

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20201020002

摩擦摆支座等效线性化参数及隔震设计方法研究*

马振霄¹, 温文露¹, 管庆松¹, 余文正², 潘文³

(1. 震安科技股份有限公司, 云南 昆明 650217; 2. 昆明学院建筑工程学院, 云南 昆明 650214;
3. 昆明理工大学建筑工程学院, 云南 昆明 650233)

摘要: 首先推导了摩擦摆支座的水平和竖向恢复力公式, 讨论了水平位移对竖向恢复刚度的影响; 其次针对目前摩擦摆支座隔震设计、分析中存在的不足, 重点讨论了基于规范设计反应谱迭代求解其等效线性化参数的实施流程和需要注意的问题; 提出了一种综合隔震周期目标和摩擦力影响粗定等效曲率半径, 并根据静轴力分布情况选择摩擦系数大小的摩擦摆支座隔震方案布设方法; 最后结合实际工程案例, 对比分析了橡胶支座隔震方案和摩擦摆支座隔震方案在不同组合工况下对支座内力、位移的隔震效果及其分布情况。结果表明: 两种隔震方案均能达到降度设计的隔震目标, 后者由于受三向耦合影响, 各支座上的内力分布较前者的离散性更大; 摩擦摆支座有可能出现受拉现象, 应用中需注意设置抗拉构造措施; 摩擦摆支座隔震方案中应重视空间扭转问题和控制支座抬升量。

关键词: 隔震设计; 摩擦摆支座; 橡胶支座; 等效线性化参数

中图分类号: TU318 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2022)04-0751-10

Study on Equivalent Linearization Parameters and Base-isolation Design Method of Friction Pendulum System

MA Zhenxiao¹, WEN Wenlu¹, GUAN Qingsong¹, YU Wenzheng², PAN Wen³

(1. Quakesafe Technologies Co., Ltd., Kunming 650217, China;

2. School of Construction Engineering, Kunming University, Kunming 650214, China;

3. School of Construction Engineering, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650233, China)

Abstract: The formulas of horizontal and vertical resilience of friction pendulum system were derived and the influences of horizontal displacement on vertical restoring stiffness were discussed. Subsequently, according to the drawbacks in the existing base-isolation design of the friction pendulum system, the implementation process and issues needing attention in the iterative solution of the equivalent linearization parameters based on the standard design response spectrum were emphatically discussed. Meanwhile, an isolation scheme for a friction pendulum system was developed, which determined the effective radius of curvature by considering the influences of the expected isolation period and friction effect, and selected the friction coefficient on the basis of the distribution of static axial force. Finally, combined with a practical engineering case, some factors such as the isolation effect, distribution of internal force, and displacement between rubber bearing and friction pendulum system under different

* 收稿日期: 2020-10-20; 修回日期: 2022-02-19

基金项目: 云南省教育厅科学研究基金项目(2020J0512)、云南省地方本科高校基础研究联合专项资金青年项目(2019FH001(-100))资助

作者简介: 马振霄(1993—), 男, 工程师, 硕士。主要从事结构减隔震研究。E-mail: mazx@ynzajz.com

combination conditions were compared and analyzed. As a result, the two schemes can achieve the goal of intensity reduction design. The internal force distribution on each support in the latter scheme is more discrete than that in the former due to the influence of three-directional coupling. Tension phenomenon may occur in the friction pendulum system, so tensile structures are necessary for practice. Attention should focus on the spatial torsion problems and control the bearing lifting amount in the isolation scheme of the friction pendulum system.

Keywords: base-isolation design; friction pendulum system; rubber bearing; equivalent linearization parameters

引言

摩擦摆(Friction Pendulum System-FPS),是一种利用单摆原理延长结构自振周期,球面接触摩擦耗能量的隔、减震装置。V. Zayas等^[1]于20世纪80年代率先提出摩擦摆式支座的隔、减震理念。相比橡胶隔震支座,FPS竖向承载力更高,水平位移能力大,无竖向压缩过大、防火和老化问题,低温下无硬化失效风险,隔震周期相对可控;相比钢阻尼支座,FPS重量轻,复位能力强,附加阻尼比大,因此兼具隔震支座和钢阻尼支座的优点。随着支座构造和材料性能的发展,衍生出了10余种型式的摩擦摆支座,并用于建筑、桥梁和大型储液罐等结构中,逐渐成为一种具有广阔发展前景的隔震支座^[2-4]。

继V. Zayas等^[1]的开创性工作之后,众多学者就不同摩擦材料的性能展开研究^[5-10]。其中A. Kasalanati等^[9]较早就FPS抗拉能力进行了试验研究。数值模拟方面,文献[11]综合分析了多种摩擦力模型的优缺点。摩擦摆支座兼具摩擦滑移支座和钟摆的特性,王建强等^[12]对比分析了单向和双向耦合恢复力模型,指出考虑双向耦合作用与未考虑双向耦合作用的滞回曲线有较大差别。在结构有限元分析软件SAUSG、Midas及CSI系列工具均提供了模拟摩擦摆支座的非向耦合非线性连接单元^[2-3,13-14]。

值得注意的是,无论采取分部设计法还是整体设计法进行隔震设计均涉及到支座参数的选取。采用橡胶支座时,可取支座剪切应变为100%时的等效刚度和等效黏滞阻尼比计算水平向减震系数^[15]。但对于摩擦摆支座,规范并未给出明确的参数选取方法。夏修身等^[16]采用非线性时程分析方法研究了摩擦摆支座对高速铁路多跨筒支梁桥的隔震效果,但均未给出设计参数的详细确定流程。

