

DOI:10.11918/202108032

基础隔震层附加黏滞阻尼器结构优化设计方法

李波,张云浩,严国虔,顾海峰

(长安大学 建筑工程学院,西安 710061)

摘要:为合理有效地进行基础隔震结构隔震层黏滞阻尼器设计,提出一种根据隔震层位移和剪力设计侧重需求确定阻尼器参数的优化设计方法。针对隔震层设置黏滞阻尼器的基础隔震结构建立地震能量平衡方程,给出由地震结束时刻总输入能量预测隔震层最大位移与总剪力系数的简易方法,并利用动力时程分析验证预测法的准确性,结果表明阻尼器附加阻尼比越大则预测精度越好。分析了最优剪力设计下的隔震层响应降低效果。基于求解响应比组合函数极小值的设计原则,利用隔震层位移响应比与总剪力响应比的线性组合构建优化设计目标函数,并分析了4种典型目标下的隔震层响应特性,在此基础上给出隔震层附加黏滞阻尼器的优化设计流程。最后通过对6层钢框架基础隔震结构进行优化设计和时程分析验算,验证了方法的可行性与高效性。本文预测法可作为一种具有较好的准确性及安全性的响应验算方法;设计法优化了基础隔震结构隔震层位移与剪力响应,设计流程简单且适合手算,是一种高效的隔震层附加黏滞阻尼器优化设计方法。

关键词:基础隔震结构;黏滞阻尼器;能量平衡方程;地震响应预测;优化设计

中图分类号: TU352.1

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2022)04-0101-10

Optimal design method for structures with viscous dampers in base isolation layer

LI Bo, ZHANG Yunhao, YAN Guoqian, GU Haifeng

(School of Civil Engineering, Chang'an University, Xi'an 710061, China)

Abstract: In order to effectively design the viscous dampers in the isolation layer of base-isolated structures, an optimal design method was proposed to determine the damper parameters with the design emphasis of displacement and shear force of isolation layer. The seismic energy balance equation of base-isolated structures with viscous dampers was established. A simple method was given for predicting the maximum displacement and total shear coefficient of isolation layer using input energy at the end of earthquake. The accuracy of the prediction method was verified by dynamic time history analysis. Results show that the prediction accuracy increased with the increase in the additional damping ratio. The response reduction effect of the isolation layer under the optimal shear design was analyzed. Based on the design principle of solving the minimum value of the combination function of response ratios, an objective function for the optimal design was constructed by using the linear combination of total shear response ratio and displacement response ratio. The responses of the isolation layer under four typical design objectives were analyzed, and the optimal design process of the isolation layer with viscous dampers was given. Finally, a six-story steel frame base-isolated structure with viscous dampers was designed and its seismic performance was verified. The design example proved that the optimal design method is of feasibility and convenience. The prediction method can be used as a response checking method with good accuracy and safety. The viscous dampers design method which can optimize the displacement and shear response of isolation layer is efficient, and the design process is suitable for manual calculation.

Keywords: base-isolated structure; viscous damper; energy balance equation; prediction of earthquake response; optimal design

隔震技术作为结构被动控制的有效方法,目前已广泛应用于工程实践,其性能与效果已在多次地震灾害中得到检验^[1]。在上部结构与下部基础结构之间设置由叠层橡胶支座和黏滞阻尼器组成的基础隔震层是结构的一种有效隔震方式。能量设计原

理^[2]指出,由于基础隔震层抗侧刚度明显小于上部结构,地震能量一旦输入,就立即以弹性应变能的形式储存在具有侧向柔性变形能力的叠层橡胶支座中,并在往复振动下由黏滞阻尼器吸收耗散,隔震层的最大变形由此得到控制,同时避免了上部结构中支承结构重量的梁柱等主要构件的损伤。

国内外学者针对基础隔震结构响应特性与阻尼器参数优化设计进行了一定的研究。文献[1]指出设置阻尼器能够降低隔震层的剪力与位移响应,但

收稿日期: 2021-08-06

基金项目: 国家自然科学基金(51208042)

作者简介: 李波(1979—),男,副教授,硕士生导师

通信作者: 张云浩, zhangyunhao@chd.edu.cn

同时也会在不同程度上激发结构的高阶振型。文献[3-4]通过对两基础隔震框架结构模型的分析,指出近震下阻尼器附加阻尼比的增加将减小上部结构响应,但远震下则会增大上部结构响应。文献[5]提出了隔震层设置黏滞阻尼器基础隔震结构基于最大响应发生时刻能量平衡方程的响应预测方法,并进一步研究了隔震层同时设置黏滞阻尼器与滞回型阻尼器时的响应预测法,给出了相应计算简图。文献[6]同样针对同时设置这 2 类阻尼器的隔震层进行了研究,并建议为较好地控制隔震层位移,黏滞阻尼器的附加阻尼比应在 0.3 与 0.4 之间。文献[7]针对设置阻尼器的基础隔震结构提出了最优剪力设计法,通过计算总剪力系数预测式极小值,能够确定令隔震层总剪力为最小时所需的阻尼置放量,并能够优化上部结构层间剪力。文献[8]针对隔震层设置黏滞阻尼器结构提出基于非支配排序遗传算法的阻尼器参数多目标优化方法,可获得每条地震波的 Pareto 前沿,并建议在优化目标阈值的基础上获得用于实际的阻尼器参数。文献[9]针对阻尼器位置与参数优化提出分布优化设计法,该法根据能量最小优化准则得到结构相应位置上的阻尼器优化参数。文献[10]根据隔离非线性方法并结合改进的基于种群可行性的约束优化遗传算法提出一种减震结构阻尼器优化方法,具有较高的设计与计算效率。文献[11]针对框架-摇摆墙结构附加阻尼器的研究中,利用层间位移角、加速度和楼层位移与相应无控结构响应之比构建设计目标函数,利用非线性动力时程分析确定了不同设计目标下的阻尼器优化布置方式。文献[12]对附加调谐黏性质量阻尼器结构的研究则提出利用主结构剪力降低率和层间位移降低率构建目标函数,同样利用时程分析得到了阻

尼器优化置放量。可见,上述优化设计方法或仅关注位移等单一响应,或需借助动力时程分析,尚缺少一种针对隔震层设置阻尼器的基础隔震结构易于设计人员计算使用的优化设计方法。本文提出的直接求解隔震层位移响应比和总剪力响应比线性组合函数极小值的设计法,则能够根据位移与剪力加权系数的不同组合方式经计算确定相应附加阻尼系数。

本文将基于地震结束时刻能量平衡方程给出设置黏滞阻尼器的基础隔震层最大位移与总剪力响应的简易预测方法,并在该预测法的基础上提出根据隔震层位移和剪力设计侧重确定黏滞阻尼器附加阻尼系数的优化设计方法,并给出详细设计流程。最后通过对某 6 层基础隔震结构进行黏滞阻尼器优化设计和时程分析验算,验证了该设计方法的可行性。

