

拉索放大阻尼墙系统跨层布置结构的 计算模型与减震效应

陈胜权, 刘文光, 尚峰, 许浩

(上海大学力学与工程科学学院, 上海 200444)

摘要: 提出了将拉索连接位移放大型阻尼墙系统跨层布置的耗能减震结构体系。根据拉索连接位移放大型阻尼墙系统的构造形式, 分析了装置的变形和受力特点, 提出了该减震装置的阻尼力及耗能理论公式。建立了简化数值模型, 对影响结构性指标的参数进行了具体分析, 采用定点理论对拉索式阻尼系统进行了最优参数设计, 并且推导了耗能变形放大率公式量化阻尼增效程度。对建立的某 30 层混凝土框架核心筒结构进行了地震时程响应分析, 通过对比放大型阻尼墙层间布置和拉索连接放大型阻尼墙跨层布置这 3 种阻尼墙布置方案的减震效率, 发现将拉索连接位移放大型阻尼墙系统跨层布置具有更优的减震效果。

关键词: 放大型阻尼墙; 拉索支撑; 跨层布置; 高层建筑; 减震效率; 地震响应

中图分类号: TU352.1 文献标志码: A 文章编号: 1004-4523(2025)05-1087-12

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2025.05.020

Computational model and damping effect of cross-layer cable-bracing displacement amplification damping wall system

CHEN Shengquan, LIU Wenguang, SHANG Feng, XU Hao

(School of Mechanics and Engineering Science, Shanghai University, Shanghai 200444, China)

Abstract: A structural system for energy dissipation and shock absorption with displacement amplification damping walls across multiple stories is presented. According to structural characteristics of the cable-bracing displacement amplification damping wall, the deformation and force characteristics of the device were analyzed, and presented theoretical formulations for the cable-type damping wall system's damping force and energy dissipation. The simplified numerical model was established, the parameters that affect the structural performance indicators were analyzed in detail, the fixed-point theory was used to design the optimal parameters of the cable-type damping system, and the energy-dissipating deformation magnification equation was derived to quantify the degree of damping efficiency. A 30-story concrete frame core tube was analyzed for the seismic time-history analysis, though the vibration absorption efficiency of the three damping wall layout schemes of displacement amplification damping wall installed in single story and cable-bracing displacement amplification damping wall system installed in multi-story were compared, it is found that the cable-bracing displacement amplification damping wall system installed in multi-story has a better shock-absorption effect.

Keywords: displacement amplification damping wall; cable-bracing; cross-layer arrangement; high-rise building; seismic mitigation efficiency; seismic response

建筑结构在地震等自然灾害作用下产生的不利振动会造成结构自身性能退化严重, 以及带来舒适性和安全性等问题。因此, 需要采取一定的工程措施, 如在建筑结构中安装耗能减震系统, 通过附加的耗能装置消散地震能量, 提升建筑结构的抗震防灾性能。近年来, 黏滞阻尼墙的易操作性及阻尼增益

的优势被广泛研究并应用于土木工程结构中^[1-2]。

黏滞阻尼墙一般布置在楼层相对位移变形较大处以减小结构的地震响应^[3]。由于某些特定结构本身的层间位移相对较小, 如高层结构等, 会导致普通阻尼墙的减震效率低, 甚至无法启动^[4]。而附加位移放大装置可以将结构的层间位移放大, 从而提升阻

尼装置的减震效果。国内外诸多学者均对位移放大装置进行了研究。CONSTANTINO等^[5]提出了基于连杆连接的位移放大型阻尼器,并进行了大型钢模型结构的振动台试验。ŞIGAHER等^[6]进一步提出了剪刀型阻尼器的安装方式,该安装方式可以有效地放大层间位移,并且所占安装空间小。WATAKABE等^[7]提出了管式位移放大型黏弹性阻尼器,该阻尼装置能更有效地抑制结构动力响应。ALY等^[8]提出了基于杠杆位移放大机构的磁流变阻尼器,研究结果表明这种位移放大型装置可以有效地发挥阻尼器的性能。刘文光等^[9]提出了将增位型黏滞阻尼墙进行跨层布置,研究表明将该阻尼装置跨层布置进一步提高了结构减震控制效果。目前阻尼器大部分的支撑构件都是刚性杆件,这会引入装置平面外变形甚至失稳,受压后屈曲等问题,因此考虑将柔性连接单元运用到连接支撑中。PALL^[10]提出了利用拉索连接的摩擦装置,其原理是通过拉索传递位移,摩擦装置相对滑动进行耗能。MUALLA等^[11]将摩擦装置利用拉索倒V形安装,通过试验证明了该拉索系统可以显著减少结构的动力响应。KURATA等^[12]设计了拉索连接中心摩擦耗能构件,结构的层间相对位移通过拉索带动两个钢板转子朝相反方向运动,通过转子间的摩擦作用起到耗能减震的作用。池沛等^[13]提出了一种自复位摩擦耗能拉索支撑,该支撑将自复位耗能装置和拉索串联,降低结构的初始刚度,从而降低结构的地震响应。薛松涛等^[14]提出了拉索式惯容系统的跨层优化,研究发现将惯容系统跨层布置的减震效果优于层间布置。

对于层间位移较小的特定结构,虽然附加位移放大装置阻尼墙可以提高其减震性能,但耗能能力仍有待提升,同时阻尼器布置数量过多会影响结构的正常使用功能以及增加工程造价。若将放大型阻尼墙跨层布置,将会占用较大的安装空间,并且装置尺寸过大会导致实际工程施工较为困难。将位移放大型阻尼墙通过拉索跨层布置,可将层间位移进一步放大,提高耗能能力,并且拉索支撑具有易于安装、占用空间小、无需改变主体结构建造方式、维护方便等优势,可以提供充足的安装空间并且便于施工,同时可以减少阻尼装置的使用数量,提高阻尼器的布置效率和经济性。

本文将拉索支撑与位移放大型阻尼墙相结合,提出了拉索连接位移放大型阻尼墙系统,进行了理论分析,并构建力学模型,分析了拉索式阻尼系统设计参数的影响;基于定点理论进行优化设计,并且推导了耗能变形放大率方程量化阻尼增效程度。最

后,通过有限元模型算例,分析了不同拉索式阻尼系统跨层布置方案对减震效果的影响。

1 CADWM 装置介绍与理论分析

1.1 CADWM 装置介绍

本文介绍了一种拉索连接位移放大型阻尼墙系统并跨层布置(cable-bracing displacement amplification damping wall system installed in multi-story, CADWM),如图1所示,该系统由黏滞阻尼墙单元、位移放大装置、滑轮单元及拉索调谐单元组成。第*i*层为位移放大型黏滞阻尼墙安装层,第*m*层为滑轮锚固层,第*a*层为拉索端部锚固层,其中*a-m* ≥ 1。

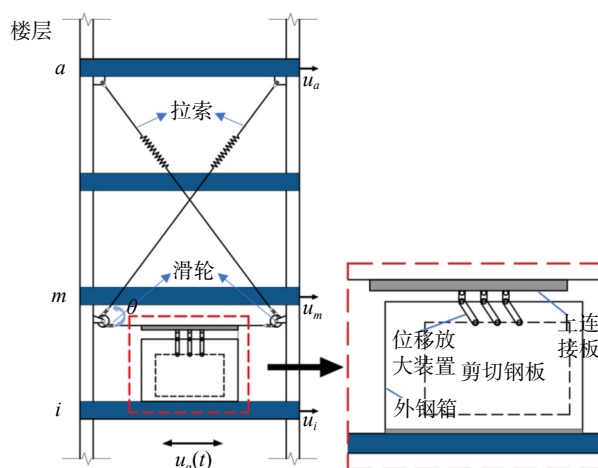


图1 CADWM 工作原理图

Fig. 1 Working principle diagram of CADWM

拉索单元上部与上层楼板锚固,下部与放大型阻尼墙上连接板连接,通过两端滑轮转动传递层间位移。当结构发生侧向位移时,布置拉索单元的层间位移为 $u_a - u_m$,则拉索单元的伸长总量为 $(u_a - u_m)\cos\theta$,即阻尼墙上连接板的位移, $u_g(t)$ 为地面位移。通过附加在阻尼墙上的位移放大装置,将上连接板的位移放大后再施加在剪切钢板上,使其发生水平位移为 $\eta(u_a - u_m)\cos\theta$ (η 为位移放大装置的放大系数),放大钢板两端的相对速度,从而提高阻尼墙的耗能能力。