陈鹏等^[17]提供了一套相对系统的隔震设计思路,但未考虑实际工程中不同摩擦摆支座位置起滑摩擦力不同对等效线性参数的影响,也未论及摩擦摆隔震方案的布置问题。

余文正^[18]研究了铅芯橡胶隔震结构和摩擦摆隔震结构基于我国加速度反应谱的等效刚度和等效阻尼比方法。党育等^[19]分析了隔震层等效线性化参数、阻尼参数计算和设计反应谱对隔震结构实振型分解反应谱法计算精度的影响。文献[18-19]均给出了一种通过迭代确定隔震支座参数的方法,本文基于该迭代原理计算等效刚度和等效阻尼比,提出了一整套针对摩擦摆支座,包括布置方案拟选、隔震线性参数确定以及关键指标验算的隔震设计、分析方法和流程。通过与橡胶支座隔震方案的对比,阐释了两种隔震设计方案的异同,期望能为摩擦摆隔震支座的推广与应用提供参考。

1 摩擦摆支座理论及数值模拟方法

1.1 基础理论

当地震作用超过静摩擦力时,FPS摩擦面运动强迫上部结构发生单摆运动,支座水平恢复力为摩擦力和支持力的合力;支座竖向恢复力为摩擦力、支持力和所承担重力的合力。对图1摩擦摆支座工作原理简图进行受力分析,首先沿滑动面和垂直于滑动面方向进行受力分析,根据平衡条件:

$$\begin{aligned} N &= W \cos \theta \\ f + F &= W \sin \theta \end{aligned} \quad (1)$$

式中, N 为支持力; W 为支座所承担的上部结构静重; θ 为摩擦摆支座转角; f 为摩擦力; F 为沿滑动面的假想平衡合力。

又 $f = \mu N = \mu W \cos \theta$,推出:

$$F = W \sin \theta - \mu W \cos \theta \quad (2)$$

式中, μ 为摩擦系数。

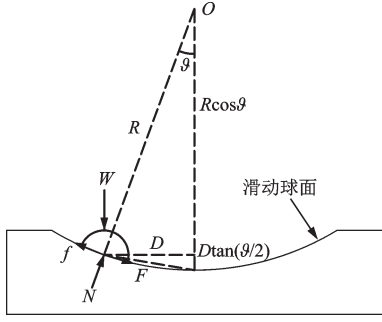


图1 摩擦摆支座工作简图

Fig.1 Working schematic diagram of friction pendulum system

将合力 F 向水平 F_h 和竖向 F_v 分解,有:

$$\begin{aligned} F_h &= W \sin \theta \cos \theta - \mu W \cos^2 \theta \\ F_v &= W \sin^2 \theta - \mu W \sin \theta \cos \theta \end{aligned} \quad (3)$$

以顺时针转动为正,则 $\dot{\theta}$ 沿滑动面向右时为正,引入符号函数后式(3)可写为:

$$F_h = W \sin \theta \cos \theta + \mu W \cos^2 \theta \operatorname{sgn}(\dot{\theta}) \quad (4)$$

$$F_v = W \sin^2 \theta + \mu W \sin \theta \cos \theta \operatorname{sgn}(\dot{\theta}) \quad (5)$$

当 $\theta=0$ 时,式(4)、式(5)值的大小可分别为 $F_h = \mu W$, $F_v = 0$,即摩擦摆滑动到最低点时,水平向等效恢复力等于静摩擦力大小;竖向力等效恢复力为0,竖向重力与支持力相平衡。 $\theta \neq 0$ 且在相对较小的范围变化时 $\cos \theta \approx 1$, $\sin \theta = D/R$,骨架曲线可近似写做:

$$\begin{aligned} F_h &= W \sin \theta + \mu W = \mu W + WD/R \\ F_v &= W (D/R)^2 + \mu WD/R \end{aligned} \quad (6)$$

式中, D 为支座位移; R 为支座等效曲率半径。

引入等效抬升量 $h_v = D \tan(\theta/2)$,式(6)又可表示为:

$$\begin{aligned} F_h &\approx K_1 d_y + K_2 D \\ F_v &\approx K_v h_v \end{aligned} \quad (7)$$

其中,

$$\begin{aligned} K_1 &= F_y/d_y = \mu W/d_y \\ K_2 &= W/R \end{aligned} \quad (8)$$

$$K_v = 2\left(\mu W/D + W/R\right) = 2(\kappa K_1 + K_2) \quad (9)$$

式中, K_1 和 K_2 分别为支座水平向屈服前刚度和屈服后刚度; K_v 为支座竖向等效线性刚度; F_y 和 d_y 分别为支座水平向屈服力和屈服位移; $\kappa = d_y/D$ 大小等于延性系数的倒数。

从式(7)~(8)看出,摩擦摆支座水平恢复力由摩擦力和摆力(摆动周期 $T = 2\pi\sqrt{R/g}$)组成,可近

似用双线性弹塑性模型表示,如图2所示, K_{eff} 为等效线性刚度;理论上,竖向恢复力可通过预估设计位移采用弹性模型表示。以往对摩擦摆支座的关注点多集中于水平向恢复力和刚度,对竖向力及其刚度的研究较少。从式(9)可以看出,摩擦摆支座竖向等效线性刚度与水平向位移量相关:零位移时竖向恢复力为0,但竖向刚度最大;水平位移越大,竖向动刚度越小。

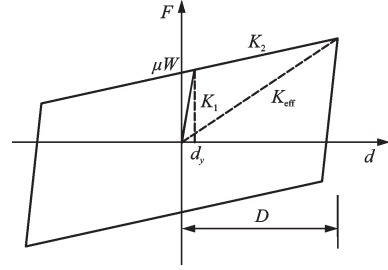


图2 摩擦摆支座简化滞回曲线

Fig.2 Simplified hysteretic curve of FPS (K_{eff} is the equivalent linear stiffness)

1.2 数值模拟方法

CSI系列软件内嵌了模拟摩擦摆支座的单元^[20]。该模型中竖向轴力必须为压力;水平力由基于滞后行为和摆行为的并联作用组成,两向水平力间及竖向力相互耦合;考虑动轴力与水平两向的耦合效果,是目前比较常用的数值模型。

$$\begin{aligned} F_2 &= F_{2f} + F_{2p} = -W\mu_2 z_2 - Wd_2/R \\ F_3 &= F_{3f} + F_{3p} = -W\mu_3 z_3 - Wd_3/R \end{aligned} \quad (10)$$