1 设计原理

1.1 基于地震结束时刻能量平衡方程的响应预测方法

本文讨论剪切型模型^[13]。附加黏滞阻尼器隔震层各单元的恢复力特性见图 1。下标 f 表示作为柔性支承单元的叠层橡胶支座;下标 d 表示黏滞阻尼器。橡胶支座侧向刚度记为 k_f ,地震下剪力记为 Q_f ,最大剪力记为 $Q_{f,max}$ 。黏滞阻尼器的恢复力特性为线性速度相关型,阻尼系数为 c ,地震下阻尼器剪力记为 Q_d ,最大剪力为 $Q_{d,max}$ 。隔震层总剪力记为 Q ,最大总剪力为 Q_{max} ;隔震层位移记为 δ ,最大位移为 δ_{max} 。结构基本周期为 T_f ,基本频率为 ω_f ,上部结构总质量为 M 。为使推导公式形式简便同时令设计偏于安全,设地震输入能量全部由隔震层耗散,并忽略橡胶支座的黏性阻尼耗能。

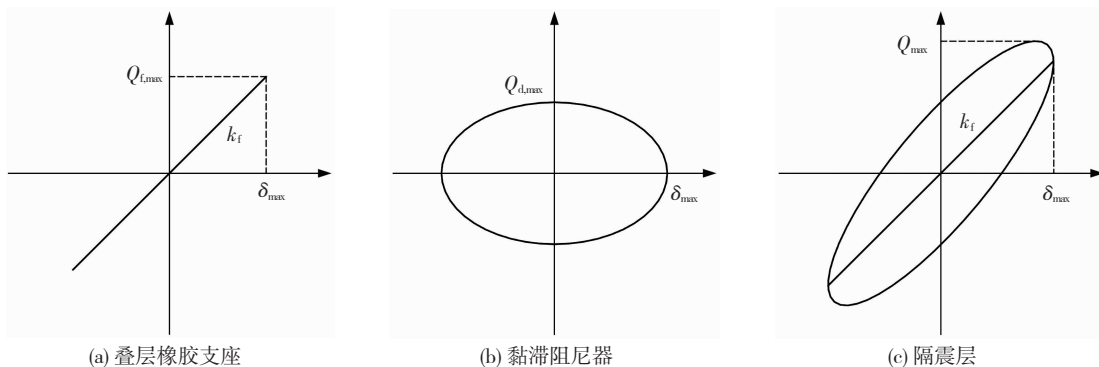


图 1 恢复力特性

Fig. 1 Restoring force characteristics

由图 1(c)可以看出,由于黏滞阻尼器与叠层橡胶支座的最大剪力存在相位差,隔震层最大总剪力并非二者之和。简谐振动下阻尼器剪力 Q_d 与位移 δ 关系曲线可表示为椭圆方程:

$$\frac{\delta^2}{\delta_{max}^2} + \frac{Q_d^2}{Q_{d,max}^2} = 1 \quad (1)$$

故任意时刻的隔震层总剪力 Q 可表示为

$$Q = Q_f + Q_d = k_f \delta \pm \frac{Q_{d,\max}}{\delta_{\max}} \quad (2)$$

对式(2)求极值可得到隔震层最大剪力 Q_{\max} 与支座最大剪力 $Q_{f,\max}$ 以及黏滞阻尼器最大剪力 $Q_{d,\max}$ 之间的关系:

$$Q_{\max} = \sqrt{Q_{f,\max}^2 + Q_{d,\max}^2} \quad (3)$$

定义叠层橡胶支座剪力系数 α_f 、黏滞阻尼器剪力系数 α_d (以下称阻尼量)、隔震层总剪力系数 α_1 :

$$\alpha_f = \frac{Q_{f,\max}}{Mg}, \alpha_d = \frac{Q_{d,\max}}{Mg}, \alpha_1 = \frac{Q_{\max}}{Mg} \quad (4)$$

由式(3)可知各系数之间有如下关系:

$$\alpha_1 = \sqrt{\alpha_f^2 + \alpha_d^2} \quad (5)$$

由于地震动结束结构停止振动时其弹性应变能已完全消散,隔震层设置黏滞阻尼器的基础隔震结构在结构停止振动 t_0 的时刻能量平衡方程为

$$W_{d,h}(t_0) = E(t_0) \quad (6)$$

式中 $W_{d,h}$ 表示黏滞阻尼器的黏性阻尼耗能, E 表示地震输入能量。引入基准响应量,定义仅设置叠层橡胶支座时的隔震层基准位移 δ_0 和基准剪力系数 α_0 ^[7]:

$$\delta_0 = \frac{T_f V_E}{2\pi} \quad (7)$$

$$\alpha_0 = \frac{2\pi V_E}{T_f g} \quad (8)$$

式中 V_E 为地震输入能量速度换算值,有

$$E(t_0) = \frac{M V_E^2}{2} \quad (9)$$

由此定义 $R_D = \delta_{\max}/\delta_0$ 为设置黏滞阻尼器相对于不设阻尼器的隔震层位移响应比。同理,定义 $R_A = \alpha_1/\alpha_0$ 为隔震层总剪力响应比。黏滞阻尼器总耗能 $W_{d,h}(t_0)$ 可表示为

$$W_{d,h}(t_0) = n\pi Q_{d,\max} \delta_{\max} = 2\pi n \frac{\alpha_d}{\alpha_0} \frac{\alpha_f}{\alpha_0} \frac{M V_E^2}{2} \quad (10)$$

式中 n 为黏滞阻尼器的等价往复次数,表示黏滞阻尼器耗散的能量相当于位移幅值滞回环曲线循环的次数,由以下经验公式^[5]取值:

$$n = \begin{cases} 2.0, & T_f \leq 5 \\ -0.33T_f + 3.67, & 5 < T_f < 8 \\ 1.0, & T_f \geq 8 \end{cases} \quad (11)$$

将式(9)和式(10)代入式(6)可得:

$$2\pi n \frac{\alpha_d}{\alpha_0} \frac{\alpha_f}{\alpha_0} = 1 \quad (12)$$

因此叠层橡胶支座剪力系数 α_f 与基准剪力系数 α_0 之比 α_f/α_0 可利用阻尼量 α_d 表示为

$$\frac{\alpha_f}{\alpha_0} = \frac{1}{2\pi n} \frac{\alpha_0}{\alpha_d} \quad (13)$$

又因最大位移 δ_{\max} 与 α_f 之间有如下关系:

$$\frac{\delta_{\max}}{\delta_0} = \frac{\alpha_f Mg/k_f}{\alpha_0 Mg/k_f} = \frac{\alpha_f}{\alpha_0} \quad (14)$$

故位移响应比 R_D 可表示为

$$R_D = \frac{\delta_{\max}}{\delta_0} = \frac{1}{2\pi n} \frac{\alpha_0}{\alpha_d} \quad (15)$$

总剪力响应比 R_A 由式(5)可表示为

$$R_A = \frac{\alpha_1}{\alpha_0} = \sqrt{\frac{1}{4\pi^2 n^2} \left(\frac{\alpha_0}{\alpha_d}\right)^2 + \left(\frac{\alpha_d}{\alpha_0}\right)^2} \quad (16)$$

因此,如果已知阻尼量 α_d 的大小,利用式(15)即可得到隔震层最大位移预测值;利用式(16)即可得到隔震层最大总剪力预测值。

地震下黏滞阻尼器最大剪力 $Q_{d,\max}$ 可利用以 δ_{\max} 为最大振幅,以 ω_{eq} 为等效激振频率的简谐振动 $y = \delta_{\max} \sin(\omega_{eq} t)$ 下阻尼器提供给结构体系的附加阻尼比 ζ_d 表示为

$$Q_{d,\max} = c\omega_{eq}\delta_{\max} = 2\zeta_d \frac{\omega_{eq}}{\omega_f} Q_{f,\max} \quad (17)$$

