

PVDD 装置多参数性能试验与隔震新体系控制分析*

付伟庆^{1,2}, 李 通¹, 史明妹¹, 李 茂¹, 徐 菁¹

(1. 青岛理工大学土木工程学院 青岛, 266033)

(2. 青岛理工大学蓝色经济区工程建设与安全协同创新中心 青岛, 266033)

摘要 为研究被动变阻尼装置(passive variable damping device, 简称 PVDD)耗能性能和出力过程与多项参数设计的关系,对装置的不同形状控制阀和预压力值进行了性能试验。结果表明:孔型对装置最大阻尼力和出力过程产生影响,不同阻尼孔形状组合后可实现装置宽幅值、多出力过程的设计输出;预压力值对变阻尼启动条件产生影响,装置启动前表现为普通黏滞阻尼器,启动后可实现变阻尼力输出。将 PVDD 与隔震支座组合为隔震新体系,针对 9 层 Benchmark 模型进行了不同孔型和预压力值下结构控制效果的数值计算分析。结果表明:隔震新体系具有更好的减震效果;不同孔型的装置对不同形式地震有不同的控制效果;初始预压力使速度响应控制范围整体向后平移,装置有效控制区间得到最大利用。该研究成果对 PVDD 的设计应用具有参考和指导作用。

关键词 被动变阻尼装置;多参数设计;性能试验;组合隔震;减震性能

中图分类号 TH703.62;TU352.1+2

引 言

在结构振动控制技术发展历程中,从被动控制到主动控制再到半主动控制,每种控制形式都有其优缺点^[1-3]。黏滞阻尼器可提供较大阻尼,具有无需使用外部能量和简便经济等优点^[4-5]。由于黏滞阻尼器阻尼系数固定,最优控制范围窄,只对某部分烈度地震具有最优控制,因此当外部激励频率较高时难以发挥其有效性能。

半主动控制近年来发展迅速,控制范围广,可更好地处理和解决结构振动控制中的时滞、鲁棒以及结构的非线性等问题,国内外都有大量研究^[6-7]。但其需要能量供给,控制过程依赖于结构反应及外部激励信息,现有的控制手段已无法满足对结构振动控制的更高要求^[8]。

被动变阻尼装置可输出可变阻尼力且不需要外部能源,具有很好的应用前景。装置的耗能性能和出力过程与多项参数设计有关,对不同参数计算分析可揭示阻尼器的工作机理。另外,装置用于结构振动的减震效果也有待计算分析。

笔者在前期变阻尼设计试验验证的基础上^[9],通过多工况性能试验分析,研究多参数对装置耗能性能的影响,确定阻尼器出力时程特点。同时,根据

装置可变阻尼力输出的特点,将其与铅芯橡胶支座组合为组合隔震新体系,针对 9 层 Benchmark 模型进行振动控制计算,分析不同装置参数下阻尼控制效果和组合隔震体系的整体减震性能。

1 被动变阻尼装置设计与原理

PVDD 由阻尼油缸、外部管路和控制阀组成。阻尼油缸由缸体、活塞和活塞杆组成。不同于黏滞阻尼器,PVDD 阻尼油缸的活塞上没有阻尼孔,活塞与缸体之间完全密封,阻尼介质通过外部管路流通于左右 2 个缸体之间。图 1 为 PVDD 实物图。

控制阀是 PVDD 的核心构件,由单向阀和节流阀组成。节流阀由阀体、固定阀芯、活动阀芯和弹簧

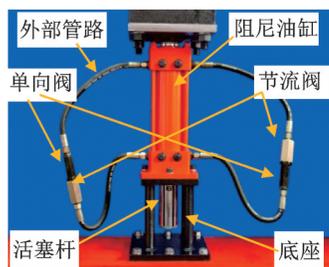


图 1 PVDD 实物图

Fig.1 Physical picture of PVDD

* 国家自然科学基金资助项目(52178488);山东省自然科学基金资助项目(ZR202103060268)

收稿日期:2021-01-11;修回日期:2021-04-28

组成。固定阀芯和活动阀芯上开有不同形状的小孔,2个小孔在活塞运动的情况下实现错动,形成交叉孔,弹簧置于活动阀芯和固定阀芯之间,为装置提供弹簧预压力。单向阀安装在节流阀流出口处,控制阻尼介质从节流阀流向单向阀而不能反向回流。图2为单向阀实物图。图3为节流阀实物图。