1.2 CADWM 理论分析

当结构产生层间位移 $u(t)$ 时,假设结构是每一层刚度都相同的理想模型,安装拉索单元的层间位移 $u_c(t) = nu(t)$,则阻尼墙上连接板的位移为:

$$u_i(t) = nu(t)\cos\theta \quad (1)$$

式中, n 为拉索单元的跨层数量; θ 为拉索与水平面的夹角。

同时滑轮会发生转动 $\varphi(t)$, 如图 2 所示, 拉索的总伸长量与滑轮转动带来的拉索轴向变化量之差是拉索单元的伸长量, 图中用 Δl 表示:

$$\Delta l = u_c(t) \cos \theta - \varphi(t)R \quad (2)$$

式中, R 为滑轮的半径。

根据拉索和结构层间位移之间的变形关系可知, CADWM 作用于结构上的力为:

$$F_c = k_c [u_c(t) \cos \theta - \varphi(t)R] \quad (3)$$

式中, $k_c = 2k_0$ 为拉索的等效刚度, 其中 k_0 为拉索的初始刚度。

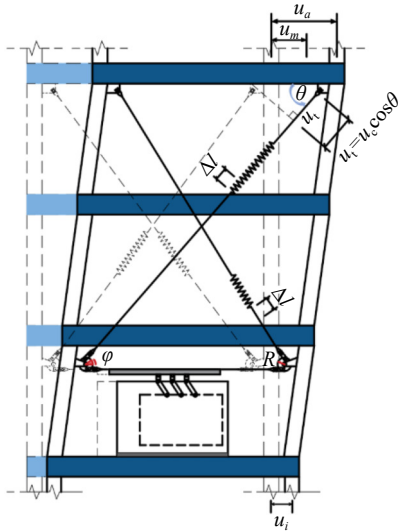


图 2 CADWM 位移关系图

Fig. 2 Displacement relationship diagram of CADWM

普通黏滞阻尼墙 (viscous damping wall, VDW) 的计算模型可采用简化的 Maxwell 模型表达^[15]:

$$F_d(t) = c_\alpha |\dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\dot{u}) \quad (4)$$

式中, F_d 为阻尼力; c_α 为阻尼系数; α 为阻尼指数; \dot{u} 为剪切钢板的速度; $\operatorname{sgn}(\cdot)$ 为符号函数。

普通黏滞阻尼墙的耗能为:

$$E_d = F_d(t) \cdot u \quad (5)$$

对于位移放大型黏滞阻尼墙 (displacement amplification damping wall, DADW), 放大系数为 η , 阻尼墙剪切钢板的位移和速度分别为 $u' = \eta u$ 和 $\dot{u}' = \eta \dot{u}$, 代入式 (4) 和 (5), 得到位移放大型阻尼墙剪切钢板的作用力为:

$$F_{\eta}(t) = c_\alpha |\eta \dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\eta \dot{u}) = \eta^\alpha c_\alpha |\dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\dot{u}) \quad (6)$$

则 DADW 的阻尼力和耗能公式分别为:

$$F_{d\eta}(t) = \eta F_{\eta}(t) = \eta^{1+\alpha} c_\alpha |\dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\dot{u}) \quad (7)$$

$$E_{d\eta}(t) = F_{\eta}(t) \cdot u' = \eta^\alpha c_\alpha |\dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\dot{u}) \cdot \eta u = \eta^{1+\alpha} c_\alpha |\dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\dot{u}) \cdot u \quad (8)$$

对于 CADWM (放大系数为 η) 跨层布置, 在假设每层刚度相同的情况下, 层间位移相同, 阻尼墙剪切钢板的位移和速度分别为 $u^* = n \cos \theta \cdot \eta u$ 和 $\dot{u}^* = n \cos \theta \cdot \eta \dot{u}$ 。得到 CADWM 剪切钢板的作用力为:

$$\begin{aligned} F_{c\eta}(t) &= c_\alpha |\eta \dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\eta \dot{u}) = \\ &= \eta^\alpha c_\alpha |n \dot{u} \cos \theta|^\alpha \operatorname{sgn}(n \dot{u} \cos \theta) = \\ &= \eta^\alpha n^\alpha \cos^\alpha \theta c_\alpha |\dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\dot{u}) \end{aligned} \quad (9)$$

则 CADWM 的阻尼力和耗能公式分别为:

$$F_{cd\eta}(t) = \eta F_{c\eta}(t) = \eta^{1+\alpha} n^\alpha \cos^\alpha \theta c_\alpha |\dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\dot{u}) \quad (10)$$

$$\begin{aligned} E_{cd\eta}(t) &= F_{c\eta}(t) \cdot u^* = \\ &= \eta^\alpha n^\alpha \cos^\alpha \theta c_\alpha |\dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\dot{u}) \cdot n \cos \theta \cdot \eta u = \\ &= \eta^{1+\alpha} n^{1+\alpha} \cos^{1+\alpha} \theta \cdot c_\alpha |\dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\dot{u}) \cdot u \end{aligned} \quad (11)$$

定义 γ 为 CADWM 阻尼力的放大系数、 ψ 为 CADWM 耗散能量的放大系数, 则 γ 和 ψ 分别表示为:

$$\begin{aligned} \gamma &= \frac{F_{cd\eta}(t)}{F_d(t)} = \frac{\eta^{1+\alpha} n^\alpha \cos^\alpha \theta \cdot c_\alpha |\dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\dot{u})}{c_\alpha |\dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\dot{u})} = \\ &= \eta^{1+\alpha} n^\alpha \cos^\alpha \theta \end{aligned} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \psi &= \frac{E_{cd\eta}(t)}{E_d(t)} = \frac{\eta^{1+\alpha} n^{1+\alpha} \cos^{1+\alpha} \theta \cdot c_\alpha |\dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\dot{u}) \cdot u}{c_\alpha |\dot{u}|^\alpha \operatorname{sgn}(\dot{u}) \cdot u} = \\ &= \eta^{1+\alpha} n^{1+\alpha} \cos^{1+\alpha} \theta \end{aligned} \quad (13)$$

由式 (12) 和 (13) 可知, CADWM 的阻尼力和耗能能力分别是 VDW 的 $\eta^{1+\alpha} n^\alpha \cos^\alpha \theta$ 和 $\eta^{1+\alpha} n^{1+\alpha} \cos^{1+\alpha} \theta$ 倍, DADW 的 $n^\alpha \cos^\alpha \theta$ 和 $n^{1+\alpha} \cos^{1+\alpha} \theta$ 倍。如图 3 所示, CADWM 的滞回曲线较 DADW 更为饱满, 说明 CADWM 的耗能能力更加出色。图 4(a) 和 (b) 分别为耗能放大系数 ψ 与拉索布置角度 θ 和放大倍数 η 之间的关系。从图 4(a) 中可以看出, 耗能放大系数随拉索布置角度的增大呈减小趋势, 拉索支撑的最大传递系数为 1, 因为位移放大型阻尼墙本身就具有较好的阻尼增益

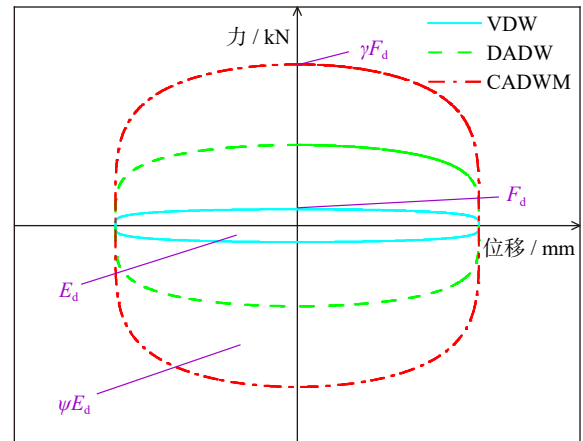


图 3 理论滞回曲线对比

Fig. 3 Comparison of theoretical hysteresis curves

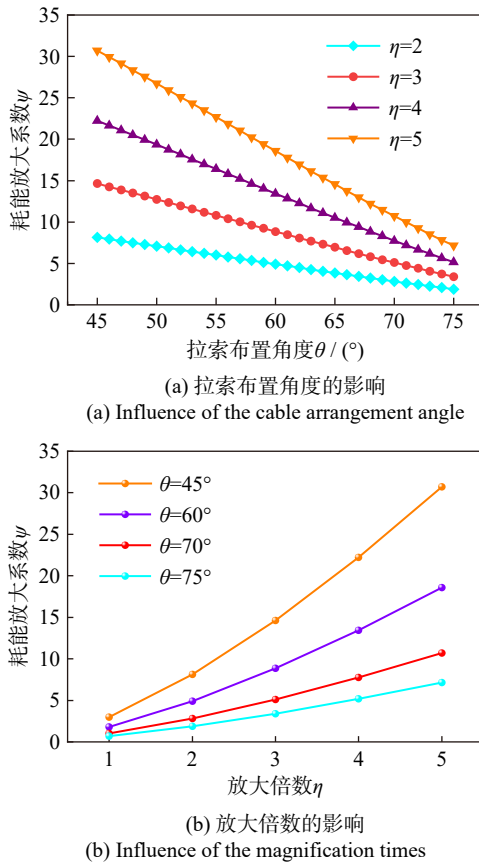


图4 拉索布置角度和放大倍数影响因素

Fig. 4 Influence factors of the cable arrangement angle and magnification times

效果,可以在一定程度上放大大位移,拉索支撑带来的位移转换系数变化侧重于实际工程中拉索支撑的调节性与适用性。从图4(b)中可以看出,随着放大倍数的提高,耗能放大系数也随之增加。

