

引用本文:蒲武川,徐 熙,张华珩. 软钢阻尼器对建筑楼层反应谱的影响[J]. 建筑科学与工程学报,2020,37(1):75-84.

PU Wu-chuan, XU Xi, ZHANG Hua-jun. Influence of Mild Steel Damper on Floor Response Spectra of Building Structure[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2020, 37(1): 75-84.

DOI:10.19815/j.jace.2019.01008

## 软钢阻尼器对建筑楼层反应谱的影响

蒲武川,徐 熙,张华珩

(武汉理工大学 土木工程与建筑学院,湖北 武汉 430070)

**摘要:**鉴于控制地震响应的软钢阻尼器可能显著改变结构系统的自振周期,结构抗震设计中有必要明确阻尼器对楼层非结构构件反应谱的影响。以已有的弹性结构楼层反应谱评估方法为基础,考虑主体结构与非结构构件周期比和主体结构黏滞阻尼比的影响,提出了黏滞阻尼减震结构的楼层反应谱预测公式。建立了非线性减震结构系统平均等价刚度和平均等价阻尼比的计算方法,基于等价线性系统提出了软钢阻尼器减震结构的楼层反应谱预测方法,并得到了楼层反应谱的性能曲线,用以描述阻尼器参数对非结构构件加速度响应的影响规律。研究表明:将等价线性化方法应用于软钢阻尼器减震结构能较好地进行非线性系统的楼层反应谱预测,修正的楼层反应谱预测公式可直接基于地震动弹性反应谱和减震结构等价参数估计楼层反应谱,可用于周期比为 0.5~2、阻尼比为 0.05~0.2 的结构系统,该方法将为考虑非结构构件地震响应的减震结构优化设计提供有益参考。

**关键词:**楼层反应谱;软钢阻尼器;被动控制;非结构构件;等价线性化

**中图分类号:**TU311

**文献标志码:**A

**文章编号:**1673-2049(2020)01-0075-10

## Influence of Mild Steel Damper on Floor Response Spectra of Building Structure

PU Wu-chuan, XU Xi, ZHANG Hua-jun

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

**Abstract:** In view of the fact that the mild steel damper controlling the seismic response might significantly change the natural vibration period of structural system, it is necessary to clarify the effect of the damper on the response spectrum of the non-structural members in the seismic design of the structure. Based on the existing evaluation method of floor response spectrum of elastic structure, considering the influence of periodic ratio of main structure and non-structural components and viscous damping ratio of main structure, the prediction formula of floor response spectrum of viscous damping structure was proposed. The calculation method of the average equivalent stiffness and the average equivalent damping ratio of the nonlinear damping structure system was established. Based on the equivalent linear system, the prediction method of the floor response spectrum of the mild steel damper structure was proposed. The performance curve of the floor response spectrum was obtained to describe the influence of the damper parameters on

收稿日期:2019-04-03

基金项目:湖北省自然科学基金项目(2015CFB489,2016CFA020)

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.

the acceleration response of the non-structural components. The results show that the equivalent linearization method can be used to predict the floor response spectrum of the non-linear system, and the modified formula can be directly used to estimate the floor response spectrum based on the elastic response spectrum of ground motion and the equivalent parameters of the damping structure. It is applicable for period ratio between 0.5 and 2, and damping ratio between 0.05 and 0.2. This method can be employed to aid structural engineers to choose an optimal damper capacity design considering the response of non-structural components.

**Key words:** floor response spectra; mild steel damper; passive control; non-structural component; equivalent linearization

## 0 引言

非结构构件是建筑物重要组成部分,主要包括维护结构、专用设备、室内家具等。地震中,非结构构件的破坏和脱落可直接导致人员伤亡,而且非结构构件失效会直接产生高额的经济损失,研究表明地震造成的非结构构件相关的经济损失可达总建筑造价的 75%~85%<sup>[1]</sup>。非结构构件破坏导致的建筑功能降低或失效对结构震后功能的恢复产生严重影响。因此,对非结构构件的地震响应进行准确的评估并对其响应进行合理的控制非常重要<sup>[2]</sup>。非结构构件涵盖范围较广,根据其与主体结构的连接方式及自身动力特性,主体结构的变形和加速度都可对其形成加载。在验算加速度敏感型设备与主体结构的连接件性能时,通常采用楼层反应谱(Floor Response Spectra,FRS)进行评估<sup>[3]</sup>。FRS 与地震反应谱概念类似,它描述了具有不同自振周期的非结构构件在楼面加速度激励下的最大加速度响应。FRS 的大小依赖于非结构构件和主体结构的动力特性以及相互之间的关系。

要评估非结构构件的加速度响应,可采用精确的时程分析方法,或者采用近似的直接估计方法,FRS 相关的研究更多地集中于后者。楼层反应谱早期多应用于核电站工业厂房中<sup>[4]</sup>。1997 年,Villaverde<sup>[5]</sup>总结了当时与非结构构件相关的抗震设计理论和试验研究成果,并提出了未来研究的发展需求,包括考虑结构非线性行为、扭转效应的简化分析方法,以及基础隔震和结构控制技术在非结构构件中的应用。Yasui 等<sup>[6]</sup>提出针对弹性结构的 FRS 直接估计方法,通过理论推导得到非结构构件的加速度响应,将非结构构件的最大加速度响应由直接受到地震动作用下主体结构和非结构构件的最大加速度近似表示。秦权等<sup>[7-8]</sup>在 20 世纪 90 年代基于随机振动方法开发了楼层反应谱的计算程序。2003

年,Paskalov 等<sup>[9]</sup>基于随机振动理论,提出了针对复杂结构的 FRS 估计方法,为 FRS 直接估计方法研究提供了新思路。苏经宇等<sup>[10]</sup>从主体结构和非结构构件动力特征联系的角度提出了确定楼层反应谱的简化方法。

对弹塑性结构系统,很多研究人员也开展了 FRS 的特征及评估方法研究。Medina 等<sup>[11-12]</sup>对非线性结构进行了时程分析,指出结构的非线性行为能够降低 FRS,并提出了修正系数来拟合结构非线性引起的响应降低率。Oropeza 等<sup>[13]</sup>研究了主体结构和非结构构件自振频率、强度折减系数以及滞回模型(弹塑性模型、 $\gamma$ -模型、修正的武田模型以及 Q-模型)对 FRS 的影响。Vukobratovic 等<sup>[14]</sup>基于 Yasui 等<sup>[6]</sup>的直接估计方法,通过附加修正系数来考虑主体结构非线性行为对 FRS 的影响,并将该方法进一步应用到了多层结构中。Chaudhuri 等<sup>[15-19]</sup>也从不同角度定性或定量地分析了主体结构非线性行为对 FRS 的影响,总体结论是非线性结构的 FRS 小于弹性结构的 FRS。