图2 单向阀实物图

Fig.2 Physical picture of one-way valve



图3 节流阀实物图

Fig.3 Physical picture of control valve

根据文献[10],得到油缸孔隙式黏滞阻尼器阻尼力为

$$F = \left(\frac{3m+1}{mn} \right)^m (R^2 - r_p^2)^m r_o^{(-3m-1)} \pi k L (R^2 - r_p^2 - nr_o^2) v^m \quad (1)$$

其中: m 为液体阻尼介质的流动指数; R 为阻尼缸体的缸内半径; r_p 为活塞杆直径; r_o 为阻尼孔半径; n 为阻尼孔个数; L 为阻尼孔长度; k 为阻尼介质的稠度系数; v 为活塞相对缸体的运动速度。

用于阻尼器中液体阻尼介质的流动指数大部分为牛顿流体,为方便分析,将流动指数简化为 $m \approx 1$ 。式(1)又可写为

$$F = Cv \quad (2)$$

由式(1)可知,式(2)中阻尼系数 C 为

$$C \propto \frac{1}{r_o^{(3m+1)}} = \frac{1}{r_o^4} = \frac{1}{S^2} \quad (3)$$

由式(3)可知:阻尼系数与流孔半径的4次幂即流孔面积的平方成反比,流孔面积增加,阻尼系数减小,输出的阻尼力减小;流孔面积减少,阻尼系数增大,输出的阻尼力增大。因此,通过改变黏滞阻尼器阻尼孔的半径或面积可在不影响装置外部尺寸的情况下,最大程度改变阻尼器的阻尼系数。前期研究发现,装置交叉孔孔型和弹簧预压力会对装置出力过程产生影响,其优化设计将对阻尼器高效使用产生影响,有必要对其做进一步分析。

2 PVDD多参数试验设计

通过PVDD的拟静力试验设计,主要研究装置在不同孔型设计和预压力值下的耗能性能和阻尼出力过程。

2.1 阀芯交叉孔参数设计

固定阀芯上交叉孔可制成不同的形状,通过更换不同节流阀改变阻尼孔形状,研究在各种加载工况下被动式变阻尼装置的出力情况。

前期设计的交叉孔形状为圆形,在此基础上,为保持阻尼孔面积($S=19.63 \text{ mm}^2$)大小一致,设计加工了以下不同形状交叉孔阀芯,如图4所示。

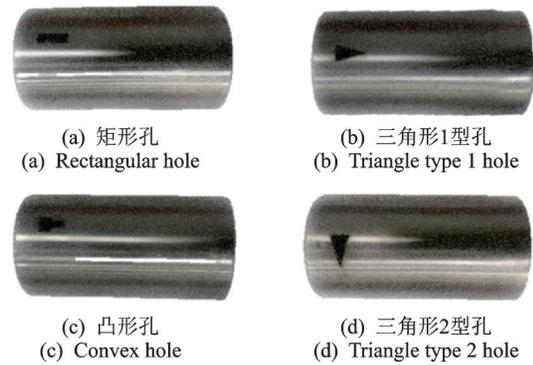


图4 不同形状交叉孔的阀芯

Fig.4 Spool with different cross holes shapes

2.2 预压力值参数设计

节流阀中的弹簧长度等于固定阀芯和活动阀芯之间的距离时,弹簧预压力为0,当流入口有压力存在时,随着速度的增大,交叉孔不断减小,实现了阻尼系数随速度响应连续可变。

当弹簧长度大于两阀芯之间的距离时,弹簧存在一定的预压力。只有当流入口处的液体压力大于弹簧预压力时,装置才输出可变阻尼力。因此,预压力的大小对装置变阻尼临界速度有着至关重要的影响,表1为试验各工况预压力设计值。

表1 试验各工况预压力设计值

Tab.1 Design values of pre-pressure under various conditions

代号	弹簧型号 (线径×外径×长度)/mm	弹簧刚度/ (N·mm ⁻¹)	预压力/N
S-1.7	1.7×12×35	7.42	0
S-1.5	1.5×12×40	7.70	53.87

