

王瑶, 谭平, 刘威, 等. 基础隔震结构基于等效阻尼比的静力弹塑性分析[J]. 华南地震, 2019, 39(4): 84-91. [WANG Yao, TAN Ping, LIU Wei, et al. Pushover Analysis of Base-isolated Structure Using Equivalent Damping Ratio[J]. South China journal of seismology, 2019, 39(4): 84-91]

基础隔震结构基于等效阻尼比的静力弹塑性分析

王瑶, 谭平, 刘威, 滕晓飞
(广州大学工程抗震研究中心, 广州 510405)

摘要: 随着《建筑隔震设计标准》的颁布, 工程界需要一种更简单实用且具备一定工程精度的隔震结构性能评估方法。通过改进 FEMA440 中等效阻尼比的计算公式并引入隔震弹塑性反应谱作为需求谱, 提出了一种隔震结构静力弹塑性分析方法。以《建筑隔震设计标准》提出的直接设计法设计的基础隔震结构为对象, 利用所提方法对其进行强震下的抗震性能评估, 并与动力弹塑性分析结果作对比。研究表明, 所提出的方法与动力弹塑性分析方法求得的性能参数基本吻合, 且能够较好地预测结构塑性铰的发展趋势。此方法简化了分析流程, 操作简单且能满足工程精度, 有利于隔震技术在实际工程中的推广应用。

关键词: 性能评估; 等效阻尼比; 静力弹塑性分析; 直接设计法; 基础隔震

中图分类号: TU352.12; TU973.25 文献标志码: A 文章编号: 1001-8662(2019)04-0084-08
DOI: 10.13512/j.hndz.2019.04.012

Pushover Analysis of Base-isolated Structure Using Equivalent Damping Ratio

WANG Yao, TAN Ping, LIU Wei, TENG Xiaofei

(Earthquake Engineering Research & Test Center, Guangzhou University, Guangzhou 510405, China)

Abstract: With the release of the seismic isolation design standards of building, the engineering community needs a simpler and more practical analysis method to evaluate the performance of seismically isolated structures with satisfactory engineering accuracy. By modifying the formula of equivalent damping ratio in FEMA440 and then introducing elastoplastic response spectrum as demand spectrum, a method of pushover analysis of seismically isolated structures is proposed herein. The base isolation design of a numerical example is carried out by employing the direct design method which is put forward in the new design standard. The performance of the seismically isolated structure is evaluated by the proposed method in this paper and compared with the results

收稿日期: 2019-05-10

基金项目: 广州市属高校“羊城学者”首席科学家项目资助(1201541630)

作者简介: 王瑶(1994-), 女, 硕士研究生, 主要从事工程结构隔震研究。E-mail: 493539342@qq.com.

通信作者: 谭平(1973-), 男, 研究员, 博导, 主要从事工程抗震与减震控制研究。E-mail: ptan@gzhu.edu.cn.

obtained from dynamic elastoplastic analysis of the isolated structure. The research results show that the performance parameters obtained by the proposed method are very consistent with those obtained by the dynamic elastoplastic method, and the development trend of structural plastic hinge can also be predicted well. The proposed method not only simplifies the analysis process of the isolated structure, but is easy to operate and of good accuracy, which is beneficial to the practical engineering application.

Keywords: Performance evaluation; Equivalent damping ratio; Pushover analysis; The direct design method; base-isolation

0 引言

现代隔震技术出现于上世纪六十年代, 现已成为结构减震控制最有效的手段之一。近年来, 我国隔震技术取得大量的研究和应用成果, 隔震建筑数量快速增加, 相应的技术规程、产品标准和相关施工构造图集的编制工作也随之展开^[1]。即将颁布的《建筑隔震设计标准》^[2](以下简称《隔标》)以“设防地震基本完好, 罕遇地震不坏, 极罕遇地震不倒”为新的设防目标, 提出采用直接设计法对隔震结构进行设计, 同时对结构在强震下的弹塑性变形验算也提出了相应的要求。基于直接积分法的动力弹塑性分析因其足够的可靠性而被广泛运用在隔震结构弹塑性验算中^[4-6], 但地震动的随机性会引起计算结果的不确定性, 以及动力弹塑性方法会带来较高的计算代价。因此, 能否将简单实用且具有一定精度的静力弹塑性分析作为评估隔震结构性能的可靠性方法引起广大学者的关注。

