白鹏程,包超,闫淑坤,等.新型阻尼放大式TMD作用机理及减震效果分析[J].地震工程学报,2027,49(1):139-151.DOI:10.20000/j.1000-0844.20250808001

Bai Pengcheng,Bao Chao,Yan Shukun,et al.Mechanism and vibration reduction effectiveness of a novel damping-amplified tuned mass damper[J].China Earthquake Engineering Journal,2027,49(1):139-151.DOI:10.20000/j.1000-0844.20250808001

新型阻尼放大式TMD作用机理及减震效果分析

白鹏程[1],包 超[1],闫淑坤[1],于芮乾[1],曹纪兴[2],马熙伦[1]

(1.宁夏大学 土木与水利工程学院,宁夏 银川 750021;
2.浙江大学 建筑工程学院,浙江 杭州 310058)

摘要:针对传统调谐质量阻尼器(TMD)在高耸结构中空间利用率有限、中小激励下减振灵敏度不足的缺陷,提出一种新型阻尼放大式调谐质量阻尼器(DA-TMD)。结合理论推导与数值方法构建DA-TMD的设计理论体系。以9层钢框架结构为算例,基于MATLAB平台构建结构动力学模型。选取峰值地震动加速度(PGA)作为地震强度指标,最大层间位移角作为损伤指标,输入远场、近场无脉冲、近场有脉冲三类地震动记录开展增量动力分析(IDA)。基于IDA分析结果,采用最大似然估计法拟合地震易损性曲线,定量评价DA-TMD对结构损伤概率的控制效果。结果显示:PGA=0.4g时,近场无脉冲地震作用下,结构中度损伤概率相较无控结构降低约11%;PGA=0.07g时,顶层均方根位移减震率可达32.54%。DA-TMD能够有效降低高层结构地震响应、改善结构地震易损性,具备较好的工程应用价值

关键词:调谐质量阻尼器;钢结构;增量动力分析;地震易损性

中图分类号:TU311.3;TU937^{+}.23 **文献标志码**:A **文章编号**:1000-0844(2027)01-0139-13

DOI:10.20000/j.1000-0844.20250808001

Mechanism and vibration reduction effectiveness of a novel damping-amplified tuned mass damper

Bai Pengcheng[1], Bao Chao[1], Yan Shukun[1], Yu Ruiqian[1], Cao Jixing[2], Ma Xilun[1]

(*1.School of Civil and Hydraulic Engineering, Ningxia University, Yinchuan 750021, Ningxia, China;*
2.College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou 310058, Zhejiang, China)

Abstract: A novel damping-amplified tuned mass damper (DA-TMD) is proposed to overcome the limitations of conventional TMDs, including limited spatial efficiency and insufficient sensitivity, in high-rise structures subjected to moderate and minor earthquakes. A design framework is established by combining theoretical derivations and numerical methods. Taking a nine-story steel frame structure as an example, a corresponding dynamic model is constructed using MATLAB. Incremental dynamic analyses (IDAs) are performed with peak ground acceleration (PGA) as the intensity measure and

收稿日期:2025-08-08

基金项目:国家自然科学基金项目(52368011,52368044);宁夏自然科学基金优秀青年项目(2023AAC05015);宁夏回族自治区重点研发计划(2021BEG03022)

第一作者简介:白鹏程(1997-),男,内蒙古包头人,硕士研究生,主要从事结构振动控制研究。E-mail:baipc@stu.nxu.edu.cn。

通信作者:包 超(1986-),男,甘肃平凉人,博士,教授,博士生导师,主要从事结构减震控制研究。E-mail:baochao@nxu.edu.cn。

maximum inter-story drift ratio as the damage measure, using three categories of ground motion records—far-field, near-field without pulse, and near-field with pulse. Based on the IDA results, seismic fragility curves are fitted using the maximum likelihood estimation method to evaluate the effect of the DA-TMD on the probability of structural damage quantitatively. The results show that under near-field, non-pulsed ground motions at PGA=0.4g, the probability of moderate damage is reduced by about 11% compared with the uncontrolled structure; at PGA=0.07g, the reduction in the root-mean-square displacement at the top floor reaches 32.54%. The DA-TMD thus exhibits good performance in vibration reduction and fragility improvement for high-rise structures, showing strong potential for engineering applications.

Keywords: tuned mass damper; steel structure; incremental dynamic analysis; seismic fragility

0 引言

在人口稠密的城市核心区域,土地资源紧缺、地价持续走高,促使超高层建筑不断向高空发展,以此实现土地的集约化利用。但超高层建筑高宽比大、结构阻尼小、自振周期长,极易与地震能量频段发生共振,表现出特殊的地震响应特征。地震作用下,该类结构易产生鞭梢效应并激发高阶振型,不仅会危及主体结构安全,还会造成非结构构件损伤,甚至引发人员恐慌[1-3]。

结构振动控制技术自问世以来一直是工程抗震领域的研究热点,目前已衍生出种类繁多的结构振动控制装置[4-7]。调谐质量阻尼器作为性能优异的被动控制装置[8-9],凭借无需外部能源、构造简单、力学模型清晰等优势,在实际工程中得到广泛应用[10-11]。

调谐质量阻尼器(Tuned Mass Damper,TMD)根据其构造形式差异主要可分为悬挂式(Pendulum TMD, PTMD)和摩擦摆式(Friction Pendulum System-TMD,FPS-TMD)两种形式。PTMD系统通过在结构顶部设置吊索悬挂质量块形成单摆机构,并辅以阻尼系统来抑制结构在外部激励下的振动响应。FPS-TMD则由弧形支撑轨道与一质量块组成,通过二者间的摩擦进行耗能。

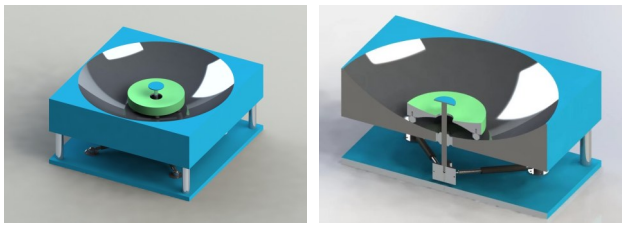
然而,高耸结构的基本周期通常较大,这也导致PTMD的吊索长度往往十分可观[12-13],该装置因此需要占据大量建筑内部空间,严重影响建筑使用效率。另外,FPS-TMD虽然在空间效率方面相较于PTMD具有明显优势,但该系统一般存在较大的静摩擦力,导致其在中小地震作用下的启动性能欠佳[14-15],使其在多遇地震下难以充分发挥作用。

针对上述问题,本研究提出了一种阻尼放大式TMD(Damping-Amplified TMD,DA-TMD)以优化结构减震性能,对该装置的运动方程、水平恢复力、等效阻尼系数、放大机制及滞回特性开展系统理论推导,同时通过数值仿真验证其减振效果。将DA-TMD布置于高层钢框架结构顶部,针对结构一阶振型实施振动控制,并输入近场有脉冲、近场无脉冲及远场三类地震动,系统探究DA-TMD对高层钢框架结构地震易损性的改善效果。

1 DA-TMD

1.1 系统部件

本研究在FPS-TMD的基础上进一步优化改进,提出一种新型阻尼放大式调谐质量阻尼器(DA-TMD),装置构造如图1、图2所示。本文所提装置的主要创新点如下:



(a) 透视图 (b) 半剖面图

图1 阻尼放大式TMD

Fig. 1 Damping-amplified TMD

(1) 针对传统FPS-TMD起滑力偏大、中小地震作用下响应灵敏度不足的缺陷,在质量单元底部增设牛眼滚珠轴承,以滚动摩擦替代传统滑动摩擦,有效降低系统摩擦阻力、提升微动响应灵敏度,保证DA-TMD在多遇中小地震工况下亦可稳定启动、持续发挥减振效能。