2.3 加载工况设计

试验采用 MTS 50 t 动态电液伺服作动器进行加载,通过改变加载频率和加载幅值,研究不同速度下变阻尼装置的耗能情况,加载工况从 0.05~0.20 Hz 逐渐递增,加载幅值为 ± 40 , ± 50 , ± 60 和 ± 70 mm。加载模式采用位移控制的正弦曲线 $u(t) = A \sin(2\pi ft)$,其中: f 为加载频率; A 为加载幅值,每个工况循环次数均为 5 圈。采用正弦位移加载时,作动器最大速度 $v = 2\pi f A \cos(2\pi ft)$ 。图 5 为试验加载图。



图 5 试验加载图

Fig.5 Test loading diagram

3 PVDD 多参数性能试验结果分析

3.1 孔型对装置耗能性能影响

不同孔型变阻尼装置都有各自的出力特点,可根据结构控制所需阻尼力的不同来选择合适的装置孔型。笔者通过对 5 种阀芯交叉孔型装置性能试验,进一步分析孔型对装置耗能特性的影响。不同孔型被动变阻尼装置在加载频率分别为 0.10 和 0.14 Hz 时的滞回曲线如图 6,7 所示。

可以看出,随着加载频率的增大,阻尼最大出力越来越饱满。在相同速度响应下,5 种孔型变阻尼装置阻尼出力不都有不同的变化过程。这是因为相同面积的各阻尼孔型,在相同速度下沿活塞行程方向上各交叉孔面积变化速率存在差异,导致交叉孔面积不同。三角形 2 型孔和圆形孔面积减小速率快,矩形孔速率变较慢。根据式(3)可知,阻尼系数与交叉孔面积平方成反比,交叉孔面积越小,阻尼系数越大,变阻尼装置耗能能力就越大。因此在相同速度下,圆形孔装置出力最大,矩形孔装置出力最小。加载位移都为 70 mm 时,不同孔型变阻尼装置最大阻尼力随频率变化情况如图 8 所示。

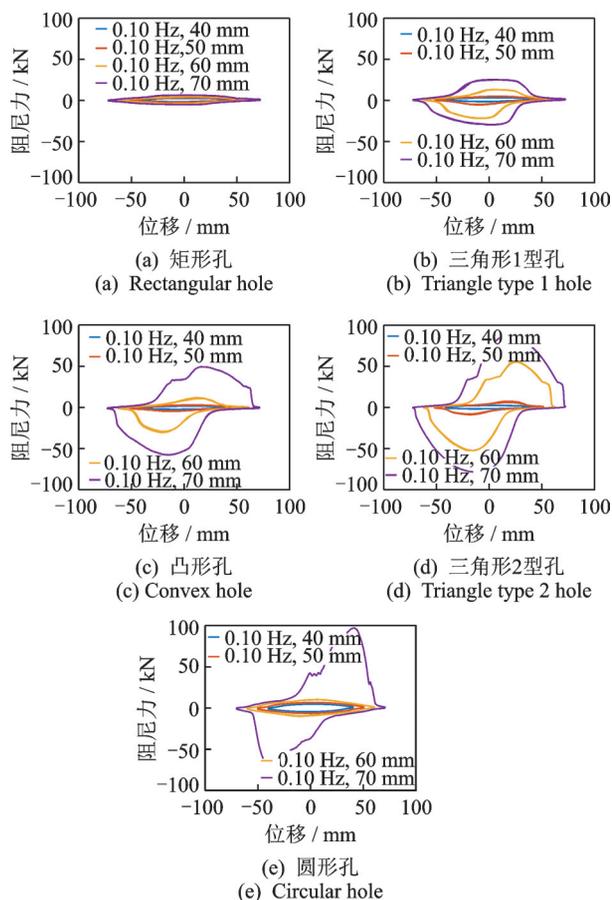


图 6 不同孔型被动变阻尼装置 0.10 Hz 下滞回曲线

Fig.6 Hysteretic curves of PVDD with different valves at 0.10 Hz

由图 8 可知,各孔型变阻尼装置在达到某阈值后(流孔面积改变点),阻尼系数均不断增大,最大阻尼力发生非线性增加。随着频率增加,圆形孔装置变阻尼出力增加变化最大,矩形孔装置阻尼力变化较均匀。因此,矩形孔变阻尼装置适用于软土地场的减震控制中。圆形孔型变阻尼装置瞬时出力最大且剧烈,适用于脉冲地震波和坚硬场地上的结构振动控制。