由式(4)、式(13)及式(17)可得阻尼量 α_d 关于附加阻尼比 ζ_d 的表达式:

$$\frac{\alpha_d}{\alpha_0} = \sqrt{\frac{\zeta_d \omega_{eq}}{\pi n \omega_f}} \quad (18)$$

可见,由附加阻尼比 ζ_d 计算阻尼量 α_d 需首先确定等效激振频率 ω_{eq} 的大小与分布。

1.2 算例模型

建立第1层为隔震层的5层钢框架剪切型模型(图2)。结构层高为3 m,侧向刚度为梯形分布,最上层刚度为底层原刚度的1/2。各层质量均匀分布。结构各层具体参数见表1。叠层橡胶支座侧向刚度分别取21 500 kN/m和12 000 kN/m,相应的结构基本周期为3.0 s和4.0 s。黏滞阻尼器的附加阻尼比作为主要分析变量分别取0.05、0.1、0.2、0.3、0.4、0.5、0.6、0.7、0.8、0.9、1.0。时程分析中设定橡胶支座阻尼系数为0,同时不考虑上部结构耗能。

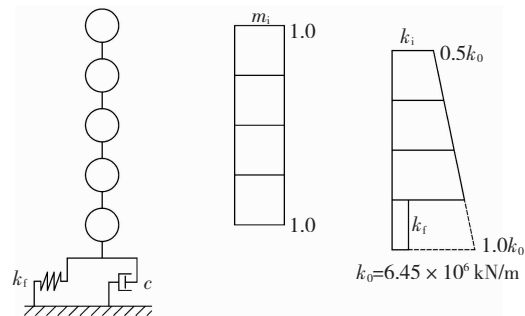


图2 算例模型

Fig. 2 Analysis model

表 1 上部结构参数

Tab. 1 Parameters of superstructure

层数	质量/kg	刚度/(kN · m ⁻¹)
5	980 000	3 225 000
4	980 000	4 031 250
3	980 000	4 837 500
2	980 000	5 643 750
1	980 000	6 450 000

采用天然地震动记录 JMA Kobe 1995 NS、Taft 1952 NS、El Centro 1940 NS 的相位特性,以能量速度换算值 $V_E = 150 \text{ cm/s}$ (二类场地,罕遇地震波)为目标拟合制成人工波^[14-15],以下分别称人工 Kobe、人工 Taft、人工 El Centro。另选取天然地震动记录 Hachinohe 1968 EW,以下称 Hachinohe,使用 Hachinohe 波进行时程分析计算时适当增大地震动加速度峰值,使能量速度换算值 $V_E = 150 \text{ cm/s}$ 。4 条地震波的能量谱见图 3,可以看出 3 条拟合人工波的能量谱在长周期范围均接近 150 cm/s ,能够较好地保证地震输入能量的稳定性。

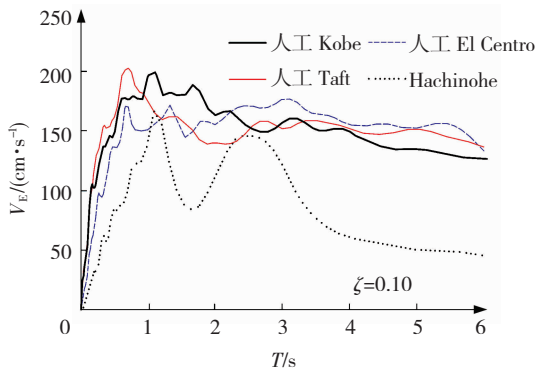


图 3 能量谱

Fig. 3 Energy spectrum

1.3 关于附加阻尼比的响应预测式

根据式(18)可将结构基本频率与等效激振频率之比 ω_f/ω_{eq} 表示为

$$\frac{\omega_f}{\omega_{eq}} = \frac{\zeta_d}{\pi n} \left(\frac{\alpha_0}{\alpha_d} \right)^2 \quad (19)$$

将时程分析结果代入式(19)右侧即得到不同地震动下的 ω_f/ω_{eq} 分布(见图 4)。由图 4 可知,随着附加阻尼比 ζ_d 的增大, ω_f/ω_{eq} 具有线性减小的趋势,并可利用以下经验公式在低阻尼($\zeta_d < 1.0$)范围内基本描述并包络其大小分布:

$$\frac{\omega_f}{\omega_{eq}} = 1 - 0.6\zeta_d \quad (20)$$

将式(20)代入式(18)得到由附加阻尼比 ζ_d 预测相应阻尼量 α_d 的表达式:

$$\frac{\alpha_d}{\alpha_0} = \sqrt{\frac{\zeta_d}{\pi n(1 - 0.6\zeta_d)}} \quad (21)$$

时程分析得到的阻尼量分布与式(21)的对比见图 5,其中等价往复次数 n 的大小取各算例平均值 2.9。由图 5 可知,式(21)在低阻尼($\zeta_d < 1.0$)范围能够基本描述不同地震波下阻尼量与附加阻尼比的对应关系,可用于隔震层响应预测与设计阻尼量的确定。相反地,可利用式(22)由目标阻尼量确定所需附加阻尼比 ζ_d 。

■人工 Kobe $T_f=4 \text{ s}$ ●人工 Taft $T_f=4 \text{ s}$ ▲人工 El Centro $T_f=4 \text{ s}$ ▼Hachinohe $T_f=4 \text{ s}$
□人工 Kobe $T_f=3 \text{ s}$ ○人工 Taft $T_f=3 \text{ s}$ △人工 El Centro $T_f=3 \text{ s}$ ▽Hachinohe $T_f=3 \text{ s}$

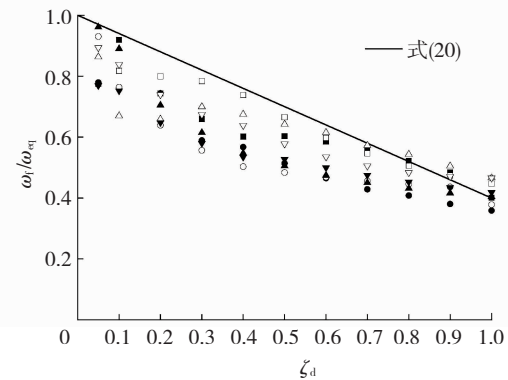


图 4 频率比与阻尼比的关系

Fig. 4 Relation between frequency ratio and damping ratio

■人工 Kobe $T_f=4 \text{ s}$ ●人工 Taft $T_f=4 \text{ s}$ ▲人工 El Centro $T_f=4 \text{ s}$ ▼Hachinohe $T_f=4 \text{ s}$
□人工 Kobe $T_f=3 \text{ s}$ ○人工 Taft $T_f=3 \text{ s}$ △人工 El Centro $T_f=3 \text{ s}$ ▽Hachinohe $T_f=3 \text{ s}$

