和等效黏滞阻尼比 β_{eff} 的变化规律。由图可知,单个模型随着加载位移的逐渐增大,有效刚度逐渐降低且下降段主要发生在前 2 级加载位移,大变形时变化较缓;耗能面积逐渐增大;等效黏滞阻尼比的变化趋势为先增大后减小,但仍表现出较好的耗能能力。增加阻尼器平直段长度会降低新型支座的有效刚度和单位循环耗能,其中有效刚度的变化较小;新型支座的阻尼比在小位移下随着阻尼器平直段长度的增大逐渐降低,在大位移下则相反。

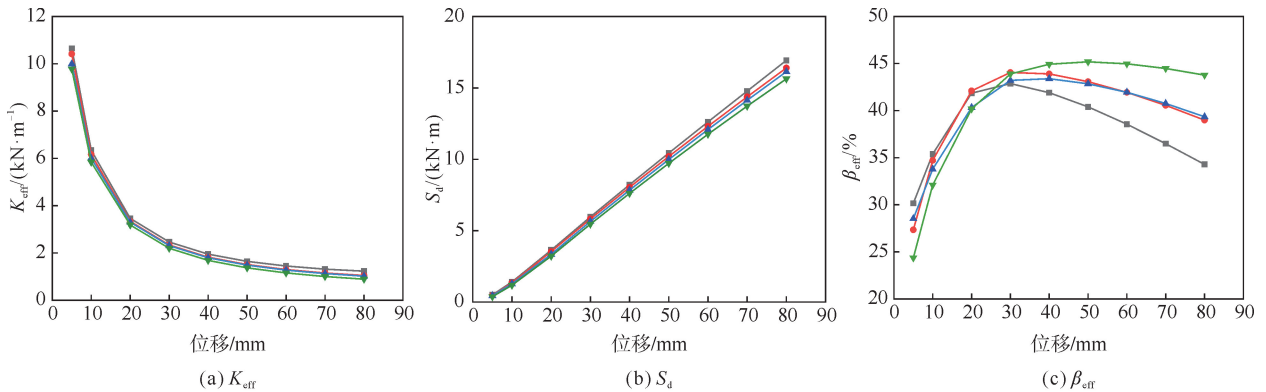


图 9 第一组模型有效参数的变化规律

—■— 1-a; —●— 1-b; —▲— 1-c; —▼— 1-d

当阻尼器的塑性应变大于零时,开始发生塑性变形进入屈服阶段,提取此时内外阻尼器的屈服应变以及对应的屈服位移,通过式(7)理论计算得到的屈服位移,如表 2 所示,理论计算与数值模拟结果基本吻合,最大误差为 7.48%。分别计算出各个模型内外 2 个阻尼器的屈服位移比值,两者比值越大,说明双 U 型阻尼器分阶段耗能效果越好,由计算结果知,各个模型中的双 U 型阻尼器都有较好的分阶段耗能能力,

表 2 模拟与理论对比值

模型编号	阻尼器	数值模拟		理论计算	误差%	屈服比
		屈服位移/mm	屈服应变($\times 10^{-4}$)	屈服位移/mm		
1-a	内	1.749	4.065	1.834	-4.63	1 : 4.058
	外	7.097	0.497	6.795	4.44	
1-b	内	2.248	2.887	2.259	-0.49	1 : 3.153
	外	7.088	0.491	6.795	4.31	
1-c	内	2.249	2.905	2.259	-0.44	1 : 4.222
	外	9.496	0.291	8.838	7.44	
1-d	内	3.002	2.464	2.903	3.41	1 : 3.164
	外	9.499	0.287	8.838	7.48	

其中1个阻尼器平直段长度变化导致2个阻尼器长度之差变大时,双U型阻尼器的屈服位移比也会增大。通过设计可以使新型支座具有较好的分阶段耗能能力,以更好地发挥减隔震作用。

