

修正双线性模型对隔震结构地震响应影响的研究

金建敏¹, 谭平¹, 周福霖¹, 朱健², 黄襄云¹, 庄学真¹

(1. 广州大学工程抗震研究中心, 广东 广州 510405; 2. 宁夏大学土木与水利工程学院, 宁夏 银川 750021)

摘要: 铅芯橡胶支座的水平力学性能指标受到剪切应变的影响(剪应变相关性), 剪应变相关性必然影响到隔震结构地震响应的计算结果。基于不同规格铅芯橡胶支座(直径 700 mm、1 000 mm、1 100 mm)的剪应变相关性压剪试验, 对考虑剪应变相关性的屈服后刚度及屈服力修正公式进行了验证。分别采用双线性与修正双线性恢复力模型模拟铅芯橡胶支座, 对单质点及多质点的隔震结构模型进行时程分析; 通过计算和对比, 研究了采用两种双线性模型的地震响应差异。结果表明: 采用双线性模型基本能够满足要求, 但当地震波加速度峰值或铅芯橡胶支座剪切应变较小时, 存在较大误差。

关键词: 铅芯橡胶支座; 剪应变相关性; 压剪试验; 修正双线性恢复力模型; 地震响应

中图分类号: TU352.1

文献标志码: A

文章编号: 1006-7930(2016)02-0183-05

Study on the effect of modified bilinear model on seismic response of isolated structures

JIN Jianmin¹, TAN Ping¹, ZHOU Fulin¹, ZHU Jian², HUANG Xiangyun¹, ZHUANG Xuezheng¹

(1. Earthquake Engineering Research & Test Center, Guangzhou University, Guangzhou 510405, China;

2. Department of Civil and Hydraulic Engineering, Ningxia University, Yinchuan 750021, China)

Abstract: The horizontal mechanical properties of lead rubber bearing are affected by shear strain (shear strain dependency). Shear strain dependency inevitably influences the calculation results of the seismic response of isolated structures. Based on the compression-shear tests of LRBs of different specifications (diameter 700 mm, 1 000 mm, 1 100 mm), the shear strain correlation formula of post yield stiffness and yielding load is verified. by using of the bilinear model and modified bilinear model to simulate LRB, the time history analysis of single-particle and multi-particle isolated structure model is performed. with two types bilinear model used, the differences of the seismic responses of isolated structures are studied by numerical analysis and comparison. The results show that the bilinear model of the LRB can basically meet the design requirements, but there is a significant error when the peak acceleration of seismic wave or the shear strain of lead rubber bearing is small.

Key words: lead rubber bearing; shear strain dependency; compression-shear test; modified bilinear model; seismic response

橡胶隔震支座一般分为天然橡胶支座、铅芯橡胶支座、高阻尼橡胶支座、锡芯橡胶支座等四种。隔震层可采用铅芯橡胶支座+天然橡胶支座、高阻尼橡胶支座、天然橡胶支座+黏滞阻尼器(或铅阻阻尼器)、或以上几种隔震装置的混合应用。铅芯橡胶支座(LRB)是目前在隔震建筑中采用最为广泛的隔震装置, 它使隔震支座和阻尼器的功能一体化, 可以单独在隔震系统中使用, 而无需另设阻尼器, 使隔震系统的组成变得比较简单^[1]。在隔震计算分析中, 国内通常采用不考虑剪应变相关性的微分型模型(Bouc-Wen 模型)或双线性模型模拟铅芯橡胶支座^[2-6], 而国外通常采用考虑剪应变相关性的修正双线性模型^[7]或修正 BRO 模型(修正双线性+RO 模型)^[8], 因此有必要研究考虑铅芯橡胶支座剪应变相关性对隔震结构地震响应的影响。

1 铅芯橡胶支座修正双线性模型

铅芯橡胶支座的双线性模型, 可表达为^[9]:

屈服前阶段(弹性阶段)

$$F = (K_1 - K_d)(x - x_s) + K_d x = K_1 x - (K_1 - K_d)x_s \quad (1)$$

式(1)中: \dot{x}_s 保持为 0, $(K_1 - K_d)(x - x_s) < Q_d$, Q_d 为库仑阻尼器的屈服力, F 为恢复力, K_1 为屈服前刚度, K_d 为屈服后刚度, x_s 为滑动器的位移。

