

考虑速度脉冲型地震动的实际高层隔震 结构地震响应研究^{*}

李瑞东¹, 宋廷苏^{1,2,✱}, 王林建^{1,2}

(1. 云南省地震局, 云南 昆明 650224; 2. 深圳防灾减灾技术研究院, 广东 深圳 518003)

摘要: 针对昆明市某 99.7 m 高层剪力墙隔震建筑, 使用 90 组非脉冲与速度脉冲型地震时程, 按震中距及有效持时分别分为 7 类与 6 类后, 对其结构进行中震及大震作用下的快速非线性分析。结果表明: ①中震时, 该结构非脉冲层间剪力与倾覆力矩均小于脉冲数值, 且其比例随楼层增加而增大; ②大震时, 速度脉冲对支座应力及位移的平均放大效应可达 1.23~2.44 倍, 同时时程震中距为 (50 km, 70km], 或有效持时为 (40 s, 50 s] 时支座受脉冲作用放大效应影响最大; ③结构边缘的橡胶隔震支座拉应力、压应力、天然橡胶支座水平剪切力等受脉冲作用的影响更为明显。

关键词: 速度脉冲; 隔震结构; 震中距; 有效持时; 放大效应

中图分类号: P315.923

文献标识码: A

文章编号: 1000-0666(2021)01-0113-08

0 引言

近断层速度脉冲型地震动对建筑结构的不利影响一直以来都很受各国学者的关注和重视, 其向前方向性及滑冲效应等特性会产生大幅度的速度脉冲, 对中、长自振周期建筑可能会产生比较大的破坏 (李新乐, 朱晞, 2004; Bray, Rodriguez-Marek, 2004; 杨迪雄等, 2007; 李敏, 黄天臻, 2018)。而隔震结构具有自振周期长、隔震支座水平刚度小等特点 (刘文光, 2003), 在近断层速度脉冲型地震动作用下可能会出现隔震层位移过大、结构倾覆失稳等问题, 对此, 专家学者开展了重点研究 (杨迪雄等, 2005, 2007; 杨迪雄, 赵岩, 2010; 叶昆, 李黎, 2009; 贺秋梅等, 2014; 宋廷苏等, 2018; 王林建等, 2019; 王浩等, 2019)。

多层及高层隔震建筑在速度脉冲型地震动作用下的反应特性已有相关初步研究。如宋廷苏等 (2015) 以实际高层钢筋混凝土框架结构为例, 对分别输入 91 组非脉冲及脉冲时程的隔震结构进行计算, 发现在脉冲型地震动作用下, 结构层间剪力和减震系数分别超过非脉冲时程作用下的 1.54 及 1.01 倍以上, 从而提出了脉冲型地震动工程特性研究结

论, 以及脉冲与非脉冲时程应具有同源性准则等。李小军等 (2018) 对不同高宽比隔震建筑在近断层地震作用下的结构反应进行了分析, 发现随着高宽比的增大, 隔震效果逐渐减弱, 甚至会发生隔震层破坏等情况; 潘毅等 (2018) 选用 40 组地震动, 将其作用于 3 层及 12 层隔震结构, 发现脉冲效应对多、高层结构影响明显, 提出脉冲型地震动作用下的结构反应放大系数等。

以往的研究主要集中在 20 层以下的框架及框剪隔震结构。近年来, 在云南省昆明市、玉溪市等高烈度地区, 已有不少高度近 100 m 的隔震建筑投入使用。该类型结构高宽比接近规范限值, 需使用直径 1 m 及以上的大型橡胶隔震支座进行支撑, 但其在非脉冲与脉冲型地震动作用下的反应特性研究仍然缺乏, 受速度脉冲作用影响时, 支座隔震效果需进一步的研究与数据支持。因此本文选取 Baker (2007) 给出的 90 组速度脉冲时程, 按照其震中距大小及有效持时的长短进行分类后, 输入到昆明市某实际高度近百米的剪力墙隔震结构中, 进行非脉冲及含脉冲地震反应计算分析, 得到中震及大震作用下结构的地震反应数据, 讨论该结构在速度脉冲作用下的结构隔震效果。

^{*} 收稿日期: 2020-05-12.

基金项目: 地震科技星火计划项目 (XH19071) 和云南省地震局青年基金项目 (2018K03) 联合资助.

第一作者简介: 李瑞东 (1989-), 工程师, 主要从事减隔震技术研究工作. E-mail: yndzgcy-lrd@163.com.

✱通讯作者简介: 宋廷苏 (1978-), 高级工程师, 主要从事建筑减隔震技术的研究与应用.

E-mail: 15808859649@163.com.