图10为模型1-a中双U型阻尼器在相同加载制度下的滞回曲线,曲线饱满呈梭形,说明双U型阻尼器自身具有很好的耗能能力。图11为模型1-a在加载位移为20、40、60、80 mm时复摩擦摆支座、双U型阻尼器、新型支座的承载力与耗能面积对比。表3为复摩擦摆支座、双U型阻尼器、新型支座在同一加载位移时承载力与耗能面积的数值大小,新型支座的承载力、耗能面积大小等于其余两者之和,且随着加载位移的增大,双U型阻尼器的承载力和耗能占比也逐渐增大。由此可以认为复摩擦摆支座与双U型阻尼器为并联关系。其他模型也有相同的结论。

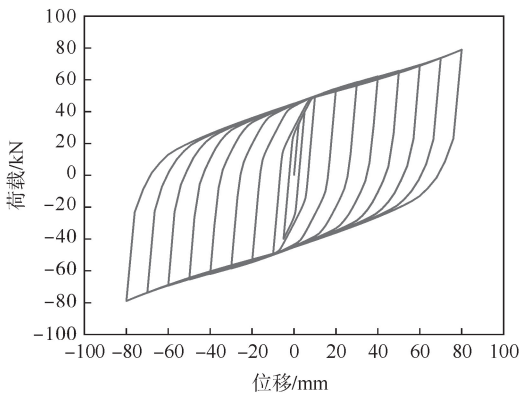


图10 双U型阻尼器滞回曲线

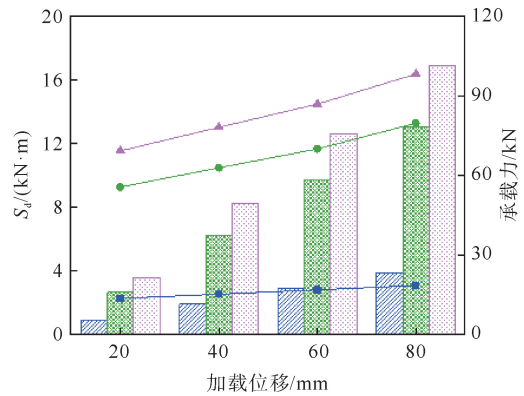


图11 耗能与承载力

S_d : 复摩擦摆支座; 双U型阻尼器; 新型支座
承载力: 复摩擦摆支座; 双U型阻尼器; 新型支座

表3 模型1-a各部分耗能和承载力大小

加载位移/mm	承载力/kN			耗能面积/(kN·m)		
	复摩擦摆支座	双U型阻尼器	新型支座	复摩擦摆支座	双U型阻尼器	新型支座
20	13.63	55.59	69.22	0.923	2.648	3.589
40	15.26	62.87	78.13	1.925	6.261	8.199
60	16.88	69.99	86.87	2.880	9.725	12.617
80	18.52	79.70	98.22	3.866	13.067	16.930

3.2 板宽的影响

图12为第二组模型的滞回曲线,3个滞回曲线同样饱满,说明双U型阻尼器发生了塑性变形耗能。通过比较3条曲线可以看出,新型支座在双U型阻尼器板宽不同的情况下,滞回曲线差别明显,说明阻尼器板宽对新型支座的承载力以及耗能效果的影响较大。图13为第二组模型的骨架曲线对比,3个模型在相同位移下的承载力有明显差值,模型2-c的刚度与极限荷载最大,模型2-a的刚度与极限荷载最小,说明双U型阻尼器的板宽对新型支座的刚度与极限荷载影响很大。

图14为第二组模型有效刚度 K_{eff} 、耗能面积 S_d 和等效黏滞阻尼比 β_{eff} 的变化规律。单个模型的变化趋势与第一组模型具有相同的特征。随着双U型阻尼器板宽的增大,新型支座的有效刚度和耗能面积增大,与板宽成正比;等效黏滞阻尼比会有降低,与板宽成反比。通过分析对比第二组3个不同板宽阻尼器模型的有效特性可知,当双U型阻尼器板宽增量为20 mm时,有效刚度在前2级位移的增量分别为3.08和3.16 kN/mm,1.79和1.84 kN/mm,耗能面积与承载力在最大位移下增量分别为4.71和4.76 kN·m,30.32和30.82 kN,此外,通过比较3个变量曲线的变化趋势,说明新型支座这3个有效参数的变化与双U型阻尼器的板宽成正比。

