

文章编号:1673-2049(2018)03-0044-10

附加油阻尼器的非线性滞回结构系统的等价线性化方法

蒲武川, 李 琪

(武汉理工大学 土木工程与建筑学院, 湖北 武汉 430070)

摘要:以安装油阻尼器的单自由度非线性滞回结构系统为研究对象,建立地震作用下该非线性结构系统的等价线性化方法。鉴于结构系统具有双非线性特征,其中油阻尼器的阻尼力与速度呈双线性关系,主体结构具有双线性滞回特征,将主体结构等价为线性 Kelvin 模型,附加体系分两步等价:将双线性黏滞单元等价为线性黏滞单元,得到含线性黏滞单元的附加体系与主体结构的 Kelvin 模型并联构成的等价模型 A;基于模型 A 进一步求解系统的等价刚度和等价阻尼比,建立系统的等价线性化 Kelvin 模型,即模型 B。通过共振曲线分别对模型 A 和模型 B 的精度进行了验证。考虑地震动的随机性,通过动力非线性时程分析对等价模型的阻尼比公式进行了修正。将等价线性化方法应用到性能曲线中,建立非线性结构系统的减震性能曲线绘制方法,结合性能曲线分析了油阻尼器对非线性结构的减震效果。结果表明:模型 A 与模型 B 的共振曲线与原结构均吻合,说明在非线性结构系统中将双线性黏滞单元等价为线性黏滞单元的方法可行;修正后的等价阻尼比可较好地预测地震作用下非线性结构系统的最大位移。

关键词:减震控制;油阻尼器;等价线性化;非线性结构;地震响应

中图分类号:TU352 **文献标志码:**A

Equivalent Linearization Method for Nonlinear Structure System Added with Oil Damper

PU Wu-chuan, LI Qi

(School of Civil Engineering and Architecture, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, Hubei, China)

Abstract: Taking the single degree of freedom nonlinear structure system added with oil damper as study object, an equivalent linearization method of the nonlinear structure system under earthquake was proposed. The structure system behaved bi-linearly character, the relationship between damping force and velocity of oil damper was bi-linear, and the main structure behaved bi-linearly hysteretic characteristics. The main structure was equated to a linear Kelvin model, and the added system was equated in a two-step way: bi-linearly viscous element was equated to a linearly viscous element, then the added system with linear viscous element was connected to the Kelvin model of main structure in parallel, namely model A; based on model A, the equivalent damping ratio and equivalent period were derived, and the system was equated simply to a Kelvin model, namely model B. The accuracies of the two models were investigated by comparing the resonance curves, respectively. Considering the randomness of earthquake excitation, the

收稿日期:2017-10-16

基金项目:国家自然科学基金项目(51208405);湖北省自然科学基金项目(2015CFB489)

作者简介:蒲武川(1980-),男,四川广安人,副教授,工学博士,E-mail:puwuchuan@whut.edu.cn。

equivalent damping ratio computed from model B was further revised based on nonlinear time history analysis. The equivalent linearization method was expanded to performance curves, and the drawing method for damping performance curves of nonlinear structure system was established. The damping effect of oil damper on nonlinear structure was analyzed combined performance curves. The results show that the resonance curves of model A and model B both coincide the original structure respectively, which proves bi-linearly viscous element equivalent to a linearly viscous element in nonlinear structure is feasible. The revised equivalent damping ratio can effectively predict the peak displacement of nonlinear structural systems under earthquake.

Key words: seismic control; oil damper; equivalent linearization; nonlinear structure; earthquake response

0 引言

耗能减震技术的理论研究和实际工程运用在中国已得到极大发展。建筑结构中安装的耗能装置利用材料屈服或流体运动产生阻尼力,并以此耗散地震能量,达到减小地震引起的结构振动或损伤的目的。油阻尼器利用油性材料流动产生的节流阻抗作为阻尼力,其阻尼力与运动速度呈比例。油阻尼器一般还设置溢流阀,当阻尼力达到一定阈值后,溢流阀启动,阻尼系数降低,阻尼力随速度的变化减慢。因此,油阻尼器的力-速度关系表现出双线性特征。该特征可以抑制过高阻尼力的产生,避免结构中产生过大的水平剪力^[1-2]。

油阻尼器用于结构抗震有较高的优越性,近年不断有新型油阻尼器、新的设计和分析方法得到开发和研究^[3-5]。油阻尼器力学性能的理论计算较为复杂^[6-8],日本隔震结构协会提出将其双线性的力-速度关系等价为线性关系的方法,推导出了等价黏滞系数的计算公式^[9]。等价线性黏滞系统中黏滞单元最大速度与原双线性黏滞系统的黏滞单元最大速度接近,可由线性黏滞系统近似预测双线性黏滞系统在地震作用下的最大位移,但是该方法针对线弹性主体结构提出,其适用范围有限。类似的等价线性化方法也被开发并应用于桥梁结构斜拉索振动的油阻尼器控制中^[10]。近年发生的大地震中油阻尼器的破坏案例^[11]表明,针对大震选择恰当的性能目标并进行合理的结构减震设计非常重要。在基于目标位移的性能化设计中,考虑罕遇地震作用,将结构弹塑性位移作为目标位移的设计越来越多^[12-15]。当油阻尼器应用于该类非线性主体结构时,结构系统同时包含非线性黏滞单元和非线性主体结构,该类双非线性结构系统的等价线性化方法需要进一步研究。

本文以附加油阻尼器的非线性滞回结构系统为研究对象,基于稳态响应对结构系统等价线性化参数进行推导,并基于动力时程分析对参数进行修正,建立其等价线性化模型。基于等价模型对地震作用下多种参数组合的非线性结构系统的地震位移响应进行估算,验证模型精度,并基于等价模型扩展了非线性结构系统的性能曲线,为该类结构系统的减震设计应用提供参考。

1 油阻尼器及结构系统的滞回特征

1.1 油阻尼器模型及滞回特征

油阻尼器为速度相关型阻尼器,具有一定的内部刚度,通常采用图1(a)所示黏滞单元和线性弹簧单元串联的Maxwell模型模拟。图1中, K_d 为阻尼器内部刚度, C_{d1} 为黏滞单元第一黏滞系数, p_d 为黏滞单元第二黏滞系数与第一黏滞系数之比, u_d 为黏滞单元位移, F_d 为阻尼力, \dot{u}_d 为黏滞单元速度, $F_{d,m}$ 为黏滞单元最大阻尼力, $\dot{u}_{d,m}$ 为黏滞单元最大速度, \dot{u}_{dy} 为黏滞单元溢流速度, F_{dy} 为黏滞单元溢流荷载。溢流前后阻尼系数不同,阻尼力与速度呈双线性关系[图1(b)]。溢流前后黏滞单元的阻尼力与速度的关系如式(1)所示

$$F_d = \begin{cases} C_{d1} \dot{u}_d & F_d \leq F_{dy} \\ C_{d1} \dot{u}_{dy} + p_d C_{d1} (\dot{u}_d - \dot{u}_{dy}) & F_d > F_{dy} \end{cases} \quad (1)$$