式中, F_2 和 F_3 分别为两向水平恢复力; F_{2f} 和 F_{3f} 分别为两向摩擦力; F_{2p} 和 F_{3p} 分别为两向摆力水平两向等效曲率半径取相等值; z_2 和 z_3 分别为两向滞后变量,满足:

$$\sqrt{z_2^2 + z_3^2} \leq 1$$

$$\begin{cases} \dot{z}_2 \\ \dot{z}_3 \end{cases} = \begin{bmatrix} 1 - a_2 z_2^2 & -a_2 z_2 z_3 \\ -a_2 z_2 z_3 & 1 - a_3 z_3^2 \end{bmatrix} \begin{cases} \kappa_2 \dot{d}_2 / W\mu_2 \\ \kappa_3 \dot{d}_3 / W\mu_3 \end{cases} \quad (11)$$

式中其他符号含义见文献[21]。

2 摩擦摆支座隔震结构设计

2.1 摩擦摆支座隔震结构设计方法

采用摩擦摆支座的隔震设计流程已十分成熟^[2-4,15-20],但铺设方案及其设计参数的选用未见详

细论述。本文提出一套摩擦摆支座方案布设及其设计参数选用的流程,如图3所示。

采用图3流程需注意:(1)理论上摩擦摆支座隔震周期与上部结构无关,但基于双线性弹塑性本构且当 d_y 按规范值2.5 mm计算时,各支座屈服力的不同会导致屈服前刚度不同,计算隔震周期与理论隔震周期不一定完全相符;(2)隔震相关性规范未给出选取摩擦摆支座线性参数的参考变形量。为估算等效线性参数,并考虑地震动随机性的不利影响进行小震设计,有必要采用基于设计反应谱的迭代方法;(3)迭代中应考虑前序静力工况的影响;(4)抗拉措施及抬升量验算。

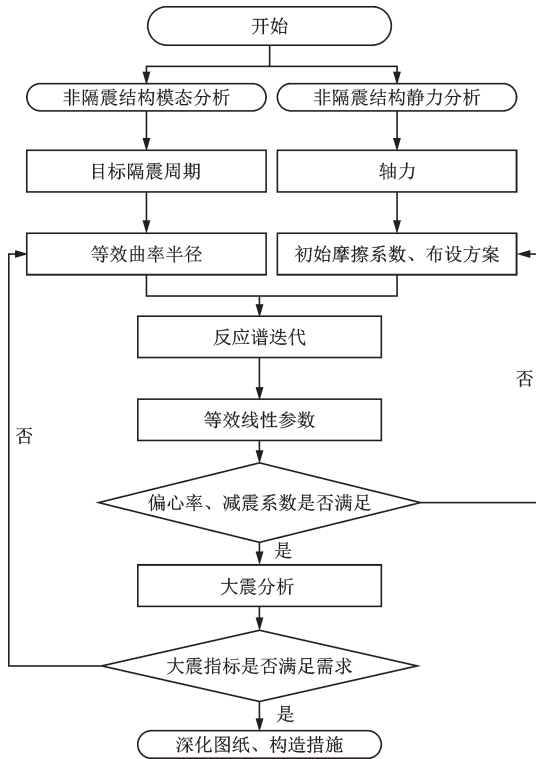


图3 摩擦摆支座隔震方案布设及其设计参数选用流程
Fig.3 Flow chart of isolation scheme layout and design parameters selection of FPS

2.2 反应谱迭代求解等效线性化参数

本小节给出基于规范设计反应谱,迭代求解^[22]隔震结构等效线性化参数的流程。

我国规范^[23]采用割线刚度法确定隔震支座的等效线性刚度,采用能量法确定等效阻尼比。第 j 个隔震支座的等效刚度 $K_{\text{eff},j}$ 和等效阻尼比 $\xi_{\text{eff},j}$ 可通过式(12)、式(13)确定:

$$K_{\text{eff},j} = \frac{1 + \alpha_j(\beta_j - 1)}{\beta_j} K_{1j} \quad (12)$$

$$\xi_{\text{eff},j} = \frac{2(1 - \alpha_j)(1 - 1/\beta_j)}{\pi[1 + \alpha_j(\beta_j - 1)]} + \xi \quad (13)$$

式中, α_j 和 β_j 分别为第 j 个双线性弹塑性模型的刚度比和延性系数; K_{1j} 为第 j 个支座的一次刚度; ξ 为原结构阻尼比。

隔震层等效水平刚度和阻尼比可通过式(14)计算:

$$K_h = \sum K_{\text{eff},j} \quad (14)$$

$$\xi_{\text{eff}} = \sum K_{\text{eff},j} \xi_{\text{eff},j} / K_h$$

式中, K_h 为隔震层等效水平刚度; ξ_{eff} 为隔震层等效阻尼比。

迭代过程如图4所示。

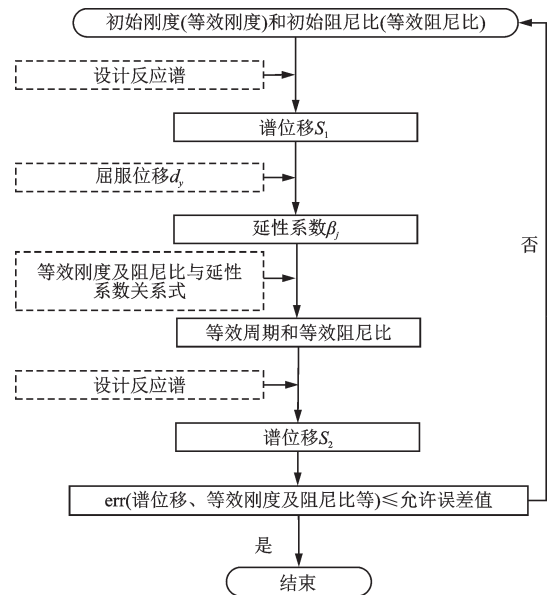


图4 等效线性化参数迭代流程
Fig.4 Flow chart of equivalent linearization parameter iteration

2.3 单自由度体系反应谱迭代示例

选文献[18]采用的单自由度隔震体系来说明摩擦摆支座通过设计反应谱迭代求解等效线性化参数的过程。隔震层通过双线性弹塑性模型表达:支座屈服前刚度12.08 kN/mm,屈服位移2.5 mm,屈服后刚度比0.076 9,上部结构质量230 t,屈重比约为0.04,结构初始阻尼比0.05。该示例的其他工况条件见表1。