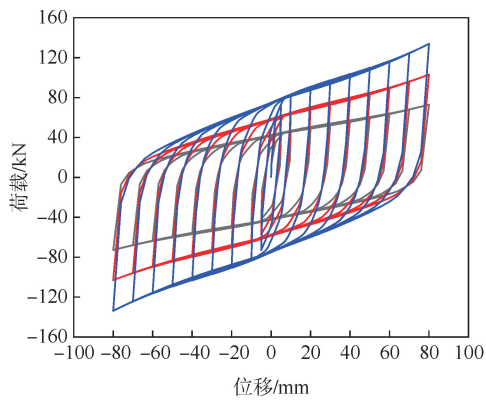


图 12 第二组模型滞回曲线

— 2-a; — 2-b; — 2-c

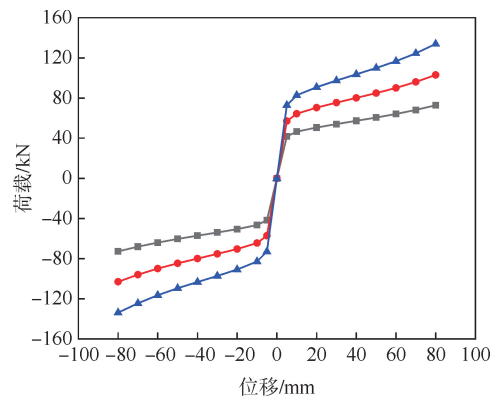
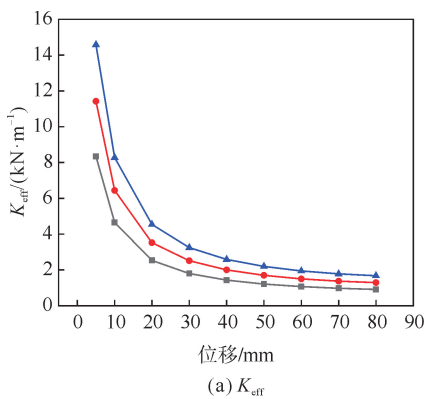
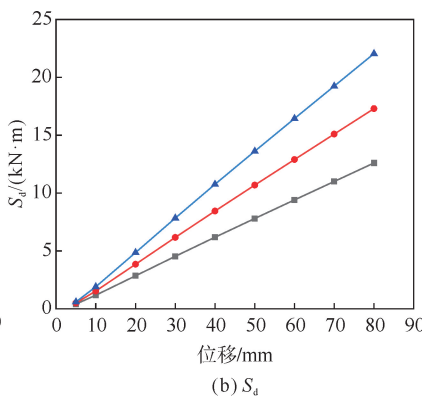


图 13 第二组模型骨架曲线

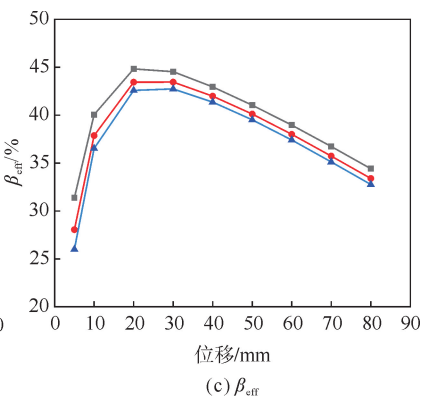
— 2-a; — 2-b; — 2-c



(a) K_{eff}



(b) S_d



(c) β_{eff}

图 14 第二组模型有效参数的变化规律

— 2-a; — 2-b; — 2-c

3.3 厚度的影响

图 15 为第三组模型与模型 2-b 的滞回曲线,形状呈梭形,曲线饱满。通过与模型 2-b 的滞回曲线对比发现,第三组 4 个模型都表现出较好的滞回效果,说明内阻尼器和外阻尼器厚度的增加,都会增大新型支座自身的承载力和塑性耗能能力,从而提升新型支座的减隔震效果。图 16 为第三组 4 个模型以及模型 2-b 的骨架曲线对比,可以看出,第三组 4 个模型的承载力与刚度明显比模型 2-b 大,各个模型骨架曲线呈相同的变化趋势,承载力稳定提升,模型 3-d 的承载力最大。