静力弹塑性分析方法大多应用于传统抗震结构, 而只有极少数学者将其应用于基础隔震结构。以往对隔震结构的研究大多建立在抗震结构静力弹塑性分析理论的基础上, 且隔震结构的基本振动模式在结构响应中占主导地位恰好契合了静力弹塑性分析的两个基本假定^[7]。因此, 将静力弹塑性分析方法应用于基础隔震结构具有一定的合理性。冷谦等^[8]提出利用隔震器对地震加速度的衰减率放大上部结构的能力曲线以寻求隔震结构性能点; 郝娜^[9]将隔震结构先简化成双自由度体系, 再根据其振型等效成单自由度进行静力弹塑性分析等。但目前的研究大多集中在原有理论的创新上, 其方法及计算过程繁冗, 不利于实际工程的应用。

本文紧密结合《隔标》要求, 通过改进 FEMA440 中等效阻尼比的计算公式并引入隔震弹塑性反应谱作为需求谱, 提出一种考虑隔震层等效阻尼比的静力弹塑性分析方法, 并以采用直接

设计法设计的某典型基础隔震框架结构为例, 对其在罕遇地震和极罕遇地震下的弹塑性响应进行研究, 从而对该方法的合理性进行评估和验证, 为隔震结构在强震下的变形验算提供技术参考。

1 隔震结构等效阻尼比

由于隔震结构等效阻尼比往往随着隔震设计目标的不同而变化, 为了得到更准确的隔震层等效参数, 采用等效线性化迭代的方法求取, 迭代的基本原理如图 1 所示, 迭代的基本流程如图 2 所示。

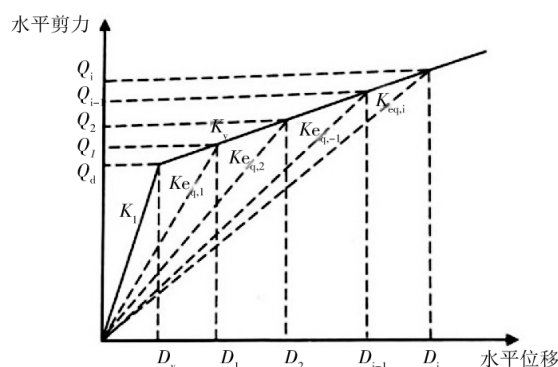


图1 等效线性迭代原理图

Fig.1 Principle of equivalent linear iteration

根据隔震结构初始设计周期 T_1 和隔震层水平位移 D_1 , 第一次迭代计算得到隔震支座等效刚度 $K_{eq,1}$ 及等效阻尼比 ζ_1 。等效刚度计算公式表现如下:

$$K_{eq,1} = \frac{Q_1}{D_1} = K_1 + \frac{Q_d - K_y D_y}{D_1}$$

而第一次迭代时隔震支座对应的等效阻尼比根据能量耗散相等原理求得, 其相应的等效阻尼比表示为:

$$\zeta_1 = \frac{4Q_d(D - D_y)}{2\pi K_{eq,1} D_1^2}$$

设 k_n 为非耗能隔震支座的等效刚度, 由叠加公式可以得到隔震层的等效刚度 K_{eq}^1 和等效阻尼比

ζ^1 为:

$$K_{eq}^1 = \sum (K_{eq,1} + k_n)$$

$$\zeta^1 = \sum \frac{K_{eq,1} \zeta_1}{K_{eq}^1}$$

此时隔震支座第一次迭代对应阻尼系数为:

$$c_1 = 2m \left(\frac{2\pi}{T_1} \right) \zeta_1$$

将上述方法得到的 $K_{eq,1}$ 和 c_1 以及利用等效阻

尼比 ζ_1 修正的隔震设计反应谱曲线输入到有限元软件中进行反应谱分析, 从而得到第二次迭代需要的隔震层位移 D_2 和等效阻尼比 ζ_2 。重复以上步骤, 直到第 $i-1$ 次和第 i 次的隔震层等效阻尼比相近即认为迭代收敛, 完成迭代。此时的等效阻尼比为:

$$\zeta_{eq} = \frac{c_{i-1}}{2M\omega_i}$$

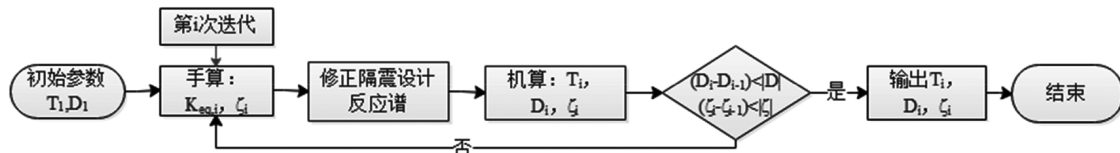


图2 等效线性迭代流程图

Fig.2 Flow chart of equivalent linear iteration

隔震层等效阻尼比在采用直接设计法进行隔震结构设计阶段得到, 用于设计完成后的抗震性能评估, 从而简化分析过程。

2 隔震结构静力弹塑性分析法

2.1 改进计算公式

本文所提出的静力弹塑性分析方法的特点在于考虑了隔震后的结构阻尼比对需求谱的折减。当结构进入非线性状态时, 结构会在固有黏滞阻尼及滞回阻尼的共同作用下进行耗能, FEMA440^[10]中对等效阻尼比的计算公式有如下规定:

$$\beta_{eff} = \beta + \beta_0$$

其中 β 为滞回阻尼经计算得到的等效黏滞阻尼; β_0 为结构本身固有的黏滞阻尼, 抗震框架结构一般取 0.05。

该公式主要适用于周期为 0.2~2.0 s 的抗震结构, 而对于隔震结构, 本文改进公式, 使隔震后的结构阻尼比等于结构本身固有阻尼。由于隔震层的阻尼比远大于上部结构的阻尼比, 且上部结构基本弹性, 因此隔震后的结构阻尼比近似等于隔震层的等效阻尼比。其中隔震层等效阻尼比由上文所提方法计算求得:

$$\beta_0 = \zeta_{eq}$$

2.2 建立需求谱

需求谱可根据谱位移和谱加速度的关系来建立。本文引入《隔标》中的隔震弹塑性反应谱, 如

图3所示。

隔震反应谱由传统的“四段谱”修改为“三段谱”, 取消了直线下降段, 而由特征周期 T_g 开始直接曲线下降到 6 s, 更加契合了隔震结构设计需要。

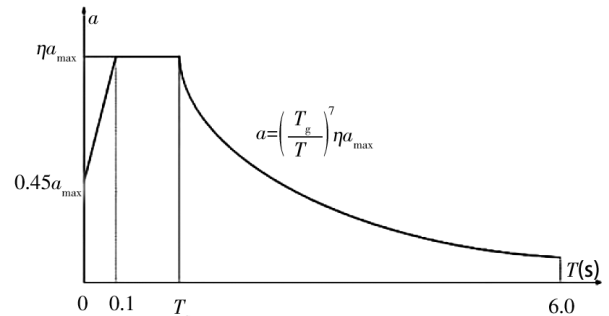


图3 隔震弹塑性反应谱

Fig.3 Isolation elastoplastic response spectrum

利用上文求得的等效阻尼比 ζ_{eq} 对其进行修正, 并根据下列关系式:

$$S_{d_i} = \frac{T_i^2}{4\pi^2} S_{a_i} g$$

将加速度反应谱曲线转换为 ADRS 格式的需求谱, 作为初始需求谱 (ADRS) 代入 FEMA440 规定的流程中求得结构性能点。图4为 FEMA400 中利用直接迭代法求取性能点的过程, 具体参数计算可参考文献^[11]。