表2给出该单自由度体系基于反应谱的迭代历程:初始参数取原结构和支座的值;迭代时延性系数取上次谱位移与支座屈服位移的比值。迭代5次

表1 算例计算工况

Table 1 Example calculation conditions

场地类别	地震分组	地震烈度	地震作用	地震影响系数最大值
II	第二组	8(0.20g)	设防地震	0.45

表2 反应谱迭代过程数据

Table 2 Response data of spectrum iterative process

迭代次数	延性系数	等效刚度	等效阻尼比	相对误差/%		
				位移	刚度	阻尼
0	1	12 080	0.050	—	—	—
1	17.2	1 575.5	0.296	58.3	87.0	-83.1
2	41.3	1 198.8	0.190	29.6	23.9	56.0
3	58.7	1 118.9	0.156	9.9	6.7	21.5
4	65.1	1 100.2	0.148	2.6	1.7	5.9
5	66.8	1 095.8	0.145	0.8	0.4	1.4

注:刚度单位(N/mm)

后的谱位移、支座等效线性刚度和阻尼相对误差均在5%以内,迭代完成。

3 案例对比

3.1 工程概况与摩擦摆支座隔震方案

该工程抗震设防烈度8度,设计基本地震加速度峰值为0.3g,设计地震分组第二组,II类场地,场地特征周期0.40s。采用框架结构形式,高宽比1.5,长宽比约3.8,属重点设防类。非隔震结构总质量2903t。结构三维模型如图5所示。

根据规范^[23]选取的5条强震记录和2条人工模拟地震动加速度时程如图6所示。

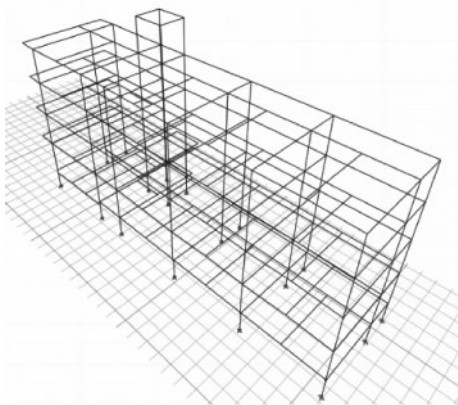


图5 结构三维模型

Fig.5 3-D model of the structure

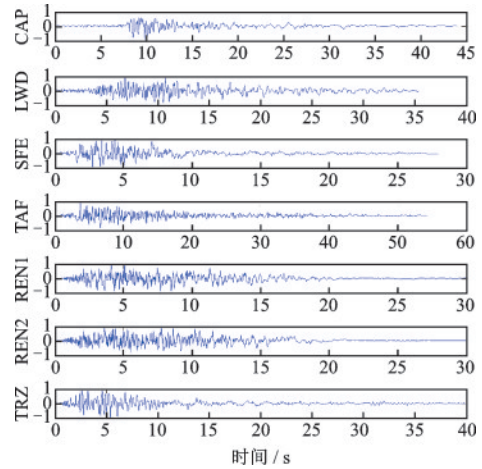


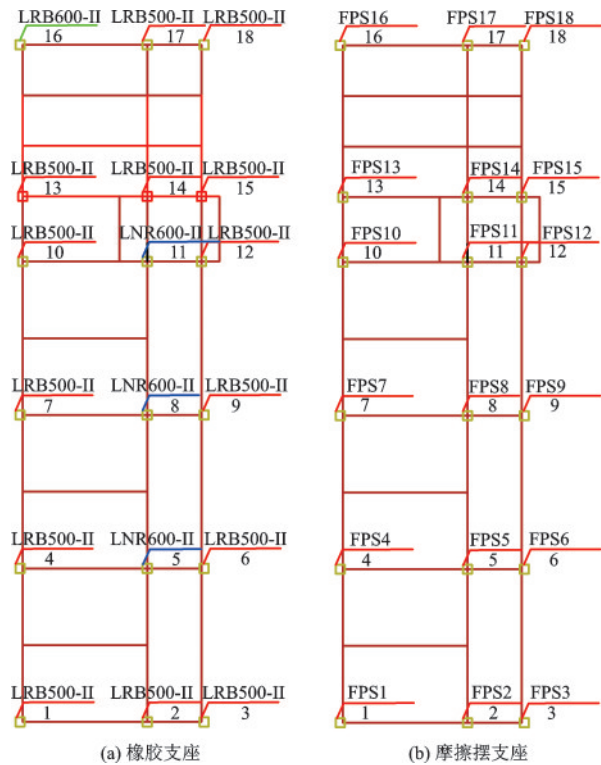
图6 加速度时程

Fig.6 Acceleration time history

3.2 摩擦摆支座隔震模型参数分析

3.2.1 隔震布设方案

橡胶支座隔震布设方案以隔震层水平恢复力、隔震层偏心率、减震系数并兼顾大震位移、拉、压应力水平等目标综合决定。摩擦摆支座参数因与轴力息息相关,隔震方案初选时就应考虑结构在支座处的重力分布情况。图7为橡胶支座和摩擦摆支座隔震布设方案对比。



(a) 橡胶支座

(b) 摩擦摆支座

图7 隔震支座布设方案

Fig.7 Layout scheme of the base-isolation bearings

一般,摩擦摆支座的等效曲率半径可先通过摆动周期 $T=2\pi\sqrt{R/g}$ 粗估,然后考虑摩擦力的不利影响,并根据产品生产条件最终确定。本工程最大周期 0.911 s,按 3 倍的隔震后周期粗估等效曲率半径为 1.9 m,综合考虑取 2.6 m。