将不同阻尼力出力过程特征与阻尼力最宽域值阻尼孔进行组合,可得到更加灵活且宽幅值的阻尼出力。例如,将矩形孔和圆形孔组合,变阻尼装置出力过程表现为前期出力变化均匀,后期变化较大的特征。因此,装置阻尼出力过程和最大值可以按给定要求合理设计,满足结构有效控制的要求。

此外,若活塞速度继续增加,交叉孔进一步缩小,阻尼系数继续增大。作为极限状态,当交叉孔无限小时,阻尼力表现为无限大,此时装置对结构变形控制起到“限位”作用,类似磁流变阻尼器输入最大电压时液体变为固体的控制效果。与磁流变阻尼器控制一样,装置最大阻尼出力也是可逆的,当速度减

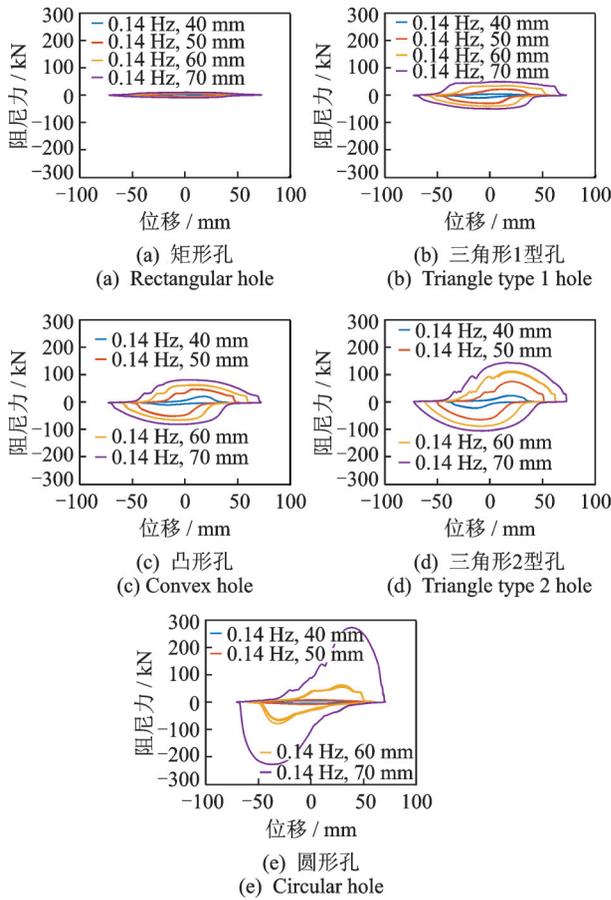


图7 不同孔型被动变阻尼装置0.14 Hz下滞回曲线

Fig.7 Hysteretic curves of PVDD with different valves at 0.14 Hz

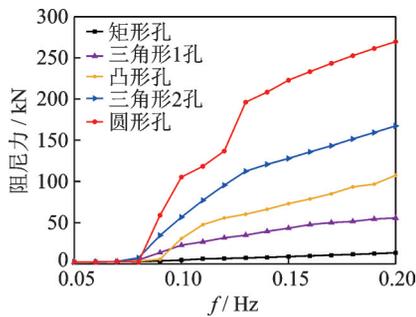


图8 不同孔型变阻尼装置最大阻尼力随频率变化情况

Fig.8 The relationships of peak damping force with different valves and loading frequency