屈服后阶段

$$F = K_d x + Q_d \operatorname{sgn}(\dot{x}) \quad (2)$$

直至 $\dot{x} = 0$, $\dot{x}_s = \dot{x}$ 。

式(1)、式(2)中的力学性能指标均由铅芯橡胶支座剪切应变为 100 % 时压剪试验确定, 实际上, 剪应变相关性是不宜忽略的; 为考虑铅芯橡胶支座刚度及屈服力的剪应变相关性, 日本 Oiles 公

收稿日期: 2015-04-03 修改稿日期: 2016-04-07

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51468050); 广东省高等学校优秀青年教师培养计划基金资助项目(YQ2015124); 国家自然科学基金重大研究计划基金资助(97315301-07)

作者简介: 金建敏(1973-), 男, 高工, 博士, 主要从事隔震、抗震研究. E-mail: jinjianmin152@aliyun.com

司基于铅芯橡胶支座的力学性能试验,提出采用修正双线性模型(图1)对屈服前、后刚度及屈服力进行了修正,剪应变相关式见式(3)、式(4):

$$\begin{cases} K_d(\gamma) = C_{Kd}(\gamma) K_{d100} \\ Q_d(\gamma) = C_{Qd}(\gamma) Q_{d100} \\ K_1(\gamma) = K_d(\gamma) / \alpha \end{cases} \quad (3)$$

$$C_{Kd}(\gamma) = \begin{cases} 0.779\gamma^{-0.43} & \gamma < 0.25 \\ \gamma^{-0.25} & 0.25 \leq \gamma < 1.0 \\ \gamma^{-0.12} & 1.0 \leq \gamma \end{cases} \quad (4)$$

$$C_{Qd}(\gamma) = \begin{cases} 2.036\gamma^{0.41} & \gamma \leq 0.1 \\ 1.106\gamma^{0.145} & 0.1 < \gamma < 0.5 \\ 1 & 0.5 \leq \gamma \end{cases}$$

式中, γ 为剪切应变, 等于支座水平剪切位移 x 与内部橡胶总厚 T_r 的比值。 $C_{Kd}(\gamma)$ 、 $C_{Qd}(\gamma)$ 分别为实测的屈服后刚度及屈服力的修正系数; $K_d(\gamma)$ 、 $Q_d(\gamma)$ 分别为修正后屈服后刚度及屈服力; K_{d100} 、 Q_{d100} 分别为 100 % 剪应变时的屈服后刚度及屈服力; $K_1(\gamma)$ 为修正后屈服前刚度; α 为屈服后刚度与屈服前刚度的比值。采用该修正公式后屈服后刚度在 γ 小于及大于 100 % 时将分别大于及小于 K_{d100} , 而屈服力在 γ 小于 50 % 时将小于 Q_{d100} ; 修正双线性模型以式(5)为骨架曲线:

$$F(\gamma) = C_{Kd}(\gamma) K_{d100} x + C_{Qd}(\gamma) Q_{d100} \operatorname{sgn}(\dot{x}) \quad (5)$$

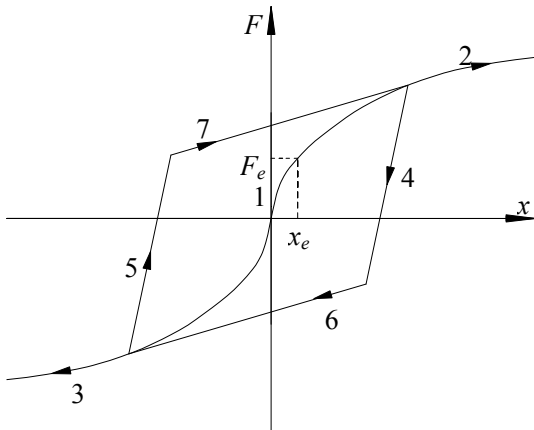


图1 修正双线性模型

Fig. 1 Modified bilinear model

图1中1为初始弹性段 ($-x_e < x < x_e$), 按下式确定初始弹性刚度(初始屈服前刚度):

$$F_e = 0.779\gamma^{-0.43} K_{d100} x_e + 2.036\gamma^{0.41} Q_{d100} \quad (6)$$