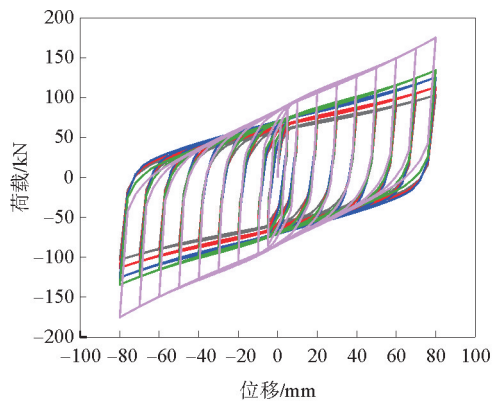


图 15 第三组模型与模型 2-b 的滞回曲线

— 2-b; — 3-a; — 3-b; — 3-c; — 3-d

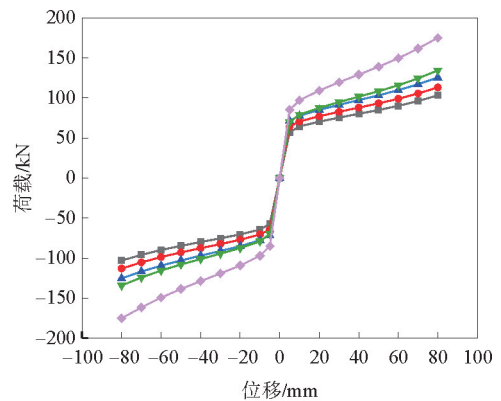


图 16 第三组模型与模型 2-b 的骨架曲线

— 2-b; — 3-a; — 3-b; — 3-c; — 3-d

图 17 为第三组 4 个模型与模型 2-b 有效刚度 K_{eff} 、耗能面积 S_d 和等效黏滞阻尼比 β_{eff} 的变化规律。单个模型的变化与 3.1 和 3.2 节中模型具有相同的趋势。随着内外阻尼器厚度的增加,新型支座的有效刚度会有提升,在加载前期各个模型的有效刚度差距较明显;厚度增加使新型支座耗能面积在整个加载过程中逐渐增大;等效黏滞阻尼比随内阻尼器厚度的增加先增大后减小,随外阻尼器厚度的增加先减小后趋于一致。