1 计算模型

本研究选用的实际工程结构位于云南省昆明市，抗震设防烈度为Ⅷ度，设计基本地震加速度峰值为 0.2 g，设计地震分组为第三组，Ⅱ类场地，场地特征周期 0.45 s，属于标准设防类（丙类）建筑。该建筑采用剪力墙结构形式，房屋总高度 99.7 m，楼层数为 34 层，标准层层高为 2.9 m，地下设置隔震层。建筑平面为矩形，轴线尺寸为 24.0 m×28.5 m，高宽比为 3.9。竖向构件混凝土强度等级由底至顶为 C50~C30，隔震层及标准层楼板强度分别为 C45 及 C30。

结构模型由 ETABS 软件建立并进行计算与分析，软件模拟结构模型如图 1 所示。该建筑共使用了 26 套叠层橡胶隔震支座，其中天然橡胶支座（LNR）6 套，铅芯橡胶支座（LRB）20 套。各类型支座实测力学性能详见表 1，标准层结构平面图见图 2a，单位为 mm；隔震支座平面布置如图 2b 所示，隔震结构屈重比为 0.021。

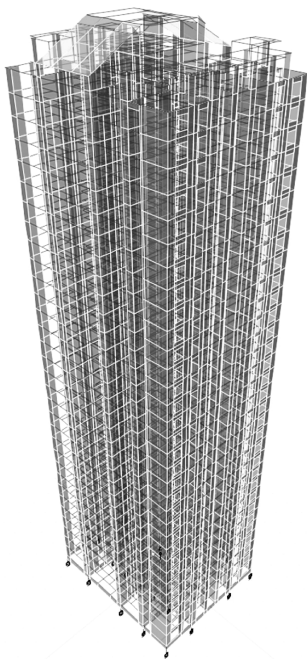


图 1 结构计算模型

Fig. 1 Structural calculation model

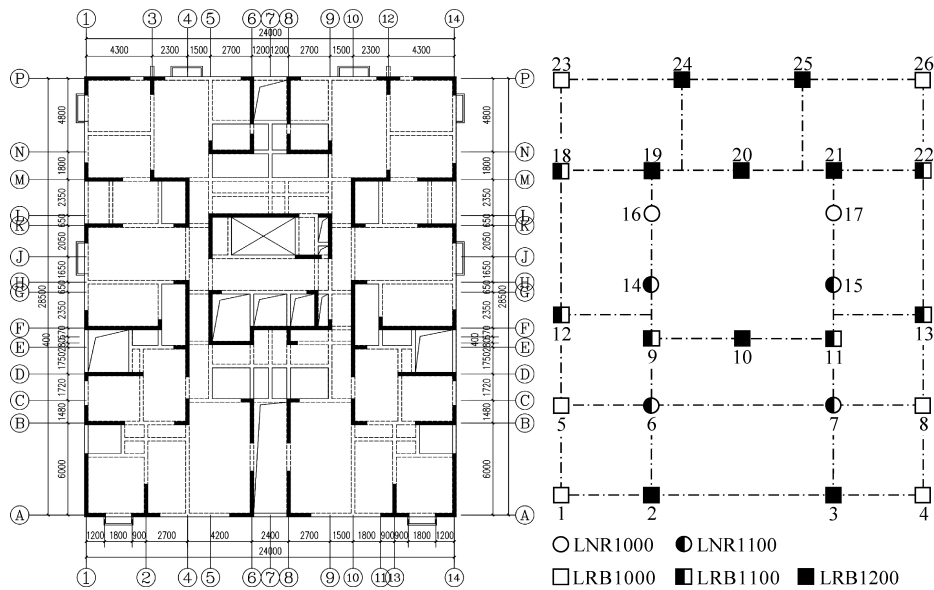


图 2 标准层结构平面图 (a) 及支座布置图 (b)

Fig. 2 Structural plan of standard floor (a) and arrangement of rubber bearings (b)

表 1 支座数量与力学性能参数

Tab. 1 Numbers and mechanical properties of rubber bearings

支座类型	数量	竖向刚度/ (kN · mm ⁻¹)	等效水平刚度 $\gamma = 100\%$ / (kN · mm ⁻¹)	屈服前刚度/ (kN · mm ⁻¹)	屈服后刚度/ (kN · mm ⁻¹)	屈服力/ kN	橡胶层总厚度/ mm
LRB1000	6	4 200	2. 18	13. 65	1. 05	250	204
LRB1100	6	4 400	2. 59	17. 55	1. 35	300	224
LRB1200	8	4 600	2. 76	18. 85	1. 45	350	246
LNR1000	2	4 000	1. 00	—	—	—	204
LNR1100	4	4 200	1. 45	—	—	—	224