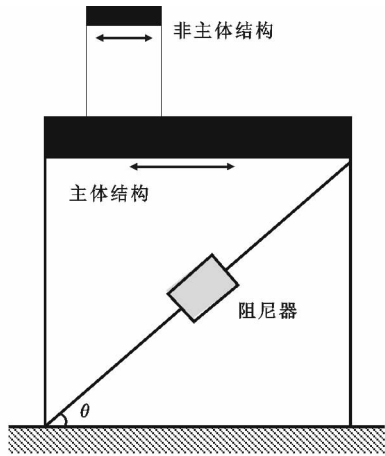
尽管楼层反应谱从很早时期就得到了研究,但是其影响因素较多,针对非结构构件的性能评估和设计方法等仍需进一步研究<sup>[20-21]</sup>。安装软钢阻尼器的减震结构系统在强震下也表现出非线性滞回特征,但与前述弹塑性结构不同的是,该系统中主体结构屈服耗能阻尼器分离。在减震设计中,有必要考虑主体结构和阻尼器的相互关系,明确阻尼器参数对 FRS 的影响,从而在多种设计方案中选择最佳的设计参数。因此,本文将针对附加软钢阻尼器的减震结构系统,提出该系统 FRS 的直接估计方法。基于 Yasui 等<sup>[6]</sup>提出的用于弹性结构的 FRS 估计方法,考虑主体结构和非结构构件周期比以及主体结构阻尼比的影响对该方法进行修正。将减震结构系统等效为黏滞阻尼弹性结构,基于等价弹性结构进行 FRS 估计计算,并提出主体结构和非结构构件

加速度响应降低率性能曲线,分析阻尼器参数对FRS的影响。

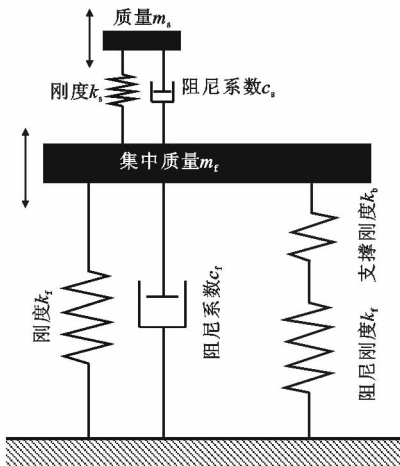
## 1 系统参数设置

图 1 为单自由度结构系统的系统组成及分析模型。软钢阻尼器通过弹性支撑安装在主体结构中,该弹性支撑与结构连接倾角为  $\theta$ 。假定主体结构在设计地震动作用下始终处于弹性状态。主体结构的质量、水平剪切刚度、内部黏滞阻尼比和阻尼系数分别表示为  $m_f$ ,  $k_f$ ,  $\xi_f$  和  $c_f$ 。阻尼器特征参数包括轴向刚度  $\hat{k}_d$ 、轴向屈服位移  $\hat{u}_{dy}$  以及支撑的轴向刚度  $\hat{k}_b$ 。根据 Kasai 等<sup>[22]</sup> 的研究,将阻尼器和弹性支撑构成的串联体系称为附加体系。由于结构系统简化为剪切模型,因此,对附加体系仅考虑其水平刚度对系统的贡献。附加体系在水平方向上的剪切刚度  $k_a$  和屈服位移  $u_{ay}$  分别通过式(1)和式(2)计算得到。

$$k_a = \frac{\hat{k}_d \hat{k}_b}{\hat{k}_d + \hat{k}_b} \cos^2(\theta) \quad (1)$$



(a) 系统组成



(b) 分析模型

图 1 系统组成及分析模型

$$u_{ay} = \frac{\hat{u}_{dy}(\hat{k}_d + \hat{k}_b)}{\hat{k}_b} \cos(\theta) \quad (2)$$

减震结构系统的弹性周期  $T_0 = T_f \sqrt{p}$ , 其中  $p$  为屈服后刚度比,  $T_f$  为无阻尼器的弹性主体结构的自振周期。阻尼器的滞回模型采用屈服后刚度为 0 的双线性模型。由于连接支撑和主体结构都是弹性结构,因此结构系统也可采用双线性模型模拟,但其屈服后刚度不为 0。结构系统的屈服位移等于附加体系的屈服位移或阻尼器的屈服位移,屈服后刚度比  $p = k_f / (k_a + k_f)$ 。

非结构构件特征参数包括集中质量  $m_s$ 、弹性刚度  $k_s$ 、自振周期  $T_s$ 、阻尼比  $\xi_s$  和阻尼系数  $c_s$ 。当非结构构件与主体结构的质量比小于 0.1% 时,两者的耦合作用可以忽略<sup>[23]</sup>。本文考虑非耦合系统,即该系统中主体结构地震响应不受非结构构件的影响。

## 2 高阻尼比结构的 FRS 预测方法

### 2.1 主体结构周期和阻尼比对 FRS 的影响

为了分析主体结构周期和阻尼比对 FRS 的影响,对一组具有不同黏滞阻尼比的弹性结构进行时程分析。设定主体结构自振周期  $T_f = 0.4, 1.0, 2.0$  s, 考虑到附加阻尼器后结构的等价阻尼比增加,阻尼比  $\xi_f$  分别取 0.05, 0.10, 0.15, 0.20。将《抗震设计规范》<sup>[23]</sup> 的设计反应谱作为目标反应谱,取地表峰值加速度为  $200 \text{ cm} \cdot \text{s}^{-2}$ , 场地特征周期为 0.4 s, 通过 SeismoArtif 软件生成 8 条持续时间为 40 s 的人工波, 包络曲线采用 Saragoni 等<sup>[24]</sup> 提出的包络函数。非结构构件周期  $T_s$  范围设为 0.1~4.0 s, 每 0.1 s 增量定义一个周期,共考虑 40 种周期,阻尼比  $\xi_s = 0.03$ 。

图 2 为主体结构阻尼比和周期比对 FRS 的影响。在  $0.5 < T_f/T_s < 2$  的共振区域,非结构构件响应被显著激励。随着  $T_f/T_s$  的减小(或者  $T_s$  增加),非结构构件的加速度趋近于其直接受到地震动作用时的加速度响应,此时非结构构件响应仅取决于非结构构件自身的动力参数;随着  $T_f/T_s$  的增大(或者  $T_s$  减少),非结构构件的加速度逐渐趋近于主体结构的楼面加速度,此时 FRS 仅受主体结构动力特性的影响。随着主体结构阻尼比的增大,主体结构的加速度响应降低,FRS 也同样减小。由图 2 可知,主体结构阻尼比对 FRS 降低效果在共振区域最为显著。在  $T_f/T_s$  较小的范围,FRS 主要受非结构构件动力特性的影响,因此主体结构阻尼比变化