2.3 侧向力分布模式

由于不同侧力模式对分析结果有直接影响,

为了保证本文方法的可靠性,采用三种具有代表性的侧向力分布形式^[2]:

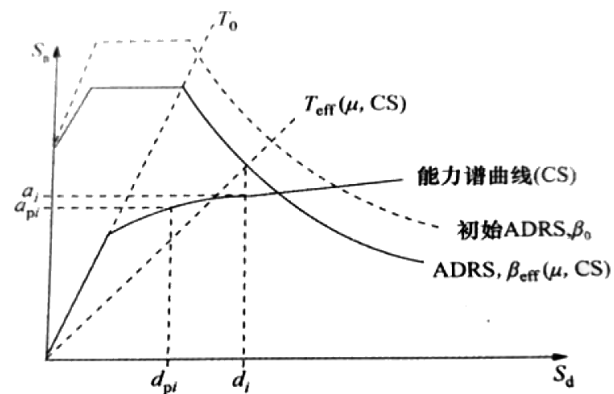


图 4 求取性能点
Fig.4 Calculating performance point

(1)均布侧力分布模式

该模式在结构各层所加的侧力大小与该层质量成正比。

$$\Delta F_i = \frac{w_i}{\sum_{j=1}^n w_j} \Delta V_b$$

(2)SRSS 侧力分布模式

首先根据振型分析方法求得各阶振型的反应谱值,再通过以 SRSS 振型组合方法计算结构各层层剪力:

$$V_i = \sqrt{\sum_s (\sum_{j=1}^n \Gamma_s w_j \phi_{sj} A_s)^2}$$

(3)振型侧力分布模式

$$\Delta F_i = \phi_i \Delta V_b$$

ϕ_i 为第一振型在第 i 层的相对位移。

3 算例

3.1 工程概况

本工程为钢筋混凝土框架结构,抗震设防烈度为 8 度,基本地震加速度 0.2 g, II 类场地,设计地震分组为第二组,场地特征周期为 0.4 s。框架抗震等级为一级,结构平面尺寸为 26.4 m×12.6 m,总高 26.2 m,共 8 层(包含隔震层),标准层层高为 3.5 m,隔震层层高 1.7 m。主要结构构件参数如表 1 所示。

3.2 隔震设计

采用直接设计法对该工程进行隔震设计,建

立基础隔震框架结构有限元模型,共布置了 12 个 LRB500 和 12 个 LNR500 的隔震支座。隔震支座平面布置图如图 5 所示。对隔震层参数进行等效线性化迭代处理,迭代过程如表 2 所示,得到隔震层的等效阻尼比 $\zeta_{eq}=14.8\%$,此时对应 LRB500 支座的等效刚度为 $K_{eq}=1890\text{kN/m}$ 。利用 ζ_{eq} 对隔震设计反应谱进行修正后导入盈建科软件进行隔震框架结构的配筋设计,设计的结果满足《隔标》规定设防地震下的变形限值。

表 1 结构构件参数表
Table 1 Structural component parameters

楼层	标准层	柱截面/ mm	梁截面/ mm	板截面/ mm	混凝土强 度等级
5~8	4	400*400	300*400	120	C40
			300*500		
3~4	3	450*400 400*400	200*400	120	C40
			300*500		
2	2	450*450	200*500	120	C40
			300*500		
隔震层	1	1000*1000	400*1000	140	C40
			300*800		