(2) 传统PTMD自振周期随摆幅变化显著,大变形工况下易出现频率失谐问题、减振效果劣化。

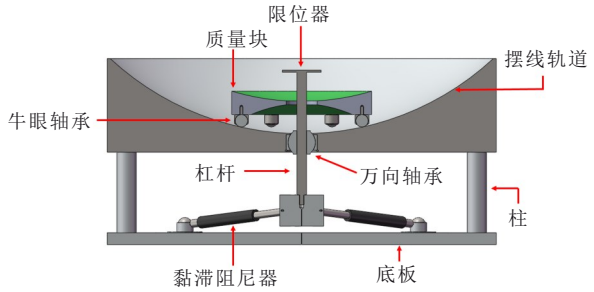


图 2　系统部件

Fig. 2　System components

本装置将质量块运动轨迹由圆弧摆动优化为摆线运动，使结构自振周期与摆幅大小无关，显著提升 DA-TMD 在大位移工况下的调谐稳定性与工作可靠性。

（3）在 TMD 体系中引入杠杆位移放大机制，可对质量单元的相对位移与运动速度进行倍数放大，显著提升阻尼元件的耗能幅值与工作效率，有效增强装置整体地震耗能与结构减振控制能力。

1.2　运动方程

将质量块视为单质点，忽略摩擦力，仅凭自身重力作用在摆线轨道内自由震荡，如图 3 所示，半径为 r 的圆匀速滚动形成摆线，摆线参数方程为：

$$\begin{cases} x = r(\theta - \sin\theta) \\ y = r(1 - \cos\theta) \end{cases} \tag{1}$$

式中：r 为滚动圆的半径；θ 为圆滚动的角度。

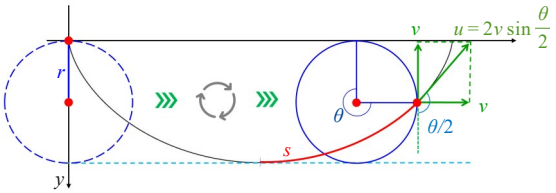


图 3　摆线轨道

Fig. 3　Cycloidal track

曲线长度为速率的积分，以最低点为参考点，偏离最低点的曲线长度 s 为：

$$s = \int_{\pi}^{\theta} 2v\sin\frac{\theta}{2}\frac{1}{\omega}\mathrm{d}\theta = -4r\cos\frac{\theta}{2} \tag{2}$$

通过“配速法”容易求得质量块的运动方程为：

$$\frac{\mathrm{d}^2 s}{\mathrm{d}t^2} + \frac{g}{4r}s = 0 \tag{3}$$

显然，质点沿摆线轨道做简谐运动，具备等时性特征，其自振周期不随摆幅变化，在任意运动幅值下均保持恒定，可有效克服传统摆式 TMD 大摆幅工况下的频率失谐问题。由式(3)得 $\omega^2 = \dfrac{g}{4r}$，周期 T：

$$T = \frac{2\pi}{\omega} = 4\pi\sqrt{\frac{r}{g}} \tag{4}$$

1.3　水平恢复力

TMD 水平恢复力定义为质量块重力沿轨道切线方向分量的水平投影，如图 4 所示。

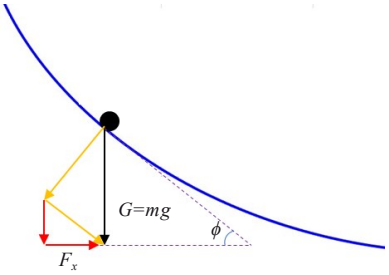


图 4　水平恢复力定义

Fig. 4　Definition of horizontal restoring force

为方便计算，将式(1)变换为式(5)。轨道上任意点处的切线斜率 $\mathrm{d}y/\mathrm{d}x$ 由式(6)可得。

$$\begin{cases} x = r(\theta - \sin\theta) - \pi r \\ y = r(1 - \cos\theta) \end{cases} \tag{5}$$

$$\frac{\mathrm{d}y}{\mathrm{d}x} = \frac{\dfrac{\mathrm{d}y}{\mathrm{d}\theta}}{\dfrac{\mathrm{d}x}{\mathrm{d}\theta}} = \frac{\sin\theta}{1 - \cos\theta} \tag{6}$$

切线与水平方向的夹角被定义为 ϕ，有：

$$\tan\phi = \frac{\mathrm{d}y}{\mathrm{d}x} = \frac{\sin\theta}{1 - \cos\theta} \tag{7}$$

将式(8)和(9)代入式(7)得到式(10)：

$$1 - \cos\theta = 2(\sin\frac{\theta}{2})^2 \tag{8}$$

$$\sin\theta = 2\sin\frac{\theta}{2}\cos\frac{\theta}{2} \tag{9}$$

$$\tan\phi = \frac{2\sin\dfrac{\theta}{2}\cos\dfrac{\theta}{2}}{2(\sin\dfrac{\theta}{2})^2} = \cot\frac{\theta}{2} \tag{10}$$

对式(10)的两侧同时施加反正切处理可得式(11)：

$$\phi = \arctan\left(-\cot\frac{\theta}{2}\right) = \frac{\pi}{2} - \frac{\theta}{2} \tag{11}$$

水平恢复力 $F_x = mg\sin\phi\cos\phi = mg\sin\left(\dfrac{\pi}{2} -\right.$

$\frac{\theta}{2}\Big)\cos\Big(\frac{\pi}{2}-\frac{\theta}{2}\Big)=mg\cos\frac{\theta}{2}\sin\frac{\theta}{2}$，又 $\sin\theta=2\cos\frac{\theta}{2}\sin\frac{\theta}{2}$，对于水平恢复力 F_x 有：

$$F_x=\frac{mg}{2}\sin\theta \tag{12}$$

根据式(5)，x 与 θ 之间的关系为：

$$x=r(\theta-\sin\theta)-\pi r \tag{13}$$

然而，式(13)中的($\theta-\sin\theta$)属于超越方程的范畴，其反函数 $\theta(x)$ 无法通过初等函数以闭合形式显式表达，这一数学本质特性导致水平恢复力 $F_x(x)$ 的解析表达式无法直接构造。

因此本研究选择使用数值方法对水平恢复力 F_x 与水平位移 x 之间的关系进行探索，采用牛顿-拉夫森迭代法进行数值反演，其迭代式为：

$$\theta_{n+1}=\theta_n-\frac{f(\theta_n)}{f'(\theta_n)} \tag{14}$$

式中：θ_n 是第 n 次迭代的参数估计值；$f(\theta)$ 是需要求根的方程。

$$f(\theta)=r(\theta-\sin\theta)-\pi r-x \tag{15}$$

$$f'(\theta)=r(1-\cos\theta) \tag{16}$$

为使恢复力的正负与水平位移 x 的正负保持一致，将式(12)变换为式(17)：

$$F_x=-\frac{mg}{2}\sin\theta \tag{17}$$

将 mg 设定为 2，r 设定为 1，容差取 1×10^{-6}。图 5 为单质点在完整摆线轨道上水平恢复力 $F_x(x)$ 数值解，水平恢复力在 θ 等于 $\frac{\pi}{2}$ 和 $\frac{3\pi}{2}$ 时达到峰值。

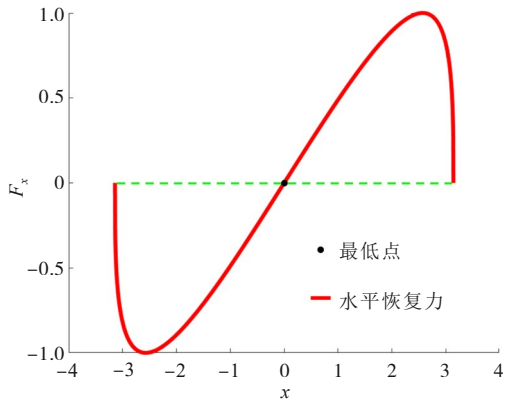


图 5 水平恢复力

Fig. 5 Horizontal restoring force

当质点在平衡位置($\theta=\pi$)附近做微小振动时，令 $\alpha=\theta-\pi$，则 $\theta=\alpha+\pi$，将其代入式(13)：

$$x=r(\theta-\sin\theta)-\pi r=r\alpha+r\sin\alpha \tag{18}$$

当 α 较小时，根据泰勒公式：$\sin\alpha\approx\alpha$，$x\approx r(\alpha+\alpha)=2r\alpha$，故：$\alpha=\frac{x}{2r}$，有：

$$F_x=\frac{mg}{2}\sin\theta=\frac{mg}{2}\sin(\pi+\alpha)=-\frac{mg}{4r}x \tag{19}$$