在CADWM内部,由式(3)和(10)可得,滑轮两端满足力的平衡:

$$k_c[u_c(t)\cos\theta - \varphi(t)R]\eta^{1+\alpha}\cos^\alpha\theta \cdot c_\alpha|\dot{u}_c|^\alpha \operatorname{sgn}(\dot{u}_c) \quad (14)$$

其中,忽略拉索轴向变形, $\dot{u}_c(t)$ 可表示为 $\dot{\varphi}(t)R$ 。 $\alpha > 1$ 时,VDW通常不应用于抗震设计中; $\alpha < 1$ 时称为非线性VDW; $\alpha = 1$ 时称为线性VDW,即阻尼力和相对速度成正比。 $\alpha < 1$ 时表现为非线性,主要影响的是阻尼器的出力; $\alpha = 1$ 是黏滞阻尼器的一种特殊情况,可以用来描述阻尼在整个系统的减震机理^[16]。本文理论模型采用等效线性化方法即 $\alpha = 1$ 线性VDW进行分析。

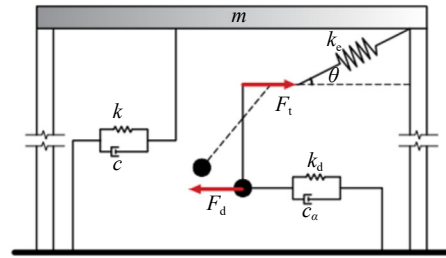
1.3 CADWM理论模型

拉索连接位移放大型阻尼墙系统的简化数值模

$$A = \begin{bmatrix} c & 0 & m & 0 \\ 0 & \eta^2 c_\alpha R^2 \cos\theta & 0 & 0 \\ m & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad \bar{X} = \begin{bmatrix} u \\ \varphi \\ \dot{u} \\ \dot{\varphi} \end{bmatrix}, \quad \dot{\bar{X}} = \begin{bmatrix} \dot{u} \\ \dot{\varphi} \\ \ddot{u} \\ \ddot{\varphi} \end{bmatrix},$$

型如图5所示。

图5中, m 为楼层质量; c 为楼层阻尼; k 为楼层刚度; k_d 为阻尼墙的内部刚度,一般可忽略不计; F_t 为地震力; $\ddot{u}_g(t)$ 为地面加速度; $u_c(t)$ 、 $\dot{u}_c(t)$ 和 $\ddot{u}_c(t)$ 分别为安装拉索单元的层间位移、速度和加速度; $\varphi(t)$ 、 $\dot{\varphi}(t)$ 和 $\ddot{\varphi}(t)$ 分别为滑轮单元的角位移、角速度和角加速度。

图5 CADWM简化数值模型
Fig. 5 Simplify numerical model of CADWM

根据CADWM的数值模型和工作机理,建立了CADWM结构的简化数值模型,CADWM结构在外部激励下的运动方程如下:

$$\begin{cases} m\ddot{u}_c(t) + c\dot{u}_c(t) + ku_c(t) + k_c[u_c(t)\cos\theta - \varphi(t)R]\cos\theta = -m\ddot{u}_g(t) \\ \eta^2 c_\alpha R^2 \cos\theta \cdot \dot{\varphi}(t) = k_c[u_c(t)\cos\theta - \varphi(t)R]R \end{cases} \quad (15)$$

2 CADWM参数分析

为了研究CADWM对结构振动的控制效果,本文对CADWM结构进行了参数分析,定义以下两个无量纲参数对拉索阻尼墙系统的控制性能进行描述,如表1所示。

表1 CADWM设计参数
Tab. 1 Design parameters of CADWM

设计参数	定义
$\kappa = k_c/k$	等效刚度比:拉索支撑等效刚度与结构刚度之比。
$\xi = c_\alpha/(2m\omega_0)$	名义阻尼比:阻尼单元的附加阻尼比,其中 $\omega_0 = \sqrt{k/m}$ 为结构圆频率。

将式(15)构造成如下所示的状态方程:

$$A\dot{\bar{X}} + B\bar{X} = F \quad (16)$$

其中:

$$B = \begin{bmatrix} k + k_c \cos^2 \theta & -k_c R \cos \theta & 0 & 0 \\ -k_c R \cos \theta & k_c R^2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -m & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, F = \begin{bmatrix} -m \ddot{u}_g(t) \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}。$$

根据上述无量纲参数, 对式 (16) 进行拉普拉斯变换:

$$\begin{bmatrix} sU \\ s^2 U \\ s\phi \\ s^2 \phi \end{bmatrix} = [3pt] \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\omega_0^2 - \kappa \omega_0^2 \cos^2 \theta & -2\zeta \omega_0 & \kappa \omega_0^2 R \cos \theta & 0 \\ \frac{\kappa \omega_0^2 R \cos \theta}{2\eta^2 R^2 \cos \theta \cdot \omega_0 \xi} & 0 & \frac{-\kappa \omega_0^2 R^2}{2\eta^2 R^2 \cos \theta \cdot \omega_0 \xi} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U \\ sU \\ \phi \\ s\phi \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} U_g(s) \quad (17)$$

式中, $s = i\omega$, 其中 ω 为外部激励的圆频率; $\zeta = c/(2m\omega_0)$ 为结构的固有阻尼比; $U_g(s)$ 为外部激励的拉普拉斯变换; $U(s)$ 和 $\phi(s)$ 分别为层间位移 $u_c(t)$ 和滑轮单元角

位移 $\varphi(t)$ 的拉普拉斯变换。

基于式 (17), 经过转换可得到 $U(s)$ 和 $\phi(s)$ 的表达式:

$$U(s) = \frac{-(2s\eta^2 \cos \theta \cdot \omega_0 \xi + \kappa \omega_0^2) U_g(s)}{2s^3 \eta^2 \cos \theta \cdot \omega_0 \xi + s^2 (\kappa + 4\eta^2 \cos \theta \cdot \zeta \xi) \omega_0^2 + 2s (\eta^2 \cos^3 \theta \cdot \xi \kappa + \eta^2 \cos \theta \cdot \xi + \kappa \zeta) \omega_0^3 + \kappa \omega_0^4} \quad (18)$$

$$\phi(s) = \frac{-\kappa \omega_0^2 \cos \theta \cdot U_g(s)}{2s^3 \eta^2 R \cos \theta \cdot \omega_0 \xi + s^2 (\kappa R + 4\eta^2 R \cos \theta \cdot \xi \zeta) \omega_0^2 + 2s (\zeta \kappa R + \eta^2 R \cos \theta \cdot \xi + \kappa \eta^2 R \cos^3 \theta \cdot \xi) \omega_0^3 + \kappa \omega_0^4 R} \quad (19)$$

则结构和阻尼单元的位移相对于地面激励加速度的传递函数为:

$$H_U(i\omega) = \frac{-(\kappa \omega_0^2 + 2\omega \eta^2 \cos \theta \cdot \omega_0 \xi i)}{-2\omega^3 \eta^2 \cos \theta \cdot \omega_0 \xi i - \omega^2 (\kappa + 4\eta^2 \cos \theta \cdot \zeta \xi) \omega_0^2 + 2\omega (\eta^2 \cos^3 \theta \cdot \xi \kappa + \eta^2 \cos \theta \cdot \xi + \kappa \zeta) \omega_0^3 i + \kappa \omega_0^4} \quad (20)$$

$$H_\phi(i\omega) = \frac{-\kappa \omega_0^2 \cos \theta \cdot R}{-2\omega^3 \eta^2 R \cos \theta \cdot \omega_0 \xi i - \omega^2 (\kappa R + 4\eta^2 R \cos \theta \cdot \xi \zeta) \omega_0^2 + 2\omega (\zeta \kappa R + \eta^2 R \cos \theta \cdot \xi + \kappa \eta^2 R \cos^3 \theta \cdot \xi) \omega_0^3 i + \kappa \omega_0^4 R} \quad (21)$$

为了控制结构峰值位移响应, 引入外部激励与结构自振频率比 $\beta = \omega/\omega_0$, 将 $s = i\beta\omega_0$ 代入式 (20) 中,