图1(c),(d)分别表示了溢流前后黏滞单元典型的阻尼力-位移关系曲线。

1.2 结构系统的构成及滞回特征

图2为非线性结构模型及滞回曲线,图2(a)为单自由度结构系统的构成,其中 m 为质量。油阻尼器与弹性支撑构件串联构成附加体系,附加体系与主体结构并联形成结构系统。为简化模型,将附加体系中阻尼器内部刚度 K_d 和支撑构件刚度 K_b 合并,用等价支撑刚度 K_b^* 表示。阻尼器与支撑构件

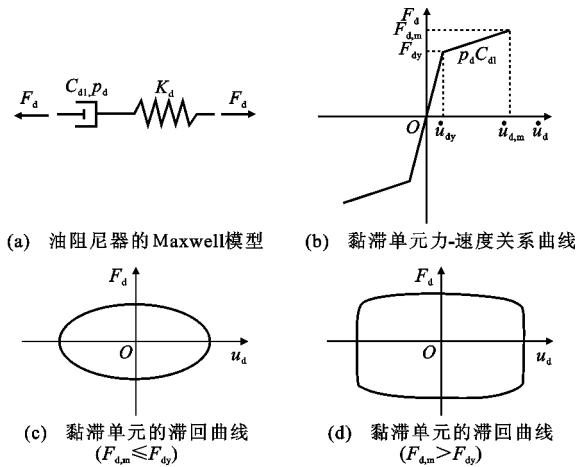


图1 油阻尼器模型及滞回曲线

Fig. 1 Oli Damper Model and Hysteretic Curves

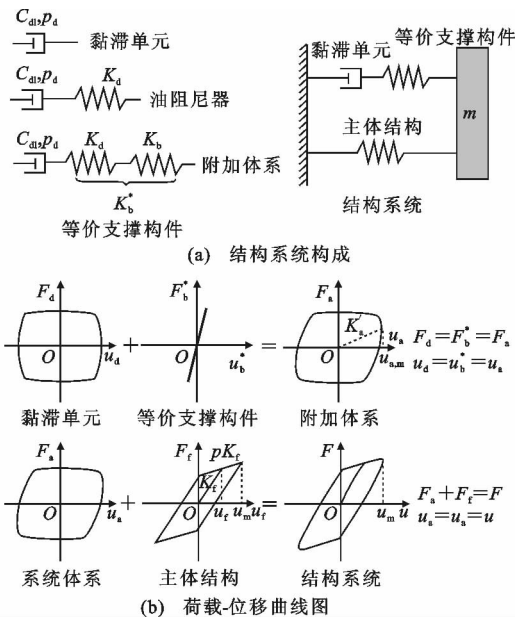


图2 非线性结构模型及滞回曲线

Fig. 2 Nonlinear Structure Model and Hysteretic Curves

的力相同,附加体系与主体结构的位移相同。

图2(b)为各单元的滞回曲线及其相互关系,其中, F_b^* , F_a , F_f , F 分别为等价支撑构件、附加体系、主体结构和系统的力, u_b^* , u_a , u_f , u 分别为相应的位移, K_a' 为附加体系储存刚度(附加体系最大位移 u_{am} 对应的力与最大位移 u_{am} 之比)。主体结构采用双线性滞回模型,结构参数包括弹性刚度 K_f 、二次刚度比 p 、屈服位移 u_y 、主体结构延性系数 μ (主体结构最大位移 u_m 与屈服位移 u_y 之比)。无阻尼器弹性结构自振周期为 T_f ,自振角频率为 ω_f 。

2 等价线性化参数的推导

2.1 主体结构弹性状态时结构系统的等价线性化

由于油阻尼器具有双线性特性,结构设计中判

断阻尼器是否进入双线性状态非常重要。定义阻尼器的溢流变形率 μ_d 为最大位移与溢流变形之比,即 $\mu_d = u_{d,m}/u_{dy}$ 。溢流变形 u_{dy} 为激振频率 ω 下黏滞单元最大阻尼力达到 F_{dy} 时的位移振幅,可进一步表示为 $u_{dy} = \dot{u}_{dy}/\omega$ 。黏滞单元进入双线性阶段时,其最大位移 $u_{d,m}$ 与附加体系最大位移 u_m 之间的理论关系式较复杂。文献[9]提出将双线性黏滞单元变换为等价线性黏滞单元,等价系统中主体结构弹性刚度 K_f 和等价支撑刚度 K_b^* 保持不变,在地震作用下等价系统能产生与原结构系统近似相同的位移。等价前后阻尼力-速度关系如图3所示,其中 C_{dl} 和 F_{dl} 分别为等价线性黏滞单元的黏滞系数和阻尼力 C_{dl} 由式(2)计算

$$C_{dl} = \frac{(p_d \mu_d - p_d + 1)^2 + p_d - 1}{p_d \mu_d^2} C_{dl} \quad (2)$$

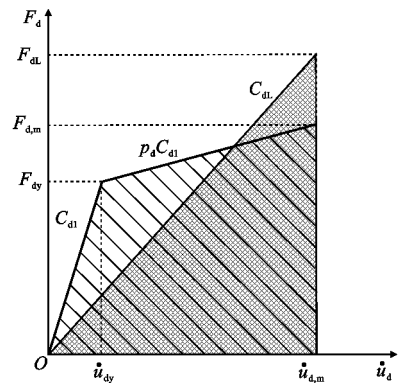


图3 双线性黏滞单元的等价线性化

Fig. 3 Equivalent Linearization of Bilinear Viscous Element

考虑结构系统处于简谐振动的状态,位移 $u = u_m \sin(\omega t)$ (t 为时间),等价后附加体系最大位移 u_m 与黏滞单元最大位移 $u_{d,m}$ 之间的关系近似表示为

$$u_m = \sqrt{1 + \lambda_L^2} u_{d,m} \quad (3)$$

式中: λ_L 为等价支撑构件变形比,即等价线性黏滞单元的损失刚度 K_{dl}' 与等价支撑刚度 K_b^* 之比, $\lambda_L = K_{dl}'/K_b^*$ 。