恢复力 F_x 的方向与质量块的水平位移 x 的方向相反，符合简谐运动的动力学特征，但为了方便比较，这里将式(19)变成：

$$F_x=\frac{mg}{4r}x \tag{20}$$

因此，DA-TMD 在经过线性化处理后，其刚度可表示为：

$$k_d=\frac{mg}{4r} \tag{21}$$

通常，质量单元的运动不会达到轨道两端的极限位置，当 $\theta\in[\frac{\pi}{2},\frac{3\pi}{2}]$ 时，可覆盖摆线轨道的主要工作区间，摆线轨道下水平恢复力的数值解与小位移近似解对比结果如图 6 所示。

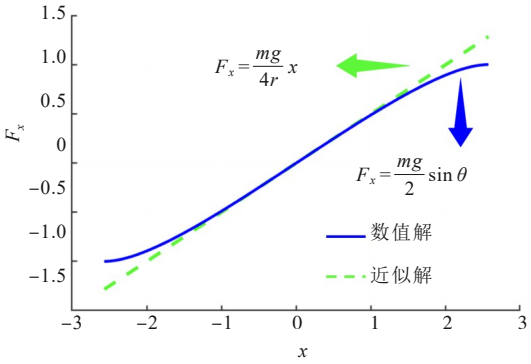


图 6 数值解与近似解

Fig. 6 Numerical and approximate solutions

1.4 等效阻尼

假设平面内均匀布置的黏滞阻尼器在外力 F 作用下产生变形，如图 7 所示。黏滞阻尼器初始长度为 a，令 C_{eq} 为系统总等效阻尼系数，则：

$$F=C_{eq}v=C_{eq}\frac{\mathrm{d}l}{\mathrm{d}t} \tag{22}$$

式中：v 为中心点速度；l 为变化前后中心点连线长度。

选定某一方向为参考方向，中心点运动方向与参考方向夹角为 γ，黏滞阻尼器数量为 n，所有黏滞阻尼器的阻尼系数均为 C，速度指数 α 取 1，阻尼器在[0，2π]范围内均匀布置。阻尼器 i 与参考方向的夹角 $\theta_i=2\pi(i-1)/n$，中心点运动方向与阻尼器 i

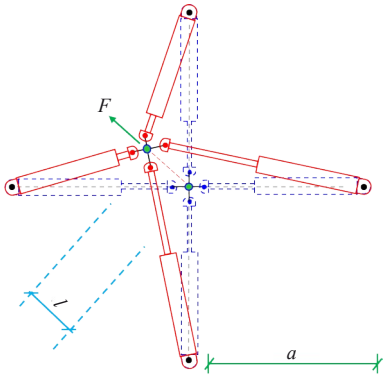


图 7　黏滞阻尼器的运动

Fig. 7　Motion of viscous dampers

之间的夹角为 $\gamma-\theta_i$，阻尼器变化后长度为：

$$b=\sqrt{a^2+x^2-2ax\left(\gamma-\theta_i\right)} \tag{23}$$

则阻尼器长度变化 $G_i=|a-b|$。阻尼器 i 的阻尼力 $F_i=Cv_i=C\,\mathrm{d}G_i/\mathrm{d}t$，阻尼器 i 的耗能 $W_i=F_iG_i$，得到式(24)：

$$C_{\mathrm{eq}}\frac{\mathrm{d}x}{\mathrm{d}t}x=C\sum_{i=1}^{n}\frac{\mathrm{d}G_i}{\mathrm{d}t}G_i \tag{24}$$

假定各阻尼器活塞运动速度大小与中心点相同，可以得到式(25)：

$$C_{\mathrm{eq}}=\frac{C}{l}\sum_{i=1}^{n}G_i=\frac{C}{l}\sum_{i=1}^{n}\left|a-\sqrt{a^2+l^2-2al\cos\left(\gamma-\theta_i\right)}\right| \tag{25}$$

求 C_{eq} 在[0,2π]范围内的均值：

$$C_{\mathrm{eq}}=\frac{C}{l}\sum_{i=1}^{n}G_i=\frac{1}{2\pi}\int_0^{2\pi}\frac{C}{l}\cdot\sum_{i=1}^{n}\left|a-\sqrt{a^2+l^2-2ax\cos\left(\gamma-\theta_i\right)}\right|\mathrm{d}\gamma \tag{26}$$

又 $\theta_i=2\pi(i-1)/n$，假定在某一时刻 $a=l$，有：

$$C_{\mathrm{eq}}=\frac{1}{2\pi}\int_0^{2\pi}\frac{C}{l}\sum_{i=1}^{n}\left|l-\sqrt{2l^2\left[1-\cos\left(\gamma-\theta_i\right)\right]}\right|\mathrm{d}\gamma \tag{27}$$

$$1-\cos\left(\gamma-\theta_i\right)=2\left(\sin\frac{\gamma-\theta_i}{2}\right)^2 \tag{28}$$

$$2x^2\left[1-\cos\left(\gamma-\theta_i\right)\right]=4l^2\sin\frac{\gamma-\theta_i}{2} \tag{29}$$

$$\sqrt{4l^2\sin\frac{\gamma-\theta_i}{2}}=2x\left|\sin\frac{\gamma-\theta_i}{2}\right| \tag{30}$$

$$C_{\mathrm{eq}}=\frac{1}{2\pi}\int_0^{2\pi}\frac{C}{x}\sum_{i=1}^{n}\left|l-\sqrt{2l^2\left(1-\cos\left(\gamma-\theta_i\right)\right)}\right|\mathrm{d}\gamma \tag{31}$$

$$C_{\mathrm{eq}}=\frac{C}{2\pi}\int_0^{2\pi}\sum_{i=1}^{n}\left|1-2\left|\sin\frac{\gamma-\theta_i}{2}\right|\right|\mathrm{d}\gamma \tag{32}$$

黏滞阻尼器在[0,2π]范围内均匀布置，故在该范围内进行积分时每一个阻尼器的贡献均相同，使得某个角度的积分结果来近似于求和的平均贡献，积分可看作“平均角度”的贡献，可以将 $\theta_i=0$ 作为代表性角度来计算整个积分，对结果乘以 n，C_{eq} 可简化为：

$$C_{\mathrm{eq}}=\frac{Cn}{2\pi}\int_0^{2\pi}\left|1-2\left|\sin\frac{\gamma}{2}\right|\right|\mathrm{d}\gamma \tag{33}$$

由于 $0\leqslant\gamma\leqslant\frac{\pi}{3}$，$1-2\left|\sin\frac{\gamma}{2}\right|\geqslant0$，$\frac{\pi}{3}\leqslant\gamma\leqslant\frac{5\pi}{3}$，$1-2\left|\sin\frac{\gamma}{2}\right|<0$；$\frac{5\pi}{3}\leqslant\gamma\leqslant2\pi$，$1-2\left|\sin\frac{\gamma}{2}\right|\geqslant0$，可推出：

$$C_{\mathrm{eq}}=\frac{Cn}{2\pi}\left[\int_0^{\frac{\pi}{3}}\left(1-2\sin\frac{\gamma}{2}\right)\mathrm{d}\gamma+\int_{\frac{\pi}{3}}^{\frac{5\pi}{3}}\left(2\sin\frac{\gamma}{2}-1\right)\mathrm{d}\gamma+\int_{\frac{5\pi}{3}}^{2\pi}\left(1-2\sin\frac{\gamma}{2}\right)\mathrm{d}\gamma\right] \tag{34}$$

$$C_{\mathrm{eq}}=\frac{Cn}{2\pi}\left(8\sqrt{3}-8-\frac{2}{3}\pi\right)\approx0.6Cn \tag{35}$$

1.5　阻尼放大机制

图 8 给出了放大机制示意，杠杆两端的小幅摆动可近似看作直线运动，杠杆的放大系数 $\beta=B/b$，假定质量块在某一时刻的位移为 Δx，经过杠杆的放大，O 点到 O_1 点的运动距离为 $\beta\Delta x$。