从式(8)来看,摩擦系数影响支座的屈服力和屈服前刚度而等效曲率半径仅影响屈服后刚度。隔震结构响应对摩擦系数的敏感性要高于对等效曲率半径的,因此摩擦系数更大程度上决定了摩擦摆支座的隔震布设方案。从目前研究、应用情况来看,多采用单一摩擦系数进行分析,致使隔震层水平刚度分布的合理性存疑。为控制大震位移量,本文提出一种根据轴向力分布情况选取摩擦系数的思路:(1)将轴向力适度分组,初定摩擦系数范围;(2)按轴向力分组匹配摩擦系数;(3)计算中、大震下相关响应,对摩擦系数进行微调。至此,得出利用摩擦摆支座进行隔震设计所需的全部参数,隔震方案也随之确定。表3、表4分别给出设防地震作用下橡胶支座和摩擦摆支座的设计参数。

表3 橡胶支座参数

Table 3 Parameters table of rubber bearing

类别	LRB500-II	LRB600-II	LNR600-II
使用数量(套)	14	1	3
$K_{eff}/(kN\cdot mm^{-1})$ (设计剪应变)	1.27 (100%)	1.58 (100%)	0.98 (100%)
$K_{1j}/(kN\cdot mm^{-1})$	5.04	6.05	—
$K_{2j}/(kN\cdot mm^{-1})$	0.84	1.01	—
F_y/kN	40	64	—

表4 摩擦摆支座参数(部分)

Table 4 Parameters of FPS(part)

型号	μ_s	$K_{1j}/(kN\cdot mm^{-1})$	$K_{2j}/(kN\cdot mm^{-1})$	F_y/kN
FPS1	0.04	19.84	0.48	49.60
FPS3	0.03	9.39	0.30	23.48
FPS4	0.06	48.70	0.78	121.76
FPS17	0.05	38.17	0.73	95.42

注:表中给出的是慢摩擦系数 μ_s ,快摩擦系数 μ_f 较慢摩擦系数大0.01,速率指数0.02(s/mm)

3.2.2 等效线性化方法对摩擦摆支座水平向参数影响

针对隔震结构的等效线性化方法研究成果丰硕,余文正^[18]、党育等^[19]系统对比研究了相关方法

之间的异同。本节选 Hwang 法^[21]与规范法^[23]根据 2.2 节流程分别计算设防地震作用下的等效线性化参数,结果见表 5。从表 5 可看出,规范法较 Hwang 法的在等效刚度、支座最大位移和出力上相差不多,但等效阻尼比明显较小,规律与文献[19]一致。规范法从设计的角度而言偏于安全,下文选用规范法进行等效线性参数计算。

表5 不同等效线性化方法计算的隔震层参数

Table 5 Parameters of isolation layer calculated by different equivalent linearization methods

方法	规范法 ^[23]		Hwang法 ^[21]	
	X	Y	X	Y
$K_h/(kN\cdot mm^{-1})$	18.14	19.24	18.33	19.48
偏心率/%	0.08	0.01	0.09	0.01
ξ_{eff}	0.30	0.32	0.58	0.58
D_{max}/mm	218	173	223	177
F_{max}/kN	301	275	301	275

3.2.3 摩擦摆支座竖向刚度对隔震层参数的影响

式(9)表明摩擦摆支座的竖向刚度与水平向位移相关,本节分别取静竖向刚度(5 000 kN/mm)、水平位移分别为起滑位移和 200 mm 位移所对应动竖向刚度时,分析设防地震作用下隔震层相关参数(迭代误差首次进入 5% 时)迭代结果的变化规律,见表 6。从表 6 可以看出,竖向刚度越柔,内力重分配情况下,等效刚度和阻尼、支座最大出力均略有增大。结果分析表明,竖向刚度较柔时似乎更有利,但实际中摩擦摆支座滑动时,水平位移时刻在变化,竖向刚度也随之变化。更精细的包括三向地震动响应的分析,有赖于新模拟技术的提出,还需做进一步研究。

表6 不同竖向刚度对隔震层参数的影响

Table 6 Influence of different vertical stiffness on parameters of the isolation layer

竖向刚度	静刚度		假设 $D=2.5\text{ mm}$		假设 $D=200\text{ mm}$	
	X	Y	X	Y	X	Y
$K_h/(kN\cdot mm^{-1})$	18.1	19.2	18.4	19.5	19.3	20.6
偏心率/%	0.08	0.01	0.09	0.04	0.05	0.04
ξ_{eff}	0.30	0.32	0.30	0.33	0.32	0.34
D_{max}/mm	218	173	219	174	223	170
F_{max}/kN	301	275	383	347	467	415

3.3 隔震效果对比

本节对比分析摩擦摆支座(竖向刚度取静刚度 5 000 kN/mm,等效线性化参数基于规范迭代法)与橡胶支座隔震的效果。

3.3.1 隔震前后周期、隔震层偏心率

表 7 给出隔震前模型(基底铰接)、橡胶支座隔震模型和摩擦摆支座隔震周期。可以看出采取两种隔震方案后,结构前三阶振动周期均可延长到原 2.5 倍以上。值得注意的是,摩擦摆支座的周期比大于 0.9,面内扭转效应比橡胶支座的明显。

橡胶支座隔震方案隔震层在 X、Y 方向上的偏心率分别为 2.29% 和 0.98%;摩擦摆支座隔震方案分别为 1.19% 和 0.11%。均小于 3% 的要求。

表 7 隔震前后周期

振型	1	2	3
隔震前模型	0.911	0.904	0.845
橡胶支座隔震模型	2.427	2.422	2.049
摩擦摆支座隔震模型	2.645	2.575	2.547