可得该拉索阻尼墙减震体系层间位移 $u_c(t)$ 对地面激励加速度 $\ddot{u}_g(t)$ 幅频特性的表达式为:

$$T(\beta, \zeta, \xi, \kappa) = \left[\frac{\frac{\kappa^2}{\omega_0^4} + \frac{4\beta^2 \eta^4 \cos^2 \theta \cdot \xi^2}{\omega_0^4}}{4\beta^2 (\eta^2 \cos^3 \theta \cdot \xi \kappa + \eta^2 \cos \theta \cdot \xi + \kappa \zeta - \beta^2 \eta^2 \cos \theta \cdot \xi)^2} + (\kappa - \kappa \beta^2 - 4\beta^2 \eta^2 \cos \theta \cdot \zeta \xi)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (22)$$

由图 6 可知, 当频率比较低时, 无论三个影响参数如何变化, 该体系的幅频响应几乎不变。当频率比接近于 1 时, 随着三个影响参数在一定数值范围内的增大, 幅频响应峰值明显降低, 最终趋于某一最优值。在位移频响函数中, 刚度比从 1 增大到无穷时, $\kappa \geq 5$ 时的位移传递系数和无穷时的传递系数非常接近, 此时拉索阻尼系统已经可以充分发挥作用。与刚度比和固有阻尼比相比, 附加阻尼比变化引起的位移传递系数峰值的降低程度最为显著。

3 最优参数设计

如图 6(b) 所示, 无论附加阻尼比 ζ 如何变化, 所有的传递函数曲线都会经过两个固定点, 这说明这两个固定点的位置与 ζ 的选取无关, 仅与给定的支撑刚度和阻尼器参数有关。忽略结构阻尼, 式 (22) 可以整理并改写成:

$$T^2(\beta) = \frac{\frac{\kappa^2}{\omega_0^4} + \frac{4\beta^2 \eta^4 \cos^2 \theta \cdot \xi^2}{\omega_0^4}}{4\beta^2 (\eta^2 \cos^3 \theta \cdot \xi \kappa + \eta^2 \cos \theta \cdot \xi - \beta^2 \eta^2 \cos \theta \cdot \xi)^2} + (\kappa - \kappa \beta^2)^2 \quad (23)$$

分别将 $\zeta \rightarrow 0$ 和 $\zeta \rightarrow \infty$ 代入式 (23), 可得:

$$T_0^2(\beta) = T^2|_{\zeta \rightarrow 0} = \frac{\kappa^2}{\omega_0^4 (\kappa - \kappa \beta^2)^2} \quad (24)$$

$$T_\infty^2(\beta) = T^2|_{\zeta \rightarrow \infty} = \frac{\eta^4 \cos^2 \theta}{\omega_0^4 (\eta^2 \cos^3 \theta \cdot \kappa + \eta^2 \cos \theta - \beta^2 \eta^2 \cos \theta)^2} \quad (25)$$

点 $P(\beta = 0)$ 代表的是静力响应, 此时无论 ζ 如何

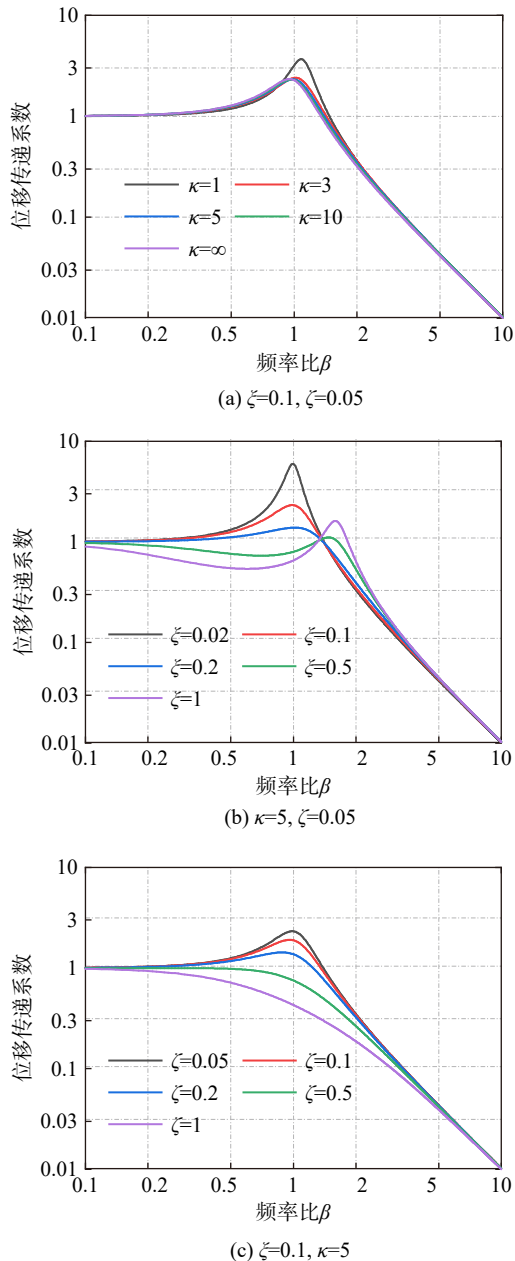


图6 CADWM体系的位移传递函数

Fig. 6 Displacement transfer function of CADWM system

取值, 由于速度为 0, CADWM 都不会产生阻尼力。在给定支撑刚度和阻尼器参数时, 所有的传递函数曲线都会通过另一个固定点 Q, 所以式 (24)、(25) 描述的两条传递函数曲线在固定点 Q 处取值相同, 可得固定点 Q 的位置为:

$$\beta_Q = \sqrt{\frac{\kappa \cos^2 \theta + 2}{2}} \quad (26)$$

3.1 优化刚度比

CADWM 中的刚度比需要合理选择, 将式 (26) 和 $\beta = 0$ 代入式 (24) 可以得到两固定点处的传递函数幅值, 由于所有传递函数曲线都会通过这两固定点, 则传递函数最小时的一个必要条件是 P、Q 两点处的幅值相同, 可得设计的最优刚度比为:

$$\kappa_{\text{opt}} = \frac{2}{\cos^2 \theta} \quad (27)$$

3.2 优化阻尼比

传递函数在固定点处导数值为零, 直接对传递函数求导十分复杂, 为简化起见, 最优 CADWM 阻尼比通过对传递函数的平方求导得到:

$$\frac{\partial T^2(\beta)}{\partial \beta^2} \Big|_{\beta^2 = \beta_Q^2} = \frac{\partial \left(\frac{u(\beta^2)}{v(\beta^2)} \right)}{\partial \beta^2} \Big|_{\beta^2 = \beta_Q^2} = 0 \quad (28)$$

分别对 $u(\beta^2)$ 和 $v(\beta^2)$ 求导, 可得:

$$\frac{\partial u(\beta^2)}{\partial \beta^2} = \frac{4\eta^4 \cos^2 \theta \cdot \xi^2}{\omega_0^4} \quad (29)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial v(\beta^2)}{\partial \beta^2} = & 4(\eta^2 \cos^3 \theta \cdot \xi \kappa + \eta^2 \cos \theta \cdot \xi - \beta^2 \eta^2 \cos \theta \cdot \xi)^2 - \\ & 8\beta^2 \eta^2 \cos \theta \cdot \xi (\eta^2 \cos^3 \theta \cdot \xi \kappa + \eta^2 \cos \theta \cdot \xi - \\ & \beta^2 \eta^2 \cos \theta \cdot \xi) - 2\kappa(\kappa - \kappa\beta^2) \end{aligned} \quad (30)$$

将式 (29)、(30) 代入式 (28), 求解可得最优 CADWM 阻尼比 ξ_{opt} 为:

$$\xi_{\text{opt}} = \frac{1}{\sqrt{2} \cos^3 \theta \cdot \eta^2} \quad (31)$$

表 2 中给出了拉索布置角度 θ 所对应的 CADWM 体系最优刚度比 κ_{opt} 及其对应的最优阻尼比 ξ_{opt} 。

表 2 拉索布置角度 θ 所对应的最优参数Tab. 2 Optimal parameters corresponding to the cable arrangement angle θ

拉索布置 角度 $\theta / (^\circ)$	最优刚度 比 κ_{opt}	最优阻尼 比 ξ_{opt}	最优刚度 比比值	最优阻尼 比比值
45	4.00	0.22	1.00	1.00
50	4.84	0.30	1.21	1.36
55	6.08	0.42	1.26	1.40
60	8.00	0.63	1.32	1.50
65	11.20	1.04	1.40	1.65

由表 2 可知, 随着拉索布置角度 θ 的增加, 最优刚度比和最优阻尼比明显增加, 相邻两个 θ 对应的最优刚度比比值和最优阻尼比比值也在增加。

当 $\theta = 65^\circ$ 时, 最优阻尼比为 1.04, 接近临界阻尼比 1, 结合最优刚度比比值和最优阻尼比比值可知, 更优的拉索布置角度 θ 取值范围为 $\theta \geq 50^\circ$, 此时最优刚度比和最优阻尼比的增幅都是有限的, 分别控制在 5% 和 10% 以内。根据定点理论的最优刚度比和最优阻尼比的理论公式, 可以得到拉索式阻尼系统刚度比和阻尼比的设计值, 如表 3 所示。