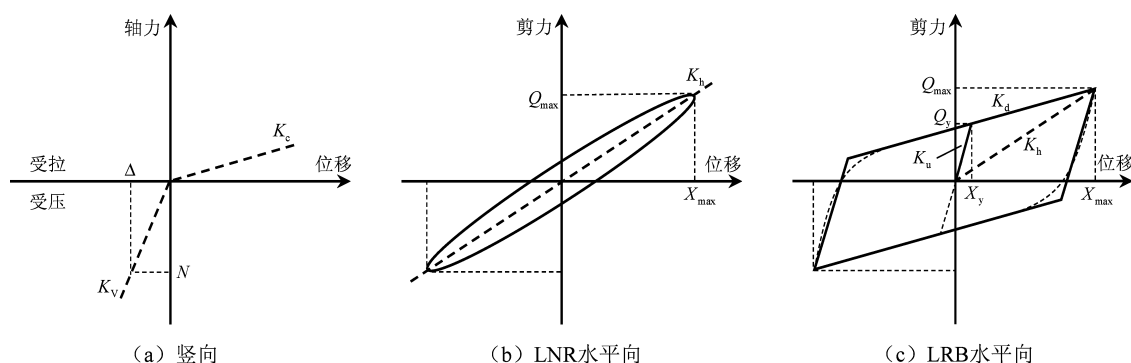


图3 支座本构关系

Fig. 3 Constitutive relation of rubber bearing

两类隔震支座的抗拉与抗压本构关系均为线弹性模型（图3a）。计算时支座受拉刚度取受压刚度的1/10。其轴压力与竖向变形关系为：

$$N = K_v \Delta \quad (1)$$

式中：\$N\$为支座轴压力；\$K_v\$为支座的竖向压缩刚度；\$\Delta\$为支座的压缩变形。

天然橡胶隔震支座的水平剪力和位移关系可近似为弹性，因此水平本构关系采用线弹性模型（图3b），其单方向线性恢复力和位移关系为：

$$Q_{\max} = K_h X_{\max} \quad (2)$$

式中：\$Q_{\max}\$为最大剪力；\$X_{\max}\$为最大位移；\$K_h\$为水平等效刚度。

铅芯橡胶隔震支座的水平剪力和位移属于非线性类型，其水平本构关系采用双线性模型，如图3c所示。

铅芯橡胶支座的屈服力 \$Q_y\$、最大剪力 \$Q_{\max}\$ 及水平等效刚度 \$K_h\$ 计算方法为：

$$Q_y = K_u X_y \quad (3)$$

$$Q_{\max} = K_u X_y + (X_{\max} - X_y) K_d \quad (4)$$

$$K_h = \frac{Q_{\max}}{X_{\max}} \quad (5)$$

式中：\$X_y\$为屈服位移；\$K_u\$为屈服前刚度；\$K_d\$为屈服后刚度。

结构计算选用 ETABS 软件的快速非线性分析法（FNA），Ritz 模态数量设定为 500。隔震支座在 100% 剪应变下，计算的隔震结构与非隔震结构的前十阶周期见表 2。由表 2 可知，采用隔震技术

后，结构的周期明显延长，且水平方向的基本周期相差值为 0.1%，满足《叠层橡胶支座隔震技术规程》（CECS 126：2001）第 4.1.3 条规定。

表2 非隔震与隔震结构周期

Tab. 2 Non-isolation and isolation structural natural periods

周期	非隔震结构 \$T_1\$/s	隔震结构 \$T_2\$/s
1	1.507	4.673
2	1.475	4.669
3	1.173	3.903
4	0.442	0.980
5	0.437	0.932
6	0.427	0.691
7	0.409	0.441
8	0.396	0.436
9	0.392	0.397
10	0.361	0.393

2 地震动选取

宋廷苏等（2015）已对速度脉冲识别的 Baker 方法等进行了阐述。为保证有足够数量样本的非脉冲与脉冲型地震动参与计算，同时尽量避免速度脉冲计算方法带来的不确定因素，本文直接选取 Baker 的 91 组速度脉冲时程，并在上述研究基础上，将地震动记录按照震中距分为 7 类（以下简称“震中距 7 类”）。其中第 23 号速度脉冲时程的有效持时仅为 1.05 s，不到结构基本自振周期的 0.3，因此本文计算时舍去该条时程。需要指出，计算时该 90 组时程并非完全符合《建筑抗震设计规范》（GB50011—2010）（以下简称《抗规》）中对设计地震波选取的相关规定，本文仅对比非脉

冲与脉冲型地震动作用下的结构反应之间的关系。另外,本文也将探讨速度脉冲时程随有效持时的变化对结构造成的影响,因此按有效持时的大小再对该 90 组时程进行分类,其中 19 组时程中非脉冲与脉冲型地震动的有效持时相差过大。为保证同一组时程中的非脉冲与脉冲型地震动可归入同一组别进行计算,本文仅考虑剩余的 71 组时程,并按照其有效持时的不同分为 6 类(以下简称“有效持时 6 类”)。各类时程按震中距及有效持时分布关系及数量如表 3 所示。

表 3 地震动时程分类表

Tab. 3 Ground motion time histories classification

时程分类 序号	震中距 7 类		有效持时 6 类	
	震中距	数量/条	有效持时	数量/条
1	(0 km, 10 km]	9	(0 s, 10 s]	10
2	(10 km, 20 km]	18	(10 s, 20 s]	21
3	(20 km, 30 km]	23	(20 s, 30 s]	10
4	(30 km, 40 km]	8	(30 s, 40 s]	15
5	(40 km, 50 km]	13	(40 s, 50 s]	8
6	(50 km, 70 km]	8	(50 s, 60 s]	7
7	> 70 km	11	—	—