Fig. 1 System Constitution and Analytical Model

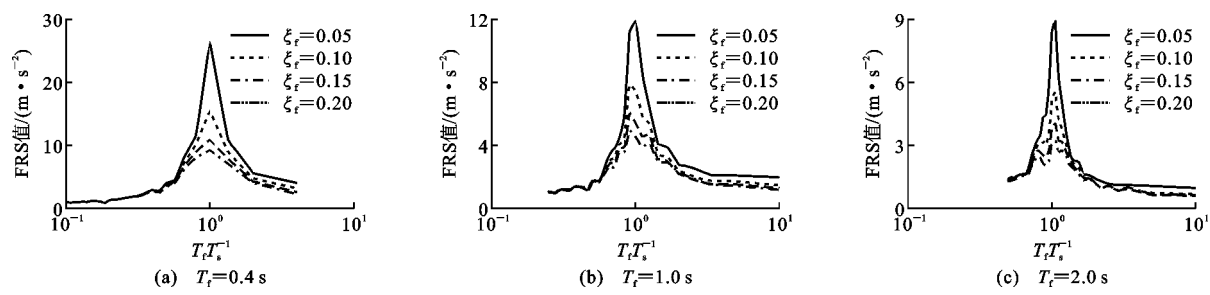


图 2 主体结构阻尼比和周期比对 FRS 的影响

Fig. 2 Influence of Damping Ratio and Period Ratio of Main Structure on FRS

对 FRS 几乎无影响;在  $T_i/T_s$  较大的范围,阻尼比  
对 FRS 的影响效果与其对主体结构加速度的控制  
效果相同。

2.2 考虑主体结构阻尼比影响的 FRS 评估

Yasui 等<sup>[6]</sup>提出的 FRS 估计方法无需进行时程  
分析,可以直接基于地震动反应谱进行计算。原方  
法通过理论推导,将非结构构件的时程响应  $\ddot{u}_s(t)$   
表示为主体结构响应  $\ddot{u}_f(t)$  和直接受到地震作用的非  
结构构件响应  $\ddot{u}_{s,g}(t)$  的函数表达式。由平方和开方  
(SRSS)方法,将  $\ddot{u}_s(t)$  的最大值表示为  $\ddot{u}_f(t)$  和  
 $\ddot{u}_{s,g}(t)$  最大值的组合。FRS 值  $V_{FRS}$  计算公式如式  
(3)所示。

$$V_{FRS} = \sqrt{\frac{[\frac{(\omega_s/\omega_f)^2 S(\omega_f, \xi_f)}{1 - (\omega_s/\omega_f)^2}]^2 + S(\omega_s, \xi_s)^2}{[1 - (\omega_s/\omega_f)^2]^2 + 4(\xi_s + \xi_f)(\omega_s/\omega_f)^2}} \quad (3)$$

式中: $\omega_f, \omega_s$  分别为主体结构和非结构构件的自振角

频率; $S(\cdot)$  为地震动反应谱函数。

文献[14],[25]指出式(3)能准确估计非共振范  
围的 FRS,但是过高地估计了共振区的 FRS。另  
外,式(3)仅适用于小阻尼比(0.05)结构的 FRS 评  
估,未考虑高阻尼比结构的情况。基于时程分析结  
果,对式(3)给出的 FRS 预测结果与时程分析结果  
进行了比较。图 3 给出了  $0.5 < T_i/T_s < 2$  的范围  
内 FRS 的预测结果  $V_{FRS1}$  与时程分析结果  $V_{FRS2}$   
的比值,其中实线表示各条地震波计算结果的平均  
值,虚线表示自平均值正负 1 倍标准差的代表值。  
当  $\xi_i = 0.05$  时,共振点( $T_i = T_s$ )处 FRS 预测结果  
与计算结果的平均比值大约为 1.4。随着阻尼比增  
大,两者比值逐渐降低。另外需要注意的是,FRS  
的离散性相对于地震动反应谱的离散性会更大,这  
一结果文献[26]中已有说明。

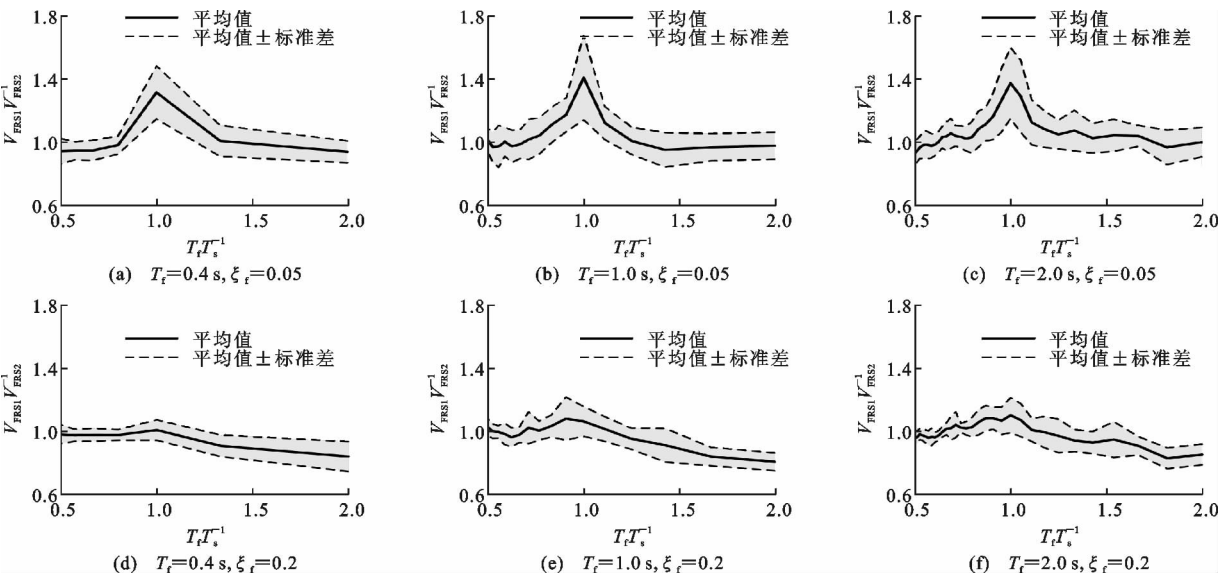


图 3 FRS 预测结果与时程分析结果的比值

Fig. 3 Ratio of FRS Prediction Results and Time History Analysis Results

下面考虑主体结构阻尼比和周期比  $T_i/T_s$  的  
影响对式(3)进行修正。将 FRS 预测值与时程分析  
结果之比表示为周期比  $T_i/T_s$  和主体结构阻尼比  $\xi_i$

的函数。采用 1stOpt 进行非线性回归,得到修正系  
数的函数关系式。将式(3)除以修正系数就可以得  
到修正后的 FRS 预测公式,如式(4)所示,式(4)右

边分母部分即为修正系数。图 4 对比了修正系数的曲线与 FRS 比值的计算结果。

$$V_{\text{FRS}} = \sqrt{\frac{[(\omega_s/\omega_f)^2 S(\omega_f, \xi_f)]^2 + S(\omega_s, \xi_s)^2}{[1 - (\omega_s/\omega_f)^2]^2 + 4(\xi_s + \xi_f)^2 (\omega_s/\omega_f)^2}} / \left[ 0.95 + \frac{0.065(0.36 - \xi_f)^2}{0.015 + (1 - T_f/T_s)} \right] \quad (4)$$