由此求得附加体系的储存刚度 K_{aL}' 为

$$K_{aL}' = \frac{\lambda_L}{1 + \lambda_L^2} C_{dl} \omega \quad (4)$$

一个稳态循环中,附加体系与黏滞单元的滞回耗能相等,阻尼器的滞回耗能 E_{pd} 可表示为

$$E_{pd} = \pi C_{dl} \omega u_{d,m}^2 \quad (5)$$

2.2 主体结构弹塑性变形时结构系统等价线性化

当系统位移超过主体结构屈服位移后,主体结构的抗力与位移也呈非线性关系。对该状态下的结构系统进行等价线性化处理需同时考虑主体结构和非线性黏滞单元的线性化处理。

首先对主体结构采用常规的等价线性化方法^[16-17],将其等价于线性黏滞单元和线性弹簧单元构成的 Kelvin 模型。以其最大位移对应的割线刚度 $K_{eq,f}$ 作为主体结构的等价刚度,表示为

$$K_{eq,f} = K_f(1 + p\mu - p)/\mu \quad (6)$$

主体结构在一个稳态循环中耗能 E_{pf} 由式(7)计算,即

$$E_{pf} = 4K_f u_y^2 (\mu - 1)(1 - p) \quad (7)$$

激励频率与割线刚度对应的结构自振频率相等时,假设线性黏滞单元耗能与主体结构滞回耗能相等,可得线性黏滞单元的阻尼系数 C_f 为

$$C_f = \frac{4K_f(\mu - 1)(1 - p)}{\pi\omega_{eq,f}\mu^2} \quad (8)$$

式中: $\omega_{eq,f}$ 为与割线刚度 $K_{eq,f}$ 对应的结构自振频率,

$$\omega_{eq,f} = \omega_f \sqrt{K_{eq,f}/K_f}。$$

图 4 为等价模型示意,其中 C_{eq} 为阻尼系数, K_{eq} 为主体结构刚度。在主体结构等价于 Kelvin 模型的基础上,对附加体系分两步等价。首先采用第 2.1 节所述方法,将双线性黏滞单元等价于线性黏滞单元,并将含线性黏滞单元的附加体系与主体结构的等价 Kelvin 模型并联构成系统的等价模型 A,如图 4(a)所示。线性黏滞单元黏滞系数 C_{dl} 采用式(2)计算,当激励频率未知时 μ_d 采用主体结构自振频率 $\omega_{eq,f}$ 计算。

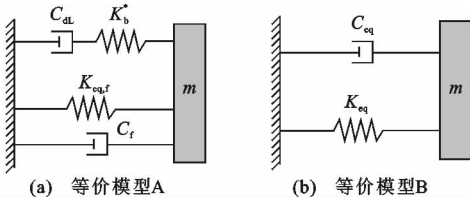


图 4 非线性结构系统的等价模型

Fig. 4 Equivalent Models of Nonlinear Structure System

由于式(2)原本基于弹性结构系统提出^[9],为验证该方法对弹塑性主体结构的适用性,对非线性结构系统和对应的等价模型 A 绘制共振曲线并进行比较。采用时程分析软件 PC-ANSR^[18] 建立如图 2(a)所示单自由度结构系统,参数设置如表 1 所示,其中 $\xi = C_{dl}/(2m\omega_f)$, $K_b = K_f$, $K_d = \beta C_{dl}$, β 为阻尼器内部刚度系数, ξ_0 为结构初始黏滞阻尼比。对结构施加正弦波激励,得到最大位移 u_m ,由前述方法建立等价模型 A。图 5 对比了原非线性结构系统和等价模型 A 的共振曲线,竖虚线左侧表示油阻尼器未进入双线性状态,其中 T 为周期,竖虚线右侧表示油阻尼器进入了双线性状态。油阻尼器是否进入双线性状态直接通过比较时程分析中黏滞单元的最

表 1 单自由度结构系统参数

Tab. 1 Parameters of SDOF Structural System

参数	取值
T_f/s	1, 2
p	0.05, 0.10, 0.20
ξ_0	0.02
$K_f/(kN \cdot cm^{-1})$	1 200
u_y/cm	2
ξ	0.1
p_d	0.1
β/s^{-1}	18
$\dot{u}_{dy}/(cm \cdot s^{-1})$	6.0

大速度与溢流速度进行判定。从图 5 可以看出,模型 A 与原结构的共振曲线均基本吻合,等价线性黏滞系数 C_{dl} 的求解方法可行。

以模型 A 为基础,可以显式求解系统的等价阻尼比和等价周期。将模型 A 中附加体系等价为一个 Kelvin 模型,该模型与主体结构的等价 Kelvin 模型合并,最后得到代表系统等价刚度和等价阻尼的 Kelvin 模型,如图 4(b)所示模型 B。模型 B 中, K_{eq} 为主体结构刚度 $K_{eq,f}$ 和附加体系储存刚度 K'_{al} 之和,如式(9)所示

$$K_{eq} = K_{eq,f} + K'_{al} \quad (9)$$

主体结构和附加体系的应变能 E_{sf} , E_{sa} 分别由式(10)和(11)求得

$$E_{sf} = \frac{1}{2} K_{eq,f} u_m^2 \quad (10)$$

$$E_{sa} = \frac{1}{2} K'_{al} u_m^2 \quad (11)$$

等价阻尼比 ξ'_{eqL} 由式(12)计算得到,阻尼系数 C_{eq} 由式(13)求得

$$\xi'_{eqL} = \frac{E_{pf} + E_{pd}}{4\pi(E_{sf} + E_{sa})} = \frac{1}{2} \left\{ \frac{4(\mu - 1)(1 - p)}{\pi\mu(1 + p\mu - p)} \left[1 + \left(\frac{K''_{dl}}{K'_b} \right)^2 \right] + \frac{\mu}{(1 + p\mu - p)} \frac{K''_{dl}}{K_f} \right\} / \left[1 + \left(\frac{K''_{dl}}{K'_b} \right)^2 \right] \cdot \left(1 + \frac{\mu}{(1 + p\mu - p)} \frac{K'_b}{K_f} \right) \quad (12)$$

$$C_{eq} = 2 \frac{K_f}{\omega_f^2} \omega_{eq,f} \xi'_{eqL} \quad (13)$$

理论上,若用 K_{eq} 表示等价线性结构的刚度,则可得对应的结构自振频率 ω_{eq} ,而 K'_{al} , ξ'_{eqL} , C_{eq} 等参数与 ω_{eq} 相关,由于 $K_{eq} \rightarrow \omega_{eq} \rightarrow K'_{al} \rightarrow K_{eq}$ 和 $K_{eq} \rightarrow \omega_{eq} \rightarrow \xi'_{eqL} \rightarrow C_{eq}$ 各参数之间的相关性,需要迭代求解才能得到 K_{eq} , K'_{al} , ξ'_{eqL} , C_{eq} 的精确值。为简化计算,

本文采用 $\omega_{eq,f}$ 代替 ω_{eq} 进行计算。

采用与图 5 相同的结构参数,图 6 对比了非线性结构系统与等价模型 B 的共振曲线。从图 6 可

以看出,模型 B 与原结构的共振曲线也基本吻合,但相对于模型 A 来说模型 B 精度略有降低,这是由于将附加体系的 Maxwell 模型等价成 Kelvin 模型