3 设防地震下结构反应分析

使用已选的地震动时程,在设防地震条件下(根据《抗规》第 5.1.2 条要求,设防地震时非脉冲及脉冲型地震动峰值加速度取值均为 200 cm/s^2),分别对该结构的非隔震及隔震模型进行计算分析。

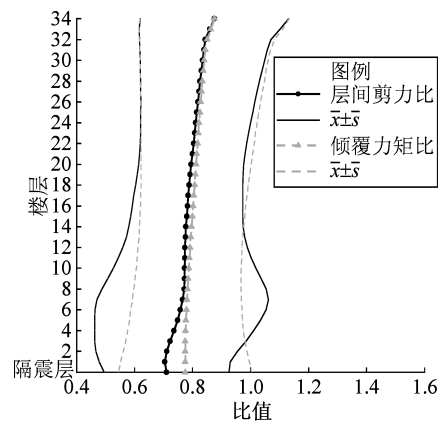
3.1 结构楼层反应对比

将非脉冲与脉冲型地震动分别输入到结构中,计算各楼层在所有时程作用下的反应结果平均值 \bar{x} 及其标准差 \bar{s} ,可分别得到两种工况下结构的层间剪力比、倾覆力矩比,以及可反映各均值离散程度的 $\bar{x} \pm \bar{s}$ (图 4)。

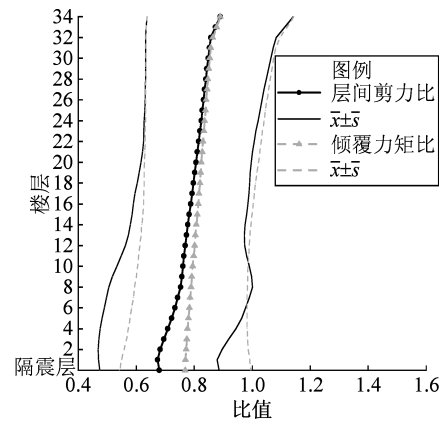
按震中距 7 类计算时,层间剪力与倾覆力矩的非速度脉冲工况均小于脉冲型工况。1~34 层的非脉冲与脉冲工况层间剪力比平均值约为 0.79 (隔震层为 0.71),倾覆力矩比为 0.81 (隔震层为 0.77)。在该分类下,层间剪力及倾覆力矩的平均脉冲放大效应为 1.27 及 1.23 倍。按有效持时 6 类计算时,1~34 层的层间剪力比平均值约为 0.79

(隔震层为 0.68),倾覆力矩比为 0.82 (隔震层为 0.77)。在该分类下,层间剪力及倾覆力矩的平均脉冲放大效应为 1.27 及 1.22 倍。

由图 4 可知,在两种不同的时程分类方法下,层间剪力比与倾覆力矩比均随结构楼层的增高呈增大趋势,其中层间剪力比在楼层的三分之一处增势平缓, $\bar{x} \pm \bar{s}$ 的波动程度相较于其余楼层更大。总体来看,速度脉冲放大效应随楼层增高对层间剪力与倾覆力矩的影响逐渐减小,由此可见,结构的中低层受脉冲型地震动作用的影响更大。



(a) 按震中距分类



(b) 按有效持时分类

图 4 非脉冲与脉冲型地震动作用下各楼层内力比值

Fig. 4 Internal force ratio by floor under non-pulse and pulse ground motions

3.2 时程分类对比

按震中距及有效持时分类后,对本结构在非脉冲与脉冲型地震动作用下的层间剪力比及倾覆力矩比取平均值,并分别对比,结果见表 4。由表 4 可知,按震中距 7 类计算时,最大值均出现在第 1 类时程,分别为 0.89 及 0.86,即震中距为 (0 km,

10 km] 时, 非脉冲及脉冲型地震动分别作用下, 两者的层间剪力与倾覆力矩差值最小。随着震中距增加, 比值先趋于平稳, 而后最小值出现在第 6 类时程, 分别为 0.64 及 0.67, 即震中距为 (50 km, 70 km] 时, 脉冲作用对本结构的影响最大。

表 4 时程分类后层间剪力比与倾覆力矩比平均值
Tab. 4 Average ratio of inter-story shear force and overturning moment by time history categories

时程分类 序号	震中距 7 类		有效持时 6 类	
	层间剪力比	倾覆力矩比	层间剪力比	倾覆力矩比
1	0.89	0.86	0.93	0.87
2	0.81	0.82	0.77	0.80
3	0.79	0.80	0.79	0.85
4	0.80	0.82	0.81	0.86
5	0.79	0.83	0.68	0.73
6	0.64	0.67	0.74	0.79
7	0.80	0.85	—	—
平均值	0.79	0.81	0.79	0.82