通过这两个无量纲的参数进行 CADWM 的参数设计, 图 7 展示了系统阻尼比分别为 $\xi = 0$ 、 $\xi \rightarrow \infty$ 、任意设计参数及依据表 3 选取的设计参数所对应的传递函数。可以看出, 任意一条频响函数的曲线都

经过固定点 P、Q,由定点理论给出的设计参数使得传递函数的两个峰值等高,同时其峰值远小于任意设计参数组合时的传递函数峰值。

表3 基于定点理论的 CADWM 设计参数

设计参数	取值
刚度比 κ	6.082
阻尼比 ξ	0.423

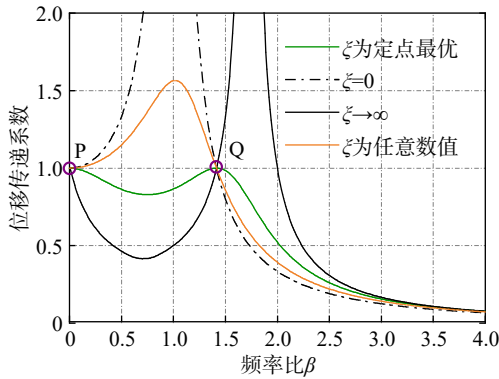


图7 最优设计参数

Fig. 7 Optimal design parameters

4 CADWM 振动特性分析

PREUMONT^[17]提出了地面加速度的平稳白噪声模型,该模型表示的地面加速度其谱密度为常数 S_0 ,即:

$$S_{\ddot{x}_g}(\omega) = S_0 \quad (32)$$

结构和阻尼单元的位移响应的方差可分别表示为:

$$E[u^2(t)] = \int_{-\infty}^{+\infty} |R_u(i\omega)|^2 S_{\ddot{x}_g}(\omega) e^{i\omega t} d\omega, \\ E[\phi^2(t)] = \int_{-\infty}^{+\infty} |R_\phi(i\omega)|^2 S_{\ddot{x}_g}(\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (33)$$

结构的位移响应函数可表示为:

$$R_u(i\omega) = H_u(i\omega) + 1 = \frac{c_1^3(i\omega) + c_2^2(i\omega) + c_3(i\omega) + c_4}{c_1^3(i\omega) + c_2^2(i\omega) + c_5(i\omega) + c_6} \quad (34)$$

其中:

$$c_1 = 2\omega_0 \xi \eta^2 \cos \theta, \quad c_2 = \omega_0^2 (\kappa + 4\xi \zeta \eta^2 \cos \theta), \\ c_3 = 2\omega_0^3 (\kappa \xi \eta^2 \cos^3 \theta + \xi \eta^2 \cos \theta + \kappa \zeta) - 2\omega_0 \xi \eta^2 \cos \theta, \\ c_4 = \kappa \omega_0^4 - \kappa \omega_0^2, \quad c_6 = \kappa \omega_0^4, \\ c_5 = 2\omega_0^3 (\kappa \xi \eta^2 \cos^3 \theta + \xi \eta^2 \cos \theta + \kappa \zeta).$$

将式(34)进一步简化,得到下式:

$$R_u(i\omega) = H_u(i\omega) + 1 = \frac{u(i\omega)}{v(i\omega)} \quad (35)$$

其中:

$$u(i\omega) = c_1^3(i\omega) + c_2^2(i\omega) + c_3(i\omega) + c_4, \\ v(i\omega) = c_1^3(i\omega) + c_2^2(i\omega) + c_5(i\omega) + c_6.$$

采用式(32)中的地面激励模型,得到下式:

$$\int_{-\infty}^{+\infty} |R_u(i\omega)|^2 S_{\ddot{x}_g}(\omega) e^{i\omega t} d\omega = S_0 \int_{-\infty}^{+\infty} |R_u(i\omega)|^2 d\omega \quad (36)$$

$|R_u(i\omega)|^2$ 可以简化成下式:

$$|R_u(i\omega)|^2 = R_u(i\omega)R_u(-i\omega) = \frac{q_u(i\omega)q_u(-i\omega)}{v(i\omega)v(-i\omega)} = \frac{g_u(i\omega)}{v(i\omega)v(-i\omega)} \quad (37)$$

其中:

$$q_u(i\omega) = c_1^3(i\omega) + c_2^2(i\omega) + c_3(i\omega) + c_4,$$

$$g_u(i\omega) = b_0^6(i\omega) + b_1^4(i\omega) + b_2^2(i\omega) + b_3,$$

$$b_0 = -c_1^2, \quad b_1 = c_2^2 - 2c_1c_3, \quad b_2 = 2c_2c_4 - c_3^2, \quad b_3 = c_4^2.$$

结构的位移响应方差推导如下式所示:

$$E[u^2(t)] = S_0 \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{g_u(i\omega)}{v(i\omega)v(-i\omega)} d\omega \quad (38)$$

根据围道积分^[18],可以得到结构的位移响应方差为:

$$E[u^2(t)] = 2\pi S_0 \frac{-c_5(c_2^2 - 2c_1c_3) + c_1(2c_2c_4 - c_3^2) - c_1c_2c_4^2/c_5}{2c_1(c_1c_6 - c_2c_5)} \quad (39)$$

同理,阻尼单元的位移响应方差可表示为:

$$E[\phi^2(t)] = 2\pi S_0 \frac{-c_5(c_2^2 - 2c_1c_5) + c_1(2c_2c_7 - c_3^2) - c_1c_2c_7^2/c_5}{2c_1(c_1c_6 - c_2c_5)} \quad (40)$$

其中:

$$c_7 = \kappa \omega_0^4 - \kappa \omega_0^2 \cos \theta.$$

拉索阻尼墙系统通过位移放大装置和拉索单元放大了阻尼单元的响应,即阻尼增效。为了量化拉索阻尼墙系统的阻尼增效程度,并且将结构阻尼比 ζ 纳入分析,从整个频域范围去理解拉索阻尼墙系统的阻尼增效程度和工作机理,定义如下耗能变形放大率 Δ ,即阻尼单元和结构位移响应均方差之比:

$$\Delta = \frac{\text{CADWM中的阻尼单元变形}}{\text{结构传递至CADWM的变形}} = \frac{RMS(\phi^2(t))}{RMS(u^2(t))} \quad (41)$$

如图8所示,随着结构阻尼比的增加,拉索阻尼系统耗能变形放大率逐渐下降,主要原因是提出的定点理论是基于无结构阻尼条件下的。随着拉索布

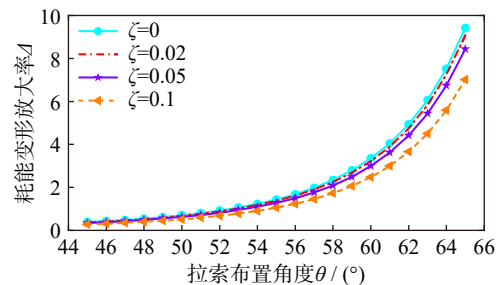


图8 耗能变形放大率变化曲线

Fig. 8 Variation curves of energy dissipation deformation magnification

置角度 θ 的增大, 结构阻尼对拉索阻尼墙系统的耗能变形放大率的影响逐渐减小, 这与大角度能够在一定程度上提升减振系统鲁棒性的结论相一致。

为探讨减振控制效果与阻尼增效的关系, 将非受控结构的位移响应均方差值定义为 $RMS_{uc}(u^2(t))$, 定义响应减振比 β_u 为:

$$\beta_u = \frac{RMS(u^2(t))}{RMS_{uc}(u^2(t))} \quad (42)$$

对公式 (41) 和 (42) 进行化简, 可得响应减振比 β_u 和耗能变形放大率 Δ 之间的简单关系式, 该方程即为阻尼增效方程:

$$\beta_u^2 \left(1 + \Delta^2 \cdot \frac{\xi}{\zeta} \right) = 1 \quad (43)$$

由式 (43) 可知, 针对指定的结构阻尼, 当拉索阻尼系统的阻尼比确定时, 响应减振比和耗能变形放大率一一对应且反相关。

5 数值分析

5.1 结构模型及减震方案

为了研究拉索连接位移放大型阻尼墙系统在建筑结构中跨层布置的减震效果, 分别建立了附加位移放大型阻尼墙层间布置 (displacement amplification damping wall installed in single story, DADWS)、附加拉索连接位移放大型阻尼墙跨两层布置 (cable-bracing displacement amplification damping wall system installed in multi-story-2, CADWM-2)、附加拉索连接位移放大型阻尼墙跨三层布置 (cable-bracing displacement amplification damping wall system installed in multi-story-3, CADWM-3) 方案。对比分析 3 种布置方案下结构在地震作用下的结构响应, 3 种阻尼墙布置方案见图 9(e)~(g), 其对应的理论滞回曲线如图 9(d) 所示。