将质量块的位移 Δx 对时间 t 求导数得到这一刻的速度 $\Delta x'$，根据杠杆几何相似比可得杠杆下端

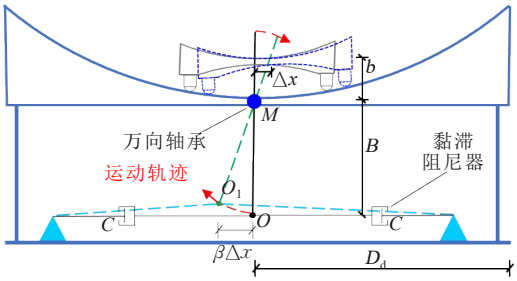


图 8　放大机制

Fig. 8　Amplification mechanism

的瞬时速度$\beta\Delta x'$,由此确定杠杆下端所承受的黏滞阻尼力。

$$F = C_{eq}v = 0.6Cn\Delta x'\beta \tag{36}$$

由杠杆几何相似比得到杠杆下端瞬时速度,结合黏滞阻尼力本构关系,即可确定杠杆下端所受黏滞阻尼力C_d,根据杠杆平衡:

$$C_d\Delta x'1 = 0.6Cn\Delta x'\beta^2 \tag{37}$$

$$C_d = 0.6Cn\beta^2 \tag{38}$$

因此,DA-TMD阻尼比ξ_d的计算公式为:

$$\xi_d = \frac{C_d}{2\sqrt{k_d m}} = \frac{C_d}{m\sqrt{\frac{r}{g}}} \tag{39}$$

1.6 滞回特性曲线

对于典型工程结构,地震与风荷载引起的结构振动响应主要分布在低频区间(一般小于4 Hz)。该频段下黏滞阻尼器的刚度效应可忽略不计[16],简谐激励作用下滞回曲线呈标准椭圆形。

对于阻尼放大式TMD,其整体滞回特性可由质量块水平恢复力模型与黏滞阻尼器滞回曲线线性叠加得到[17],如图9所示。

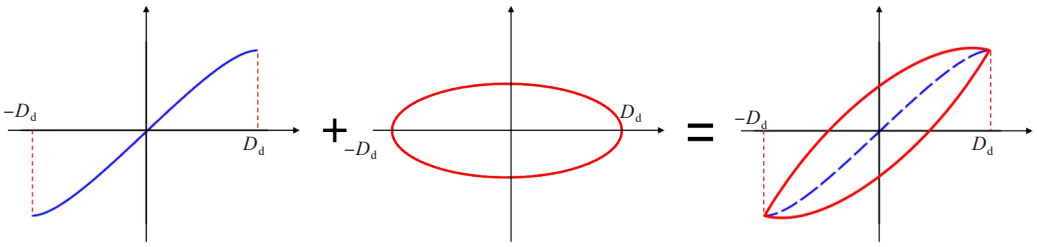


图9 滞回曲线

Fig. 9 Hysteretic curves

2 地震动记录

为充分考虑地震动的随机性,本文选取ATC-63项目[18]推荐的远场、近场地震动记录作为输入激励,涵盖近场无脉冲、近场有脉冲及远场三类地震波。每条地震动均包含N-S、W-E两个水平分量,地震动详细参数如表1~3所列,三类地震动的加速度反应谱如图10所示。

表1 远场地震动

Table 1 Far-field ground motions

编号	地震事件	记录台站	PGA/g	编号	地震事件	记录台站	PGA/g
G1	Northridge	Beverly Hills-Mulhol	0.52	G12	Landers	Coolwater	0.42
G2	Northridge	Canyon Country-WLC	0.48	G13	Loma Prieta	Capitola	0.53
G3	Duzce, Turkey	Bolu	0.82	G14	Loma Prieta	Gilroy Array #3	0.56
G4	Hector Mine	Hector	0.34	G15	Manjil, Iran	Abbar	0.51
G5	Imperial Valley	Delta	0.35	G16	Superstition Hills	El-Centro Imp. Co.	0.36
G6	Imperial Valley	El-Centro Array #11	0.38	G17	Superstition Hills	Poe Road (temp)	0.45
G7	Kobe, Japan	Nishi-Akashi	0.51	G18	Cape Mendocino	Rio Dell Overpass	0.55
G8	Kobe	Shin-Osaka	0.24	G19	Chi-Chi, China	CHY101	0.44
G9	Kocaeli	Duzce	0.36	G20	Chi-Chi, China	TCU045	0.51
G10	Kocaeli	Arcelik	0.22	G21	San Fernando	LA-Hollywood Stor	0.21
G11	Landers	Yermo Fire Station	0.24	G22	Friuli, Italy	Tolmezzo	0.35

三类地震动的反应谱特征差异显著:近场脉冲型地震动在中长周期区间谱值明显放大,能量集中效应突出,对长周期结构较为不利;近场非脉冲地震动以短周期分量为主,谱峰集中于短周期区段,诱发的长周期响应相对有限;远场地震动谱形整体平缓,能量分布分散,长周期段虽仍存在一定能量输入,但谱值总体低于近场脉冲型地震动。

3 增量动力分析

增量动力分析(Incremental Dynamic Analysis,

表 2　近场有脉冲地震动

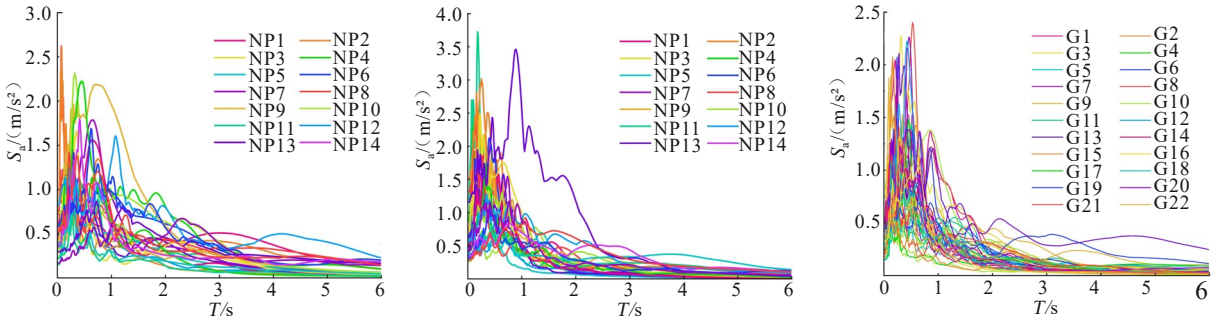
Table 2　Near-field pulse-like ground motions

编号	地震事件	记录台站	PGA/g	编号	地震事件	记录台站	PGA/g
NP1	Imperial Valley-06	El-Centro Array #6	0.44	NP8	Landers	Lucerne	0.79
NP2	Imperial Valley-06	El-Centro Array #7	0.46	NP9	Northridge-01	Rinaldi Receiving Sta	0.87
NP3	Irpinia, Italy-01	Sturno	0.31	NP10	Northridge-01	Sylmar-Olive View Med FF	0.73
NP4	Superstition Hills-02	Parachute Test Site	0.42	NP11	Kocaeli, Turkey	Izmit	0.22
NP5	Erzican, Turkey	Saratoga-Aloha Ave	0.38	NP12	Chi-Chi, China	TCU065	0.82
NP6	Cape Mendocino	Erzincan	0.49	NP13	Chi-Chi, China	TCU102	0.29
NP7	Landers	Petrolia	0.63	NP14	Cape Mendocino	Duzce	0.52

表 3　近场无脉冲地震动

Table 3　Near-field non-pulse ground motions

编号	地震事件	记录台站	PGA/g	编号	地震事件	记录台站	PGA/g
NN1	Gazli, USSR	Karakyr	0.71	NN8	Cape Mendocino	Cape Mendocino	1.43
NN2	Imperial Valley-06	Bonds Corner	0.76	NN9	Northridge-01	LA-Sepulveda VA Hospital	0.73
NN3	Imperial Valley-06	Chihuahua	0.28	NN10	Northridge-01	Sylmar-Northridge	0.42
NN4	Nahanni, Canada	Site 1	1.18	NN11	Kocaeli, Turkey	Yarimca	0.31
NN5	Nahanni, Canada	Site 2	0.45	NN12	Chi-Chi, China	TCU067	0.56
NN6	Loma Prieta	BRAN	0.64	NN13	Chi-Chi, China	TCU084	1.16
NN7	Loma Prieta	Corralitos	0.51	NN14	Denali, Alaska	TAPS Pump Station #10	0.33