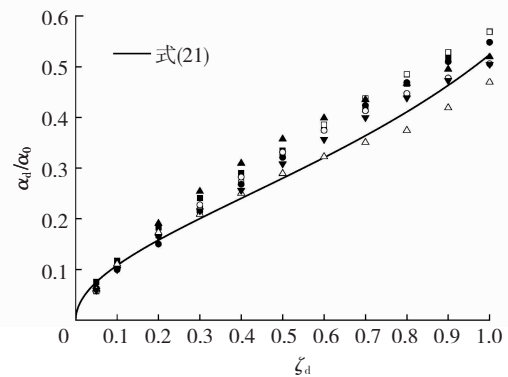


图 5 阻尼量与阻尼比的关系

Fig. 5 Relation between damping amount and damping ratio

$$\zeta_d = \frac{\pi n (\alpha_d/\alpha_0)^2}{1 + 0.6\pi n (\alpha_d/\alpha_0)^2} \quad (22)$$

将式(21)代入式(15)即得到位移响应比 R_D 及隔震层最大位移 δ_{max} 关于附加阻尼比 ζ_d 的预测式:

$$R_D = \frac{\delta_{max}}{\delta_0} = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{1 - 0.6\zeta_d}{\pi n \zeta_d}} \quad (23)$$

将式(21)代入式(16)得到总剪力响应比 R_A 及隔震层总剪力系数 α_1 关于附加阻尼比 ζ_d 的预测式:

$$R_A = \frac{\alpha_1}{\alpha_0} = \sqrt{\frac{1 - 0.6\zeta_d}{4\pi n \zeta_d} + \frac{\zeta_d}{\pi n(1 - 0.6\zeta_d)}} \quad (24)$$

1.4 位移及总剪力系数预测评价

表 2 对比了附加阻尼比为 0.1、0.4、0.7 时隔震层位移的时程分析值与式(23)得到的预测值的大小,从中可以看出,不同地震波下的响应预测值均不

同程度地大于时程分析值,具有较好的包络性及较大的安全冗余。另外,附加阻尼比为 0.1、0.4、0.7 时预测法在不同地震波和不同基本周期下的预测平

均精度分别为 142%、134%、124%,即表现出附加阻尼比越大则预测精度越好的特点,因此该法适合于具有一定附加阻尼比($\zeta_d \geq 0.1$)的隔震层响应预测。

表 2 隔震层位移

Tab.2 Displacement of isolation layer

地震波	周期/s	$\zeta_d = 0.1$			$\zeta_d = 0.4$			$\zeta_d = 0.7$		
		分析值/ cm	预测值/ cm	预测与 分析比/%	分析值/ cm	预测值/ cm	预测与 分析比/%	分析值/ cm	预测值/ cm	预测与 分析比/%
人工 Kobe	3.0	37.54	51.45	137	19.65	21.59	110	13.25	14.09	106
	4.0	50.72	57.80	114	22.37	28.19	126	17.02	18.51	109
人工 Taft	3.0	29.01	44.42	153	13.89	21.51	151	10.45	14.09	135
	4.0	39.03	62.95	161	19.02	27.52	145	13.30	18.18	136
人工 El Centro	3.0	24.80	40.82	164	13.78	17.93	130	9.79	11.98	122
	4.0	37.26	47.96	129	17.39	22.59	130	11.80	15.29	129
Hachinohe	3.0	30.33	44.24	146	14.59	19.63	134	10.39	13.07	126
	4.0	42.64	58.14	136	17.64	26.35	149	13.43	17.37	129

图 6 为地震波作用下隔震层位移幅值与式(23)曲线的对比,可以看出,式(23)能够在广范围基本包络时程分析结果,且随着阻尼量的增大时程分析响应趋于集中,预测精度随之上升。图 7 为隔震层总剪力系数分布与式(24)曲线的对比,由图 7 可知式(24)能够近似预测到不同地震作用下隔震层总剪力系数响应的上限值。另外,总剪力系数分布具有明显的极小值点,而式(24)曲线同样具有极值且能够较好地描述不同地震动下总剪力系数极值的分布特点。

■ 人工 Kobe $T_f=4$ s • 人工 Taft $T_f=4$ s ▲ 人工 El Centro $T_f=4$ s ▼ Hachinohe $T_f=4$ s
□ 人工 Kobe $T_f=3$ s ○ 人工 Taft $T_f=3$ s △ 人工 El Centro $T_f=3$ s ▽ Hachinohe $T_f=3$ s

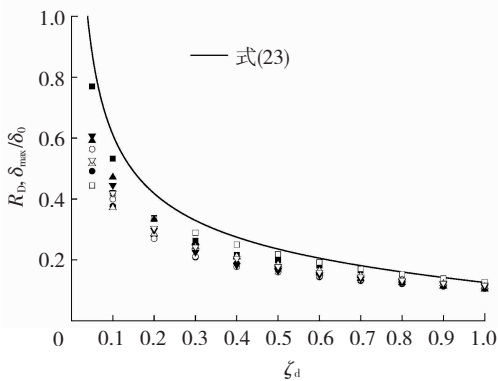


图 6 最大位移响应

Fig.6 Response of maximum displacement

2 优化设计研究

2.1 最优剪力设计

若已知不同阻尼比下隔震层总剪力系数响应的极小值,就能够确定令隔震层最大总剪力为最小时所需的阻尼比,这可以期望带来最小的加速度响应,同时降低上部结构的层间剪力^[7]。对式(16)求导并

■ 人工 Kobe $T_f=4$ s • 人工 Taft $T_f=4$ s ▲ 人工 El Centro $T_f=4$ s ▼ Hachinohe $T_f=4$ s
□ 人工 Kobe $T_f=3$ s ○ 人工 Taft $T_f=3$ s △ 人工 El Centro $T_f=3$ s ▽ Hachinohe $T_f=3$ s

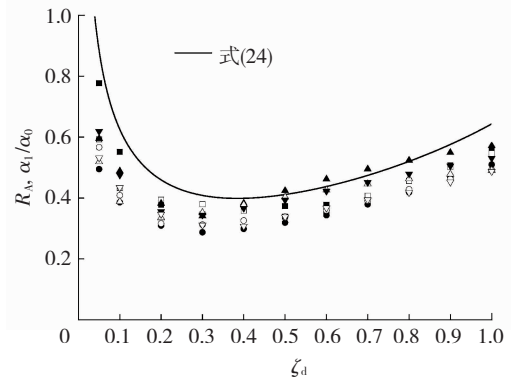


图 7 总剪力系数响应

Fig.7 Response of total shear coefficient

求极值点得到总剪力系数 α_1 取极小值 α_{1min} 时所需阻尼量 $\alpha_{d,\alpha_{1min}}$ 与基准剪力系数 α_0 之比:

$$\frac{\alpha_{d,\alpha_{1min}}}{\alpha_0} = \sqrt{\frac{1}{2\pi n}} \quad (25)$$

将式(25)代入式(16)得到总剪力响应比极小值 $R_{A,min}$:

$$R_{A,min} = \frac{\alpha_{1min}}{\alpha_0} = \sqrt{\frac{1}{\pi n}} \quad (26)$$

将式(25)代入式(15)得到与总剪力系数极小值 α_{1min} 对应的位移响应比 $R_{D,\alpha_{1min}}$:

$$R_{D,\alpha_{1min}} = \frac{\delta_{max,\alpha_{1min}}}{\delta_0} = \sqrt{\frac{1}{2\pi n}} \quad (27)$$