小或活塞反向运动时,阻尼力又可减小。

3.2 预压力值对装置耗能性能影响

在无预压力装置的研究基础上,笔者对有预压力的变阻尼装置进行了各工况试验。图9为不同频率时有无预压力下圆形孔PVDD滞回曲线。

从图9看出,有预压力时,当加载速度小于一定值,流入口处液体压力小于弹簧预压力,活动阀芯与固定阀芯处于相对静止状态,滞回曲线形状与普通

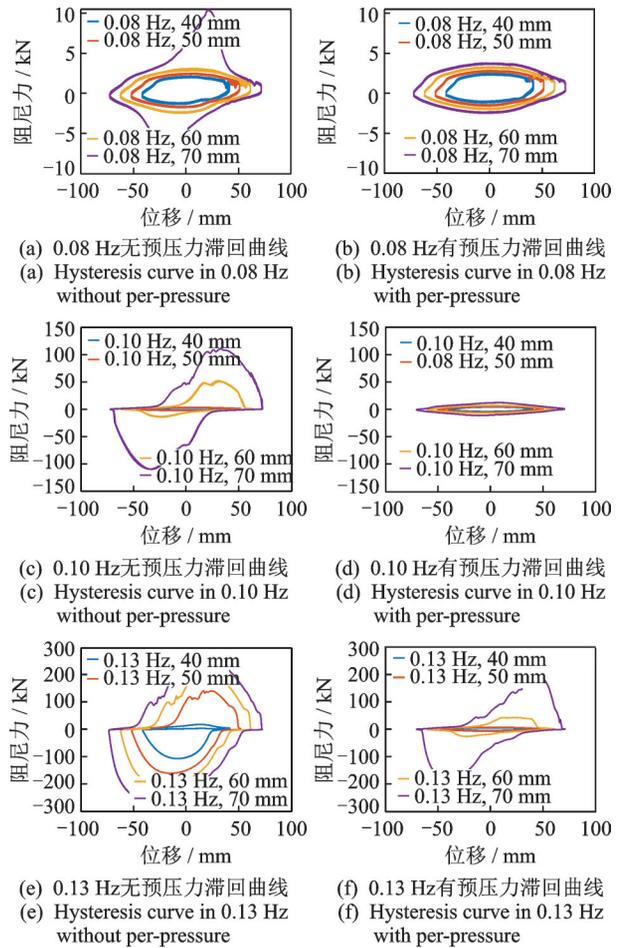


图9 有无预压力下圆形孔PVDD滞回曲线

Fig.9 Hysteretic curves of circular valve PVDD with or without pre-pressure

黏滞阻尼器相同。当活塞速度增大到一定阈值,流入口处液体压力大于弹簧预压力,此时弹簧被压缩,交叉孔面积由于活动阀芯的运动开始逐渐变小,滞回曲线出现凸起,说明变阻尼装置阻尼系数增大,装置进入“开启”状态,实现了可变阻尼力的连续输出。

表2为PVDD不同频率下最大出力情况。由于预压力的存在,变阻尼速度临界值更大,这是对变阻尼装置更为有效地利用。以圆形孔为例,无预压力时,阻尼力随加载频率变化较快,0.13 Hz时阻尼力就达到了271.69 kN。当变阻尼装置加入预压力时,阻尼力达到一定阈值时才出现阻尼系数的变化,且这种阈值设计不影响最大出力值,当频率为0.18 Hz时出力亦可达到269.58 kN。

弹簧预压力的存在,结合了普通黏滞阻尼器和变阻尼装置的优点:当速度小于一定阈值时,表现为普通黏滞阻尼器;当速度大于此阈值时,装置表现为变阻尼的特点。当速度下降到一定阈值时,弹簧又会退出工作,这表明装置具有随速度变化响应进行

表 2 PVDD 不同频率下最大出力情况
Tab.2 Peak damping force of PVDD at different frequencies

f/Hz	矩形孔		三角形 2 孔		圆形孔	
	无预压力/kN	有预压力/kN	无预压力/kN	有预压力/kN	无预压力/kN	有预压力/kN
0.09	5.42	3.88	41.35	4.04	100.97	3.87
0.10	6.26	4.31	71.35	6.17	117.14	15.28
0.11	7.05	6.52	91.74	51.47	164.28	83.35
0.12	7.94	7.75	113.84	103.23	239.89	136.87
0.13	8.98	8.87	131.72	155.67	271.69	196.10
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
0.17	11.07	11.90	152.57	184.70	—	222.46
0.18	12.16	12.98	189.16	199.45	—	269.58

“自适应”控制的特点。另外,由于变阻尼装置中弹簧可随时进行更换,所以可针对工程需要进行阈值调整,从而实现通过设计“启动”起点适应特定工程控制要求的目的。

4 被动变阻尼组合隔震新体系控制效果分析

4.1 组合隔震新体系计算模型和 Simulink 分析

计算模型采用地震作用下的 9 层 Benchmark 模型,计算时选取典型标准地震波、El Centro 波、Hachinohe 波、Northridge 波和 Kobe 波。