$$K_1 = F_e / x_e \quad (7)$$

式中: x_e 为屈服位移, F_e 为屈服位移对应的水平恢复力; 2、3 为沿骨架曲线移动; 4、5 为卸载段; 6、7 为屈服后阶段。

2 剪应变相关性试验值与剪应变相关式对比

为验证剪应变相关式(3)及式(4)的正确性, 分别对直径为 700 mm、1 000 mm、1 100 mm 的铅芯橡胶支座进行了竖向压应力 15 MPa, 剪切应变 $\gamma = \pm 50\%$ 、 $\pm 100\%$ 、 $\pm 150\%$ 、 $\pm 200\%$ 、 $\pm 250\%$ 的压剪试验。所选用的支座为隔震工程中常用的 G4(剪切模量 0.392 MPa)、第 2 形状系数 $S_2=5$ 系列, 隔震支座参数($\gamma = \pm 100\%$) 见表 1。

表1 隔震支座参数 ($\gamma = \pm 100\%$)

Tab.1 Data for LRB($\gamma = \pm 100\%$)

支座型号	LRB700	LRB 1 000	LRB 1 100
橡胶 G 值/MPa		0.392	
直径 D/mm	700	1 000	1 100
铅径 D _p /mm	140	200	220
内部橡胶总厚 T _r /mm	139	203	203
第 1 形状系数 S ₁	36.5	35.7	39.3
第 2 形状系数 S ₂	5.0	4.9	5.4
屈服后刚度 K _d /kN · mm ⁻¹	1.091	1.526	1.847
屈服力 Q _d /kN	122.7	250.4	303.0
等效刚度 K _{eq} /kN · mm ⁻¹	1.972	2.760	3.339
等效阻尼比 H _{eq}	0.265	0.259	0.259

实测的屈服后刚度 K_d 及屈服力 Q_d 以第 3 圈滞回曲线为准, 不同剪切应变 γ 的测试结果以 $\gamma = \pm 100\%$ 时的测试结果为基准值进行归一化, 并与剪应变相关式进行了对比, 对比结果见图 2 及图 3。从对比结果可见, 试验结果与剪应变相关式吻合较好, 可采用式(3)及式(4)对不同剪切应变 γ 的屈服后刚度 K_d 及屈服力 Q_d 进行剪应变相关性修正。图 4 为采用修正双线性恢复力模型的 LRB1 000 滞回曲线。