式中 $\delta_{max,\alpha_{1min}}$ 为与 α_{1min} 所对应的隔震层最大位移。因此,如果已知能量谱 V_E 和结构基本周期 T_f ,则能够大致确定通过设置黏滞阻尼器所能达到的剪力最大降低效果,并可通过式(26)、(27)确定此时隔震层最大剪力和最大位移预测值。若隔震结构基本周

期设计为 $T_f \leq 5$ s (由式(11)取 $n = 2.0$), 则由式(26)可得总剪力响应比极小值 $R_{A,\min} = \alpha_{1,\min}/\alpha_0 = 0.40$, 即在该基本周期下所能得到的总剪力最大降低率约为 60%。

2.2 基于位移与剪力设计侧重的优化设计

最优剪力设计以隔震层总剪力系数最小化作为优化设计目标, 未充分考虑隔震层位移的优化设计需求。本节延续求解响应比函数极值点确定设计阻尼量的思路, 提出能够基于位移和剪力的不同设计侧重需求确定相应黏滞阻尼器阻尼系数的优化设计方法。利用隔震层位移响应比 R_D 与总剪力响应比 R_A 的线性组合构建优化设计目标函数 Δ :

$$\Delta = \min R = \min(aR_D + bR_A) \quad (28)$$

式中 R 为线性组合函数, a, b 分别为位移加权系数和剪力加权系数, 满足 $a + b = 1$ 。将位移响应比 R_D 作为中间变量, 由式(15)变形可将阻尼量 α_d 与基准剪力系数 α_0 之比利用位移响应比 R_D 表示为

$$\frac{\alpha_d}{\alpha_0} = \frac{1}{2\pi n R_D} \quad (29)$$

将式(29)代入式(16)得到总剪力响应比 R_A 关于位移响应比 R_D 的表达式:

$$R_A = \frac{\alpha_1}{\alpha_0} = \sqrt{R_D^2 + \frac{1}{4\pi^2 n^2 R_D^2}} \quad (30)$$

故由式(28), 线性组合函数 R 可利用位移响应比 R_D 表示为

$$R = aR_D + bR_A = aR_D + b\sqrt{R_D^2 + \frac{1}{4\pi^2 n^2 R_D^2}} \quad (31)$$

式(31)存在极小值的必要条件是 $b \neq 0$, 此时对式(31)求导并求极值点得到函数 R 取极小值 Δ 时的位移响应比 $R_{D,\Delta}$:

$$R_{D,\Delta} = \frac{\delta_{\max,\Delta}}{\delta_0} = \frac{1}{B} \sqrt{\frac{1}{2\pi n}} \quad (32)$$

将式中的 B 称为优化系数, 当 $b = 0.5$ 时:

$$B = \left(3 - \frac{2}{b} + \frac{1}{b^2}\right)^{\frac{1}{4}} = 1.316 \quad (33)$$

$b \neq 0.5$ 时:

$$B = \left[\frac{2(1-2b)}{-(3b^2 - 2b + 1) + \sqrt{(3b^2 - 2b + 1)^2 + 4b^2(1-2b)}} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (34)$$

由式(34)可知, 当 $b = 1$ 时, $B = 1$ 。将式(32)代入式(29)得到函数 R 取极小值 Δ 所需的优化阻尼量 $\alpha_{d,\Delta}$ 与基准剪力系数 α_0 之比:

$$\frac{\alpha_{d,\Delta}}{\alpha_0} = B \sqrt{\frac{1}{2\pi n}} \quad (35)$$

将式(35)代入式(16)得到函数 R 取极小值 Δ 时的

总剪力响应比 $R_{A,\Delta}$:

$$R_{A,\Delta} = \frac{\alpha_{1,\Delta}}{\alpha_0} = \sqrt{\frac{1}{2\pi n} \left(\frac{1}{B^2} + B^2\right)} \quad (36)$$

根据上述关系, 如果已知能量谱 V_E 和结构基本周期 T_f , 则因设置某加权系数组合相应优化阻尼系数所得到的隔震层位移与总剪力降低效果可以大致确定, 并可通过式(32)、(36)计算相应的隔震层最大位移和总剪力系数预测值。观察式(32)、(35)、(36)可知, 剪力加权系数取为 b 的优化设计中, 优化阻尼量 $\alpha_{d,\Delta}$ 为最优剪力设计阻尼量的 B 倍, 相应位移及位移响应比为 $1/B$ 倍, 总剪力系数及总剪力响应比为 $\sqrt{\frac{1}{2} \left(\frac{1}{B^2} + B^2\right)}$ 倍。

将式(35)代入式(22)可得优化阻尼比 $\zeta_{d,\Delta}$ 关于优化系数 B 的表达式:

$$\zeta_{d,\Delta} = \frac{B^2}{2 + 0.6B^2} \quad (37)$$

可见, 优化阻尼比 $\zeta_{d,\Delta}$ 的大小仅与加权系数 a, b 的选取有关, 而与等价往复次数 n 等无关。因此, 当加权系数 a, b 确定后, 利用式(37)即可快速确定优化阻尼比 $\zeta_{d,\Delta}$ 的大小, 再由 $c_\Delta = 4\pi M \zeta_{d,\Delta} / T_f$ 即可得到所需优化阻尼系数。

实际设计中, 加权系数 a, b 应根据隔震层位移与剪力的优化设计侧重取值。当剪力加权系数 $b = 0, 0.3, 0.5, 0.7, 1.0$ 时, 这 5 种典型组合分别代表的优化目标如表 3 所示。等价往复次数 n 取 2.0 时表 3 中 5 种组合下的线性组合函数 R 曲线如图 8 所示, 可见当 $b = 1$ 时, 线性组合函数 $R = R_A = \alpha_1/\alpha_0$, 此时优化阻尼量 $\alpha_{d,\Delta}$ 即为最优剪力设计所需阻尼量 $\alpha_{d,\alpha_{1,\min}}$ 。随着加权系数 b 的减小线性组合函数 R 曲线趋于平缓, 并逐渐靠近 δ_{\max}/δ_0 , 函数 R 极值点逐渐向右移动, 即优化阻尼量 $\alpha_{d,\Delta}$ 逐渐增大。当 $b = 0$ 时, 线性组合函数 $R = R_D = \delta_{\max}/\delta_0$, 函数曲线单调下降, 已不存在极值, 这表示将以隔震层位移作为唯一设计标准, 此时应根据隔震层设计容许位移大小, 利用式(29)确定设计阻尼量, 再由式(22)确定黏滞阻尼器附加阻尼比。

表 3 加权系数组合与优化目标

Tab. 3 Weighting coefficient combinations and optimization objectives

组合	a	b	优化目标
1	1.0	0	仅考虑位移
2	0.7	0.3	同时考虑位移和剪力, 以位移为主
3	0.5	0.5	同时考虑位移和剪力
4	0.3	0.7	同时考虑位移和剪力, 以剪力为主
5	0	1.0	仅考虑剪力