按有效持时 6 类计算时, 结构的层间剪力比及倾覆力矩比在第 1 类时程 (0 s, 10 s] 时最大, 分别为 0.93 及 0.87。而在第 5 类时程 (40 s, 50 s] 时最小, 分别为 0.68 及 0.73, 即本结构在有效持时为 (40 s, 50 s] 时受脉冲作用的影响最大。

3.3 减震系数

《抗规》中要求, 对于高层建筑, 应计算隔震与非隔震结构各层的层间剪力比与倾覆力矩比的最大比值, 并相互比较, 取最大值作为水平向减震系数。本文分别计算上述两类最大值并进行对比, 结果见表 5。

按震中距 7 类计算时, 第 1, 2, 4 类时程下, 脉冲型工况的最大层间剪力比与倾覆力矩比, 均小于非脉冲工况的对应数值。即在该 3 类时程中, 脉冲型地震动减震系数小于非脉冲地震动减震系数。第 3, 5, 6, 7 类时程则反之。按有效持时 6 类计算时, 除第 2 类时程 (10 s, 20 s] 中, 脉冲型工况的最大层间剪力比小于非脉冲工况的最大层间剪力比外, 其余各类时程下脉冲型工况均大于非脉冲工况数值。

从本部分对比结果看, 使用速度脉冲型地震动计算减震系数有时偏于保守, 有时偏于不安全。

表 5 按不同时程分类的减震系数对比
Tab. 5 Comparison of seismic isolation coefficients by time history categories

时程分类 序号	震中距 7 类				有效持时 6 类			
	脉冲型地震动		非脉冲型地震动		脉冲型地震动		非脉冲型地震动	
	最大层间剪力	最大倾覆力矩	最大层间剪力	最大倾覆力矩	最大层间剪力	最大倾覆力矩	最大层间剪力	最大倾覆力矩
	比	比	比	比	比	比	比	比
1	0.37	0.40	0.38	0.45	0.36	0.42	0.35	0.41
2	0.34	0.34	0.35	0.38	0.34	0.36	0.36	0.36
3	0.39	0.41	0.35	0.36	0.35	0.36	0.33	0.34
4	0.32	0.32	0.34	0.37	0.35	0.35	0.32	0.32
5	0.31	0.33	0.29	0.30	0.49	0.51	0.33	0.33
6	0.52	0.52	0.28	0.29	0.44	0.42	0.27	0.27
7	0.41	0.41	0.34	0.34	—	—	—	—
平均值	0.38	0.39	0.34	0.36	0.39	0.40	0.33	0.34

4 罕遇地震下结构反应分析

隔震结构设计时, 除需要在设防地震下计算减震系数, 还需验算罕遇地震下隔震支座的应力和位移。本文在对比罕遇地震作用下脉冲型及非脉冲型地震动对隔震结构的影响时, 将设计峰值加速度取值调整为 400 cm/s², 并将各类时程输入到结构中进行计算分析。

4.1 时程分类对比

4.1.1 隔震层受力分析

将 90 组时程输入本结构进行罕遇地震计算后, 对所有时程下隔震层支座最大拉、压应力, 剪力及位移求平均值, 结果见表 6。从表 6 可以发现, 脉冲作用下隔震支座平均最大拉应力及位移均已达到《抗规》要求的 3.15 与 1.29 倍 (位移以 LRB1000/LNR1000 为例, 支座最大位移应小于最小支座直径的 0.55 倍, 即 0.55 m, 并且小于支座内部橡胶层总厚度的 3 倍, 即 0.61 m 中的较小值), 可能存在结构破坏的隐患。

表 6 隔震支座平均最大反应值
Tab. 6 Average values of maximum response of rubber bearings

平均最大反应值	拉应力/MPa	压应力/MPa	位移/m
脉冲型地震动	3.15	28.70	0.71
非脉冲地震动	0.50	21.79	0.29
设计限值	1	30	0.55

按震中距或有效持时不同分类时,对各条时程作用下的隔震层各个支座最大拉应力、压应力、剪力及位移求平均值 \bar{x} 及均值标准差 \bar{s} 进行统计,如图5所示。脉冲型工况下,90条时程中分别有43(48%),25(28%),40(44%)条时程计算结果超过支座拉应力、压应力及位移设计限值。非脉冲型工况下,90条时程中分别有16(18%),5(6%),11(12%)条时程超过设计限值(上述各条时程的脉冲型工况也均超出

相应的设计限值,并未出现同条时程中非脉冲型工况超限,而脉冲型工况合规的情况)。由此可见,速度脉冲型工况对支座反应的影响明显大于非脉冲型工况。另外,隔震支座竖向及水平受力超限主要集中在震中距大于20 km,或有效持时大于20 s的范围内。随震中距或有效持时的增加,两种工况下隔震层支座反应极值均呈升高趋势,同时 $\bar{x} \pm \bar{s}$ 范围增加,显示出计算结果离散性逐渐增大,计算结果趋于不稳定。