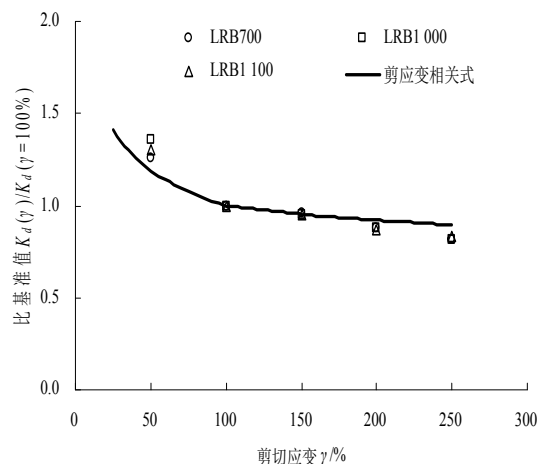


图2 屈服后刚度 K_d 的剪应变相关性

Fig. 2 Shear strain dependency of post yielding stiffness

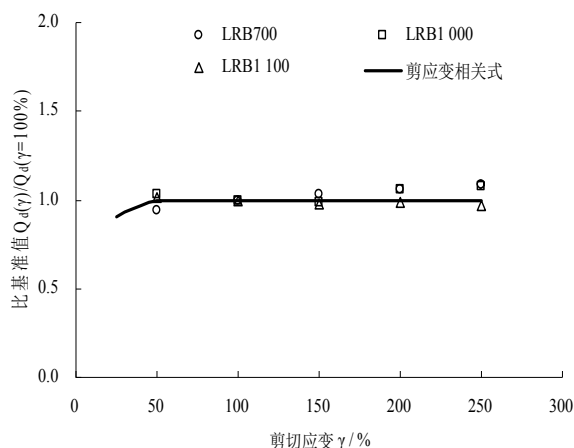
图3 屈服力 Q_d 的剪应变相关性

Fig. 3 Shear strain dependency of post yielding load

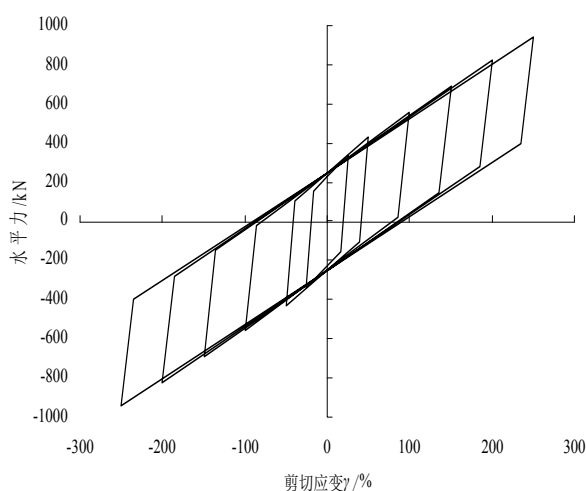


图4 修正双线性恢复力模型 (LRB1 000)

Fig. 4 Modified bilinear restoring force model (LRB1 000)

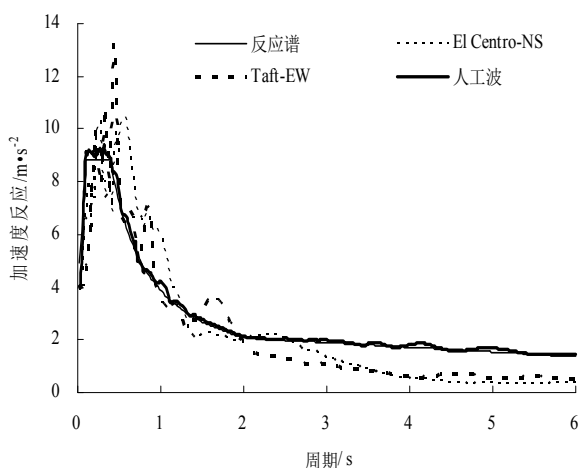


图5 输入地震波加速度反应谱与规范反应谱对比

Fig. 5 Comparison of earthquake response spectrum

3 隔震结构地震响应影响分析

为探讨修正双线性恢复力模型对隔震结构地震响应的影响,分别采用双线性模型与修正双线性恢复力模型来模拟铅芯橡胶支座,对单质点隔震结

构模型、多质点隔震结构模型进行了地震响应分析。隔震层参数选用前节铅芯橡胶支座同系列 LRB800 ($S_1=33.3$, $S_2=5.1$, 内部橡胶总厚为 156 mm) 支座的参数 ($\gamma=\pm 100\%$), 屈服后刚度、屈服力及等效阻尼比分别为 1.268 kN/mm、140.9 kN 及 24.9%, 屈服前刚度取为屈服后刚度的 13 倍; 上部结构的总质量为 512.91 t (按支座压应力 10 MPa 确定), 屈重比为 2.80%。输入地震波选用 El Centro-NS 波、Taft-EW 及一条与规范^[10]反应谱吻合的人工波, 图 5 为输入地震波的加速度反应谱与规范反应谱 (8 度罕遇地震, $T_g=0.4$ s) 的对比。

3.1 单质点隔震结构模型

单质点隔震结构模型的隔震后屈服后周期为 4 s, 对其进行地震响应分析, 地震波加速度峰值从 0.05 g 至 0.70 g 以 0.05 g 为间隔逐步增加。图 6、图 7 为不同地震波加速度峰值时双线性模型与修正双线性模型的隔震层位移比及隔震层剪力比, 其中人工波输入加速度峰值达到 0.45 g 以后, 两种双线性模型的隔震层位移均达到 $2.82 T_r(0.55$ 倍支座直径) 以上, 超过规范限值^[10], 后面的计算结果未给出。为对比两种双线性模型在铅芯橡胶支座不同剪切应变时的差异, 将图 6、图 7 中的横坐标改为双线性模型对应于不同地震波加速度峰值的铅芯橡胶支座剪切应变, 可得到图 8 和图 9。