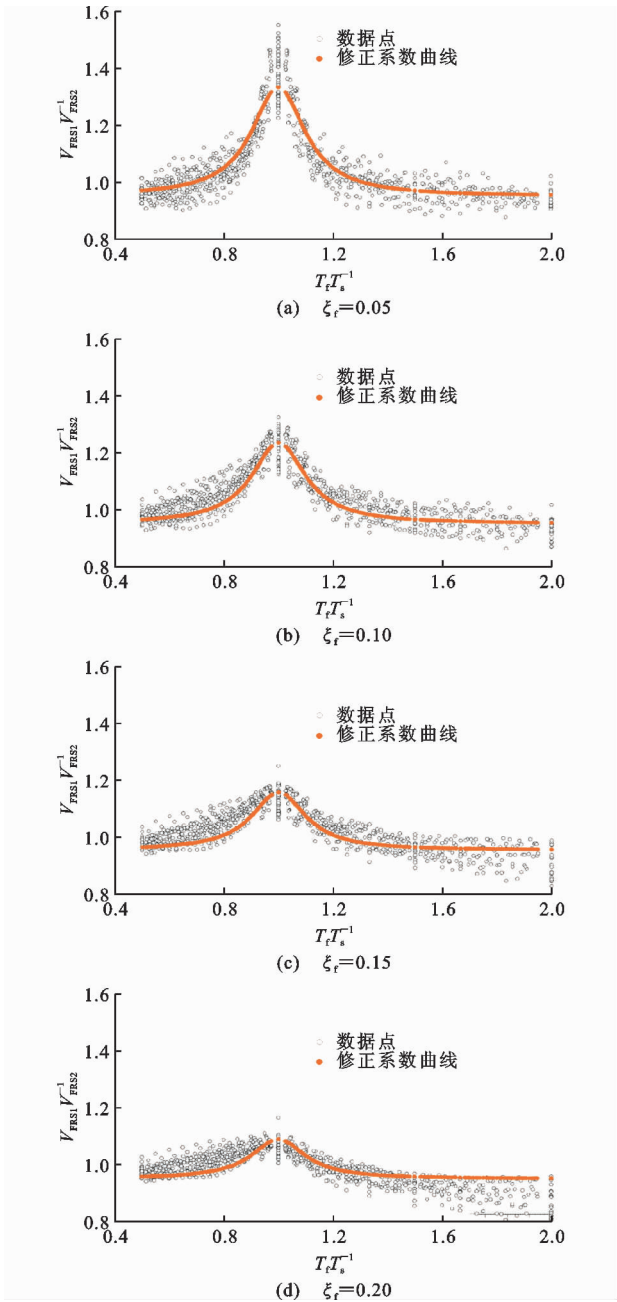


图 4 修正系数拟合结果

Fig. 4 Correction Coefficient Fitting Results

### 3 减震结构系统的 FRS 预测方法

#### 3.1 结构系统的等价周期

主体结构安装软钢阻尼器后,结构系统刚度和耗能能力将发生变化。将该结构系统等效为弹性结

构,基于前述 FRS 方法进行预测。建立等效弹性结构的关键在于确定合理的等价刚度和等价阻尼比计算方法。既有文献多采用系统最大位移对应的割线刚度作为等价刚度<sup>[27-29]</sup>,由此计算相应的等价周期。本文考虑的非线性结构系统,割线刚度对应等价周期  $T_{\text{eq, sec}}$  如式(5)所示。

$$T_{\text{eq, sec}} = T_f \sqrt{\frac{k_f \mu}{k_a + k_f \mu}} \quad (5)$$

式中:  $\mu$  为结构的延性系数。

等价阻尼比的计算方法有较多代表性方法<sup>[30-33]</sup>, Kasai 等基于平均阻尼比概念<sup>[34]</sup>推导了双线性滞回系统的平均阻尼比,定义平均阻尼比为振幅从 0 到最大值所有稳态滞回环的等价黏滞阻尼比的平均值<sup>[31]</sup>。平均阻尼比是在考虑地震作用下的非稳态响应影响基础上给出的定义。对于双线性滞回系统,平均阻尼比  $\xi_{\text{eq, ave}}$  为

$$\xi_{\text{eq, ave}} = \xi_f \sqrt{p} + \frac{2}{\mu \pi p} \ln\left(\frac{1-p+p\mu}{\mu^p}\right) \quad \mu > 1 \quad (6)$$

式(6)的第 1 项为系统内部黏滞阻尼比,第 2 项为由阻尼器屈服耗能提供的等价平均黏滞阻尼比。式(5)和式(6)已被证明可以有效地评估双线性滞回系统的峰值位移响应<sup>[29-31]</sup>。

前述结果已表明,周期比  $T_f/T_s$  对共振区 FRS 的影响非常显著。因此,合理估计非线性减震结构系统的等价周期尤为重要。

图 5 给出了  $T_f = 1.0$  s,  $T_s = 0.8$  s,  $k_a/k_f = 1$  时系统主体结构和非结构构件的加速度时程曲线。阻尼器延性系数等于 5.96。主体结构最大加速度发生在时间  $t = 4.78$  s,而非结构构件的最大加速度发生在  $t = 8.97$  s。最大位移发生在  $t = 4.8$  s,与主体结构最大加速度几乎同一时刻。由图 5 可知,非结构构件最大加速度出现之前,主体结构有几个振幅相对稳定的往复振动,这种近似的周期性激励将非结构构件的加速度响应激励到峰值。图 6 为主体结构、阻尼器以及结构系统的力时程曲线。同样可以看到,在非结构构件到达最大加速度位置之前,出现了连续几个振幅相对较高的循环。

从图 5 和图 6 的时程曲线可以看出,非结构构件的最大加速度并不是由主体结构的最大加速度直接导致,而是由振幅小于最大值的若干个循环的连续激励产生。式(5)中由割线刚度计算得到的等价周期不能很好地代表非线性主体结构对非结构构件的激励周期。因此,本文采用类似式(6)的平均阻尼比概念,将系统等价刚度定义为非线性系统的平均

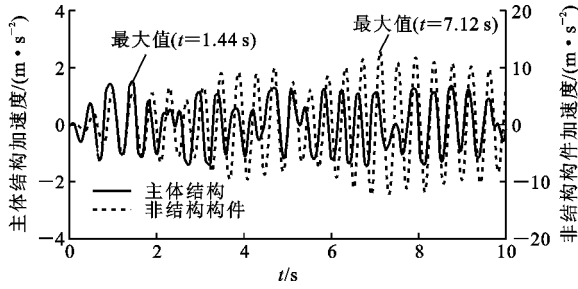


图5 主体结构和非结构构件加速度时程曲线

Fig. 5 Acceleration-time History Curves of Main Structure and Non-structural Component