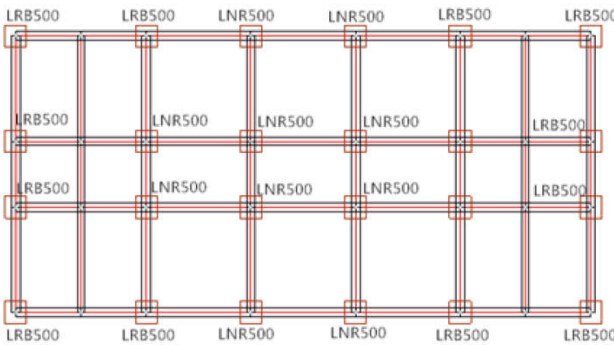


图 5 隔震结构的支座平面布置图
Fig.5 Plane layout of isolation bearings of isolated structure

3.2 性能评估

采用本文所提出的静力弹塑性分析方法评估该结构在强震下的地震响应,其分析过程通过 ETABS2016 实现。利用配筋导入工具 CiSP2ERebar 将构件实际配筋信息从 YJK 导入 ETABS,采用 Rubber Isolator 单元来模拟隔震层单元,框架梁采用 M3 铰,框架柱采用 PMM 铰^[13]。

表 2 隔震层等效参数迭代过程
Table 2 Equivalent linearization process of isolation layer

迭代次数	周期(s)	隔震层最大位移	阻尼系数 CLRB500	等效刚度 LRB500(kN/m)	隔震层等效阻尼比
1	3.000	100.00	176	1400	0.05
2	2.521	86.30	224	1499	0.124
3	2.472	65.81	251	1726	0.143
4	2.447	59.21	272	1833	0.146
5	2.441	56.72	275	1884	0.147
6	2.440	56.43	277	1889	0.148

同时，以动力弹塑性分析法与本文所提方法做对比，根据《隔标》中对地震动加速度时程曲线选择的相关要求，在太平洋地震工程研究中心网站选取了三条天然波，包括：Imperial Valley 波、San Fernando 波和 Kocaeli 波。加速度反应谱见图 6。其中 T1 代表 Imperial Valley 波，T2 代表 San Fernando 波，T3 代表 Kocaeli 波，天然波时程曲线均值谱和目标谱在统计意义上相符。

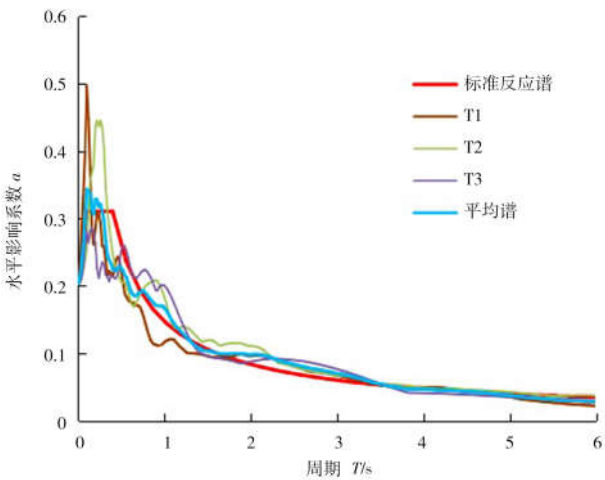


图 6 地震波谱和隔震标准反应谱对比
Fig.6 Comparison of seismic spectrum and isolation standard response spectrum

4 计算结果与对比分析

4.1 上部结构层间位移响应

隔震结构有限元模型在罕遇地震和极罕遇地震下的层间位移角如图 7~10 所示。可知，对结构进行静力弹塑性分析时，三种加载模式的结果相

差不大。 X 向罕遇地震作用下，动力时程分析的最大层间位移角均出现在第 5 层，静力弹塑性分析均布加载模式的最大层间位移角出现在第 3 层，其他两种加载模式出现在第 5 层； X 向极罕遇地震下，动力时程分析的最大层间位移角的均值为 $1/62$ ，静力弹塑性分析三种加载模式对应的最大层间位移角值分别为 $1/67$ 、 $1/65$ 和 $1/61$ ； Y 向罕遇地震作用下，动力和静力弹塑性分析的最大层间位移角均出现在第 5 层； Y 向极罕遇地震下，动力时程分析的均值最大层间位移角为 $1/62$ ，静力弹塑性分析三种加载模式对应的最大层间位移角值分别为 $1/82$ 、 $1/73$ 和 $1/73$ 。两种分析方法得到的弹塑性最大层间位移角值均满足隔震设计标准对罕遇地震和极罕遇地震的限值规定，且通过图表能够清晰地判断出结构薄弱层所在位置。