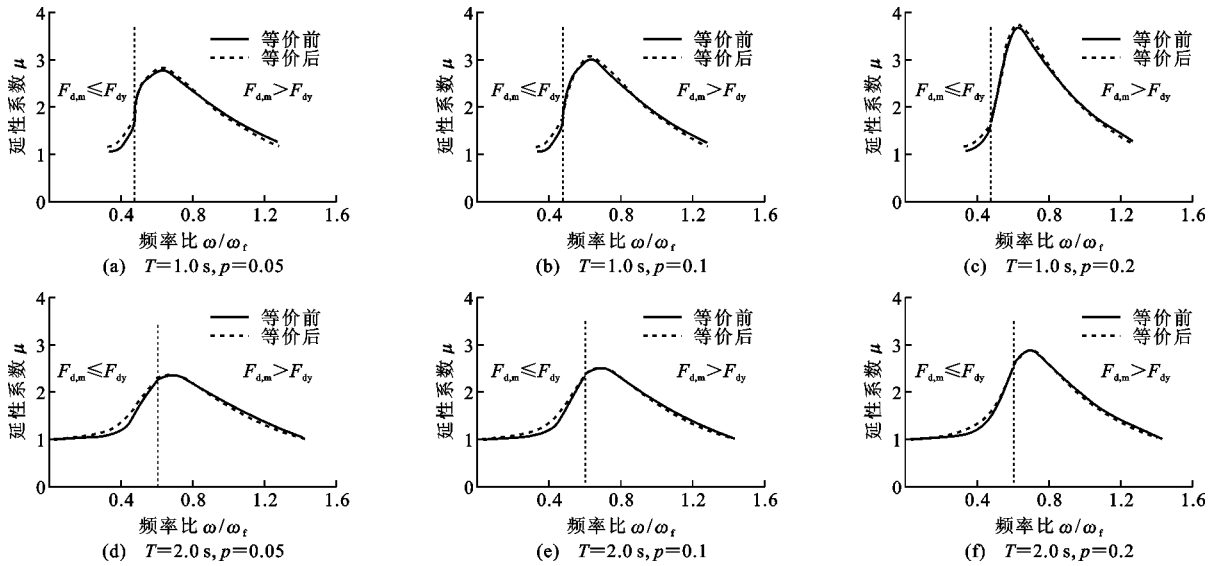


图 5 原非线性结构系统和等价模型 A 共振曲线比较

Fig. 5 Comparisons of Resonance Curves Between Original Nonlinear System and Equivalent Model A

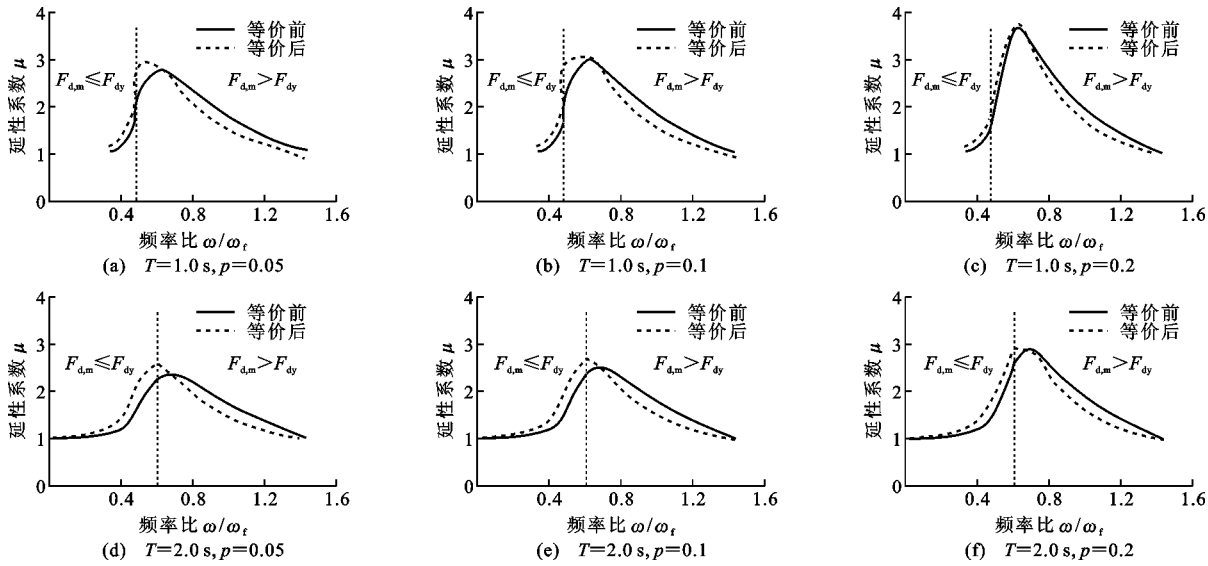


图 6 原非线性结构系统和等价模型 B 共振曲线比较

Fig. 6 Comparisons of Resonance Curves Between Original Nonlinear System and Equivalent Model B

引起的。

3 地震作用下等价阻尼比的修正

3.1 考虑地震作用的等价阻尼比修正

基于反应谱进行地震响应预测时,需基于模型 B 定量计算等价阻尼比。式(12)所示等价阻尼比是基于最大位移下的稳态响应求得的。在随机地震动作用下,系统振幅在 $0 \sim u_m$ 之间变化,由于阻尼比的位移相关性,结构系统阻尼比也并非定值,基于最

大位移的等价阻尼比 ξ_{eqL} 不能准确代表结构系统的等价阻尼比。因此,下面通过时程分析对式(12)中的等价阻尼比进行修正。

以式(12)中的 ξ_{eqL} 为基础,引入修正系数 α ,将其定义为最优阻尼比 ξ_{op} 与等价阻尼比 ξ_{eqL} 的比值,如式(14)所示

$$\alpha = \xi_{op} / \xi_{eqL} \tag{14}$$

ξ_{op} 按照以下步骤计算:对设定的结构模型输入地震波计算其最大位移 u_m ,按照式(9)计算 K_{eq} 及对

应的等价周期 T_{eq} ,从地震波位移反应谱(阻尼比从 0.01 到 0.5,按 0.01 递增)中找出对应于 T_{eq} 且位移值最接近 u_m 的阻尼比,该阻尼比即为等价模型与原结构最大位移等价的最优阻尼比 ξ_{op} 。