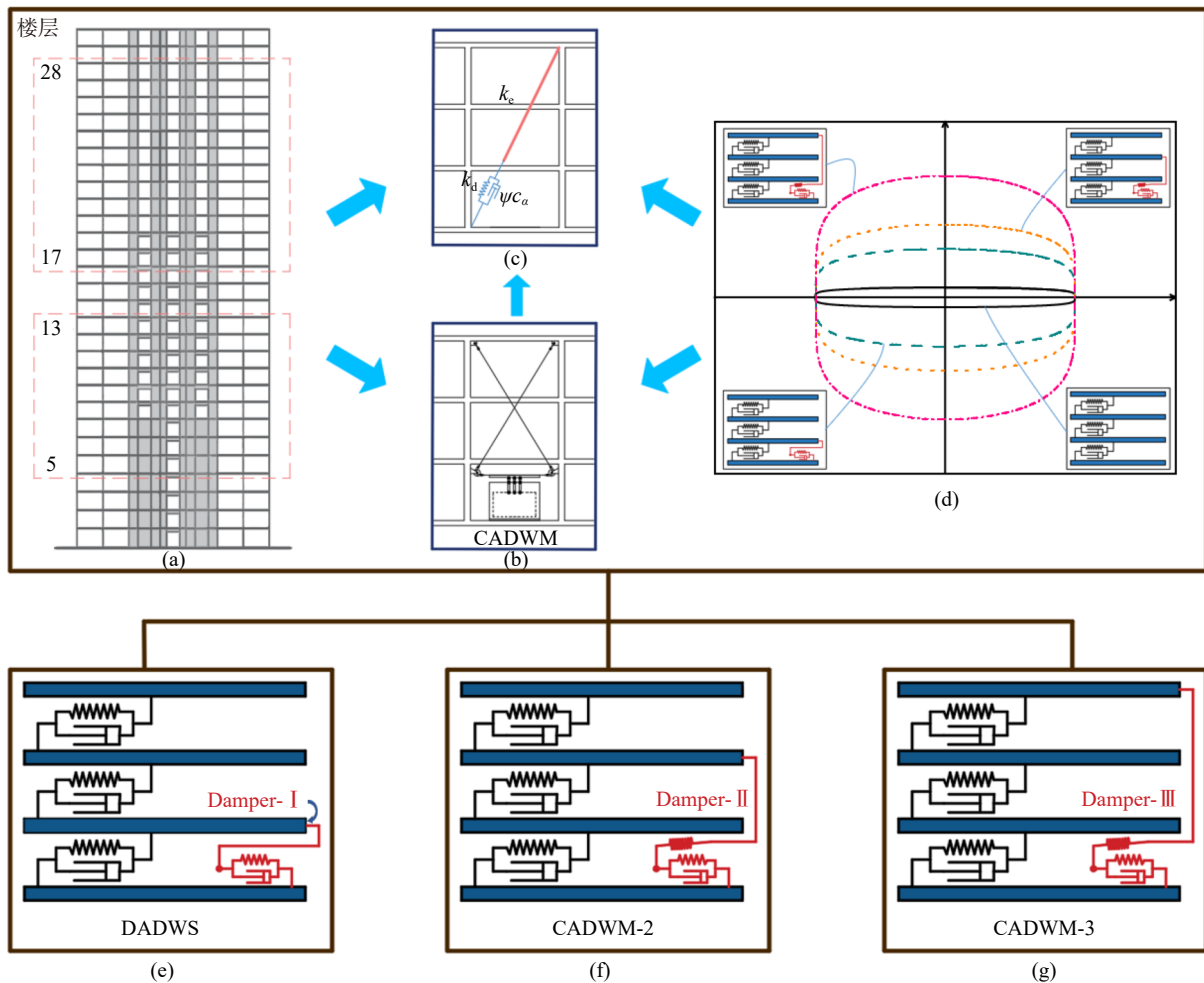


图 9 模型简化及阻尼墙布置方案

Fig. 9 Model simplification and arrangement scheme of damping wall

使用 SAP2000 软件进行有限元建模, 建立了一个 30 层的框架-剪力墙结构模型, 结构总高度为 119.4 m, 如图 9(a) 所示。剪力墙厚 200 mm, 框架梁截面尺寸为 800 mm×300 mm, 框架柱截面尺寸为 1500 mm×

1500 mm。抗震设防烈度 8 度, 场地类别为 II 类, 结构周期为 2.06 s。阻尼墙采用 Maxwell 模型分析, 相较于 $\alpha=1, \alpha < 1$ 的滞回曲线更加饱满, 其非线性主要影响的是阻尼墙的出力, 根据式 (4), 阻尼墙出力和

活动钢板剪切速度不变, 改变阻尼指数只会影响阻尼系数的大小, 因此数值计算的阻尼指数采用了工程中广泛应用的 0.45 进行结构响应分析, 其阻尼系数为 $400 \text{ kN}\cdot\text{m}^{-\alpha}\cdot\text{s}^{\alpha}$, 位移放大装置的放大系数为 3。

在 SAP2000 软件建模中, 用 Damper 连接类型来模拟黏滞阻尼墙单元, 用拉压杆来模拟拉索单元, 根据拉索连接位移放大型阻尼墙的结构特点, 考虑拉索单元与位移放大型阻尼墙单元串联布置, 如图 9(c) 所示, 其中等效拉索刚度 κ_{eq} 和阻尼系数 c_{eq} 定义为:

$$\kappa_{\text{eq}} = 2k_0, \quad c_{\text{eq}} = \psi c_{\alpha} \quad (44)$$

本文设计了 3 种阻尼墙的布置方案, DADWS、CADWM-2 和 CADWM-3, 并对比了不同布置方案下的减震效果。选取结构响应相对较大的 F5-F13 和 F17-F28 布置阻尼墙, 如图 9(a) 所示。通过控制阻尼墙的布置数量相同, 在指定楼层范围内每三层布置 X 向阻尼墙 4 个、Y 向阻尼墙 4 个, 比较阻尼墙不同布置方案的性能差异, 阻尼墙的布置位置如图 10 所示。具体的阻尼墙布置方案如表 4 所示。

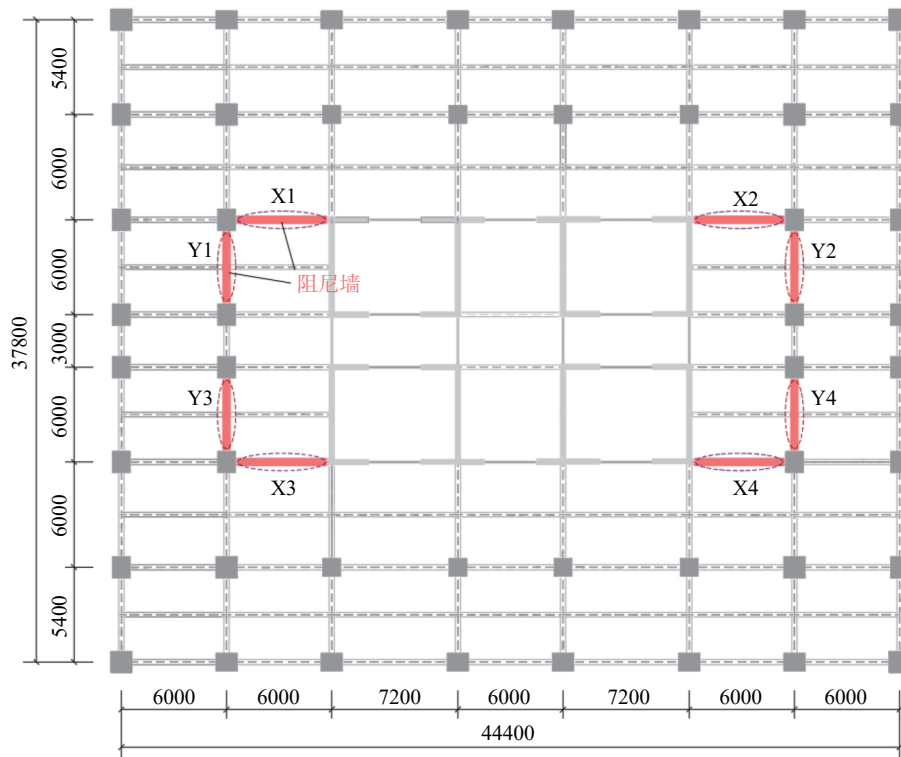


图 10 结构平面及阻尼器布置(单位: mm)

Fig. 10 Structural plan and damper arrangement (Unit: mm)

表 4 阻尼墙布置方案

Tab. 4 Arrangement scheme of damping wall

布置方案	阻尼墙型号		放大倍率	布置方式	布置个数	
	$c_{\alpha}/(\text{kN}\cdot\text{m}^{-\alpha}\cdot\text{s}^{\alpha})$	α			X向	Y向
DADWS	400	0.45	3	单层	28	28
CADWM-2	400	0.45	3	跨层	28	28
CADWM-3	400	0.45	3	跨层	28	28