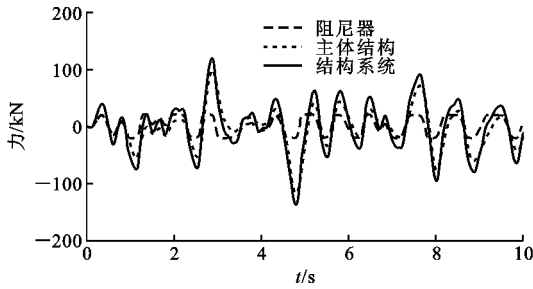


图6 结构力时程曲线

Fig. 6 Force-time History Curves of Structure

等价刚度,即取振幅从0到最大值所有滞回环割线刚度的平均值。根据该定义,平均等价周期  $T_{eq,ave}$  可由式(7)计算。式(8)为非线性结构系统各稳态滞回环的割线刚度对应的等价周期,代入式(7)可求得如式(9)所示平均等价周期的计算公式。图7对比了最大位移时的割线刚度  $T_{eq}$ 、式(9)得到的平均等价刚度  $T_{eq,ave}$  和最小二乘法回归得到的刚度。可以看出,后两者吻合较好,式(9)较好地代表了结构系统在响应过程中的平均刚度。

$$T_{eq,ave} = \frac{1}{\mu} \int_0^{\mu} T_{eq}(\mu') d\mu' \quad (7)$$

$$T_{eq}(\mu) = \begin{cases} T_0 & \mu \leq 1 \\ T_0 \sqrt{\mu/(1+p\mu-p)} & \mu > 1 \end{cases} \quad (8)$$

$$T_{eq,ave} = \frac{T_0}{\mu} \left\{ \frac{\sqrt{(1+p\mu-p)p\mu}}{p^{\frac{3}{2}}} - \frac{(1-p)\ln[p\sqrt{\mu} + \sqrt{p(1+p\mu-p)}]}{p^{\frac{3}{2}}} - \frac{\sqrt{p} + (1-p)\ln(p + \sqrt{p})}{p^{\frac{3}{2}}} + 1 \right\} \quad (9)$$

### 3.2 减震结构的FRS预测

将式(6)和式(9)代入式(4)得到非线性减震系统的FRS预测公式,如式(10)所示。

$$V_{FRS} = 1 / \left[ 0.95 + \frac{0.065(0.36 - \xi_{eq,ave})^2}{0.015 + (1 - \omega_s/\omega_{eq,ave})^2} \right] \cdot$$

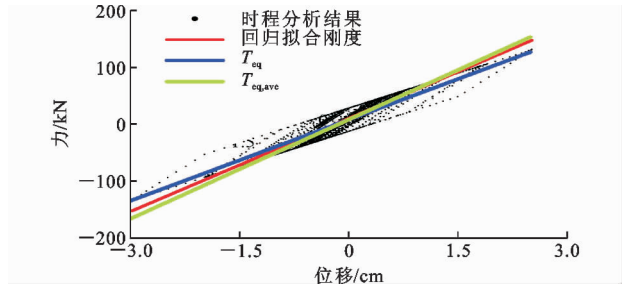


图7 力-位移滞回曲线及回归的等价刚度曲线

Fig. 7 Force-displacement Hysteresis Curves and Regressed Equivalent Stiffness Curves

$$\sqrt{\frac{[(\omega_s/\omega_{eq,ave})^2 S(\omega_{eq,ave}, \xi_{eq,ave})]^2 + S(\omega_s, \xi_s)^2}{[1 - (\omega_s/\omega_{eq,ave})^2]^2 + 4(\xi_s + \xi_{eq,ave})^2 (\omega_s/\omega_{eq,ave})^2}} \quad (10)$$

式中:  $\omega_{eq,ave}$  为  $T_{eq,ave}$  对应的平均等价自振角频率。

对附加软钢阻尼器的非线性结构系统进行时程分析,验证式(10)的精度。同样,假定弹性主体结构自振周期  $T_f = 0.4, 1.0, 2.0$  s,刚度比  $k_a/k_f$  分别设为 0.1, 0.2, 0.5, 2.0,附加体系屈服位移  $u_{ay} = 0.5$  cm。对以上参数进行组合,得到共计 12 种结构系统。对各参数组合的结构系统及非结构构件同样考虑 0.1~4.0 s 范围内的 40 种周期。

将地震波分别输入各个结构系统中进行时程分析,得到非结构构件加速度响应与对应的结构延性系数  $\mu$ 。将  $\mu$  代入式(6)和式(9)中计算得到平均等价阻尼比与平均等价周期,最后根据式(10)得到FRS的预测值。图8给出了FRS预测结果与时程分析结果的比值,各点代表所有地震波作用下的平均比值。可以看到,总体上本文提出的平均等价周期和平均等价阻尼比的组合可以较准确地预测FRS,但是在  $T_s < T_f$  的周期范围内,当  $k_a/k_f$  较大时,附加阻尼器长周期结构的预测结果存在一定的误差。

## 4 阻尼器参数对FRS的影响

### 4.1 阻尼器对FRS分布特征的影响

为了对比结构附加阻尼器后FRS的变化情况,图9给出了附加体系不同刚度比和延性系数组合下FRS随  $T_f$  和  $T_s$  变化的等值线图,其中虚线代表FRS相对较大的区域,实线代表FRS相对较小的区域。图9(a)为无阻尼器的弹性结构FRS等值线图,在对角线上  $T_f$  与  $T_s$  相等的共振点,FRS明显大于其他区域,且短周期结构的FRS更大。附加阻尼器后,结构周期减小,FRS较大值会逐渐向水平轴靠近。随着延性系数的增大,等值线分布较为分散,表

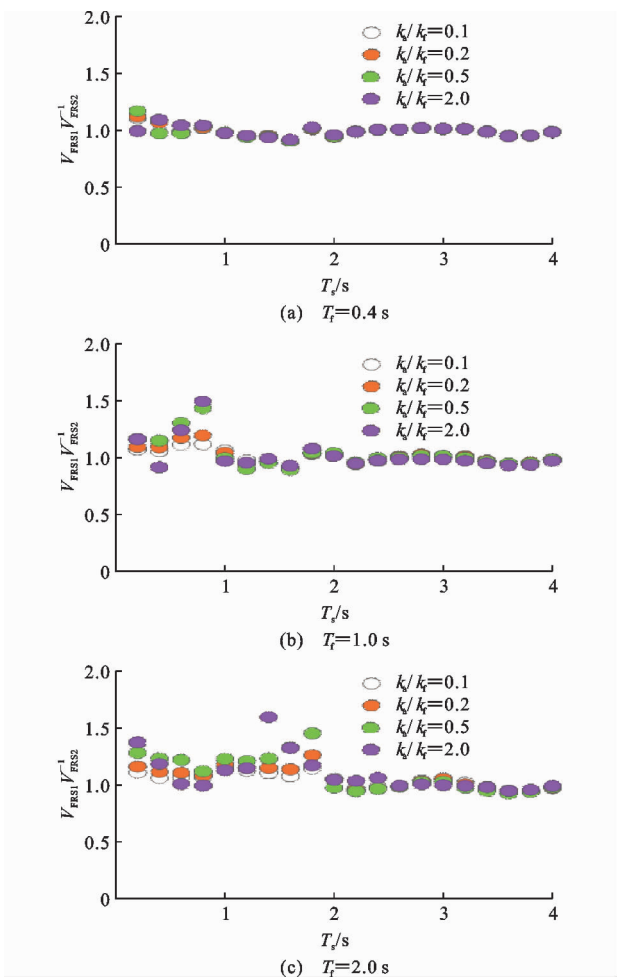


图 8 式(10)FRS 预测结果与时程分析结果的比值  
Fig. 8 Ratio of FRS Prediction Results by Eq. (10) and Time History Analysis Results