假设 $T_f=0.4,0.8,1.0,2.0\text{ s}$, $p=0.05,0.1,0.2$,结构弹性状态下油阻尼器附加阻尼比为 0.1,主体结构目标延性系数 $\mu=1,2,3,4$,考虑各参数间的不同组合,共 48 种工况。输入表 2 中所示 8 条地震波,通过调整地震波放大倍数使结构延性系数达到目标值。按照前述流程求得 α ,并将其作为延性系数和等价周期的函数进行回归,得到 α 的近似表达式,如式(15)所示,并最终得到等价结构系统在地震作用下的等价阻尼比计算公式,如式(16)所示

$$\alpha=1.018-2.666\frac{\ln(\mu)}{\mu^2}-0.088T_{eq}^{0.5}\ln(T_{eq})\quad(15)$$

$$\xi_{eq}=\alpha\xi_{eqL}\quad(16)$$

3.2 基于反应谱的地震响应预测

设定主体结构参数如表 1 所示,采用表 2 中的地震波,调整地震波放大倍数并作用于结构系统,使主体结构延性系数分别达到 1,2,3,4;计算地震波对应于结构初始黏滞阻尼比 $\xi_0=0.02$ 的位移反应谱;根据延性系数计算结构系统的等价周期 T_{eq} 和等价阻尼比 ξ_{eq} ,根据 T_{eq} 在位移反应谱中找到对应的反应谱值,将其乘以式(17)所示阻尼调整系数 $C_{DMF}^{[16]}$ 及地震波放大倍数得到位移预测值。

$$C_{DMF}=\sqrt{(1+25\xi_0)/(1+25\xi_{eq})}\quad(17)$$

图 7,8 给出了结构系统最大位移预测值与时程分析值的比值 n ,其中地震波编号 9 表示 8 条地震波计算结果的平均值。图 7 的位移预测值采用未修正的阻尼比[式(12)]计算得到,图 8 采用修正的阻尼比[式(16)]计算得到。从图 7 可以看出,预测值与时程分析值的比值分布在 0.5~1.0 之间,未修正阻尼比由于过高估计结构系统的阻尼比,导致过低估计结构响应。图 7 中所有预测值与时程分析值的

比值平均为 0.851,方差为 0.09。图 8 中所有比值平均为 1.044,方差为 0.14。修正后等价阻尼比在平均意义上能更好地预测地震作用下非线性结构系统的最大位移。

作为示例,选取 $T_f=1\text{ s}$, $p=0.05$, $\mu=2$ 的工况,将表 2 中第 1,2 条地震波作用下的位移时程曲线绘制于图 9。图 9 中,模型 B 与原结构的最大位移接近,等价模型不能模拟结构的残余变形。

4 基于等价模型的减震性能曲线

文献[9]中建立了减震结构的减震性能曲线,用结构响应降低率直观描述阻尼器参数对减震结构性能的影响,减震性能曲线还可用于减震设计,以确定对应于减震性能目标的阻尼器参数。基于本文所述等价线性化方法,将性能曲线扩展到附加油阻尼器的非线性结构中,通过以下步骤绘制性能曲线。

定义安装油阻尼器的非线性减震控制结构与无控非线性结构的位移 S_d 、拟加速度 S_{pa} 的比值分别为位移降低率 R_d 、拟加速度降低率 R_{pa} ,如式(18), (19)所示

$$R_d=\frac{S_d(T_{eq},\xi_{eq})}{S_d(T_{eq,f},\xi_{eq,f})}=(\frac{T_{eq}}{T_{eq,f}})^2\frac{S_{pa}(T_{eq},\xi_{eq})}{S_{pa}(T_{eq,f},\xi_{eq,f})}\quad(18)$$

$$R_{pa}=\frac{S_{pa}(T_{eq},\xi_{eq})}{S_{pa}(T_{eq,f},\xi_{eq,f})}\quad(19)$$

设定目标延性系数、支撑刚度比 K_b/K_f 和阻尼器损失刚度比 K_d''/K_f ,油阻尼器的等价支撑构件变形比 λ 为

$$\lambda=\frac{K_d''}{K_b^*}=\frac{K_d''}{K_f}\frac{K_f}{K_b^*}\quad(20)$$

$$\frac{K_f}{K_b^*}=\frac{K_f}{K_b}+\frac{K_f}{K_d}\quad(21)$$

$$\frac{K_d}{K_f}=\frac{\beta}{\omega_{eq,f}}\frac{K_d''}{K_f}=\frac{\beta T_{eq,f}}{2\pi}\frac{K_d''}{K_f}\quad(22)$$

根据文献[9]推荐,为控制 λ 的取值以保证阻尼器足够的变形,取 $\beta T_{eq,f}\approx 16$ 。另外,由式(23)近似

表 2 地震波信息

Tab. 2 Information of Input Ground Motions

编号	地震名称	年份	地震波	加速度峰值/(cm · s ⁻²)	持时/s
1	Imperial Valley	1940	El Centro (NS)	341	53.7
2	Tokachi-oki	1968	Hachinohe (NS)	272	50.9
3	Kobe	1995	Kushiro (N063E)	692	157.4
4	Kobe	1995	JR Takatori (EW)	656	40.9
5	Northridge	1994	Sylmar (NS)	826	59.9
6	Iran	1978	Tabas (N344E)	919	49.9
7	Kern Country	1952	Taft (EW)	175	54.3
8	Miyagi-oki	1978	Tohoku Univ. (NS)	257	40.9