从图 6、图 7 可见, 当地震波加速度峰值不大于 0.2g 时, 与修正双线性模型相比, 双线性模型因未考虑剪应变相关性造成的误差较大, 隔震层位移的误差超过 20%, 隔震层剪力的误差超过 10%; 当地震波加速度峰值大于 0.2 g 时, 隔震层位移的误差基本减小至 20% 以内, 隔震层剪力的误差基本减小至 10% 以内; 当地震波加速度峰值大于 0.3 g 以后, 隔震层位移的误差也减小至 10% 以内。从图 8、图 9 可见, 铅芯橡胶支座剪切应变在 50% 以下时, 双线性模型误差较大; 当双线性模型计算的铅芯橡胶支座剪切应变大于 50% 时, 隔震层位移的误差基本在 20% 以内, 隔震层剪力的误差基本在 10% 以内; 当双线性模型计算的铅芯橡胶支座剪切应变大于 100% 时, 隔震层位移的误差基本在 10% 以内, 且双线性模型计算得到的隔震层剪力偏大。双线性模型的误差主要发生在地震波加速度峰值不大于 0.2 g 或铅芯橡胶支座剪切应变在 50% 以下时。

3.2 多质点隔震结构模型

为弥补单质点隔震模型简化的不足及研究修

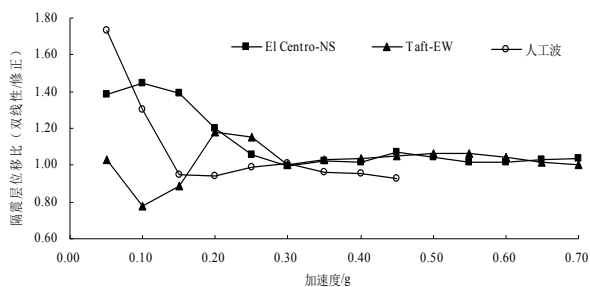


图6 隔震层位移比(单质点,不同加速度)

Fig. 6 Displacement ratio of isolation layer (single-particle, different acceleration)

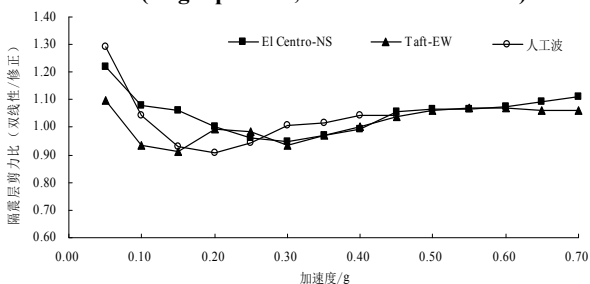


图7 隔震层剪力比(单质点,不同加速度)

Fig. 7 Shear force ratio of isolation layer (single-particle, different acceleration)

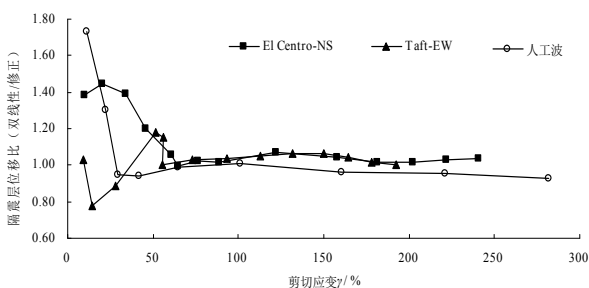


图8 隔震层位移比(单质点,不同剪切应变)

Fig. 8 Displacement ratio of isolation layer (single-particle, different shear strain)

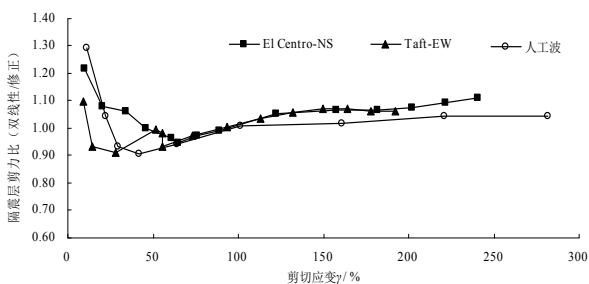


图9 隔震层剪力比(单质点,不同剪切应变)