3.3.2 减震系数

水平向减震系数是分部设计法的重要参数,也是我国抗震设计规范中衡量隔震效果、界定隔震目标的重要指标。图 8 给出隔震结构 X、Y 方向各层(1 层为隔震层)减震系数,可以看出该摩擦摆支座方案的水平向减震系数略小于橡胶支座的,但水平两向的差异相对明显,主要由于摩擦摆支座的水平响应与轴力相耦合,结构狭长时耦合响应凸显;橡胶支座最大水平向减震系数 0.286,摩擦摆支座的为 0.244,均可实现降一度设计的隔震目标。

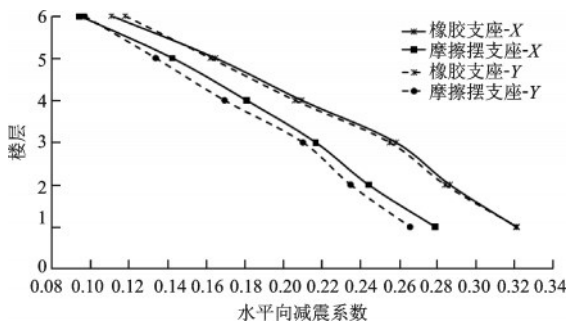


图 8 两种隔震方案水平向减震系数

Fig.8 Horizontal seismic decrease coefficients of the two base-isolation schemes

3.3.3 罕遇地震作用下支座响应

我国规范尚未统一罕遇地震下隔震支座竖向承载力和水平向位移验算的荷载组合。本节首先给出计算隔震支座最大剪力和轴力(取式(15)的最不利值)、位移(式(16))、拉应力(取式(17)的最不利值)和压应力(式(18))的荷载组合 S_1 、 S_2 、 S_3 和 S_4 :

$$S_1 = \begin{cases} 1.2S_0 + 1.3F_{Ek} + 0.5 \times 0.3S_0 \\ 1.2S_0 + 0.5F_{Ek} + 1.3 \times 0.3S_0 \end{cases} \quad (15)$$

$$S_2 = S_0 + F_{Ek} \quad (16)$$

$$S_3 = 1.0D \pm 1.0F_{Ek} - 0.5 \times 0.3S_0 \quad (17)$$

$$S_4 = 1.0S_0 + 1.0F_{Ek} + 0.5 \times 0.3S_0 \quad (18)$$

式中, $S_0 = (1.0D + 0.5L)$ 为重力荷载代表值; D 和 L 分别为恒、活荷载; F_{Ek} 为总水平地震作用标准值; 0.3 为 8 度(0.3g)区竖向地震作用标准值所对应的系数,实际项目中应根据设防烈度选取。

采用 ETABS 提供的 FNA 法进行罕遇地震时程分析。图 9 分别给出橡胶支座和摩擦摆支座在 S_1 工况下的时程最大剪力平均值。从图 9 可以看出橡胶支座 X、Y 向最大剪力平均值分别为 392 kN、388 kN;摩擦摆支座的分别为 393 kN、350 kN。两种方案的剪力包络值相差不大,但橡胶支座的剪力分布显然更为均匀,原因是摩擦摆支座剪力受竖向轴力的耦合作用明显,下同。

图 10 给出两种方案在 S_1 工况下的最不利轴力分布情况,橡胶支座和摩擦摆支座最大轴力分别为 4 099 kN 和 6 233 kN。

以上组合工况的内力结果表明,摩擦摆支座间的内力分布差异性相对明显,主要是由于其出力是水平力和轴力的耦合效果,不仅与摩擦系数和等效曲率半径相关。基于以上结果进行支墩配筋设计时,摩擦摆支座方案对配筋率的要求更高。

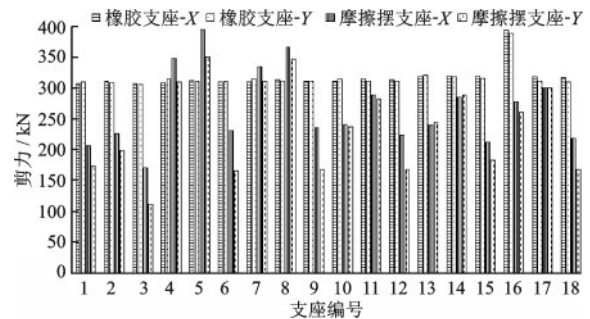


图 9 隔震支座时程最大剪力的平均值

Fig.9 Average value of maximum shear force in time history of isolated bearings

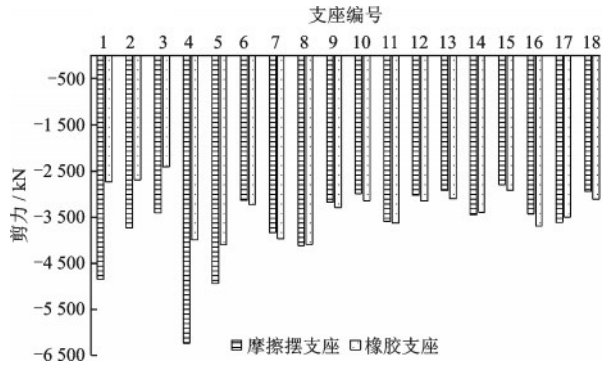


图10 隔震支座 S_1 时程最小轴力

Fig.10 Minimum S_1 time history axial force of isolation bearings

图11分别给出橡胶支座和摩擦摆支座 S_2 时程最大位移的平均值,可以看出橡胶支座X、Y向最大剪力平均值分别为0.251 m、0.252 m,满足规范要求;摩擦摆支座的分别为0.142 m、0.140 m。从水平位移分布来看,两种隔震方案都表现出相对一致的平移效果,但摩擦摆支座的位移量明显小于橡胶支座的,预留隔离缝时体现出前者的优势。