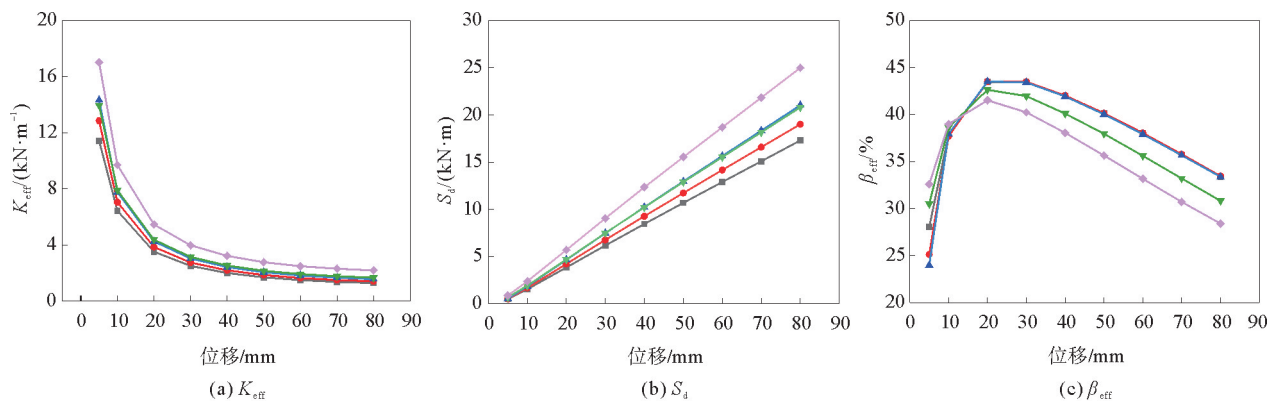


图 17 第三组模型与模型 2-b 有效参数的变化规律

—■— 2-b; —●— 3-a; —▲— 3-b; —▼— 3-c; —◇— 3-d

表 4 列出了第三组 4 个模型与模型 2-b 在最大加载位移处的承载力和耗能面积的大小,其中增量为模型 3-a 至 3-d 相对于模型 2-b 的变化。通过对比表中模型 3-a 与 3-c、模型 3-b 与 3-d 的承载力与耗能面积,以及结合图 15—图 17 可以看出,当内外阻尼器厚度变化相同时,内阻尼器较外阻尼器对新型支座的滞回性能影响大。

表 4 承载力与耗能面积对比

模型编号	承载力/kN	承载力增量/%	耗能面积/(kN·m)	耗能面积增量/%
2-b	103.06	—	17.298	—
3-a	113.07	9.71	19.017	9.74
3-b	125.41	21.69	21.029	21.57
3-c	134.20	30.22	20.794	20.21
3-d	175.01	69.81	24.993	44.49

4 结论

基于减震隔震设计理念,本文提出了一种新型摩擦摆隔震支座,在复摩擦摆支座的两侧布置内外套设的双 U 型金属阻尼器。通过控制 2 个阻尼器的尺寸参数不同,研究了新型支座在不同工况下滞回性能的变化规律,得出的主要结论如下:

1) 新型支座较传统的摩擦摆支座有了更好的耗能效果,滞回曲线饱满,呈梭形;随着加载位移的增加,单个模型的有效刚度逐渐减小,单位循环耗能逐渐增大,等效黏滞阻尼比先增大后减小。新型支座中复摩擦摆支座与双 U 型阻尼器为并联关系,双 U 型阻尼器的承载力与耗能占比较大。

2) 双 U 型阻尼器的平直段长度增加,新型支座的有效刚度和单位循环耗能减小,等效黏滞阻尼比在小位移下减小,在大位移下则相反;1 个 U 型阻尼器平直段长度变化导致 2 个阻尼器长度之差变大时,双 U 型阻尼器的屈服位移比也会增大,新型支座的分阶段耗能效果越显著。

3) 双 U 型阻尼器的板宽增加,新型支座的有效刚度和单位循环耗能增加,等效黏滞阻尼比减小;新型支座的承载力、有效刚度和耗能面积的变化与双 U 型阻尼器板宽成正比。

4) 双 U 型阻尼器的厚度增加,新型支座的有效刚度和单位循环耗能增加,等效黏滞阻尼比随内阻尼器厚度的增加先增大后减小,随外阻尼器厚度的增加先减小后趋于一致;当内外阻尼器厚度变化相同时,内阻尼器较外阻尼器对新型支座的滞回性能影响大。

参考文献(References):