5.2 地震波选取

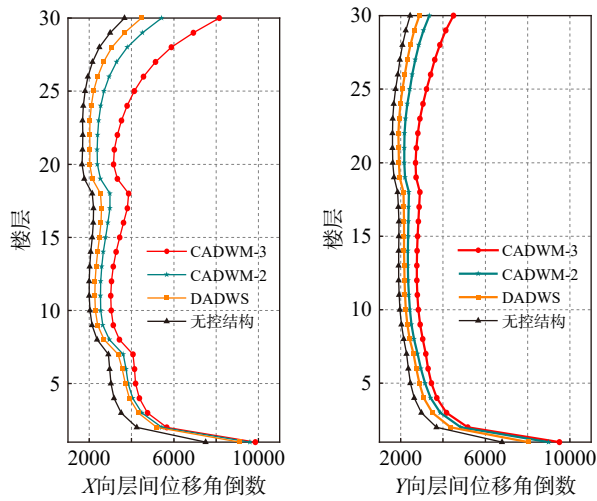
根据标准反应谱特性, 选取了 4 条地震波 Chi-Chi 波、Livermore 波、N.PalmSprings 波和 RZB 波进行时程响应分析。计算时, 将 4 条地震波的峰值加速度调整为 8 度设防区多遇地震水平, 即 70 gal。

5.3 减震效果

在相同的 4 条地震波作用下分别对附加位移放大型阻尼墙层间布置(DADWS)、附加拉索连接位移

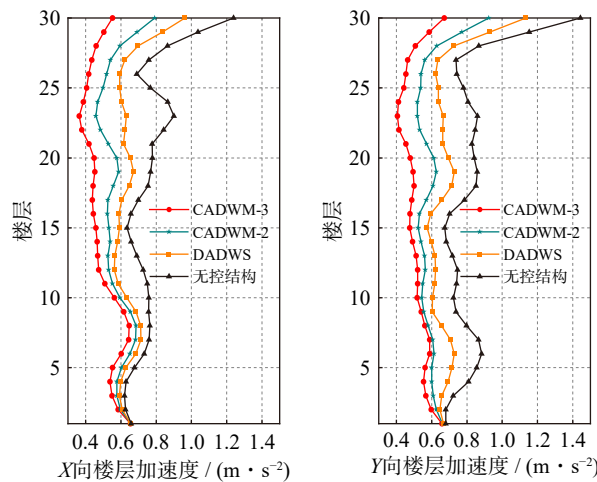
放大型阻尼墙系统跨两层布置(CADWM-2)和附加拉索连接位移放大型阻尼墙系统跨三层布置(CADWM-3)进行了动力时程分析, 对比 3 种布置方案的层间位移角、楼层加速度和层间剪力响应均值, 考察阻尼器不同布置方案下的减震性能, 如图 11 所示。

3 种布置方案的楼层响应减震率均值如表 5 所示。相对于 DADWS, CADWM-3 的层间位移角 X 向和 Y 向减震率均值分别提高了 2.5 和 2.6 倍; 楼层加速度的 X 向和 Y 向减震率均值分别提高了 2.8 和 2.2 倍; 层间剪力的 X 向和 Y 向减震率均值均提高了 2.8 倍。相对于 CADWM-2, CADWM-3 的层间位移角 X 向和 Y 向减震率均值均提高了 1.6 倍; 楼层加速度的 X 向和 Y 向减震率均值分别提高了 1.8 和 1.5 倍; 层间剪力的 X 向和 Y 向减震率均值均提高了 1.5 倍, 可以看出 CADWM-3 减震效果显著。如图 12 所示, 选取层间位移角最大的 26 层进行不同布置方案下位移时程的对比。如图 13 所示, 选取顶层进行不同



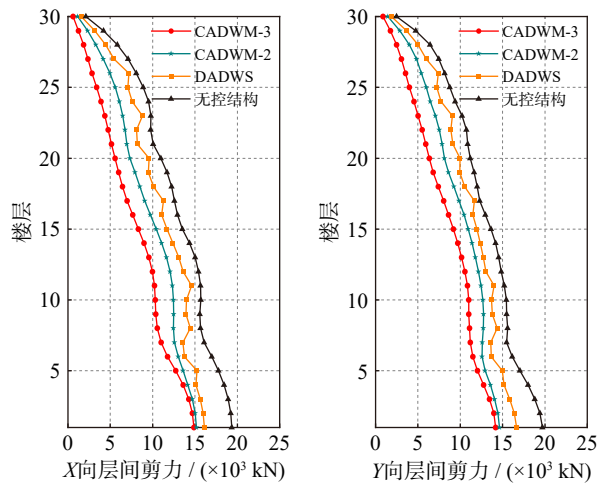
(a) 层间位移角倒数对比

(a) Comparison of reciprocal of inter-story drift ratio



(b) 楼层加速度对比

(b) Comparison of floor acceleration



(c) 层间剪力对比

(c) Comparison of inter-story shear force

图 11 不同布置方案下的楼层响应对比

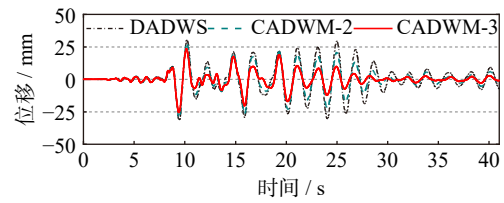
Fig. 11 Comparison of floor responses under different arrangement schemes

布置方案下加速度时程的对比。由图 12 和 13 可知, CADWM-3 与其他布置方案相比, 其相位没有发生改变, 故变化趋势相同, 并且峰值明显降低, 说明 CADWM-3 有更显著的减震效果。

表 5 楼层响应减震率均值对比(单位: %)

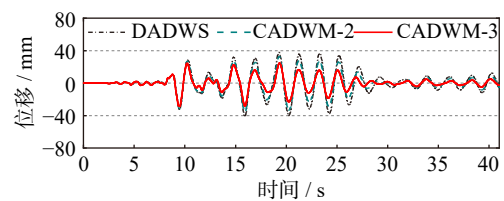
Tab. 5 Comparison of seismic mitigation rate averages of floor response(Unit: %)

楼层响应	布置方案	层间位移角均值	楼层加速度均值	层间剪力均值
X向	DADWS	16.06	14.55	15.80
	CADWM-2	25.97	22.96	28.73
	CADWM-3	40.80	40.56	44.04
Y向	DADWS	13.80	16.00	14.09
	CADWM-2	22.78	26.41	25.63
	CADWM-3	35.75	37.26	39.54



(a) X向位移时程曲线

(a) Displacement time-history curve of X direction

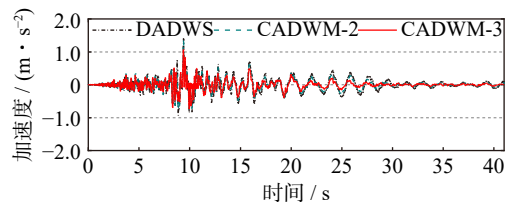


(b) Y向位移时程曲线

(b) Displacement time-history curve of Y direction

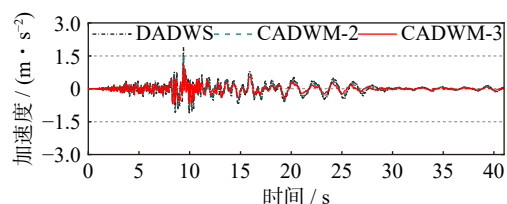
图 12 楼层 26 的位移时程曲线

Fig. 12 Displacement time-history curves of 26th floor



(a) X向顶层加速度时程曲线

(a) Acceleration time-history curve of X direction top floor



(b) Y向顶层加速度时程曲线

(b) Acceleration time-history curve of Y direction top floor

图 13 顶层加速度时程曲线

Fig. 13 Acceleration time-history curve of top floor

5.4 结构耗能

图 14 给出了 Livermore 波作用下 3 种布置方案的阻尼墙滞回耗能时程对比。可以看出, 3 种布置方

案下, CADWM-3 的黏滞阻尼墙耗能最多, 其耗能能力为 DADWS 的 1.6 倍, CADWM-2 的 1.2 倍, 这说明附加 CADWM-3 系统, 进一步提高了阻尼墙的耗能效率。对布置在 23 层 X 向的 1 个阻尼墙进行分析, 在 Chi-Chi 波和 RZB 波作用下的滞回曲线如图 15 所示。可以看出, 相较于阻尼墙层间布置和拉索式阻尼墙跨两层布置, 附加拉索连接位移放大型阻尼墙系统跨三层布置的滞回曲线更加饱满, 耗能效率更加显著。