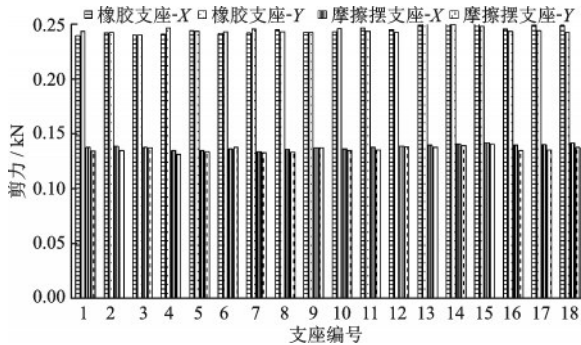


图11 隔震支座时程最大位移的平均值

Fig.11 Average value of maximum displacement in time history of isolated bearings

为更好的分析两种隔震方案支座的拉压应力情况,图12~图13分别给出不同时程工况下拉、压轴力的分布情况。

从图12可以看出,地震力作用方向不同时,橡胶支座轴力基本相等,部分位置出现拉应力(最不利值0.16 MPa,满足小于1 MPa的要求);而摩擦摆支座在多处边角部位出现轴力为0,即摩擦摆支座工作时受拉的情况,究其原因:其一是该算例本身相对特殊,长宽比较大,水平两向并不规则,采用常规橡胶支座隔震后,边角位置也会出现受拉现象;其二是摩擦摆支座参数仍有优化空间,理想状态是隔震层尽量平动,且支座间内力差异相对较小且均

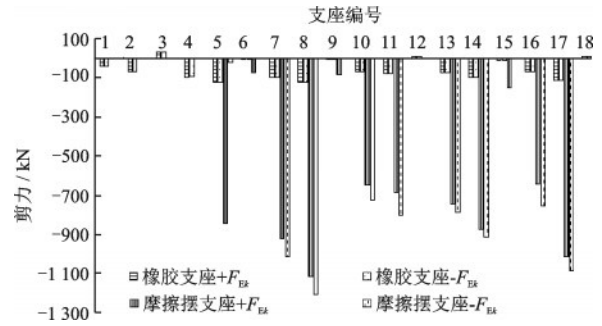


图12 隔震支座时程轴力极值

Fig.12 Maximum and minimum value of axial force in time history of isolation bearings

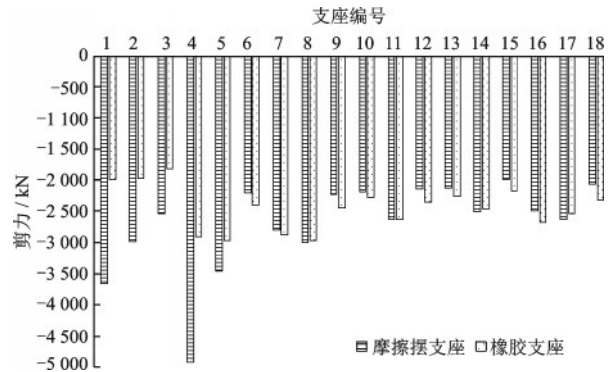


图13 隔震支座最小轴力

Fig.13 Minimum axial force of isolation bearings

衡。因摩擦摆支座本身无抗拉能力,应注意设置抗拉构造措施。同时也表明在摩擦摆支座隔震设计时应注意其面外扭转效应。

从图13可以看出,该工况下橡胶支座和摩擦摆支座均受压,轴力包络值分别为2970 kN和4917 kN,最大压应力分别为10.50 MPa和43.35 MPa,均满足要求(限值分别取20 MPa和50 MPa^[23]),但后者的轴力分布差异同样相对明显。

图14给出两种隔震方案典型支座的滞回情况,可以发现摩擦摆支座的滞回曲线并不光滑,主要原因是其水平力与轴力相关,而时程分析时轴力不断变化,这是该产品的重要特征。

最后进行摩擦摆支座抬升量验算。双曲面摩擦摆支座实际抬升量 h'_v 可通过下式(19)计算:

$$h'_v = R' - \sqrt{R'^2 - D'^2} \quad (19)$$

式中, R' 为滑道半径; D' 为设计摆动位移,其值约为球冠衬板直径与水平设计位移之和的一半。

本摩擦摆支座隔震方案采用双曲面摆,滑道半径1350 mm,设计摆动位移取 $(400+150)/2=275$ mm,实际抬升约28 mm。

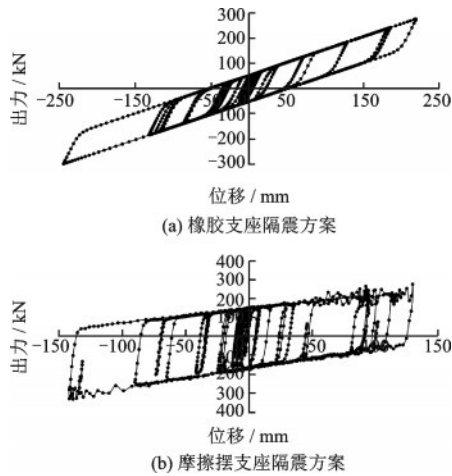


图14 隔震方案典型支座滞回曲线

Fig.14 Typical bearing hysteretic curve of different base-isolation scheme

总的来看,在罕遇地震作用下两种隔震方案均能满足规范要求。橡胶支座和摩擦摆支座各有优劣。

4 结 论

(1)给出了基于设计反应谱迭代求解摩擦摆支座等效线性化参数的具体流程和注意事项。

(2)提出了一种综合隔震周期目标和摩擦力影响粗定等效曲率半径,并根据静轴力分布情况选择摩擦系数大小的摩擦摆支座隔震方案布设方法,后续研究应重视使各支座屈服力趋同的优化思路。

(3)通过时程分析,对比了橡胶支座隔震方案和摩擦摆支座隔震方案在不同组合工况下对支座内力、位移的隔震效果及其分布情况。结果表明,两种隔震方案均能达到降度设计的隔震目标,后者由于受三向耦合影响,各支座上的内力分布较前者相对离散。

(4)在长宽比较大的结构中摩擦摆支座有可能出现受拉现象,应用中需注意设置抗拉构造措施。

(5)摩擦摆支座隔震方案中应重视扭转问题并控制支座抬升量。

参考文献:

[1] Zayas V, Low S, Mahin S. The FPS earthquake resisting system [R]. California: University of California at Berkeley, 1987.
 [2] 马良喆, 陈永祁. 摩擦摆隔震支座在储液罐隔震的应

用[J]. 工业建筑, 2009, 39(增1):494-498.