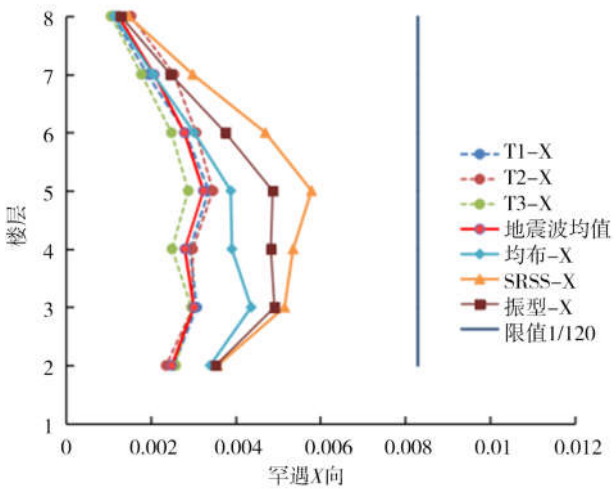


图 7 罕遇地震下 X 向层间位移角对比
Fig.7 Comparison of X -direction story drift angle under rare earthquake

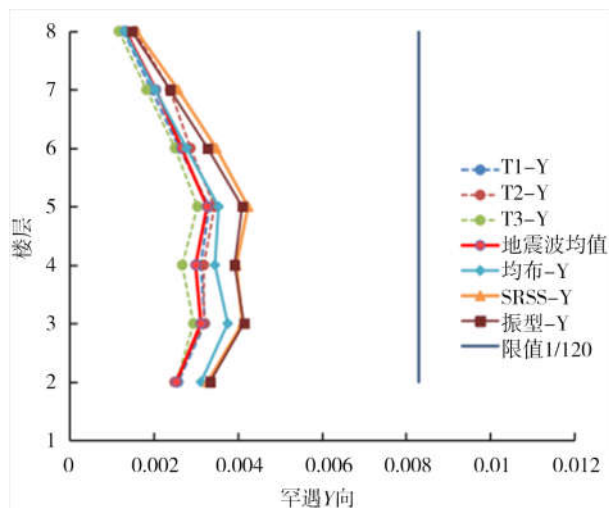


图8 罕遇地震下Y向层间位移角对比

Fig.8 Comparison of Y-direction story drift angle under rare earthquake

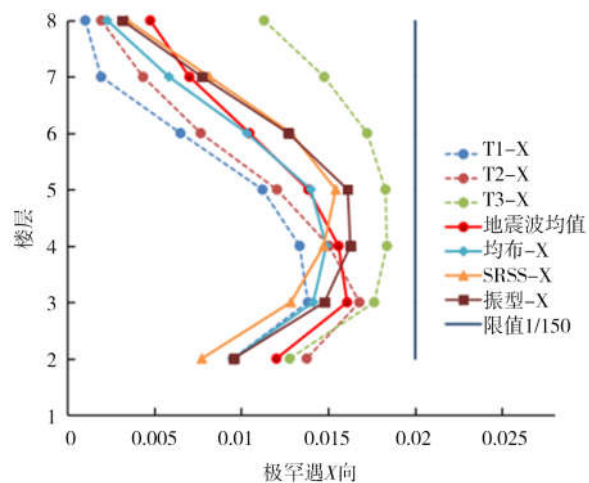


图9 极罕遇地震下X向层间位移角对比

Fig.9 Comparison of X-direction story drift angle under extremely rare earthquake