(a) 近场有脉冲地震动　(b) 近场无脉冲地震动　(c) 远场地震动

图 10　地震动加速度反应谱

Fig. 10　Acceleration response spectra of ground motions

IDA)[19]是当前评估结构抗震性能的主流方法之一，已在工程研究中得到广泛应用。该方法通过逐步调大地震动强度，实现对结构由弹性、进入非线性直至倒塌全过程抗震性能的评估[20-22]。

3.1　数值算例

本文数值算例采用美国 SAC 联合研究组(SAC Joint Venture)提出的 9 层 Benchmark 钢框架基准模型[23]，建模参数同时参照已有相关研究成果[24]。该结构平面尺寸为 45.73 m(边长)×45.73 m，平面双向均布置 5 跨，单跨跨度 9.15 m，结构整体布置如图 11 所示，详细结构参数列于表 4。结构首层层高为 4.2 m，其余各层层高均为 3 m，总计 9 层。

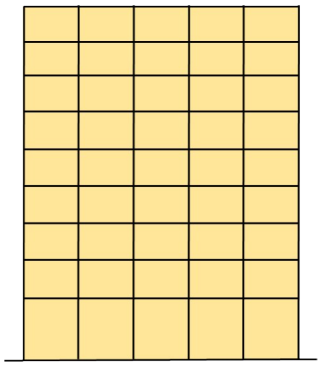


图 11　9 层钢框架模型

Fig. 11　Nine-story steel frame model

依据文献[25]，选取 1/250 层间位移角作为结构弹性变形限值。为精准反映结构力学行为，数值

表 4 建筑结构参数

Table 4 Structural parameters of the building

楼层	质量/t	抗侧刚度/(kN/mm)	层高/m	屈服强度/kN
1	1 010	466	4.2	7 828
2	989	1 223	3	14 673
3	989	1 137	3	13 639
4	989	1 038	3	12 454
5	989	884	3	10 603
6	989	788	3	9 459
7	989	639	3	7 672
8	989	613	3	7 360
9	1 070	573	3	6 873

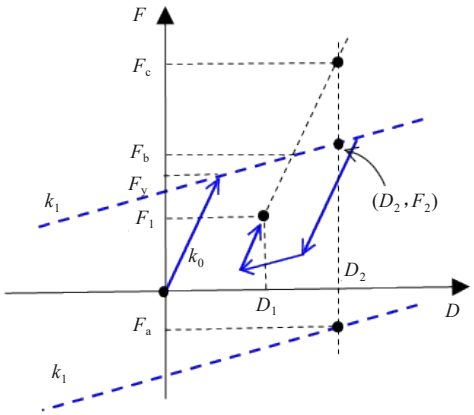


图 12 材料本构模型

Fig. 12 Material constitutive model

建模考虑材料弹塑性特性,采用单轴二折线本构模型(图 12),并引入材料随动强化准则,设定屈服强化系数为 3%。

本文重点关注结构前两阶振型,对应的自振周期分别为 1.36 s 与 0.50 s。结构固有阻尼比取 4%,采用基于初始刚度构建的瑞利阻尼模型。结构一阶模态参与质量比为 88.41%。数值地震仿真基于 MATLAB 平台开展,采用 Newmark-β 法求解动力微分方程,并结合极速牛顿法完成内部迭代计算,有效提升求解效率[26]。

参照现有研究成果[27],本文设定 DA-TMD 的质量比、阻尼比与频率比分别为 5%、25.6% 和 0.944,针对主结构一阶振型开展减振控制。

3.2 计算结果

将峰值地面加速度(Peak Ground Acceleration, PGA)分别调幅至 0.01g、0.03g、0.05g、0.07g、0.1g、0.2g、0.3g、0.4g、0.5g、0.6g、0.7g、0.8g、0.9g、1.0g、1.1g、1.2g开展 IDA 分析。

统计结构在不同 PGA 水准、多条地震动输入下的层间位移角响应,以结构最大层间位移角为横轴、PGA 为纵轴绘制 IDA 曲线。基于多条地震动的计算结果得到 IDA 曲线簇以体现结构响应的统计离散特性,并提取其中位值曲线,如图 13~15 所示。

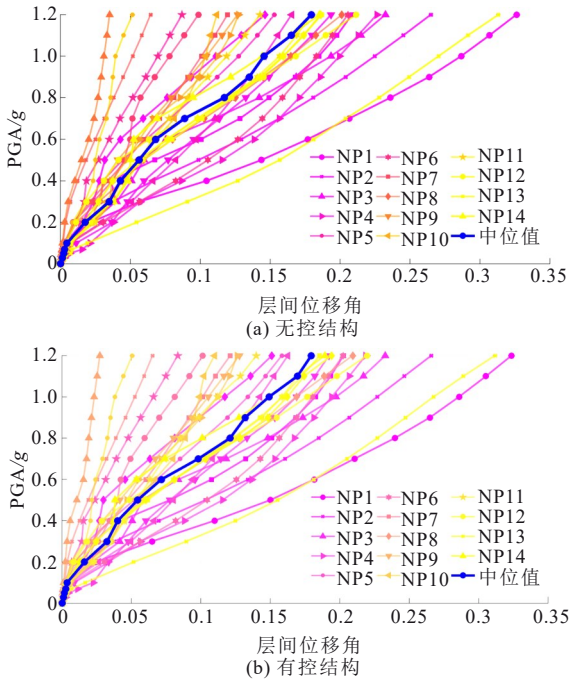


图 13 IDA 曲线簇(近场有脉冲地震动)

Fig. 13 IDA curves for near-field pulse-like ground motions

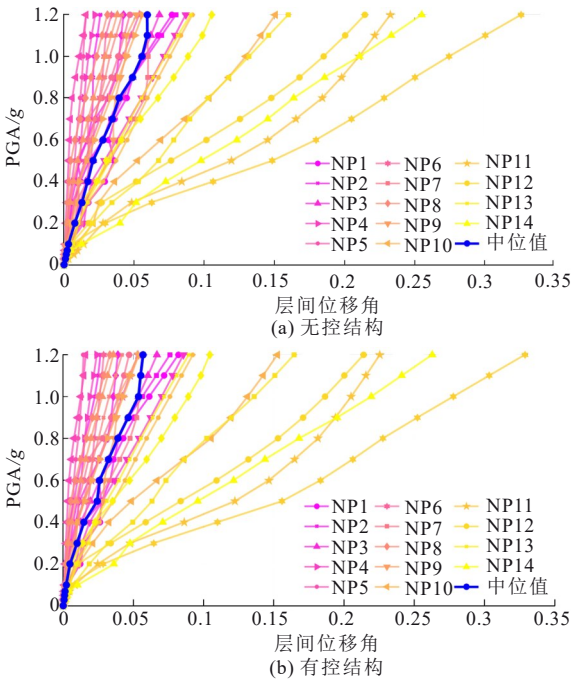


图 14 IDA 曲线簇(近场无脉冲地震动)

Fig. 14 IDA curves for near-field non-pulse ground motions

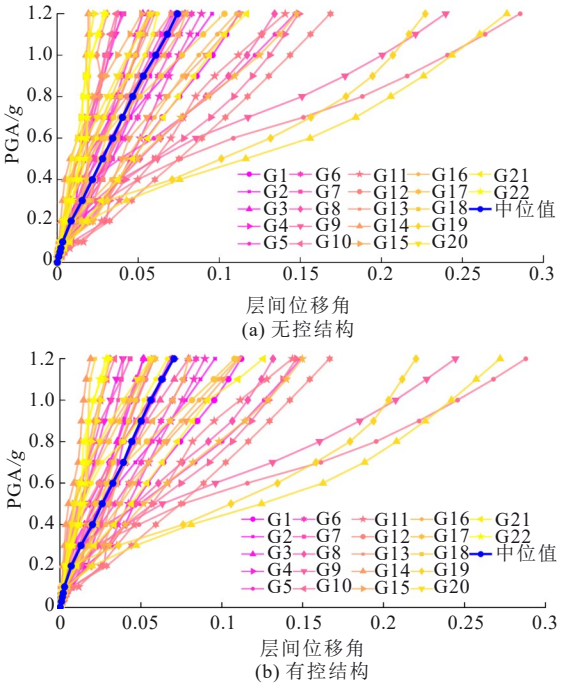


图 15　IDA 曲线簇(远场地震动)