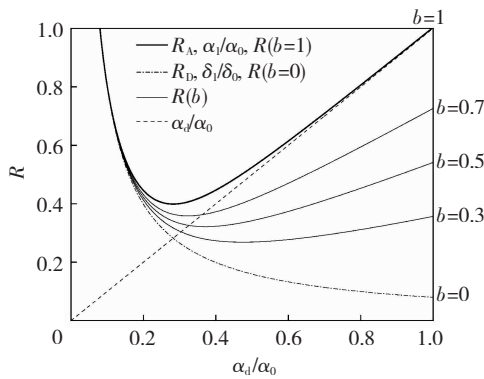
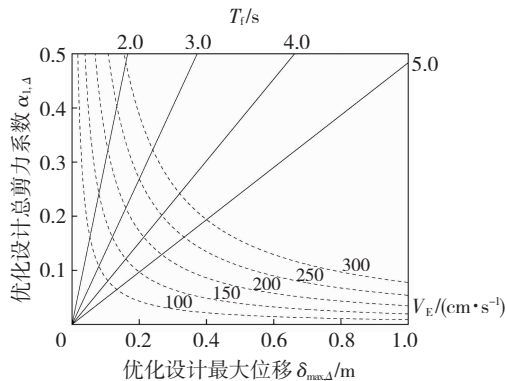


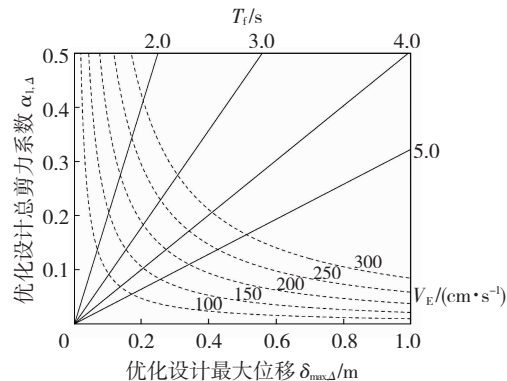
图8 不同加权系数下的函数R

Fig.8 Function R under different weighting coefficients

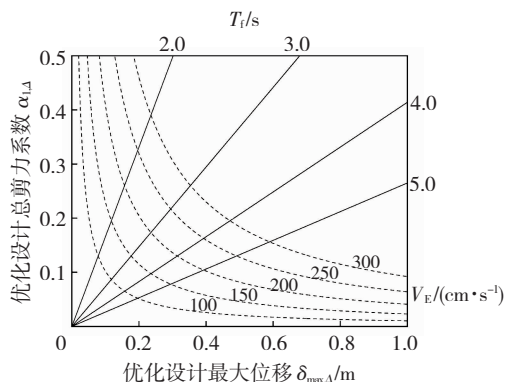
优化设计下的隔震层总剪力系数 $\alpha_{1,\Delta}$ 与最大位移 $\delta_{\max,\Delta}$ 之间的关系可利用基本周期 T_f 表示:



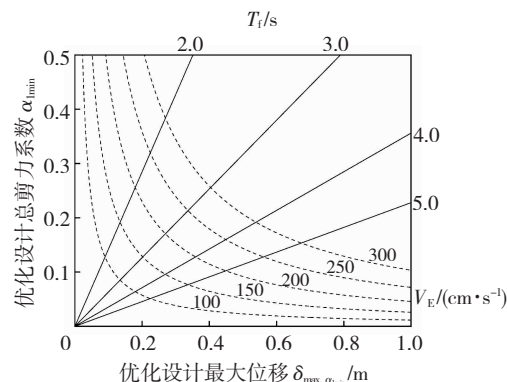
(a) b=0.3



(b) b=0.5



(c) b=0.7



(d) b=1 (最优剪力设计)

图9 优化设计下的隔震层总剪力系数与最大位移关系

Fig.9 Relation between optimal total shear coefficient and maximum displacement

2.3 优化设计流程

根据上述设计原则,给出基础隔震结构隔震层附加黏滞阻尼器优化设计流程见图10。若已确定上部结构设计参数,则优化设计的具体步骤为:

- 1) 计算基准响应量。确定隔震结构设计基本周期 T_f 和能量谱 V_E ,由式(7)计算隔震层基准位移 δ_0 ;由式(8)计算基准剪力系数 α_0 。
- 2) 确定加权系数与优化系数。根据优化目标确定加权系数 a 、 b ,由式(33)或式(34)计算优化系数 B 。
- 3) 计算地震响应预测值。由式(32)计算位移

$$\alpha_{1,\Delta} = \alpha_0 \sqrt{\frac{1}{2\pi n} \left(\frac{1}{B^2} + B^2 \right)} = \frac{4\pi^2 \delta_0}{gT_f^2} \sqrt{\frac{1}{2\pi n} \left(\frac{1}{B^2} + B^2 \right)} = \frac{4\pi^2 \delta_{\max,\Delta}}{gT_f^2} \sqrt{1 + B^4} \quad (38)$$

类似地, $\alpha_{1,\Delta}$ 与 $\delta_{\max,\Delta}$ 的关系也可用能量谱 V_E 表示:

$$\alpha_{1,\Delta} = \frac{V_E^2}{2\pi n g \delta_{\max,\Delta}} \sqrt{1 + \frac{1}{B^4}} \quad (39)$$

若隔震结构基本周期设计为 $T_f \leq 5$ s (由式(11)取 $n = 2.0$),根据式(38)、(39)画出表3中组合2至组合5的4种典型组合下以基本周期 T_f 和能量谱 V_E 为设计参数的 $\alpha_{1,\Delta}$ 与 $\delta_{\max,\Delta}$ 关系见图9,可见此时利用图9即可快速确定这4种优化设计下隔震层的大致响应。

响应比 $R_{D,\Delta}$,由式(36)计算总剪力响应比 $R_{A,\Delta}$ 。再由 $\delta_{\max,\Delta} = \delta_0 R_{D,\Delta}$ 计算隔震层位移预测值 $\delta_{\max,\Delta}$,由 $\alpha_{1,\Delta} = \alpha_0 R_{A,\Delta}$ 计算隔震层总剪力系数预测值 $\alpha_{1,\Delta}$ 。当设计隔震结构基本周期 $T_f \leq 5$ s 时,可直接利用图9大致确定隔震层的剪力及位移响应。

4) 判断是否满足设计性能需求。比较所得响应预测值与性能需求值,若剪力及位移均能满足性能需求则由式(37)计算优化阻尼比 $\zeta_{d,\Delta}$,再由 $c_d = 4\pi M \zeta_{d,\Delta} / T_f$ 计算优化阻尼系数。若位移不满足需求则返回步骤3)并适当减小剪力加权系数 b ;若总剪力系数不满足需求则返回步骤3)并适当增大剪力

加权系数 b 。

若对隔震层响应无明确的设计性能需求,则应根据标准^[16]对罕遇地震作用下支座最大水平位移的规定,将下式作为最低设计要求:

$$\delta_{\max} \leq [u_{hi}] \quad (40)$$

式中 $[u_{hi}]$ 为隔震支座水平位移限值,其取值不应大于支座直径的 0.55 倍和各层橡胶总厚度的 3.0 倍二者中的较小值。另外,对于上部结构用途需重点考虑加速度影响的隔震层设计(如医院需考虑医疗器械防倾倒),应使加权系数的大小向剪力加权系数 b 倾斜。当优化设计响应预测值能够满足设计性能需求时,即说明在设计性能安全范围内优化了隔震层响应。