Fig. 9 Shear force ratio of isolation layer (single-particle, different shear strain)

正双线性模型对上部结构地震响应的影响,建立上部结构总质量与单质点隔震结构模型相同的多质点隔震结构模型,上部结构为10层(层高3m,弹性层间位移角限值按钢筋混凝土结构取为 $1/550^{[10]}$),上部结构底层水平刚度为99.01 kN/mm,顶层水平刚度为底层水平刚度的0.5倍,中间各层的水平刚度按梯形分布插值分布,隔震前周期为1s;隔震层参数及地震波输入工况同单质点隔震结构模型,多

质点隔震结构模型的隔震后屈服后周期为4.09 s.

图10、图11、图14及图15分别为不同地震波加速度峰值时双线性模型与修正双线性模型的隔震层位移比、隔震层剪力比、上部结构层剪力比及层倾覆弯矩比,其中人工波输入加速度峰值达到0.45 g以后,两种双线性模型的隔震层位移均达到 $2.86 T_r(0.56 \text{ 倍支座直径})$ 以上,超过规范限值^[10],后面的计算结果未给出。将图10、图11、图14及图15中的横坐标改为对应的铅芯橡胶支座剪切应变(双线性模型),得到图12、图13、图16及图17;分别为不同剪切应变时(双线性模型),双线性模型与修正双线性模型的隔震层位移比、隔震层剪力比、上部结构层剪力比及层倾覆弯矩比。图14-17中上部结构层剪力比及层倾覆弯矩比,给出了各层比值中的最大值及最小值。

由图10-13可见,当地震波加速度峰值不大于0.2 g或铅芯橡胶支座剪切应变在50%以下时,双线性模型因未考虑剪应变相关性造成的误差较大,隔震层位移的误差超过20%,隔震层剪力的误差超过10%;当地震波加速度峰值大于0.2 g或双线性模型计算的铅芯橡胶支座剪切应变大于50%时,隔震层位移的误差基本减小至20%以内,隔震层剪力的误差基本减小至10%以内;当地震波加速度峰值大于0.4 g或双线性模型计算的铅芯橡胶支座剪切应变大于100%时,隔震层位移的误差也基本减小至10%以内,且双线性模型计算得到的隔震层剪力偏大。铅芯橡胶支座采用不考虑变形相关性的双线性模型,多质点与单质点隔震结构模型的隔震层地震响应误差范围基本一致。

由图14-17可见,双线性模型上部结构各层层剪力及层倾覆弯矩的误差主要发生在地震波加速度峰值不大于0.2 g或铅芯橡胶支座剪切应变在50%以下时。当地震波加速度峰值大于0.2 g以上或铅芯橡胶支座剪切应变在50%以上时,上部结构各层层剪力及层倾覆弯矩的误差基本减小至20%以内;随着地震波加速度峰值或铅芯橡胶支座剪切应变增大,由各层层剪力及层倾覆弯矩比值最大值及最小值形成的包络范围有减小的趋势。

表2给出了各地震波输入,层间位移角小于 $1/550$ 的最后一个工况及输入加速度峰值最大的工况时的上部结构层间位移角, Taft EW波各工况层间位移角均小于 $1/550$,只列出输入峰值0.7 g时的结果,可见上部结构基本处于弹性。

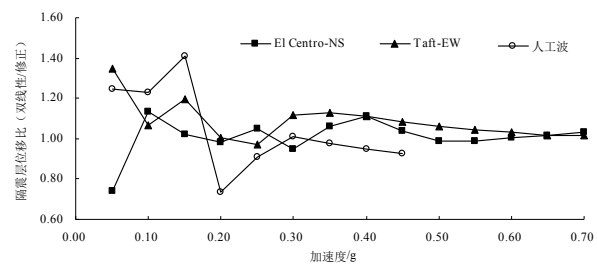


图 10 隔震层位移比(多质点, 不同加速度)
Fig. 10 Displacement ratio of isolation layer
(multi-particle, different acceleration)