Simulink 是基于 Matlab 的动态系统仿真工具,可快速、准确地设计模拟,且可以分层次地表达复杂系统。结合铅芯橡胶支座理论,对铅芯橡胶支座利用 Bouc-Wen 模型进行计算。

$$M^* \{\ddot{U}^*\} + C^* \{\dot{U}^*\} + K^* \{U^*\} = -M^* \{I^*\} \{\ddot{u}_g\} - HF \quad (4)$$

其中: M^* 为结构的质量矩阵; C^* 为结构的阻尼矩阵; K^* 为结构的刚度矩阵; \ddot{U} 、 \dot{U} 和 U 分别为加速度、速度和位移; H 为阻尼器在结构中的位置所决定的位置矩阵; F 为阻尼装置出力矩阵。

4.2 变阻尼组合隔震体系控制及参数影响分析

4.2.1 圆芯孔型对控制效果影响分析

针对不同孔型装置出力过程不同的特点,对组合隔震体系中的阻尼器孔型进行变换,研究装置阻尼孔参数对结构振动控制效果的影响。将矩形孔变阻尼装置与铅芯橡胶支座组成的隔震体系称为工况 1,圆形孔、三角形 1 孔型、三角形 2 孔型和凸形孔组成的隔震体系分别称为工况 2~工况 5。输入相同

的 4 种地震波,将加速度峰值分别调整为 8 度小震 (1.47 m/s^2)、中震 (3.42 m/s^2) 和大震 (7.06 m/s^2) 的设防烈度。由于篇幅有限,只列出 2 种地震波下的结构响应及其控制效果。图 10 为各工况在不同地震波和烈度下的峰值加速度。表 3 为不同地震波和烈度下隔震层位移峰值。

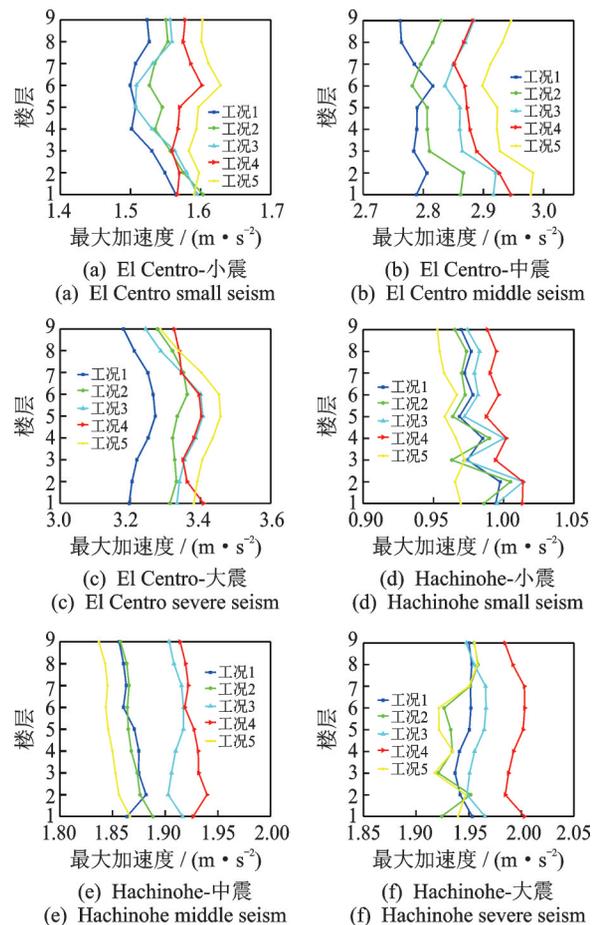


图 10 各工况在不同地震波和烈度下的峰值加速度
Fig.10 Peak acceleration under different seismic wave and intensity under different working conditions

表 3 不同地震波和烈度下隔震层位移峰值

Tab.3 Peak displacement of isolation layer under different seismic waves and intensities

地震波	地震烈度	工况				
		1	2	3	4	4
El Centro	8度小震	2.77	2.72	2.73	2.69	2.65
	8度中震	4.25	4.15	4.23	4.13	4.12
	8度大震	8.53	8.59	8.52	8.23	8.18
Hachinohe	8度小震	3.07	3.11	3.09	3.05	3.15
	8度中震	5.73	5.76	5.76	5.65	5.81
	8度大震	8.41	8.53	8.53	8.36	8.59