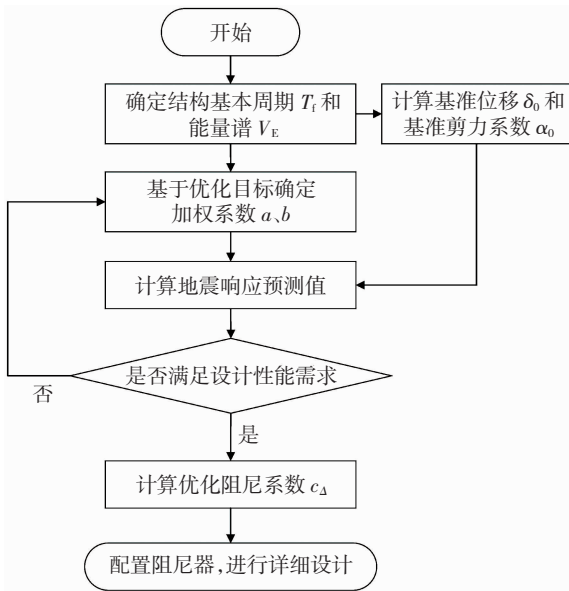


图 10 优化设计流程

Fig. 10 Flow chart of optimal design

3 设计实例

根据图 10 设计流程对某 6 层钢框架基础隔震结构进行罕遇地震波下的隔震层附加黏滞阻尼器优化设计。结构处于二类场地,黏性阻尼比为 4%,层高 3 m,各层质量及侧向刚度见表 4。隔震支座采用 LNR600 天然叠层橡胶支座,侧向刚度为 909 kN/m,橡胶层总厚度 122 mm。设计中调整支座个数以使结构达到相应基本周期。以表 3 中组合 4 的优化目标为例,则具体设计步骤:

1) 隔震结构基本周期设计为 $T_f = 4.0$ s,所需隔震层侧向刚度为 $k_f = 4\pi^2 M/T_f^2 = 10\ 881$ kN/m。二类场地罕遇地震波能量谱 $V_E = 150$ cm/s。由式(7)计算隔震层基准位移 $\delta_0 = 95.5$ cm;由式(8)计算基准剪力系数 $\alpha_0 = 0.240$ 。

2) 由于优化目标设定为同时考虑位移和剪力,以剪力为主,故加权系数设定为 $a = 0.3, b = 0.7$ 。

由式(34)计算优化系数 $B = 1.143$ 。

3) 由式(32)计算隔震层位移响应比 $R_{A,\Delta} = 0.247$,由此计算最大位移预测值 $\delta_{\max,\Delta} = \delta_0 R_{D,\Delta} = 23.6$ cm;由式(36)计算隔震层总剪力响应比 $R_{A,\Delta} = 0.406$,由此计算隔震层总剪力系数预测值 $\alpha_{1,\Delta} = \alpha_0 R_{A,\Delta} = 0.098$ 。

4) 由 LNR600 支座的几何力学信息计算水平位移限值 $[u_{hi}] = \min[33, 36.6] = 33$ cm $> \delta_{\max,\Delta} = 23.6$ cm,满足最低设计要求,因此由式(37)初步确定黏滞阻尼器附加阻尼比为 $\zeta_{d,\Delta} = 0.46$,再利用 $c_d = 4\pi M \zeta_{d,\Delta} / T_f$ 计算阻尼系数 $c_d = 6\ 499$ (kN·s)/m,之后转入阻尼器配置与详细设计阶段。

表 4 上部结构设计参数

Tab. 4 Design parameters of superstructure

层数	质量/kg	刚度/(kN·m ⁻¹)
6	735 000	3 231 500
5	735 000	3 877 800
4	735 000	4 524 100
3	735 000	5 170 400
2	735 000	5 816 700
1	735 000	6 463 000

附加优化阻尼器前后基础隔震结构在人工 Kobe 波作用下的各项时程分析响应值见表 5,可见未设阻尼器时隔震层最大位移不满足最低设计要求,且首层与顶层加速度均较大。而当隔震层附加黏滞阻尼器后,地震作用下的各项位移及加速度幅值均大幅降低。图 11 为人工 Kobe 波作用下隔震层位移响应时程曲线,可以看出,设置阻尼器使隔震层位移峰值明显降低,在全时程起到了良好的控制作用。

表 5 优化设计下的结构响应

Tab. 5 Structural response under optimal design

阻尼器设置	隔震层位移/cm	隔震层总剪力系数	首层加速度/(m·s ⁻²)	顶层相对隔震层位移/cm	顶层加速度/(m·s ⁻²)
未设阻尼器	67.6	0.170	1.67	0.191	1.68
设置阻尼器	21.2	0.097	0.96	0.113	1.12

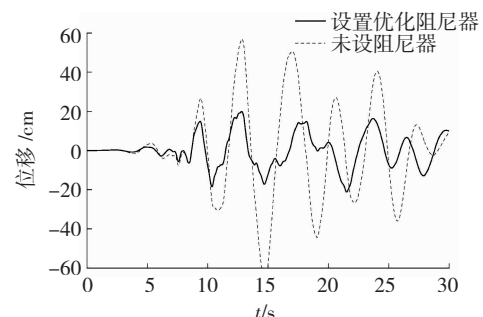


图 11 隔震层位移响应对比

Fig. 11 Comparison of displacement responses of isolation layer

基于表 3 所示组合 2 至组合 5 的 4 种优化目标,分别对该 6 层结构进行隔震层附加黏滞阻尼器优化设计。基本周期分别设计为 3.0 s 和 4.0 s,经图 10 设计流程得到的相应优化阻尼系数见表 6。利用 1.2 节的 4 条地震波对隔震层分别附加 4 种优化阻尼系数的 6 层钢框架基础隔震结构进行动力时程分析得到的隔震层位移响应比见图 12,总剪力响应比见图 13。由图 12、13 可以看出 4 种组合的隔震层最大位移和最大总剪力与基准响应量相比均大幅降低,其中组合 5 即最优剪力设计,其总剪力系数的时程分析值接近于总剪力系数预测式曲线的极小值。组合 2 至组合 4 则因优化阻尼量的减小而使隔震层总剪力系数相应减小、位移幅值增大,与表 3 中的优化目标基本对应。由图 12、13 中时程分析值和预测式曲线的对比可知,本文预测法能够较准确地预测附加优化阻尼系数后的隔震层最大位移和最大总剪力的上限值,可用于优化设计响应安全性评价。

■人工 Kobe $T=4$ s •人工 Taft $T=4$ s ▲人工 El Centro $T=4$ s ▼Hachinohe $T=4$ s
□人工 Kobe $T=3$ s ○人工 Taft $T=3$ s △人工 El Centro $T=3$ s ▽Hachinohe $T=3$ s

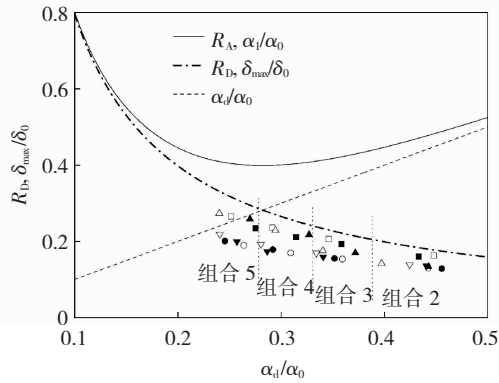


图 12 优化设计位移响应比

Fig. 12 Displacement response ratio in optimal design

■人工 Kobe $T=4$ s •人工 Taft $T=4$ s ▲人工 El Centro $T=4$ s ▼Hachinohe $T=4$ s
□人工 Kobe $T=3$ s ○人工 Taft $T=3$ s △人工 El Centro $T=3$ s ▽Hachinohe $T=3$ s