Fig. 15　IDA curves for far-field ground motions

为探究不同地震动特性对 DA-TMD 减振效果的影响，统计多遇地震(PGA=0.07g)工况下有控与无控结构顶层均方根位移响应，分析地震动类型对装置工作效能的影响。对三类地震波分别开展时程分析，计算各地震动对应的顶层均方根位移，求取统计均值，进一步得到平均减振率。

三类地震动作用下的减振率对比如图 16 所示。近场有脉冲、近场无脉冲及远场地震波对应的平均减振率分别为 28.71%、32.52% 与 31.08%。

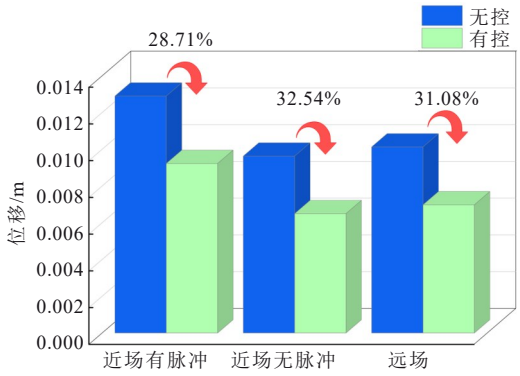


图 16　减震率对比

Fig. 16　Comparison of seismic reduction ratios

脉冲型地震动往往具备较高瞬时峰值与长周期脉冲分量，可在短时间内向结构输入巨大冲击能量。脉冲分量带来突发性高强振动，会使结构产生剧烈的加速度与位移响应，对 DA-TMD 的控制效能形成考验。脉冲地震动下能量高度集中、结构振动幅值剧烈波动，会制约 DA-TMD 的减振发挥；尤其脉冲到来时刻结构振幅骤然增大，DA-TMD 存在响应滞后现象，最终造成减振效果有所下降。

但是，DA-TMD 依然展示出较强的适应性和鲁棒性，即便在脉冲地震波作用下，DA-TMD 的减震率仍保持在 25% 以上，保持较为稳定的减震效果，同时表明 DA-TMD 在多遇地震下也可发挥作用，具有较高的灵敏度。

4　地震易损性

地震易损性是评价结构抗震性能的重要指标，用于表征建筑及基础设施在不同强度地震作用下发生不同损伤状态的概率，可为结构抗震设计、地震风险评估及灾害防控提供理论依据。

4.1　损伤判定指标

根据文献[25]与现有研究成果[28]，结构的损伤可分为无损伤、轻度破坏、中度破坏、严重破坏和倒塌等 5 种状态，以结构最大层间位移角作为损伤判定依据，判定边界设定如表 5 所列。

表 5　损伤评估指标

Table 5　Damage evaluation indices

损伤程度	弹性	轻微破坏	中等破坏	严重破坏	倒塌
层间位移角	[0, 1/250)	[1/250, 1/100)	[1/100, 1/50)	[1/50, 1/25)	[1/25, +∞)

4.2　易损性曲线

完成 IDA 分析后，按地震动强度指标 IM(PGA)分级，根据表 6 对每级分别统计达到给定损伤状态的条数 m_i 与总样本数 n_i，得到各级的经验超越概率：

$$P_i(IM_i)=\frac{m_i}{n_i} \tag{40}$$

结构的易损性曲线常用对数正态分布描述[29]，因此将超越概率建模为对数正态分布函数：

$$P_f(IM)=\Phi\left[\frac{\ln(IM)-\mu}{\beta}\right] \tag{41}$$

式中：$\Phi[\cdot]$为标准正态累积分布函数；μ 为对数中位值；β 为对数标准差，若 $\theta=e^{\mu}$ 为中位 IM，式(41)亦可写为 $\Phi\left[\ln(IM/\theta)/\beta\right]$。

为拟合这一关系，本研究基于最大似然估计方

法进行参数拟合[30-31]。在各个地震动强度等级IM_i工况下，结构的损伤概率由二项分布给出，其总体似然为：

$$L(\mu,\beta)=\prod_{i=1}^{N}\left[\Phi\left(\frac{\ln(IM_i)-\mu}{\beta}\right)\right]^{m_i}\cdot\left[1-\Phi\left(\frac{\ln(IM_i)-\mu}{\beta}\right)\right]^{n_i-m_i} \tag{42}$$

式中：N为IM级别的数量。为方便计算，式(43)中的二项系数$\binom{n_i}{m_i}$与参数(μ,β)无关，已略去，不影响极值求解。

其对数似然为：

$$l(\mu,\beta)=\sum_{i=1}^{N}\left\{m_i\cdot\ln P_f(IM_i)+(n_i-m_i)\cdot\ln\left[1-P_f(IM_i)\right]\right\} \tag{43}$$

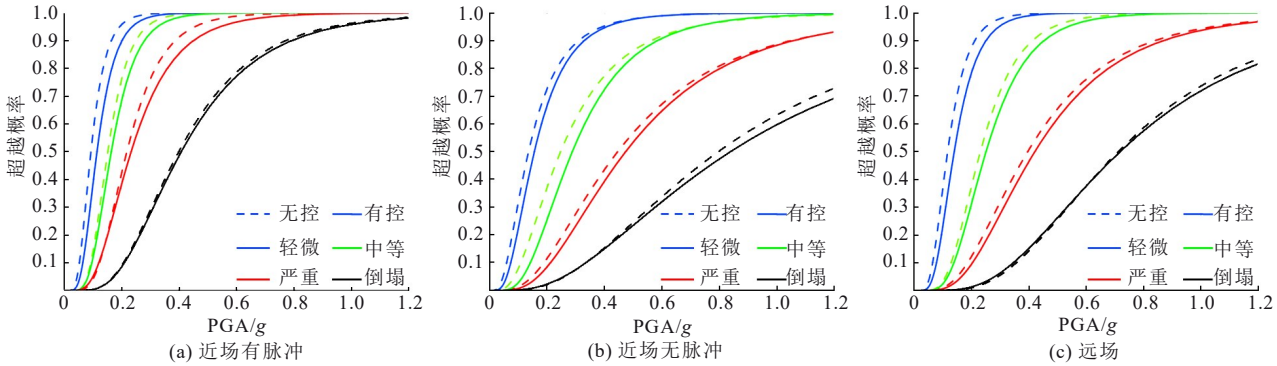
最大似然估计即求解：

$$(\hat{\mu},\hat{\beta})=\operatorname{argmax} l(\mu,\beta),\ \hat{\theta}=e^{\hat{\mu}} \tag{44}$$

式中：$\hat{}$表示对某个参数取估计值。

采用MATLAB中的Fmincon函数对式(43)进行最大化求解，优化目标$x=(\mu,\beta)$，约束条件$\mu\in R,\beta>0$。初始猜测$\mu_0=\ln(IM),\beta_0=0.4$以保证收敛稳定。Fmincon使用interior-point算法，并设置收敛标准为1×10^{-8}。最终，最优参数估计$\hat{\mu},\hat{\beta}$通过最大化目标函数得到。参数的标准误差通过Hessian矩阵的逆估算，进而得出$\hat{\theta}=e^{\hat{\mu}}$的置信区间。