可以看出:工况 1 对 El Centro 波控制效果最明显;工况 5 对 Hachinohe 波控制效果最显著。这是由于结构在不同地震波下响应过程不同,所需最优控制力时程不同。针对某一地震波输入,某一孔型装置出力过程相对其他孔型,可能更接近最优控制出力过程,因此控制效果会更好。组合隔震体系的强适应性,针对不同地震波和结构,可通过变换装置孔型对阻尼出力过程进行优化设计,实现对结构响应更好的控制。

4.2.2 预压力值对控制效果影响分析

在 El Centro 波下,隔震结构的响应速度一般集中在 0.05~0.15 m/s。此时若使用无预压力的变阻尼装置,不能达到最有效控制,所以有预压力的变阻尼装置就成了必要。图 11,12 分别为有无预压力变阻尼装置和铅芯橡胶支座组合隔震结构顶层加速度和位移曲线。表 4,5 分别为有无预压力控制结构加速度和位移峰值及控制效果。

表 4 有无预压力控制结构加速度峰值及控制效果

Tab.4 Peak acceleration of structure equipped with PVDD with or without pre-pressure

层数	无控结构	无预压力控制结构		有预压力控制结构	
	$a/(m \cdot s^2)$	$a/(m \cdot s^2)$	控制率/%	$a/(m \cdot s^2)$	控制率/%
3	6.29	3.68	41.49	2.86	54.53
6	6.51	3.74	42.55	2.92	55.15
9	6.63	3.83	42.23	3.01	54.60

表 5 有无预压力控制结构位移峰值及控制效果

Tab.5 Peak displacement of structure equipped with PVDD with or without pre-pressure

层数	无控结构	无预压力控制结构		有预压力控制结构	
	位移/cm	位移/cm	控制率/%	位移/cm	控制率/%
隔震层	—	6.85	—	6.56	—
3	15.69	7.18	54.24	6.86	56.28
6	22.88	7.43	67.53	7.00	69.41
9	30.57	7.47	75.56	7.04	76.97

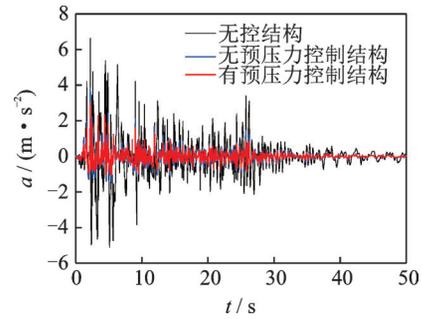


图 11 组合隔震结构顶层加速度曲线

Fig.11 Acceleration curve of top floor of composite isolation structure

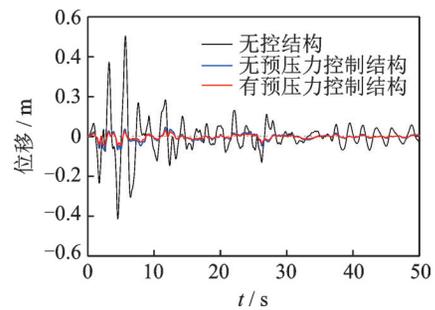


图 12 组合隔震结构顶层位移曲线

Fig.12 Displacement curve of top floor of composite isolation structure

可以看出,通过调整变阻尼系数,有无预压力控制结构的顶层加速度控制率分别为 42.23% 和 54.60%,顶层位移控制率分别为 75.56% 和 76.97%,控制效果大体接近。在地震波输入初始阶段,有预压力相对无预压力工况,相同时刻隔震层位移反应要大些,上部结构加速度反应小些。原因在于有预压力下变阻尼装置“开启”时刻整体向后平

移,地震起始阶段只相当于常规黏滞阻尼器,变阻尼装置最大响应区间在“开启”工作时才发挥作用,表明组合隔震结构可应对更大的地震输入。这样一方面可以减小损耗和有效利用阻尼器,另一方面为控制过程的可设计性提供了可能。