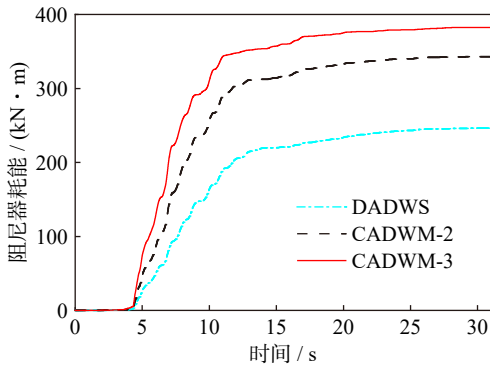


图 14 阻尼墙滞回耗能时程对比

Fig. 14 Comparison of hysteretic energy dissipation time-history of damping walls

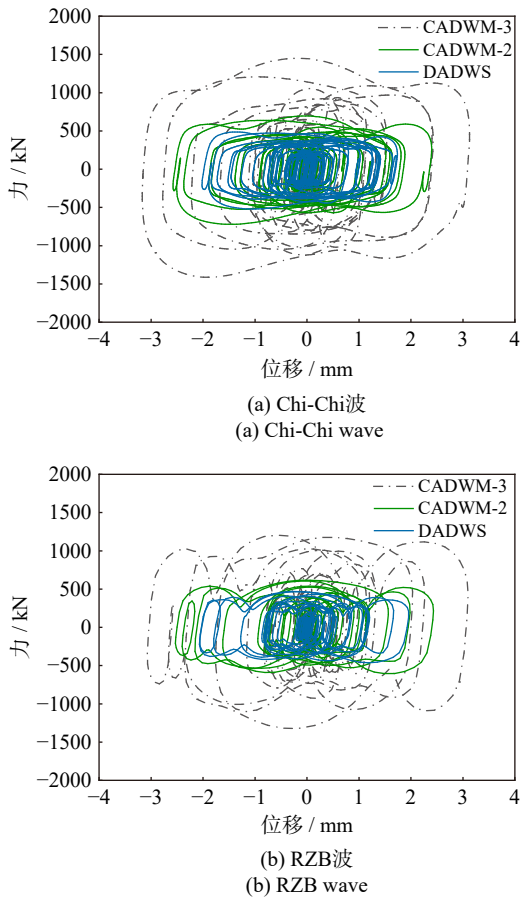


图 15 不同地震波作用下的阻尼墙滞回曲线

Fig. 15 Hysteretic curves of damping walls under the action of different seismic waves

6 结 论

本文针对拉索连接位移放大型阻尼墙系统, 介绍了其基本组成, 建立了相应的力学模型, 完成了其参数分析, 并对不同跨层布置方案进行了地震响应分析, 结论如下:

(1) 介绍了拉索连接位移放大型阻尼墙装置, 分析了其受力和变形特点, 推导了其阻尼力及耗能理论公式。放大倍数为 η 的拉索连接放大型阻尼墙系统的阻尼力与耗能能力与普通阻尼墙相比分别提高了 $\eta^{1+\alpha}n^\alpha \cos^\alpha \theta$ 和 $\eta^{1+\alpha}n^{1+\alpha} \cos^{1+\alpha} \theta$ 倍。

(2) 分析了结构性能指标参数的影响, 发现附加阻尼比的变化引起的位移传递系数峰值的降低程度最为显著; 采用定点理论对拉索式阻尼系统进行了最优参数设计, 并且推导了耗能变形放大率公式以量化阻尼增效程度。

(3) 对 DADWS、CADWM-2 和 CADWM-3 这 3 种布置方案进行了地震响应分析, 算例表明, 层间位移角减震率均值分别为 14.9%、24.4%、38.3%; 楼层加速度减震率均值分别为 15.3%、24.7%、38.9%; 层间剪力减震率均值分别为 14.9%、27.2%、41.8%。将拉索连接位移放大型阻尼墙跨三层布置减震效果显著提升。

参考文献:

- [1] 李坦, 朱奇云, 吕西林. 新型组合耗能器耗能特性试验研究 [J]. 结构工程师, 2016, 32(3): 92-98.
LI Tan, ZHU Qiyun, LYU Xilin. Experimental study on performance of energy dissipation of new mixed mild steel viscoelastic damper[J]. Structural Engineers, 2016, 32(3): 92-98.
- [2] LONDOÑO J M, NEILD S A, WAGG D J. Using a damper amplification factor to increase energy dissipation in structures[J]. Engineering Structures, 2015, 84: 162-171.
- [3] 周云, 邓雪松, 吴从晓. 高层建筑耗能减震新体系概念与实现 [J]. 工程抗震与加固改造, 2007, 29(6): 1-9.
ZHOU Yun, DENG Xuesong, WU Congxiao. The concept and realization of the new systems of tall building with dissipated devices[J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2007, 29(6): 1-9.
- [4] 汪志昊, 陈政清. 高层建筑结构中粘滞阻尼器的新型安装方式 [J]. 世界地震工程, 2010, 26(4): 135-140.
WANG Zhihao, CHEN Zhengqing. New installations of viscous dampers in high rise buildings[J]. World Earthquake Engineering, 2010, 26(4): 135-140.
- [5] CONSTANTINOU M C, TSOPELAS P, HAMMEL W, et al. Toggle-brace-damper seismic energy dissipation systems [J]. Journal of Structural Engineering, 2001, 127(2): 105-

- 112.
- [6] ŞİGAHER A N, CONSTANTINOU M C. Scissor-jack-damper energy dissipation system[J]. *Earthquake Spectra*, 2003, 19(1): 133-158.
- [7] WATAKABE T, FUJITA S, OMI T, et al. Research and development of vibration control device suitable for detached houses by using displacement amplification mechanism (fundamental characteristic and vibration control performance of pipe-type-damper)[J]. *Journal of System Design and Dynamics*, 2009, 3(3): 368-379.
- [8] ALY A M, ZASSO A, RESTA F. On the dynamics of a very slender building under winds: response reduction using MR dampers with lever mechanism[J]. *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 2011, 20(5): 539-551.
- [9] 刘文光, 胡乐梅, 许浩, 等. 增位型阻尼墙力学模型及跨层减震结构的地震响应分析 [J]. *工程力学*, 2021, 38(7): 197-206.
- LIU Wenguang, HU Lemei, XU Hao, et al. Mechanical model of displacement amplification damping wall and seismic response analysis of cross-layer damping structure[J]. *Engineering Mechanics*, 2021, 38(7): 197-206.
- [10] PALLA S. Friction devices for aseismic design of buildings[C]// *Proceedings of Fourth Canadian Conference on Earthquake Engineering*. Vancouver, B.C., Canada: University of British Columbia, 1983.
- [11] MUALLA I H, BELEV B. Performance of steel frames with a new friction damper device under earthquake excitation[J]. *Engineering Structures*, 2002, 24(3): 365-371.
- [12] KURATA M, LEON R T, DESROCHES R. Rapid seismic rehabilitation strategy: concept and testing of cable bracing with couples resisting damper[J]. *Journal of Structural Engineering*, 2012, 138(3): 354-362.
- [13] 池沛, 董军, 彭洋, 等. 一种新型自复位耗能拉索支撑的理论研究与数值分析 [J]. *振动与冲击*, 2016, 35(21): 171-176.
- CHI Pei, DONG Jun, PENG Yang, et al. Theoretical analysis and numerical simulation for an innovative self-centering energy-dissipative tension-brace system[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2016, 35(21): 171-176.
- [14] 薛松涛, 康建飞, 谢丽宇. 用于结构减震控制的拉索式惯容系统跨层布置优化研究 [J]. *动力学与控制学报*, 2020, 18(5): 72-78.
- XUE Songtao, KANG Jianfei, XIE Liyu. Study on optimization of cross-layer cable-bracing inerter system for structural seismic response control[J]. *Journal of Dynamics and Control*, 2020, 18(5): 72-78.
- [15] 翁大根, 张超, 吕西林, 等. 附加黏滞阻尼器减震结构实用设计方法研究 [J]. *振动与冲击*, 2012, 31(21): 80-88.
- WENG Dagen, ZHANG Chao, LYU Xilin, et al. Practical design procedure for a energy-dissipated structure with viscous dampers[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2012, 31(21): 80-88.
- [16] KANG J D, TAGAWA H. Seismic performance of steel structures with seesaw energy dissipation system using fluid viscous dampers[J]. *Engineering Structures*, 2013, 56: 431-442.
- [17] PREUMONT A. *Random Vibration and Spectral Analysis*[M]. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1994.
- [18] SPANOS P T D. Spectral moments calculation of linear system output[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1983, 50: 901.

第一作者: 陈胜权(1999—), 男, 硕士研究生。

E-mail: chensqshu@163.com

通信作者: 刘文光(1968—), 男, 博士, 教授。

E-mail: liuwg@aliyun.com