Ma L Z, Chen Y Q. Application of friction pendulum bearing in liquid storage tanks [J]. Industrial Construction, 2009, 39(Sup1):494-498. (in Chinese)

[3] 陈永祁, 杨风利, 刘林. 摩擦摆隔震桥梁的设计及应用[J]. 工业建筑, 2009, 39(增1):256-261.

Chen Y Q, Yang F L, Liu L. Design and application of friction pendulum bearing for seismic isolated bridges [J]. Industrial Construction, 2009, 39 (Sup1): 256-261. (in Chinese)

[4] 龚健, 周云. 摩擦摆隔震技术研究和应用的回顾与前瞻(1)——摩擦摆隔震支座的类型与性能[J]. 工程抗震与加固改造, 2010, 32(3):1-7.

Gong J, Zhou Y. State of the art and prospect of the research and application of friction pendulum isolation technology (I) [J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2010, 32(3):1-7. (in Chinese)

[5] Su L, Ahmadi G, Tadjbakhsh I. A comparative study of performance of various base isolation systems, part I: Shear beam structures [J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 1989, 18(1): 11-32.

[6] Constantinou M C, Mokha A, Reinhorn A M. Teflon bearings in base isolation II: Modeling [J]. Structural Engineering, ASCE, 1990, 116(2): 455-474.

[7] Constantinou M C, Caccese J, Harris H G. Frictional characteristics of teflon-steel interfaces under dynamic conditions [J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 1987, 15(6): 751-759.

[8] Mokha A, Constantinou M, Reinhorn A. Verification of friction model of teflon bearings under triaxial load [J]. Structural Engineering, ASCE, 1993, 119: 240-261.

[9] Kasalanati A, Constantinou M. Experimental study of bridge elastomeric and other isolation and energy dissipation systems with emphasis on uplift prevention and high velocity near source seismic excitation [D]. Buffalo: State University of New York, 1998.

[10] Kousaka R, Hamazaki H, Murota N, et al. Experimental study on durability of sliding bearings under long duration dynamic loading [C] // Proceedings of the 14th WECC. Beijing: International Association for Earthquake Engineering, 2008: 12-17.

[11] 樊剑, 唐家祥. 滑移隔震结构的动力特性及地震反应[J]. 土木工程学报, 2000, 33(4): 11-16.

Fan J, Tang J X. Dynamic characteristics and seismic response of a sliding structure [J]. Civil Engineering Journal, 2000, 33(4): 11-16. (in Chinese)

[12] 王建强, 管品武, 李大望. 摩擦摆基础隔震结构双向

- 地震反应分析[J]. 世界地震工程, 2005, 21(3): 11-15.
- Wang J Q, Guan P W, Li D W. Analysis of seismic response of base-isolation structures with friction pendulum system under bilateral ground motions [J]. World Earthquake Engineering, 2005, 21(3): 11-15. (in Chinese)
- [13] 焦驰宇, 胡世德, 管仲国. FPS抗震支座分析模型的比较研究[J]. 振动与冲击, 2007, 26(10): 113-117.
- Jiao C Y, Hu S D, Guan Z G. Comparative study on analytical models of FPS seismic bearing[J]. Journal of Vibration and Shock, 2007, 26(10): 113-117. (in Chinese)
- [14] 龚健. 摩擦摆隔震支座力学模型的探讨[J]. 工程建设与设计, 2016, 8(4): 38-40.
- Gong J. Discussion on the mechanical models of friction pendulum bearing [J]. Journal of engineering construction and design, 2016, 8(4): 38-40. (in Chinese)
- [15] 建筑抗震设计规范:GB 50011—2010[S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2016.
- [16] 夏修身, 赵会东, 欧阳辉来. 高速铁路桥梁基于摩擦摆支座的减隔震研究[J]. 工程抗震与加固改造, 2014, 36(3): 21-26.
- Xia X S, Zhao H D, Ouyang H L. Study on seismic isolation of high speed railway bridge with friction pendulum bearings[J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2014, 36(3): 21-26. (in Chinese)
- [17] 陈鹏, 周颖. 摩擦摆支座隔震结构实用设计方法[J]. 地震工程与工程振动, 2017, 37(1): 56-63.
- Chen P, Zhou Y. The applicable design method of isolated structure using friction pendulum system [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2017, 37(1): 56-63. (in Chinese)
- [18] 余文正. 隔震结构等效线性化设计方法及应用研究[D]. 昆明: 昆明理工大学, 2018.
- Yu W Z. Study on equivalent linearization method in design and application of seismic isolated structure [D]. Kunming: Kunming University of Science and Technology, 2018. (in Chinese)
- [19] 党育, 田宏图. 隔震结构实振型分解反应谱法的计算精度分析及改进[J]. 建筑结构, 2019, 49(16): 120-126.
- Dang Y, Tian H T. Analysis of calculation accuracy and improvement of real mode superposition response spectrum method of isolated structures [J]. Building Structure, 2019, 49(16): 120-126. (in Chinese)
- [20] CSI. CSI Analysis reference manual for SAP2000, ETABS, and SAFE [M]. Berkeley: Computers and Structures, Inc., 2007:201-334.
- [21] Hwang J S, Chiou J M. An equivalent linear model of Lead-rubber seismic isolation bearings [J]. Engineering Structures, 1995, 18(7): 528-536.
- [22] Rosenblueth E, Herrera I. On a kind of hysteretic damping [J]. Journal of Engineering Mechanics Division ASCE, 1964, 90(4): 37-48.
- [23] 建筑隔震设计标准:GB/T 51408—2021[S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2021.

(本文责编:赵霞)