5 结 论

1) 不同孔型的PVDD有不同的出力范围与阻尼力变化规律,若将不同形状的阻尼孔组合起来,可实现阻尼器更灵活、宽幅的出力效果。

2) 初始预压力是对变阻尼装置的一种保护,使其在速度小于阈值时表现为黏滞阻尼器的特点,大于阈值时表现为变阻尼装置的特点,从而使阻尼器具有多功能控制的用途。

3) 通过孔型组合和交叉孔面积设计,可实现对阻尼器出力过程的可设计性,达到对不同类型和烈度地震波的高效控制,组合隔震新体系因此具有了很高的控制适应性。

4) 预压力可使隔震体系同时体现被动和半主动2种控制方式的特点,形成小响应下采用被动控制,强响应下开启半主动控制的控制形式。速度控制范围整体向后平移,阻尼器有效控制区间得到最大化利用。

参 考 文 献

- [1] 阎维明,周福霖,谭平. 土木工程结构振动控制的研究进展[J]. 世界地震工程, 1997, 13(2): 8-19.
YAN Weiming, ZHOU Fulin, TAN Ping. Development of vibration control for civil engineering structures [J]. World Information on Earthquake Engineering, 1997, 13(2): 8-19. (in Chinese)
- [2] 李宏男,阎石. 中国结构控制的研究与应用[J]. 地震工程与工程振动, 1999(1):107-112.
LI Hongnan, YAN Shi. State-of-the-art review: researches and applications of structural control in China [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 1999(1):107-112. (in Chinese)
- [3] 周云,徐彤,俞公骅,等. 耗能减震技术研究及应用的新进展[J]. 地震工程与工程振动, 1999(2):3-5.
ZHOU Yun, XU Tong, YU Gongye, et al. Recent advances in research, development and applications of seismic energy dissipation [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 1999(2):3-5. (in Chinese)
- [4] 丁洁民,王世玉,吴宏磊. 黏滞阻尼器在超高层结构设计中的应用[J]. 建筑钢结构进展, 2016, 18(4):

46-52.

DING Jiemin, WANG Shiyu, WU Honglei. Application of viscous damper in structural design of super high-rise buildings[J]. Progress in Steel Building Structures, 2016, 18(4): 46-52. (in Chinese)

- [5] PROVIDAKIS C P. Effect of LRB isolators and supplemental viscous dampers on seismic isolated buildings under near-fault excitations [J]. Engineering Structures, 2016, 30(5):1187-1198.
- [6] 陈宇,石运东,吕杨,等. 应用MR阻尼器的连续梁桥地震损伤控制方法[J]. 振动与冲击, 2021, 40(3): 103-108.
CHEN Yu, SHI Yundong, LYU Yang, et al. Seismic damage control method of continuous girder bridge with MR dampers [J]. Journal of Vibration and Shock, 2021, 40(3):103-108. (in Chinese)
- [7] AZAR B F, VELADI H, TALATAHARI S, et al. Optimal design of magnetorheological damper based on tuning Bouc-Wen model parameters using hybrid algorithms [J]. KSCE Journal of Civil Engineering, 2020, 24(3): 867-878.
- [8] 吕西林,朱玉华,施卫星,等. 组合基础隔震房屋模型振动台试验研究[J]. 土木工程学报, 2001(2):43-49.
LYU Xilin, ZHU Yuhua, SHI Weixing, et al. Shaking table test on building models with comined isolation system [J]. China Civil Engineering Journal, 2001(2): 43-49. (in Chinese)
- [9] 付伟庆,李茂,张春巍. 被动变阻尼耗能装置的设计与性能试验研究[J]. 振动工程学报, 2020, 33(5): 869-876.
FU Weiqing, LI Mao, ZHANG Chunwei. Design and performance experiment on passive variable damping energy dissipation device [J]. Journal of Vibration Engineering, 2020, 33(5): 869-876. (in Chinese)
- [10] 丁建华,欧进萍. 油缸孔隙式黏滞阻尼器理论与性能试验[J]. 世界地震工程, 2001, 17(1): 30-35.
DING Jianhua, OU Jinping. Theoretical study and performance experiment for cylinder-with-holes viscous damper [J]. World Information on Earthquake Engineering, 2001, 17(1): 30-35. (in Chinese)



第一作者简介:付伟庆,男,1976年10月生,博士、教授、博士生导师。主要研究方向为结构振动控制与损伤识别。曾发表《被动变阻尼耗能装置的设计与性能试验研究》(《振动工程学报》2020年第33卷第5期)等论文。

E-mail:fuweiqing@qut.edu.cn