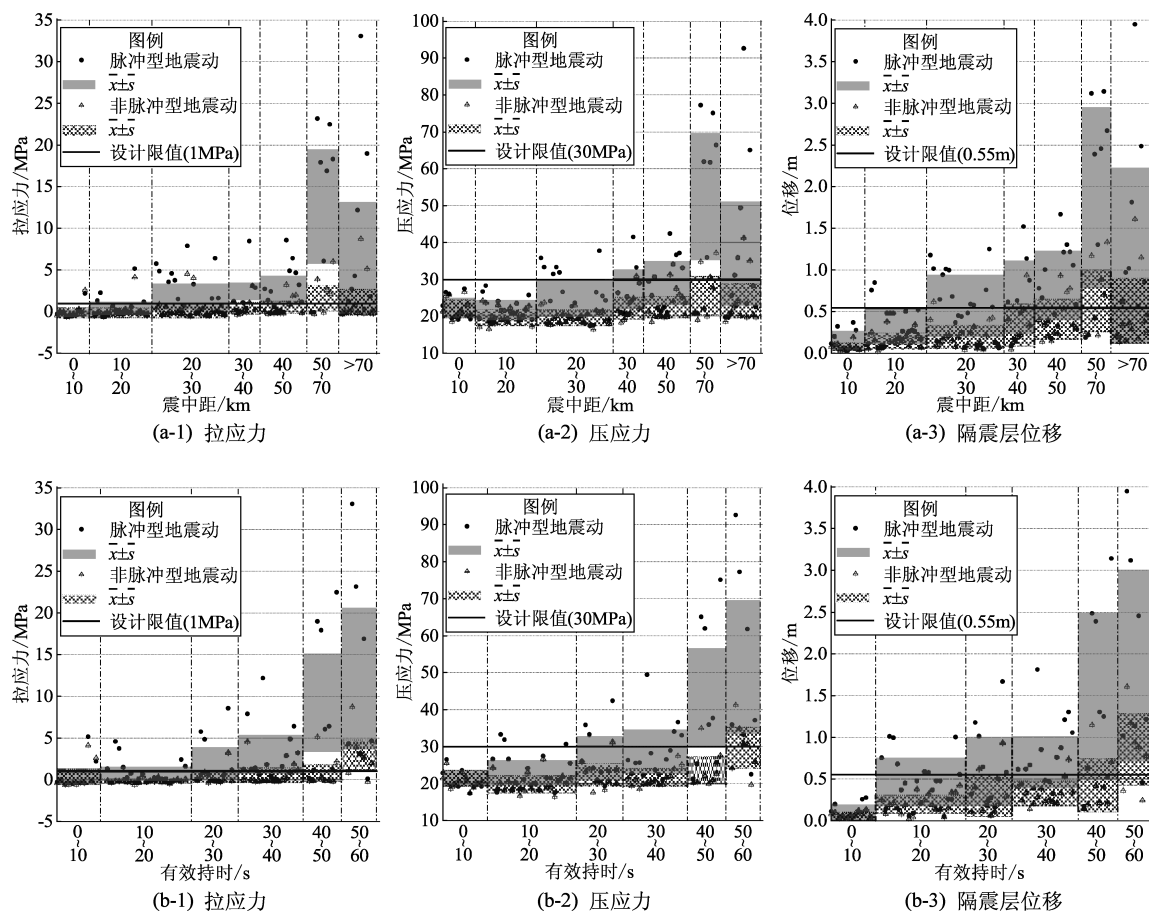


图5 按震中距(a)、有效持时(b)分类的隔震支座竖向与水平反应值

Fig. 5 Vertical and horizontal response values of rubber bearings
by epicenter distance (a) and by effective duration (b)

4.1.2 脉冲作用放大效应

表7显示了按震中距与有效持时不同分类时,结构在非脉冲与脉冲型地震动作用下,所有隔震支座所受到的平均最大拉压应力比、水平剪力比与位移比。

按震中距7类计算时,第1类(0 km, 10 km]时程拉应力对比中,除第87号时程作用时支座处于受拉状态外,其余各条时程下非脉冲与脉

冲型地震动作用时所有支座均处于受压状态,因此此处仅反映了第87号时程的最大拉应力对比结果为1.19,平均值计算时去除第一类时程结果。剩余时程平均最大拉压应力比、水平剪力比与位移比分别为0.41, 0.81, 0.55, 0.44,即速度脉冲的放大效应可分别达到2.44, 1.23, 1.82及2.27倍。其中支座剪力及位移的放大倍数在潘毅等(2018)提出的剪力及位移放大系数变化区间

内。当震中距为（50 km，70 km] 时，非脉冲型地震动下支座的各项反应值仅为脉冲型地震动的 0.14 ~ 0.59，即该类时程下，速度脉冲放大效应达到最大。

按有效持时 b 类计算时，所有时程平均最大拉应力比、水平剪力比与位移比与按震中距分类时的结果基本相同。而有效持时为（40 s，50 s] 时，非脉冲型地震动下支座的各项反应值仅为脉冲型地震动的 0.12 ~ 0.63，即在该类时程下，速度脉冲放大效应最为明显。