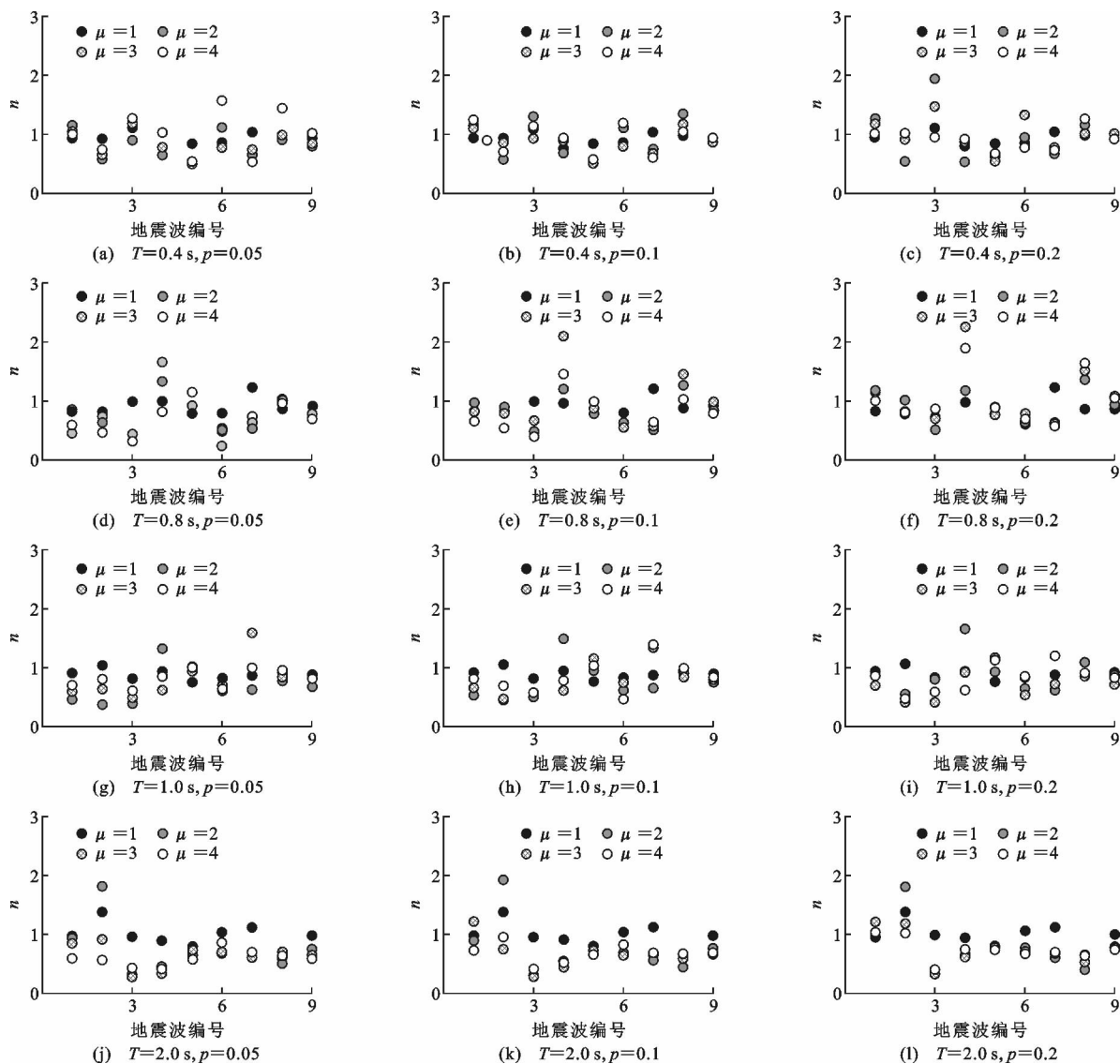


图 7 基于稳态响应阻尼比的最大位移对比

Fig. 7 Comparisons of Peak Displacements Obtained from Damping Ratio of Stationary State

求得 λ_L

$$\lambda_L = \frac{K_{dL}''}{K_b} = \frac{K_{dL}''}{K_d} \frac{K_d''}{K_d^*} \approx \frac{C_{dL}}{C_{d1}} \lambda \quad (23)$$

根据第 2 节的方法求得 T_{eq} 和 ξ_{eq} , 根据设计反应谱求得结构响应, 并计算 R_d 和 R_{pa} 的大小。改变 K_b/K_f 和 K_d''/K_f 的大小, 重复上述步骤, 并将求得的 R_d 和 R_{pa} 绘制于同一图中, 即得结构的减震性能曲线。

图 10 为若干性能曲线示例, 其中 $T_f = 0.5, 1.0, 1.5, 2.0$ s, $\mu = 2, 3, 4$, $K_b/K_f = 0.5, 1, 2, 3, 5, 10$, $K_d''/K_f = 0, 0.05, 0.1, 0.2, 0.3, 0.5, 1, 2, 5, 10$, 图 10(b)~(l) 中的节点数值说明和辅助线与图 10(a) 均完全对应, 故进行了省略。设计反应谱采用中国抗震规范设计反应谱^[19]。从性能曲线可以看出,

当 K_b/K_f 较大时, 增加 K_d''/K_f 可以显著降低结构位移响应, 拟加速度略有增加。当 K_b/K_f 较小且 K_d''/K_f 也较小时, 增加 K_d''/K_f 可以显著降低结构位移响应; 当 K_d''/K_f 达到一定值后, 增加 K_d''/K_f 对降低结构位移的效果减弱, 而加速度响应显著升高。另一方面, 提高 K_b/K_f 即提高连接件刚度可以提升阻尼器耗能效率, 达到降低位移响应的目的。