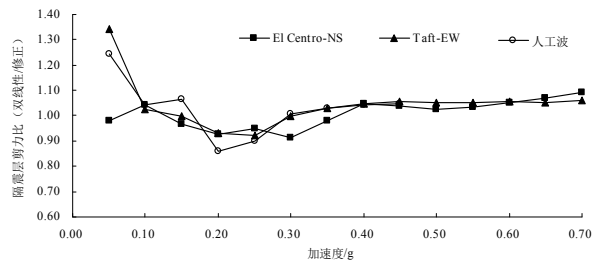


图 11 隔震层剪力比(多质点, 不同加速度)
Fig. 11 Shear force ratio of isolation layer
(multi-particle, different acceleration)

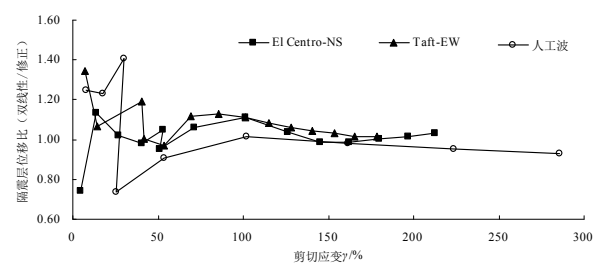


图 12 隔震层位移比(多质点, 不同剪切应变)
Fig. 12 Displacement ratio of isolation layer
(multi-particle, different shear strain)

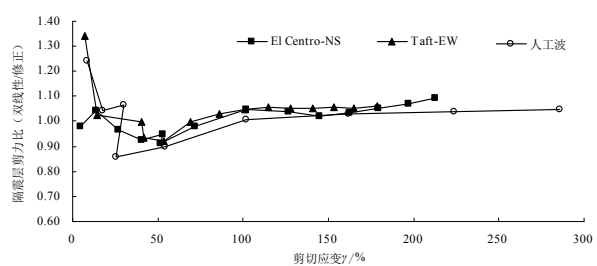


图 13 隔震层剪力比(多质点, 不同剪切应变)
Fig. 13 Shear force ratio of isolation layer
(multi-particle, different shear strain)

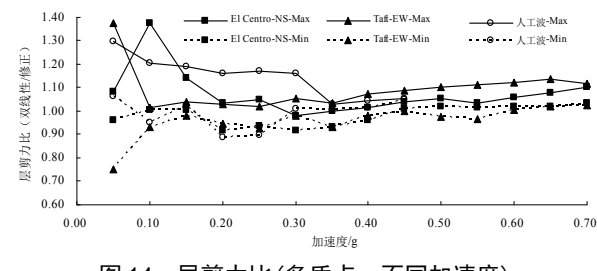


图 14 层剪力比(多质点, 不同加速度)
Fig. 14 Story shear ratio
(multi-particle, different acceleration)

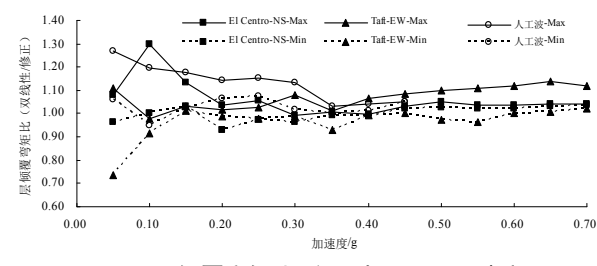


图 15 层倾覆弯矩比(多质点, 不同加速度)
Fig. 15 Story overturning moment ratio
(multi-particle, different acceleration)

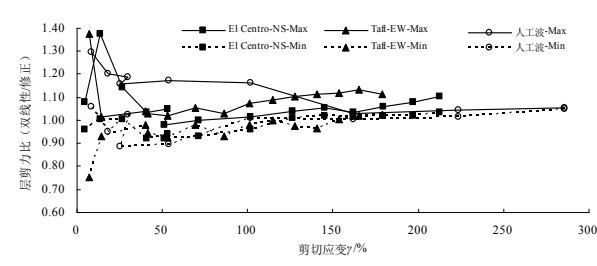


图 16 层剪力比(多质点, 不同剪切应变)
Fig. 16 Story shear ratio
(multi-particle, different shear strain)