将拟合得到的最优参数代入式(41)即可得到各级损伤状态的易损性函数，进一步可绘制出结构在各级损伤状态下的地震易损性曲线(图17)。



(a) 近场有脉冲 (b) 近场无脉冲 (c) 远场

图17 钢框架结构的地震易损性对比

Fig. 17 Comparison of seismic fragility of the steel frame structure

图17对比了钢框架结构在近、远场地震作用下的地震易损性。结果显示，带有DA-TMD控制的结构，其易损性曲线整体较无控结构向右偏移，表明DA-TMD能在一定范围内降低结构损伤概率。然而，随着PGA的逐渐增大，这种效果逐渐减弱；当PGA达到较高强度后，有控与无控结构的结构易损性曲线趋于重合。

该现象主要由TMD装置的固有工作特性所致：TMD仅在较窄的调谐频率区间具备良好控制效果，对区间以外的频率分量抑制能力有限。

本文所提出的DA-TMD通过优化滑动轨道形式，使质量块沿摆线轨迹运动，实现振动周期恒定、与摆幅无关，因此装置自身不会产生失谐问题。

造成调谐失谐的根本来源于主结构自身的性能退化。强震作用下钢框架进入非线性工作阶段，梁、柱及节点发生屈服并形成塑性铰，结构整体刚度显著退化，自振频率发生偏移，破坏了DA-TMD与主结构之间原始的频率调谐关系，进而产生失谐效应。随着PGA进一步增大，结构损伤不断累积，刚度持续降低，失谐程度不断加剧，DA-TMD的减振控制效能逐步衰减，最终使得有控与无控结构的地震易损性曲线趋于接近。

失谐程度可采用TMD自振频率与主结构目标模态频率的相对偏差Δ_f进行判断：当$\Delta_f\leqslant5\%$时，认为TMD控制效果良好；若$10\%\leqslant\Delta_f$时，判定为显著失谐，装置减振性能出现明显衰减。

由图17(a)可知，近场脉冲型地震动会显著放大对建筑结构的破坏作用，各损伤状态的超越概率在三类地震动中最高。PGA=0.4g时，有控结构严重破坏的超越概率可降低约7%；但随着PGA不断提高，两种损伤状态对应的有控、无控易损性曲线逐步重合，充分体现失谐效应对TMD控制效果的

制约。

由图 17(b)可知，相较于近场脉冲地震动，近场无脉冲地震动下结构损伤超越概率明显降低。PGA=0.4g时，无控结构轻微、中等破坏的超越概率较脉冲工况降幅均大于 20%；PGA=1.2g时，无控结构倒塌超越概率相比脉冲工况下降约 25%。在近场无脉冲地震动作用下，PGA 为 0.2g、0.4g时，有控结构轻微损伤超越概率较无控结构分别降低约 11% 和 5%。

由图 17(c)可以看出，针对长周期结构，远场地震动同样具备较强的破坏能力。PGA=0.2g时，无控结构轻微损伤超越概率较近场无脉冲工况高出约 16%；同时同样出现随 PGA 增大，有控与无控工况易损性曲线逐渐趋于重合的规律。

5　结论

本文提出一种新型 DA-TMD 装置，围绕该装置对钢结构地震易损性的影响开展系统研究，研究工作包含理论推导与数值模拟两部分。选取远场、近场无脉冲、近场有脉冲三类地震动记录，分别对有控与无控结构开展增量动力分析，获得 IDA 曲线簇及其中位值曲线；基于 IDA 计算结果，采用最大似然估计拟合对数正态分布，得到结构地震易损性曲线，主要结论如下：

（1）与传统 TMD 相比，DA-TMD 在空间利用率、周期稳定性以及中小地震激励下的响应灵敏度方面优势明显。DA-TMD 能够在有限安装空间内实现较高减振效率，降低对附加质量与布置条件的要求；中小震工况下可保持灵敏有效的控制作用，大位移摆动时仍维持周期稳定，有效规避传统 TMD 易出现的频率失谐问题。总体来看，DA-TMD 在保证减振效果的同时提升了系统鲁棒性，工程可实施性与应用前景良好，尤其适用于高耸结构的振动控制。

（2）对于高层钢结构，近场脉冲型地震动的破坏作用最为不利。相较于远场以及近场无脉冲地震动，脉冲地震动下各损伤状态的超越概率出现得更早，达到高破坏概率对应的 PGA 更小。远场地震动诱发的结构损伤超越概率整体低于近场脉冲地震动，但仍高于近场无脉冲地震动。

（3）在一定 PGA 范围内，DA-TMD 能够有效降低高层钢结构各损伤状态的超越概率，对轻微破坏与中等破坏的控制效果尤为显著。计算结果表明，PGA=0.4g近场无脉冲地震动作用下，中等破坏的超越概率可降低 11%。但随着 PGA 持续增大，主结构损伤不断累积，结构刚度退化引发 DA-TMD 调谐失谐，减振效能逐步衰减，表现为有控与无控结构的易损性曲线趋于重合；发生严重失谐时，DA-TMD 甚至会在部分工况下加剧主体结构损伤。

参考文献(References)

[1] 曾建仙，许立英，颜桂云，等. 远场类谐和地震动下的高层结构地震响应与损伤机理分析[J]. 振动工程学报，2019，32(6)：1019-1028.
Zeng Jianxian，Xu Liying，Yan Guiyun，et al. Seismic response and damage mechanism of high-rise structures under far-field harmonic-alike ground motions[J]. Journal of Vibration Engineering，2019，32(6)：1019-1028.

[2] 范涛，曲哲，杨江，等. 某超高层 RC 剪力墙结构的实测远场地震反应[J]. 建筑结构学报，2025，46(1)：111-123.
Fan Tao，Qu Zhe，Yang Jiang，et al. Monitored responses of a high-rise residential building of RC shear wall structure to distance earthquakes[J]. Journal of Building Structures，2025，46(1)：111-123.

[3] 郑晓伟，程杰，张令心，等. 基于贝叶斯理论的钢混组合高层建筑多灾易损性估算-地震和风[J]. 振动与冲击，2025，44(2)：160-166.
Zheng Xiaowei，Cheng Jie，Zhang Lingxin，et al. Bayesian-based multi-hazard fragility estimation for steel-concrete composite tall buildings under the excitations of earthquakes and winds[J]. Journal of Vibration and Shock，2025，44(2)：160-166.

[4] 包超，闫淑坤，白鹏程，等. 新型水平万向阻尼放大装置耗能退化特性研究[J]. 东南大学学报（自然科学版），2026，56(10)：1466-1474.
Bao Chao，Yan Shukun，Bai Pengcheng，et al. Study on energy dissipation degradation characteristics of a novel horizontal universal damping amplification device[J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition)，2026，56(10)：1466-1474.

[5] 周福霖，刘彦辉，郑文智，等. 我国结构隔震减震控制技术研究进展及其应用[J]. 建筑结构学报，2025，46(8)：20-44.
Zhou Fulin，Liu Yanhui，Zheng Wenzhi，et al. State-of-the-art review and applications on seismic isolation，energy dissipation，and vibration control for engineering structures in China[J]. Journal of Building Structures，2025，46(8)：20-44.

[6] 郑文智，易仲凯，王浩，等. 阻尼自适应变摩擦摆隔震连续梁桥抗震性能提升[J]. 东南大学学报(自然科学版)，2026，56(3)：350-361.
Zheng Wenzhi，Yi Zhongkai，Wang Hao，et al. Seismic performance improvement of seismically isolated continuous bridge with damping adaptive variable friction pendulum bearings[J].

Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2026, 56(3): 350-361.

[7] 韩梦凡, 包超, 白鹏程, 等. 新型水平万向阻尼放大装置恢复力模型及参数分析[J]. 地震工程学报, 2026, 48(3): 620-630, 730.
Han Mengfan, Bao Chao, Bai Pengcheng, et al. Restoring force model and parametric analysis of a novel horizontally universal damping amplification device[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2026, 48(3): 620-630, 730.

[8] 何晴光, 廖欣, 朱前坤. 安装调谐液体阻尼器的悬挂结构减震性能分析[J]. 地震工程学报, 2025, 47(4): 789-798.
He Qingguang, Liao Xin, Zhu Qiankun. Seismic mitigation performance of suspended structures with tuned liquid dampers[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2025, 47(4): 789-798.