- [1] 李大望,李桂青,周锡元. FPS 隔震结构的水平和竖向振动响应分析[J]. 建筑结构,2000,30(7):61-64.
LI Dawang, LI Guiqing, ZHOU Xiyuan. Analysis for the horizontal and vertical vibration responses of base-isolated building with FPS bearings[J]. Building Structure, 2000, 30(7): 61-64.
- [2] 周锡元,阎维明,杨润林. 建筑结构的隔震、减振和振动控制[J]. 建筑结构学报,2002,23(2):2-12.
ZHOU Xiyuan, YAN Weiming, YANG Runlin. Seismic base isolation, energy dissipation and vibration control of building structures[J]. Journal of Building Structures, 2002, 23(2): 2-12.
- [3] 龚健,邓雪松,周云. 摩擦摆隔震支座理论分析与数值模拟研究[J]. 防灾减灾工程学报,2011,31(1):56-62.
GONG Jian, DENG Xuesong, ZHOU Yun. Study on theoretical analysis and numerical simulation of friction pendulum bearing[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2011, 31(1): 56-62.
- [4] 晋鑫. 可变参数摩擦摆支座理论与数值模拟研究[D]. 武汉:华中科技大学,2019.
JIN Xin. Theoretical study and numerical simulation of variable parameter friction pendulum bearings[D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2019.
- [5] 庄鹏,孙仕琦. 形状记忆合金-摩擦摆支座滞回性能试验[J]. 建筑结构,2021,51(S1):849-855.
ZHUANG Peng, SUN Shiqi. Hysteretic performance test of shape memory alloys-friction pendulum system[J]. Building Structure, 2021, 51(S1): 849-855.
- [6] 崔野. 带阻尼器的双凹面摩擦摆支座理论分析和数值模拟研究[J]. 建筑结构,2022,52(S1):1016-1022.
CUI Ye. Theoretical analysis and numerical simulation of double-concave friction pendulum isolation bearing with damper[J]. Building Structure, 2022, 52(S1): 1016-1022.
- [7] 尚继英,谭平,张亚飞,等. 模块化钢框架变摩擦摆隔震结构抗震性能研究[J]. 建筑结构学报,2021,42(11):1-12.
SHANG Jiyong, TAN Ping, ZHANG Yafei, et al. Seismic performance of modular steel frame isolated structures with variable friction pendulum bearings[J]. Journal of Building Structures, 2021, 42(11): 1-12.
- [8] AUAD G, CASTALDO P, ALMAZAN J L. Comparative seismic performance of a moment frame equipped with Lateral Impact Resilient Double Concave Frictional devices[J]. Procedia Structural Integrity, 2023, 44: 1466-1473.
- [9] TSAI C S, CHIANG T C, CHEN B J. Finite element formulations and theoretical study for variable curvature friction pendulum system[J]. Engineering Structures, 2003, 25(14): 1719-1730.
- [10] 谢黄东. SMA-双凹面变曲率摩擦摆力学模型与数值仿真研究[D]. 昆明:昆明理工大学,2022.
XIE Huangdong. Mechanical model and numerical simulation of SMA-double concave variable curvature friction pendulum[D]. Kunming: Kunming University of Science & Technology, 2022.
- [11] 刘伟庆,缪卓君,王曙光,等. 新型分阶段屈服型软钢阻尼器的试验研究及数值模拟[J]. 振动与冲击,2016,35(3):87-92.
LIU Weiqing, MIAO Zhuojun, WANG Shuguang, et al. Experiments and numerical prediction on a new type of mild steel damper with separable phase yielding[J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(3): 87-92.
- [12] 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 Zhenzhen, ZHANG Aijun, HE Bin. Study on mechanics formula deduction and damping performance of U-shaped metal damper [J]. Structural Engineers, 2017, 33(2): 143-150.
- [13] NGUYEN X D, GUIZANI L. Analytical and numerical investigation of natural rubber bearings incorporating U-shaped dampers behaviour for seismic isolation[J]. Engineering Structures, 2021, 243: 112647.
- [14] 孙建鹏,主父高林,赵健,等. 钢板-板式橡胶复合式减隔震支座性能分析及工程应用[J]. 桥梁建设,2022,52(1):80-87.
SUN Jianpeng, ZHUFU Gaolin, ZHAO Jian, et al. Performance analysis of steel plate-laminated rubber composite seismic isolation bearing and engineering application[J]. Bridge Construction, 2022, 52(1): 80-87.
- [15] JGJ/T 101—2015, 建筑抗震试验方法规程[S].
JGJ/T 101—2015, Specification for seismic test of buildings[S].

(责任编辑 张晓靖;英文校审 程文华)