表 7 非脉冲与脉冲型地震动作用下沿时程类别支座性能比值
Tab. 7 Mechanical property ratios of bearings by time history categories under non-pulse and pulse ground motion

时程 分类 序号	震中距 7 类				有效持时 6 类			
	拉应 力比	压应 力比	剪力 比	位移 比	拉应 力比	压应 力比	剪力 比	位移 比
1	1.19	0.99	0.72	0.50	0.99	1.00	0.76	0.64
2	0.84	0.93	0.62	0.46	0.46	0.89	0.58	0.42
3	0.46	0.84	0.51	0.37	0.26	0.84	0.58	0.47
4	0.43	0.82	0.60	0.51	0.36	0.78	0.50	0.41
5	0.39	0.79	0.57	0.49	0.12	0.63	0.36	0.29
6	0.14	0.59	0.39	0.34	0.35	0.65	0.49	0.45
7	0.19	0.73	0.46	0.39	—	—	—	—
平均值	0.41	0.81	0.55	0.44	0.42	0.80	0.55	0.45

4.2 支座类型对比

本结构中的 26 套隔震支座在 90 组时程作用下，其非脉冲与脉冲型地震动平均最大拉应力比、压应力比及 $\bar{x} \pm \bar{s}$ 计算结果如图 6a 所示。由图可知，拉应力比值范围为 0.37 ~ 0.73，相较压应力的结果更为离散，各支座之间均值波动较大。其中较小值出现在 1 ~ 4 号，8 号及 22 ~ 26 号支座，平均值为 0.43。其余支座平均值为 0.57。对比支座布置平面图可发现，上述比值较小的支座均是沿该结构的外缘部分进行放置。而对比压应力比结果时，该规律相较前者更为明显。其中第 1 ~ 5 号，8 号，12 号，13 号，18 号及 22 ~ 26 号支座的比值均低于其他的支座，平均压应力比值为 0.82，其余支座为 0.92。由此可知，本结构沿四周布置的隔震支座，其拉压应力受速度脉冲型地震动作用的影响要比沿中心布置的支座更大。

在非脉冲及脉冲型地震动作用下，各支座的平均最大剪力比、位移比及 $\bar{x} \pm \bar{s}$ 计算结果如图 6b

所示。各支座位移比约为 0.44。另外，除第 6 号，7 号及 14 ~ 17 号等 6 套天然橡胶支座剪力比均值为 0.44 外，其余 20 套铅芯橡胶支座的均值稳定在 0.59 左右。由图可见，本结构中支座剪力比与支座的布置位置关系不明显，但速度脉冲作用对天然橡胶支座水平剪力的放大效应更显著。

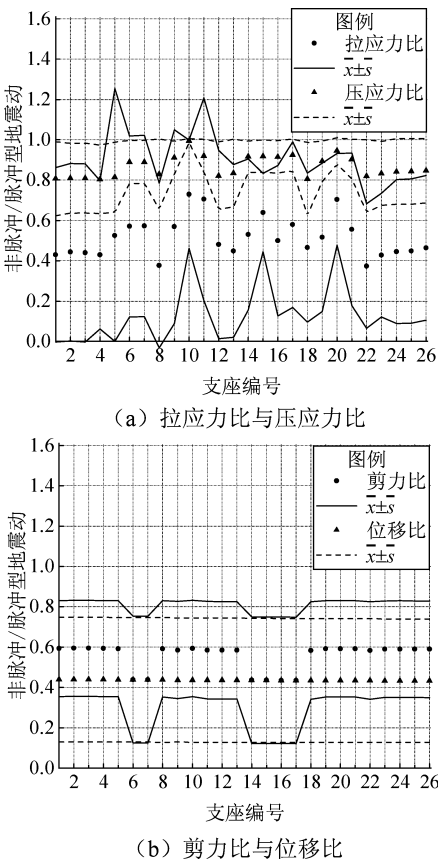


图 6 非脉冲与脉冲型地震动作用下各支座性能对比
Fig. 6 Mechanical property ratios of each bearing under non-pulse and pulse ground motion

5 结论

本文以昆明市某 99.7 m 高层剪力墙隔震结构为例，将 90 组包含非脉冲与脉冲型地震动的时程，按其震中距及有效持时分类后，分别输入到结构中进行非线性分析，并对比该结构在设防及罕遇地震下的反应结果，得到以下结论：

(1) 设防地震下，结构的层间剪力与倾覆力矩在非脉冲型工况下均小于脉冲型工况。在结构低层时速度脉冲产生的放大效应更为明显。

(2) 两种时程分类方法下，速度脉冲作用对本结构的层间剪力比及倾覆力矩比最大值未表现出明

显的规律性, 即对减震系数计算结果的影响不确定。

(3) 设防及罕遇地震下, 速度脉冲对结构反应的放大效应在时程震中距为 (50 km, 70 km], 或有效持时为 (40 s, 50 s] 时达到最大。

(4) 罕遇地震下, 速度脉冲对支座拉压力、压应力、水平剪力与位移的平均放大效应可达 2.44, 1.23, 1.82 及 2.27 倍, 可见速度脉冲作用对本结构隔震支座竖向及水平地震反应的影响十分明显, 隔震设计中应予以考虑。