明 FRS 随周期的变化趋于平缓。

## 4.2 减震结构的 FRS 性能曲线

为了定量描述阻尼器参数对 FRS 的影响,分别定义非结构构件和主体结构的加速度变化率; $V_s$  为附加阻尼器结构系统的 FRS 相对于无阻尼器弹性结构加速度的比率,如式(11)所示; $V_f$  为主体结构安装阻尼器前后的加速度变化率,如式(12)所示。

$$V_s = \frac{V_{FRS}(\omega_{eq,ave}, \xi_{eq,ave}, \omega_s, \xi_s)}{V_{FRS}(\omega_f, \xi_f, \omega_s, \xi_s)} \quad (11)$$

$$V_f = \frac{S_a(\omega_{eq,ave}, \xi_{eq,ave})}{S_a(\omega_f, \xi_f)} \quad (12)$$

图 10~12 给出了附加体系的刚度比和延性系数对主体结构和非结构构件加速度响应影响的性能曲线。在绘制性能曲线时,首先给定主体结构和非结构构件的周期,再代入假定的  $\mu$  和  $k_a/k_f$ ,并由式(11)和式(12)分别计算得到加速度变化率。分别代入不同的  $\mu$  和  $k_a/k_f$  进行重复计算,根据计算结果绘制  $V_s$  和  $V_f$  的关系曲线,得到性能曲线。图 10~12 中,主体结构自振周期  $T_f$  分别取 0.4, 1.0, 2.0 s,周期比  $T_f/T_s$  分别取 0.5, 1.0, 2.0,因此共有 9 种  $T_f$  和  $T_s$  的组合。延性系数  $\mu$  取值范围为 1~5,刚度比  $k_a/k_f$  取值范围为 0~5。

图 10(a)为  $T_f=0.4$  s,  $T_s=0.8$  s 时结构的性能曲线。附加阻尼器后主体结构加速度可能减小也可能增大,取决于附加体系延性系数的大小。当  $\mu=1$  时,结构相当于附加弹性支撑,此时结构的周期减小。如果周期变化后仍处于恒定加速度周期段,主体结构周期的减小将不会改变加速度反应谱值。另一方面,主体结构的阻尼系数不变,随着结构