5 结 语

(1) 模型 A 与原结构共振曲线吻合, 表明本文所述非线性结构系统中将双线性黏滞单元等价于线性黏滞单元的方法可行, 可实现双线性黏滞单元的线性化。

(2) 模型 B 与原结构共振曲线基本吻合, 表明

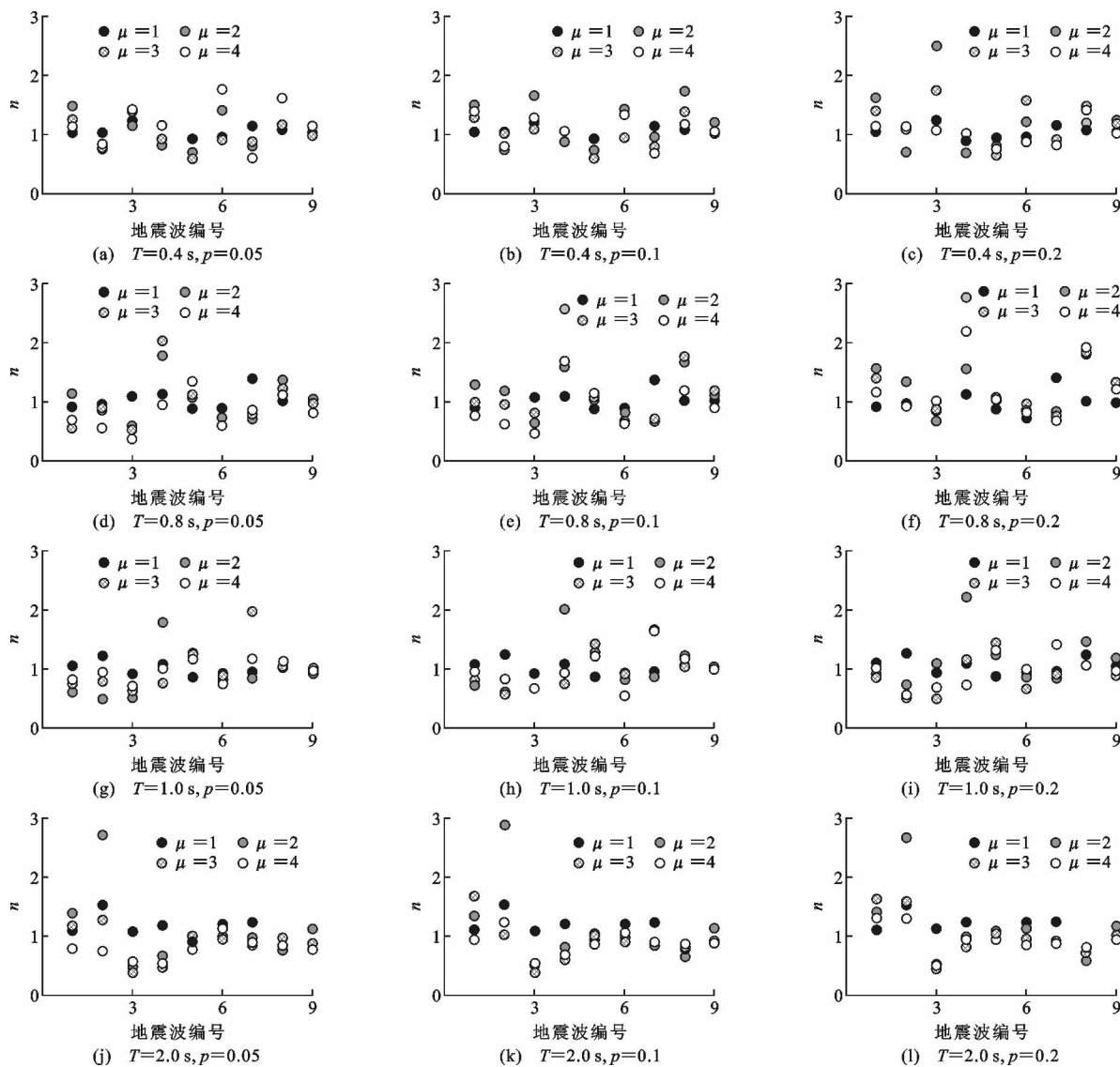


图 8 基于修正阻尼比的最大位移对比

Fig. 8 Comparisons of Peak Displacements Obtained from Modified Damping Ratio

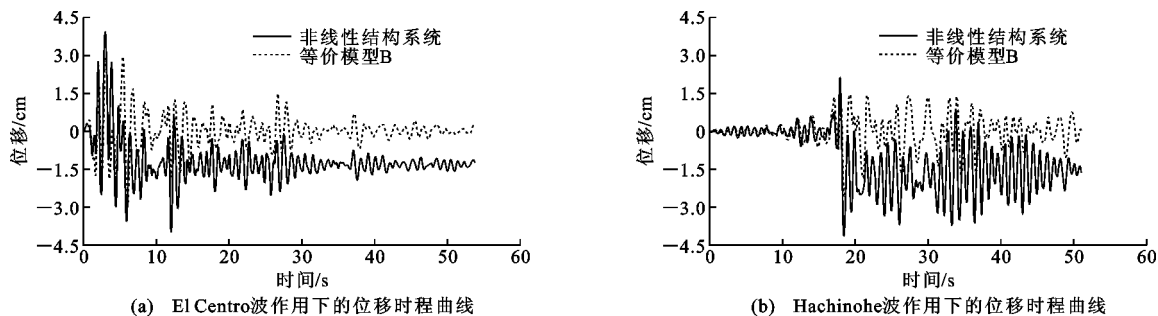


图 9 位移时程曲线

Fig. 9 Time History Curves of Displacement

推导的等价阻尼比和等价周期较好地代表了结构系统的动力特性,在结构位移计算上该模型与原非线性结构系统具有等价性。

(3)考虑地震作用对稳态响应阻尼比进行修正

后,等价模型位移预测值与时程分析值比值的均值为 1.044,方差为 0.14,等价线性化模型可有效地用于地震位移预测。

(4)将等价线性化方法应用于性能曲线,建立了

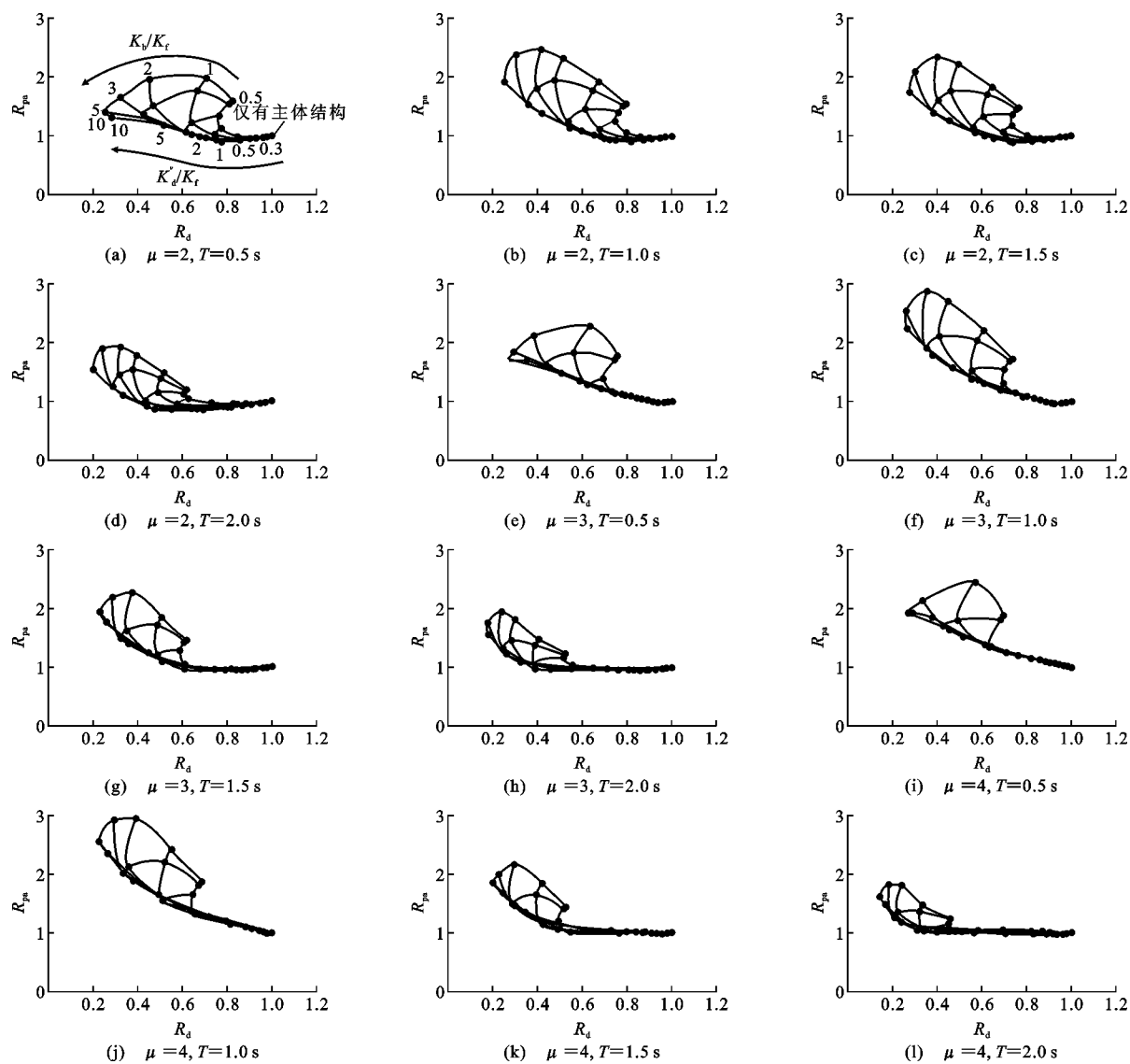


图 10 附加油阻尼器的非线性滞回系统性能曲线

Fig. 10 Performance Curves for Nonlinear Hysteretic System with Oil Dampers

非线性减震控制结构相对于非线性无控结构响应比值的性能曲线,可有效辅助设计人员进行非线性结构减震设计。

参考文献:

References:

[1] ADACHI F, FUJITA K, TSUJI M, et al. Importance of Interstory Velocity on Optimal Along-height Allocation of Viscous Oil Dampers in Super High-rise Buildings[J]. Engineering Structures, 2013, 56: 489-500.

[2] ADACHI F, YOSHITOMI S, TSUJI M, et al. Nonlinear Optimal Oil Damper Design in Seismically Controlled Multi-story Building Frame[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2013, 44: 1-13.

[3] YAMAMOTO M, MINEWAKI S, NAKAHARA M, et al. Concept and Performance Testing of a High-capacity Oil Damper Comprising Multiple Damper Units [J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2016, 45: 1919-1933.

[4] 杨巧荣, 孔令祥, 郭彦, 等. 位移放大型油阻尼器减震结构减震效应分析[J]. 地震工程与工程振动, 2017, 37(1): 48-55.

YANG Qiao-rong, KONG Ling-xiang, GUO Yan, et al. Vibration Reduction Effect Analysis of Building Structure Equipped with Displacement Amplification Oil Damper [J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2017, 37(1): 48-55.

[5] 杨朋超, 薛松涛, 谢丽宇. 地震动作作用下消能构件的动力可靠性分析[J]. 土木工程学报, 2016, 49(增 1): 114-118, 130.

- YANG Peng-chao, XUE Song-tao, XIE Li-yu. Dynamic Reliability Analysis of Passive Energy Dissipation Devices Subjected to Seismic Excitations[J]. China Civil Engineering Journal, 2016, 49 (S1): 114-118, 130.
- [6] KASAI K, MATSUDA K. Full-scale Dynamic Testing of Response-controlled Buildings and Their Components: Concepts, Methods, and Findings[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2014, 13(S1): 167-181.
- [7] TSUYUKI Y, GOFUKU Y, IYAMA F, et al. JSSI Manual for Building Passive Control Technology Part3 Performance and Quality of Oil Damper[C]//WCEE. Proceedings of 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver: WCEE, 2004: 2468.
- [8] KASAI K, ITO H, OOKI Y, et al. Full-scale Shake Table Tests of 5-story Steel Building with Various Dampers[C]//CUEE. Proceedings of the 7th International Conference on Urban Earthquake Engineering & 5th International Conference on Earthquake Engineering, Tokyo: CUEE, 2010: 11-22.
- [9] 日本隔震结构协会. 被动减震结构设计·施工手册[M]. 蒋通, 译. 2版. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008.
- Japan Society of Seismic Isolation. Passive Damping Structure Design and Construction Manual [M]. Translated by JIANG Tong. 2nd ed. Beijing: China Architecture & Building Press, 2008.
- [10] 周海俊, 孙利民. 附加双线性油阻尼器斜拉索的阻尼特性研究[J]. 振动与冲击, 2010, 29(3): 1-4, 33.
- ZHOU Hai-jun, SUN Li-min. Damping of Taut Cable with Attached Bilinear Viscous Damper[J]. Journal of Vibration and Shock, 2010, 29(3): 1-4, 33.
- [11] 谢丽宇, 唐和生, 薛松涛. 首例油阻尼器破坏对结构设计经验教训——日本3·11地震的启示[J]. 结构工程师, 2015, 31(2): 2-9.
- XIE Li-yu, TANG He-sheng, XUE Song-tao. Lessons Learned for Design of Passively-controlled Structures from the Great East Japan Earthquake[J]. Structural Engineers, 2015, 31(2): 2-9.
- [12] 吴学淑. 基于设计使用年限和位移的耗能减震加固设计[J]. 建筑结构, 2010, 40(增2): 99-102.
- WU Xue-shu. Seismic Retrofit with Dampers Considering Design Working Life and Displacement[J]. Building Structure, 2010, 40(S2): 99-102.
- [13] PRIESTLEY M J N. Direct Displacement-based Design of Precast/Prestressed Concrete Buildings[J]. PCI Journal, 2002, 47(6): 66-79.
- [14] 简斌, 翁健, 金云飞. 直接基于位移的预应力混凝土框架结构抗震设计方法[J]. 工程力学, 2010, 27(7): 205-211, 225.
- JIAN Bin, WENG Jian, JIN Yun-fei. Direct Displacement-based Seismic Design for Prestressed Concrete Frame Structures[J]. Engineering Mechanics, 2010, 27(7): 205-211, 225.
- [15] 胡宝琳, 姚文娟, 李国强. 罕遇地震荷载作用下屈曲约束支撑框架结构弹塑性位移的简化计算方法[J]. 振动与冲击, 2011, 30(2): 144-148.
- HU Bao-lin, YAO Wen-juan, LI Guo-qiang. A Simplified Calculation Method for Solving Elasto-plastic Displacement of a Buckling-restrained Braced Frame Under Severe Earthquakes[J]. Journal of Vibration and Shock, 2011, 30(2): 144-148.
- [16] KASAI K, ITO H, WATANABE A. Peak Response Prediction Rule for a SODF Elasto-plastic System Based on Equivalent Linearization Technique[J]. Journal of Structural and Construction Engineering, 2003, 571: 53-62.
- [17] 蒲武川, 梁瑞军, 刘传奇, 等. 基于位移和等价刚度的建筑结构减震控制设计[J]. 建筑结构学报, 2016, 37(增1): 71-78.
- PU Wu-chuan, LIANG Rui-jun, LIU Chuan-qi, et al. Seismic Control Design of Building Structure Based on Displacement and Equivalent Stiffness[J]. Journal of Building Structures, 2016, 37(S1): 71-78.
- [18] MAISON B F. PC-ANSR: A Computer Program for Nonlinear Structural Analysis[R]. Berkeley: University of California, 1992.
- [19] GB 50011—2010, 建筑抗震设计规范[S].
- GB 50011—2010, Code for Seismic Design of Buildings[S].