(5) 罕遇地震下, 沿结构四周布置的橡胶隔震支座, 其拉、压应力受到脉冲作用的影响比内部支座更大。天然橡胶支座的水平剪切力受脉冲的影响大于铅芯橡胶支座的水平剪切力受脉冲的影响。

参考文献:

- 贺秋梅, 李小军, 杨宇. 2014. 近断层速度脉冲型地震作用基础隔震建筑位移反应分析[J]. 应用基础与工程科学学报, 22(1): 1-13.
- 李敏, 黄天臻. 2018. 近断层地震作用下超高层结构地震响应分析[J]. 华南地震, 38(4): 84-89.
- 李小军, 贺秋梅, 张慧颖, 等. 2018. 地震动速度脉冲对不同高宽比基础隔震结构抗震性能的影响[J]. 建筑结构学报, 39(1): 35-42.
- 李新乐, 朱晞. 2004. 近断层地震动等效速度脉冲研究[J]. 地震学报, 26(6): 634-643.
- 刘文光. 2003. 橡胶隔震支座位学性能及隔震结构地震反应分析研究[D]. 北京: 北京工业大学.

- 潘毅, 时胜杰, 常志旺, 等. 2018. 近断层脉冲地震动对基础隔震结构放大效应的量化分析[J]. 土木工程学报, 51(11): 8-16.
- 宋廷苏, 阿拉塔, 管庆松, 等. 2018. 近断层速度脉冲型地震动对隔震结构设计影响初探[J]. 建筑钢结构进展, 20(4): 1-11.
- 宋廷苏, 安晓文, 阿拉塔, 等. 2015. 速度脉冲型地震动对隔震结构减震系数影响研究[J]. 建筑结构, 45(14): 24-29.
- 王浩, 陈麟, 吴珊瑚. 2019. 两边连接钢板剪力墙结构抗震性能分析[J]. 华南地震, 39(4): 104-111.
- 王林建, 李飞燕, 刘静, 等. 2019. 基于长周期作用的大底盘基础隔震结构地震响应分析[J]. 水利与建筑工程学报, 17(4): 204-211.
- 杨迪雄, 李刚, 程耿东. 2005. 近断层脉冲型地震动作用下隔震结构地震反应分析[J]. 地震工程与工程振动, 25(2): 119-124.
- 杨迪雄, 赵岩, 李刚. 2007. 近断层地震动运动特征对长周期结构地震响应的影响分析[J]. 防灾减灾工程学报, 27(2): 133-140.
- 杨迪雄, 赵岩. 2010. 近断层地震动破裂向前方向性与滑冲效应对隔震建筑结构抗震性能的影响[J]. 地震学报, 32(5): 579-587.
- 叶昆, 李黎. 2009. LRB 基础隔震结构在近断层脉冲型地震作用下的动力响应研究[J]. 工程抗震与加固改造, 31(2): 32-38, 42.
- Baker J W. 2007. Quantitative classification of near-fault ground motions using wavelet analysis[J]. Bulletin of the Seismological Society of America, 97(5): 1486-1501.
- Bray J D, Rodriguez-Marek A. 2004. Characterization of forward-directivity ground motions in the near-fault region[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 24(11): 815-828.
- CECS 126:2001. 叠层橡胶支座隔震技术规程[S]. 北京: 中国建设标准化协会.
- GB 50011—2010. 建筑抗震设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社.

Study on Seismic Response of High-rise Shear Wall Isolated Building Considering Velocity Pulse Ground Motion

LI Ruidong¹, SONG Tingsu^{1,2}, WANG Linjian^{1,2}

(1. Yunnan Earthquake Agency, Kunming 650224, Yunnan, China)

(2. Shenzhen Academy of Disaster Prevention and Reduction, Shenzhen 518003, Guangdong, China)

Abstract

90 groups of non-pulse and pulse ground motions are divided into 7 and 6 categories according to epicenter distance and effective duration respectively, then input to a 99.7 m high-rise shear wall isolation building in Kunming for fast nonlinear analysis. The results show that: ①Under the condition of fortification earthquake, the non-pulse inter-story shear force and overturning moment of the structure are less than the pulse values, and the proportion increases as the floor increases. ②The average amplification effect of velocity pulse ground motions of isolation bearing is about 1.23~2.44 under rare earthquake. When the epicenter distance is (50 km, 70 km] or the effective duration is (40 s, 50 s], the effect of velocity pulse is the most significant. ③The tensile and compressive stress of the rubber bearings at the edge of the structure, and the horizontal shear force of natural rubber bearings are more obviously affected by velocity pulse.

Keywords: velocity pulse; isolation structure; epicenter distance; effective duration; amplification effect