[9] 包超, 杜建东, 闫淑坤, 等. 电涡流增强双向轨道摆式调谐质量阻尼器周期稳健性研究[J/OL]. 工程力学, 2025-02-17. https://kns.cnki.net/kcms2/article/abstract?v=XkD-QaHmwkzTTKPohErO3Qma7L2ZUl6sMh0PF6OYXgUhNDethavvXxZj1It56H3e0i9vCPV-885gQIWFeuadVaaGXnLz3CaTG4Eilk5TfLNvpafIJcQLWkQ_N0x_bhz_zysuWGC6aMI-5onhm4QnVJoez2hV-fusaNYfSBJjCWOgCgnVTxBORQ==&uniplatform=NZKPT&language=CHS.
Bao Chao, Du Jiandong, Yan Shukun, et al. Research on periodic robustness of eddy current-enhanced bidirectional rail-guided pendulum tuned mass damper [J/OL]. Engineering Mechanics, 2025-02-17. https://kns.cnki.net/kcms2/article/abstract?v=XkD-QaHmwkzTTKPohErO3Qma7L2ZUl6sMh0PF6OYXgUhNDethavvXxZj1It56H3e0i9vCPV-885gQIWFeuadVaaGXnLz3CaTG4Eilk5TfLNvpafIJcQLWkQ_N0x_bhz_zysuWGC6aMI-5onhm4QnVJoez2hV-fusaNYfSBJjCWOgCgnVTxBORQ==&uniplatform=NZKPT&language=CHS.

[10] 梁瑞军, 王浩, 郜辉, 等. 地震作用下风力机的TMD减振优化[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2021, 51(2): 256-263.
Liang Ruijun, Wang Hao, Gao Hui, et al. Optimization of TMD for vibration reduction of wind turbine under seismic excitation[J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2021, 51(2): 256-263.

[11] 陈政清, 刘昕伯, 黄智文, 等. 板式电涡流阻尼单元的平面阻尼特性研究[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2025, 55(2): 317-325.
Chen Zhengqing, Liu Xinbo, Huang Zhiwen, et al. Study on the planar damping characteristics of the plate-type eddy current damper[J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2025, 55(2): 317-325.

[12] 王文熙, 杨志林, 华旭刚, 等. 摆式碰撞双重调谐质量阻尼器减振性能研究[J]. 中国公路学报, 2022, 35(7): 154-163.
Wang Wenxi, Yang Zhilin, Hua Xugang, et al. Control performance of pendulum pounding double tuned mass damper under various excitations[J]. China Journal of Highway and Transport, 2022, 35(7): 154-163.

[13] 单伽锃, 吕西林. 高层结构调谐质量阻尼器动力测试与评价研究进展及工程实践[J]. 建筑结构学报, 2023, 44(3): 1-10.
Shan Jiazeng, Lü Xilin. Dynamic testing and evaluation of mass damper technology for high-rise buildings with state-of-the-art practice[J]. Journal of Building Structures, 2023, 44(3): 1-10.

[14] 吴玖荣, 周泽宇, 梁强武, 等. 顶部带FPS-TMD系统的高耸结构风振控制效益分析[J]. 振动与冲击, 2018, 37(6): 142-148.
Wu Jiurong, Zhou Zeyu, Liang Qiangwu, et al. Wind vibration control analysis of a supper high-rise structure installed with friction pendulum typed tuned mass damper[J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(6): 142-148.

[15] Xiang Y, Tan P, He H, et al. Seismic optimization of variable friction pendulum tuned mass damper with hysteretic damping characteristic [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2022, 160: 107381.

[16] 张志强. 建筑结构黏滞阻尼减震设计[M]. 北京:中国建筑工业出版社,2012.
Zhang Zhiqiang. Desin of vicious damping for building structres [M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012.

[17] Amjadian M, Agrawal A K. Modeling, design, and testing of a proof-of-concept prototype damper with friction and eddy current damping effects[J]. Journal of Sound and Vibration, 2018, 413: 225-249.

[18] Applied Technology Council. Quantification of building seismic performance factors: FEMA P-695[R]. Washington, D.C.: U.S. Department of Homeland Security, Federal Emergency Management Agency, 2009.

[19] 孟丽. 基于增量动力分析方法的高层建筑框架结构抗倒塌可靠性评估[J]. 地震工程学报, 2020, 42(1): 52-56.
Meng Li. Anti-collapse reliability evaluation with respect to the high-rise building frame structures based on incremental dynamic analysis[J]. China Earthquake Engineering Journal, 2020, 42(1): 52-56.

[20] 葛一荀, 张洁, 黄宏伟. 基于贝叶斯分层模型的液化侧移稳健的易损性分析方法[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2024, 52(11): 1658-1669.
Ge Yixun, Zhang Jie, Huang Hongwei. Hierarchical Bayesian model-based robust fragility assessment method for liquefaction-induced lateral displacement[J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2024, 52(11): 1658-1669.

[21] 蒋家卫, 黄文婷, 赵凯, 等. 典型浅埋矩形框架地铁车站地下结构地震易损性分析[J]. 工程力学, 2024, 41(9): 9-17.
Jiang Jiawei, Huang Wenting, Zhao Kai, et al. Seismic vulnerability analysis of underground structures of typical shallow-buried rectangular frame subway stations [J]. Engineering Mechanics, 2024, 41(9): 9-17.

[22] 王尉阔, 施文凯, 周宇, 等. 低秩矩阵引导支持向量机的RC框架IDA曲线预测[J]. 工程力学, 2025, 42(4): 87-96.
Wang Weikuo, Shi Wenkai, Zhou Yu, et al. Low-rank matrix guided support vector machines for IDA curve predict-

tion of RC frame[J]. Engineering Mechanics, 2025, 42(4): 87-96.

[23] Ohtori Y, Christenson R E, Spencer B F Jr, et al. Benchmark control problems for seismically excited nonlinear buildings[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2004, 130(4): 366-385.

[24] 陈寅圳，贾明明，吕大刚. 基于刚柔指标的高层钢框架抗震韧性评估[J]. 工程力学，2023，40(增刊1)：92-97，119.
Chen Yinzhen, Jia Mingming, Lü Dagang. Earthquake resilience evaluation of high-rise steel frame structures based on the stiffness-flexibility indicator[J]. Engineering Mechanics, 2023, 40(S1): 92-97, 119.

[25] GB/T 50011—2010(2024年版) 建筑抗震设计标准[S].
GB/T 50011—2010 (2024 ed.) Code for seismic design of buildings[S].

[26] Xu J J, Huang Y L, Qu Z. An efficient and unconditionally stable numerical algorithm for nonlinear structural dynamics [J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2020, 121(20): 4614-4629.

[27] Sadek F, Mohraz B, Taylor A W, et al. A method of estimating the parameters of tuned mass dampers for seismic applications[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1997, 26(6): 617-635.

[28] 徐强，郑山锁，韩言召，等. 基于结构整体损伤指标的钢框架地震易损性研究[J]. 振动与冲击，2014，33(11)：78-82，106.
Xu Qiang, Zheng Shansuo, Han Yanzhao, et al. Steel frame seismic vulnerability based on a global structural damage index [J]. Journal of Vibration and Shock, 2014, 33(11): 78-82, 106.

[29] 蒋家卫，王树旷，许成顺，等. 增量动力分析与云图法在地下结构地震易损性分析的应用[J]. 哈尔滨工程大学学报，2023，44(9)：1445-1452.
Jiang Jiawei, Wang Shukuang, Xu Chengshun, et al. Application of incremental dynamic analysis and the cloud method in the seismic vulnerability analysis of underground structures [J]. Journal of Harbin Engineering University, 2023, 44(9): 1445-1452.

[30] Huh J, Tran Q H, Haldar A, et al. Seismic vulnerability assessment of a shallow two-story underground RC box structure[J]. Applied Sciences, 2017, 7(7): 735.

[31] 黄忠凯，张冬梅. 地下结构地震易损性研究进展[J]. 同济大学学报(自然科学版)，2021，49(1)：49-59，115.
Huang Zhongkai, Zhang Dongmei. Recent advance in seismic fragility research of underground structures [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2021, 49(1): 49-59, 115.

（本文编辑：任　栋）