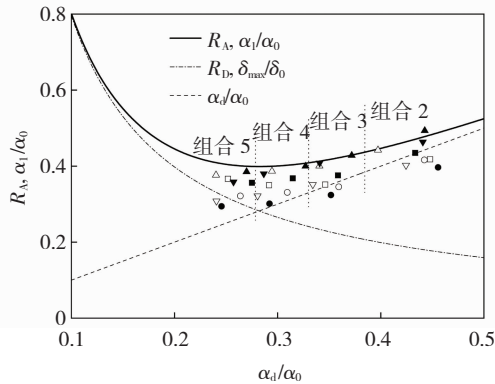


图 13 优化设计总剪力响应比

Fig. 13 Total shear response ratio in optimal design

表 6 不同组合下的优化阻尼系数

基本周期/s	combinations			
	组合 2	组合 3	组合 4	组合 5
3.0	14 132	1 053	8 665	7 105
4.0	10 599	7 896	6 499	5 329

4 结 论

提出了基础隔震层附加黏滞阻尼器结构基于地震结束时刻能量平衡方程的地震响应预测法,并提出根据隔震层位移与剪力设计侧重需求确定黏滞阻尼器阻尼系数的优化设计方法,通过动力时程分析和设计实例对所提方法有效性进行验证,结论如下:

1) 基于地震结束时刻能量平衡方程的响应预测方法能够快速准确地预测隔震层附加黏滞阻尼器基础隔震结构隔震层响应的上限值,具有较好的包容性,且附加阻尼越大预测精度越好。

2) 提出的阻尼量与附加阻尼比的换算关系式能够基本描述地震下二者之间的关系,可用于地震响应预测与设计中的阻尼量和附加阻尼比的确定。

3) 所提设计法经两步计算即可确定所需优化阻尼系数。优化阻尼系数和地震响应预测式均适合手算,可满足中低层基础隔震结构前期设计需求。

4) 本文旨在研究并发展隔震结构基于能量平衡的设计方法,主要以规则对称的中低层剪切型基础隔震结构为分析模型进行了研究,并以附加黏滞阻尼器后的隔震层响应作为主要设计研究对象。对于上部结构为平面不对称等不规则形式以及高阶振型响应特性对响应预测与设计的影响等问题仍需进一步研究。

参 考 文 献

- [1] 日本建筑学会. 隔震结构设计[M]. 北京:地震出版社,2006:3
Architectural Institute of Japan. Recommendation for the design of base isolated buildings[M]. Beijing: Seismological Press, 2006:3
- [2] 秋山宏. 基于能量平衡的建筑物抗震设计[M]. 北京:清华大学出版社,2010:105
AKIYAMA H. Earthquake-resistant design method for buildings based on energy balance[M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2010:105
- [3] PROVIDAKIS C P. Effect of LRB isolators and supplemented viscous dampers on seismic isolated buildings under near fault excitations[J]. Engineering Structures, 2008, 30 (5): 1187. DOI: 10. 1016/j. engstruct. 2007. 07. 020
- [4] PROVIDAKIS C P. Effect of supplemental damping on LRB and FPS seismic isolators under near-fault ground motions [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2009, 29 (1): 80. DOI: 10. 1016/j. soilodyn. 2008. 01. 012

- [5] 東野さやか,北村春幸.粘性ダンパーを付与した免震構造のエネルギーの釣合に基づく応答評価法[J].日本建築学会構造系論文集,2005,70(588):79
HIGASHINO S, KITAMURA H. Energy-balance based seismic response prediction methods for seismic isolated buildings with rubber bearings and viscous dampers[J]. Journal of Structural and Construction Engineering,2005,70(588):79. DOI: 10.3130/aijs.70.79_1
- [6] 王维,裴星洙,王星星.基于能量原理的阻尼器隔震结构地震响应预测[J].世界地震工程,2011,27(4):114
WANG Wei, PEI Xingzhu, WANG Xingxing. Earthquake response prediction of a base-isolated structure with dampers based on energy concept[J]. World Earthquake Engineering,2011,27(4):114
- [7] 北村春幸.基于性能设计的建筑振动解析[M].西安:西安交通大学出版社,2004:126
KITAMURA H. Seismic response analysis methods for performance based design [M]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 2004:126
- [8] 陈瑞生,吴进标,刘彦辉,等.黏滞阻尼器-基础隔震混合体系优化研究[J].振动与冲击,2020,39(11):93
CHEN Ruisheng, WU Jinbiao, LIU Yanhui, et al. Optimization research for base-isolated structures with fluid viscous dampers[J]. Journal of Vibration and Shock,2020,39(11):93. DOI:10.13465/j.cnki.jvs.2020.11.012
- [9] 王明旭,陈国平.基于结构能量准则的阻尼器位置及参数优化[J].振动、测试与诊断,2011,31(6):754
WANG Mingxu, CHEN Guoping. Optimization on placement and parameters of damping design using energy criterion[J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis,2011,31(6):754. DOI:10.16450/j.cnki.issn.1004-6801.2011.06.001
- [10] 李钢,翟子杰,余丁浩.一种高效的阻尼器优化设计方法[J].建筑科学与工程学报,2020,37(5):51
LI Gang, ZHAI Zijie, YU Dinghao. An efficient optimal design method for dampers [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering,2020,37(5):51. DOI:10.19815/j.jace.2019.05106
- [11] 裴星洙,王佩.框架-摇摆墙结构阻尼优化设计方法研究[J].振动与冲击,2014,33(24):112
PEI Xingzhu, WANG Pei. Damping optimization design method of a frame-rocking wall structure[J]. Journal of Vibration and Shock, 2014,33(24):112. DOI:10.13465/j.cnki.jvs.2014.24.019
- [12] 裴星洙,邱吉祥,伏恬甜.基于能量法的调谐黏性质量阻尼器地震响应预测式研究[J].振动与冲击,2017,36(19):29
PEI Xingzhu, QIU Jixiang, FU Tiantian. Optimization design method for tuned viscous mass dampers based on the energy balance principle [J]. Journal of Vibration and Shock,2017,36(19):29. DOI:10.13465/j.cnki.jvs.2017.19.005
- [13] 裴星洙,王维,王星星.基于能量原理的隔震结构地震响应预测法研究[J].工程力学,2011,28(7):66
PEI Xingzhu, WANG Wei, WANG Xingxing. Earthquake response prediction of isolated structures based on energy principle [J]. Engineering Mechanics,2011,28(7):66
- [14] PAN Chao, ZHANG Ruifu, LUO Hao, et al. Target-based algorithm for baseline correction of inconsistent vibration signals [J]. Journal of Vibration and Control,2018,24(12):2562. DOI: 10.1177/1077546316689014
- [15] PAN Chao, ZHANG Ruifu, LUO Hao, et al. Baseline correction of vibration acceleration signals with inconsistent initial velocity and displacement [J]. Advances in Mechanical Engineering,2016,8(10):1. DOI:10.1177/1687814016675534
- [16] 建筑隔震设计标准:GB/T 51408—2021[S].北京:中国计划出版社,2021
Standard for seismic isolation design of building: GB/T 51408—2021[S]. Beijing: China Planning Press,2021

(编辑 赵丽莹)