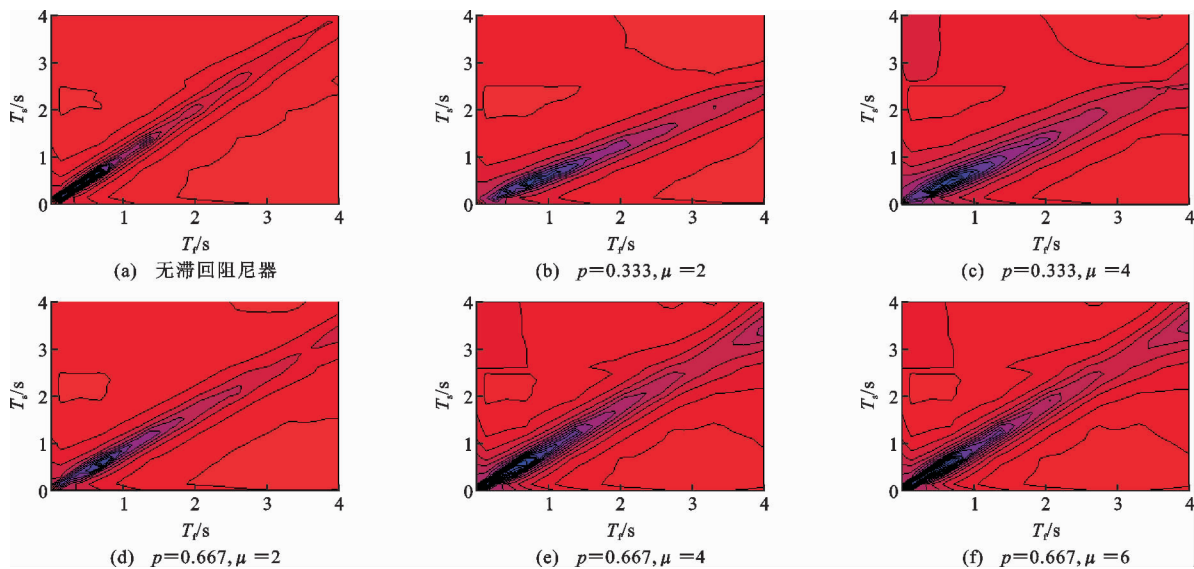


图 9 阻尼器参数对 FRS 分布的影响

Fig. 9 Influence of Damper Parameters on FRS Distribution

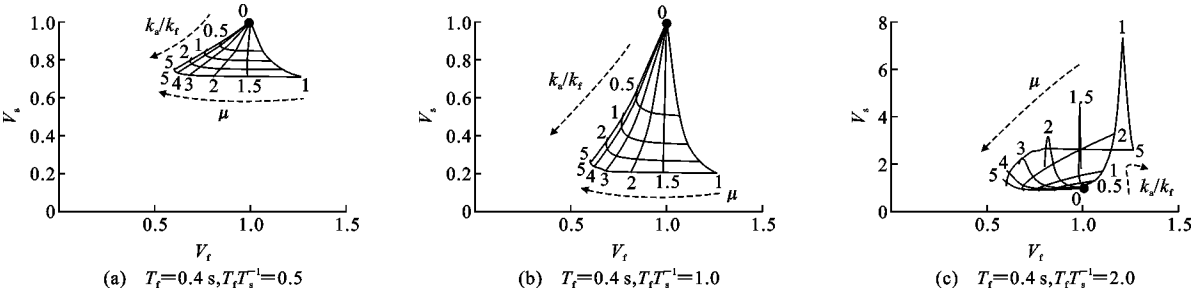


图 10  $T_f=0.4$  s 时结构的性能曲线

Fig. 10 Performance Curves for Structure with  $T_f=0.4$  s

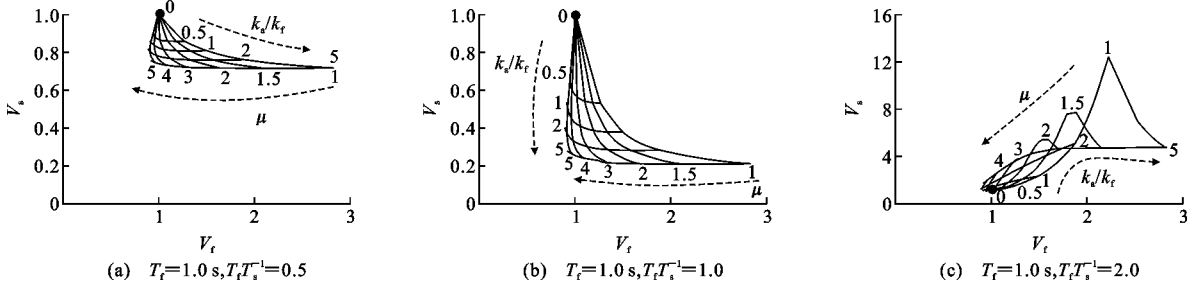


图 11  $T_f=1.0$  s 时结构的性能曲线

Fig. 11 Performance Curves for Structure with  $T_f=1.0$  s

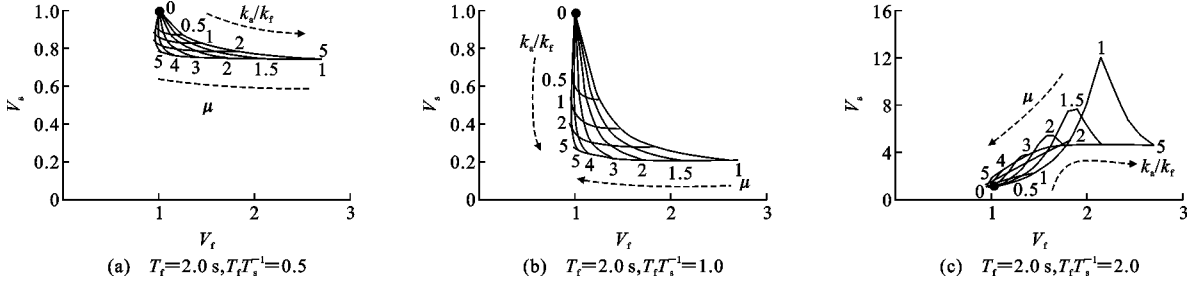


图 12  $T_f=2.0$  s 时结构的性能曲线

Fig. 12 Performance Curves for Structure with  $T_f=2.0$  s

系统刚度的增大,结构系统的阻尼比会降低[式(6)等号右边第 2 项],因此将导致主体结构加速度响应增大。随着延性系数的增大,等价阻尼比会增大,从而降低主体结构的响应。对非结构构件而言,主体结构附加阻尼器通常会降低非结构构件的加速度响应。因为主体结构附加阻尼器后周期减小,周期比远离共振点,从而导致非结构构件的加速度响应变化。

图 11 为  $T_f=1.0$  s 时结构的性能曲线。显然,由于安装阻尼器后周期比刚好远离共振点,非结构构件的加速度降低幅度更加显著。周期比的改变是引起加速度变化的主要因素。

图 12 为  $T_f=2.0$  s 时结构的性能曲线。由图 12 可知,对于特定的延性系数  $\mu$ ,刚度比  $k_a/k_f$  的增大会导致  $V_s$  先增大到最大值,然后再逐渐减小。这是因为附加阻尼器后,主体结构系统周期会逐渐接

近非结构构件周期,即产生共振。在这种情况下,纵坐标的最大值远大于 1,因此减震控制设计中需要特别注意这种情况。随着延性系数的增加,结构的放大效应会逐渐减小。

图 11,12 的结构性能曲线与图 10 类似,但各自的  $V_s$  和  $V_f$  并不相同。由于  $T_f=1.0$  s 处于地震动加速度反应谱值随周期变化较为显著的区段,图 11(c)中的  $V_s$  值大于图 10(c)中的值。

通过性能曲线可以发现,评估减震结构 FRS 需综合考虑附加体系刚度比、延性系数以及主体结构周期的影响。通过绘制性能曲线,可以全面了解阻尼器参数对 FRS 的影响,并能为阻尼器参数优化设计提供有益参考。

4.3 评估方法的误差

由于采用了等价线性化方法,非线性结构系统与等价线性系统的 FRS 之间仍不可避免地存在若

干误差。式(4)的修正系数基于黏滞阻尼结构得到,由于最大力与最大位移之间相位差的不同,将基于黏滞阻尼系统得到的公式应用于滞回系统会产生一定的误差。在计算高阻尼比的反应谱时,采用了规范设计反应谱的计算公式,规范反应谱中的阻尼调整系数一般会低估阻尼比增加对反应谱的降低效果<sup>[27]</sup>。另外,式(4)中的修正系数是统计回归得到,将其应用于特定地震动作用下的结构系统时也会产生一定的误差。

## 5 结 语

(1) Yasui 等针对弹性结构提出的 FRS 直接估计方法在  $0.5 < T_f/T_s < 2$  的周期范围内过高估计实际的 FRS。随着主体结构阻尼比的增大,原方法的估计误差降低。

(2) 在原方法的基础上提出了修正的 FRS 计算方法,修正公式可用于周期比为  $0.5 < T_f/T_s < 2$ 、阻尼比为  $0.05 < \xi_f < 0.2$  的结构系统。

(3) 将等价值线性化方法应用于附加软钢阻尼器的减震结构能较好地进行非线性系统的 FRS 估计。

(4) 提出了 FRS 性能曲线的绘制方法,将阻尼器参数对 FRS 的影响可视化,可以帮助设计人员全面理解附加阻尼器后结构系统的 FRS 变化。

## 参考文献:

## References:

- [1] FEMA E-74, Reducing the Risks of Nonstructural Earthquake Damage — A Practical Guide[S].
- [2] GEBELEIN J, BARNARD M, BURTON H et al. Considerations for a Framework of Resilient Structural Design for Earthquakes[C]//SEAOC. SEAOC 2017 Convention Proceedings. San Diego: SEAOC, 2017:1-16.
- [3] 张令心, 张明远, 陈永盛, 等. 基于性能的非结构构件抗震设计初探[J]. 世界地震工程, 2016, 32(4): 293-302.  
ZHANG Ling-xin, ZHANG Ming-yuan, CHEN Yong-sheng, et al. Preliminary Study on Performance-based Seismic Design of Nonstructural Components[J]. World Earthquake Engineering, 2016, 32(4): 293-302.
- [4] 刘燕军, 林 皋, 李建波, 等. 计算核电厂楼层反应谱的直接法及其对比分析[J]. 世界地震工程, 2011, 27(2): 93-99.  
LIU Yan-jun, LIN Gao, LI Jian-bo, et al. A Direct Method for Computation of Floor Response Spectrum

of a Nuclear Power Plant[J]. World Earthquake Engineering, 2011, 27(2): 93-99.