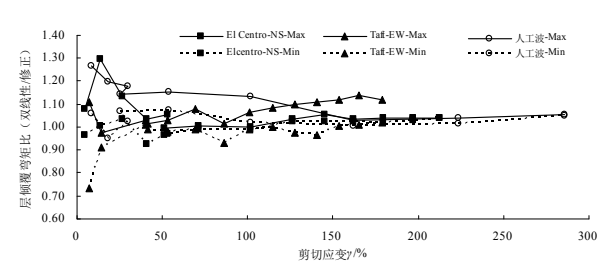


图 17 层倾覆弯矩比(多质点, 不同剪切应变)
Fig. 17 Story overturning moment ratio
(multi-particle, different shear strain)

表 2 层间位移角
Tab.2 Story drift

铅芯橡胶支座模型	双线性					修正双线性				
	El Centro NS		Taft EW		人工波	El Centro NS		Taft EW		人工波
地震波										
输入加速度/g	0.55	0.70	0.70	0.40	0.45	0.55	0.70	0.70	0.40	0.45
最大层间位移角	1/551	1/490	1/622	1/554	1/457	1/568	1/508	1/664	1/576	1/480

4 结论

研究了铅芯橡胶支座的修正双线性恢复力模型及其对隔震结构地震响应的影响, 结论如下:

(1) 通过对直径为 700 mm、1 000 mm、1 100 mm 的铅芯橡胶支座进行的剪应变相关性试验, 验证了屈服后刚度 K_d 及屈服力 Q_d 的剪应变相
(下转第 194 页)

(上接第187页)

关性修正公式,使用该公式的修正双线性模型,可用于模拟铅芯橡胶支座.

(2) 本文隔震结构模型的计算结果表明:当地震波加速度峰值不大于 0.2 g 或铅芯橡胶支座剪切应变在 50 % 以下时,与修正双线性模型相比,双线性模型因未考虑剪应变相关性造成的误差较大;当地震波加速度峰值大于 0.2 g 或铅芯橡胶支座剪切应变在 50 % 以上时,隔震层及上部结构的地震响应的误差基本在 20 % 以内.

综上所述,不考虑剪应变相关性的双线性模型基本能够满足要求,但需注意到地震波加速度峰值或铅芯橡胶支座剪切应变较小时的较大误差.

参考文献 References

- [1] 周福霖. 工程结构减震控制[M]. 北京:地震出版社, 1997.
ZHOU Fulin. Seismic control of structures[M]. Beijing: Seismological Press, 1997.
- [2] BOUC R. Forced vibration of mechanical system with hysteresis [C]//Proceeding of 4th conference on nonlinear oscillation, Czechoslovakia, Prague, 1967.
- [3] PARK Y J, WEN Y K, ANG A H-S. Random vibration of hysteretic systems under bi-directional ground motions[J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 1986(14):543-557.
- [4] 中国建筑标准设计研究院. SAP2000 中文版使用指南[M]. 北京:人民交通出版社,2006.
- [5] 中国建筑标准设计研究院. ETABS 中文版使用指南[M]. 北京:中国建筑工业出版社,2004.
China Institute of Building Standards Design & Research.. Guide of SAP2000-Chinese version[M]. Beijing: People's Communication Press,2006.
- [6] 马长飞, 谭平, 张亚辉, 等. 考虑 $P-\Delta$ 效应的柱顶隔震结构的动力响应分析[J]. 土木工程学报, 2010,43(S):230-234.
MA Changfei, TAN Ping, ZHANG Yahui et al. Dynamic responses analysis of structures with isolators on the top of the columns considering $P-\Delta$ effects[J]. China Civil Engineering Journal, 2010,43(S):230-234.
- [7] 日本建筑协会. 隔震结构设计[M]. 刘文光, 译. 北京:地震出版社, 2006.
Japanese Architecture Institute. Recommendation for design of base isolated building[M]. LIU Wenguang, Translated. Beijing: Seismological Press,2006.
- [8] FENG Demin, MIYAMA Takafumi, TORII Tsugio et al. A new analytical model for the lead rubber bearing [C]//12WCEE, New Zealand: Auckland, 2000.
- [9] SKINNER R I, ROBINSON W H, MCVEY G H. An introduction to seismic isolation[M]. New York: John Wiley & Sons, 1993.
- [10] GB50011-2010 建筑抗震设计规范[S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2010.
GB50011-2010, Code for seismic design of buildings [S]. Beijing: Building Industry Press of China, 2010.

(编辑 沈波)