- [5] VILLAVERDE R. Seismic Design of Secondary Structures: State of the Art[J]. Journal of Structural Engineering, 1997, 123(8): 1011-1019.
- [6] YASUI Y, YOSHIHARA J, TAKEDA T, et al. Direct Generation Method for Floor Response Spectra [C]//KUSSMAUL K. Transactions of the 12th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology. Stuttgart: Elsevier Science Publisher, 1993: 367-372.
- [7] 秦 权, 李 瑛. 非结构件和设备的抗震设计楼面谱[J]. 清华大学学报: 自然科学版, 1997, 37(6): 82-86.  
QIN Quan, LI Ying. Design Floor Spectra for Non-structural Components and Equipment in Buildings [J]. Journal of Tsinghua University: Science and Technology, 1997, 37(6): 82-86.
- [8] 秦 权, 聂 宇. 非结构构件和设备的抗震设计和简化计算方法[J]. 建筑结构学报, 2001, 23(3): 15-20.  
QIN Quan, NIE Yu. Seismic Design and Simplified Analytical Method of Nonstructural Components and Equipment in Buildings [J]. Journal of Building Structures, 2001, 22(3): 15-20.
- [9] PASKALOV A, REESE S. Deterministic and Probabilistic Floor Response Spectra[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2003, 23(7): 605-618.
- [10] 苏经宇, 樊水荣, 谭 健. 确定楼面反应谱的简化方法[J]. 建筑科学, 1991(2): 29-36.  
SU Jing-yu, FAN Shui-rong, TAN Jian. Simplified Method for the Determination of Floor Response Spectra[J]. Building Science, 1991(2): 29-36.
- [11] MEDINA R A, SANKARANARAYANAN R, KINGSTON K M. Floor Response Spectra For Light Components Mounted on Regular Moment-resisting Frame Structures[J]. Engineering Structures, 2006, 28(14): 1927-1940.
- [12] SANKARANARAYANAN R, MEDINA R A. Acceleration Response Modification Factors for Non-structural Components Attached to Inelastic Moment-resisting Frame Structures[J]. Earthquake Engineering Structural Dynamics, 2007, 36(14): 2189-2210.
- [13] OROPEZA M, FAVEZ P, LESTUZZI P. Seismic Response of Nonstructural Components in Case of Non-linear Structures Based on Floor Response Spectra Method [J]. Bulletin of Earthquake Engineering, 2010, 8(2): 387-400.
- [14] VUKOBRATOVIC V, FAJFAR P. A Method for the

- Direct Determination of Approximate Floor Response Spectra for SDOF Inelastic Structures[J]. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 2015, 13(5): 1405-1424.
- [15] CHAUDHURI S R, VILLAVERDE R. Effect of Building Nonlinearity on Seismic Response of Non-structural Components: A Parametric Study[J]. *Journal of Structural Engineering*, 2008, 134(4): 661-670.
- [16] FLORES F X, LOPEZ-GARCIA D, CHARNEY F A. Assessment of Floor Acceleration in Special Steel Moment Frames[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2015, 106: 154-165.
- [17] POLITOPOULOS I. Floor Spectra of MDOF Nonlinear Structures[J]. *Journal of Earthquake Engineering*, 2010, 14(5): 726-742.
- [18] RODRIGUEZ M E, RESTREPO J I, CARR A J. Earthquake-induced Floor Horizontal Accelerations in Buildings[J]. *Earthquake Engineering Structural Dynamics*, 2002, 31(3): 693-718.
- [19] WIESER J, PEKCAN G, ZAGHI A E, et al. Floor Accelerations in Yielding Special Moment Resisting Frame Structures[J]. *Earthquake Spectra*, 2013, 29(3): 987-1002.
- [20] 刘小娟, 蒋欢军. 非结构构件基于性能的抗震研究进展[J]. *地震工程与工程振动*, 2013, 33(6): 53-62.
- LIU Xiao-juan, JIANG Huan-jun. State-of-the-art of Performance-based Seismic Research on Nonstructural Components[J]. *Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 2013, 33(6): 53-62.
- [21] 李宏男, 国巍. 楼面谱研究述评[J]. *世界地震工程*, 2006, 22(2): 7-13.
- LI Hong-nan, GUO Wei. State-of-the-art Review on Development of Floor Response Spectrum[J]. *World Earthquake Engineering*, 2006, 22(2): 7-13.
- [22] KASAI K, FU Y, WATANABE A. Passive Control Systems for Seismic Damage Mitigation[J]. *Journal of Structural Engineering*, 1998, 124(5): 501-512.
- [23] GB 50011—2010, 建筑抗震设计规范[S].
- GB 50011—2010, Code for Seismic Design of Buildings[S].
- [24] SARAGONI G R, HART G C. Simulation of Artificial Earthquake [J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 1973, 2(3): 249-267.
- [25] VUKOBRATOVIC V, FAJFAR P. A Method for the Direct Estimation of Floor Acceleration Spectra for Elastic and Inelastic MDOF Structures [J]. *Earthquake Engineering Structural Dynamics*, 2016, 45(15): 2495-2511.
- [26] JIANG W, LI B, XIE W C, et al. Generate Floor Response Spectra: Part 1. Direct Spectra-to-spectra Method[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2015, 293: 525-546.
- [27] PU W C, LIU C C, ZHANG H, et al. Seismic Control Design for Slip Hysteretic Timber Structures Based on Tuning the Equivalent Stiffness[J]. *Engineering Structures*, 2006, 128: 199-214.
- [28] PU W C, KASAI K, KABANDO E K, et al. Evaluation of the Damping Modification Factor for Structures Subjected to Near-fault Ground Motions[J]. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 2016, 14(6): 1519-1544.
- [29] QUARANTA G, MOLLAIOLI F. On the Use of the Equivalent Linearization for Bilinear Oscillators Under Pulse-like Ground Motion[J]. *Engineering Structures*, 2018, 160: 395-407.
- [30] JACOBSEN L S. Steady Forced Vibrations as Influenced by Damping[J]. *ASME Transactions*, 1930, 52(1): 169-181.
- [31] KASAI K, ITO H, WATANABE A. Peak Response Prediction Rule for a SDOF Elasto-plastic System Based on Equivalent Linearization Technique [J]. *Journal of Structural and Construction Engineering*, 2003, 571: 53-62.
- [32] KASAI K, PU W, AKIRA W. Responses of Controlled Tall Buildings in Tokyo Subjected to the Great East Japan Earthquake[C]//JST. Proceedings of the International Symposium on Engineering Lessons Learned from the 2011 Great East Japan Earthquake. Tokyo: JST, 2012: 1099-1109.
- [33] LIU T, ZORDAN T, ZHANG Q L, et al. Equivalent Viscous Damping of Bilinear Hysteretic Oscillators [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2015, 141(11): 06015002.
- [34] NEWMARK N M, ROSENBLUETH E. Fundamentals of Earthquake Engineering [M]. Englewood Cliffs: Prentice-hall Inc, 1971.