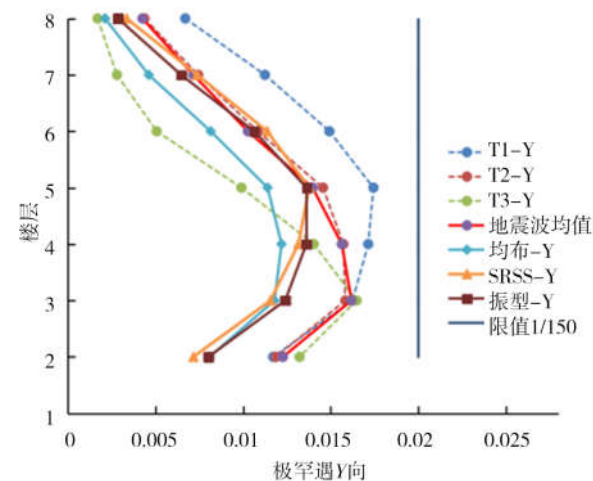


图10 极罕遇地震下Y向层间位移角对比

Fig.10 Comparison of Y-direction story drift angle under extremely rare earthquake

4.2 隔震层位移响应

图11~12分别列出了隔震框架结构采用静力和动力两种弹塑性分析方法得到的隔震层位移结果。

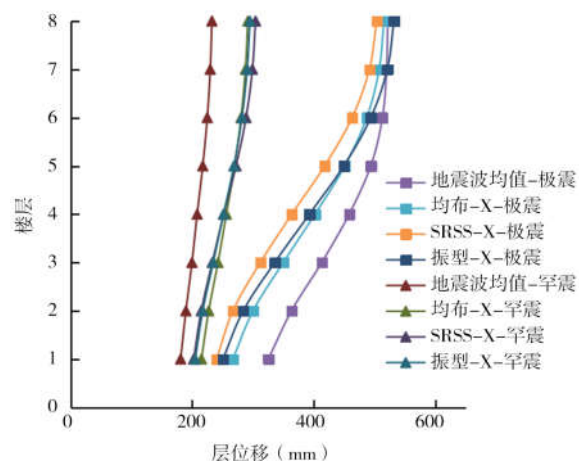


图11 X向罕遇和极罕遇地震下隔震层位移

Fig.11 X-direction isolation layer displacement under rare earthquakes and extremely rare earthquake

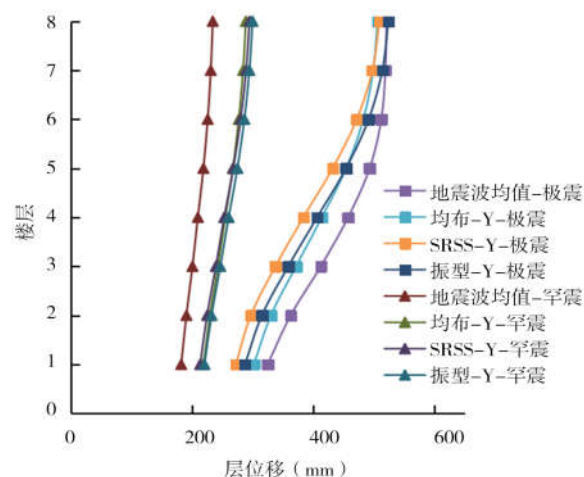


图12 Y向罕遇和极罕遇地震下隔震层位移

Fig.12 Y-direction isolation layer displacement under rare earthquakes and extremely rare earthquake

由图可知,在罕遇地震下,结构隔震层X向和Y向的位移在静力弹塑性分析的三种加载模式下均略大于动力时程分析的值;而在极罕遇地震下,静力弹塑性分析所得隔震层位移值均小于动力时程分析的结果;在进行静力弹塑性分析时,隔震层位移未超过对应罕遇地震阶段的变形限值($\gamma=250\%$),极罕遇地震下的隔震层位移同样没有超过支座的破坏极限变形限值($\gamma=400\%$)^[14]。

4.3 塑性铰发展情况

限于篇幅, 本文仅列出静力弹塑性分析均布加载模式下结构在不同地震动下的塑性铰发展趋势图, 采用其他加载模式得到的塑性铰发展趋势均与之相似, 如图 13~14。

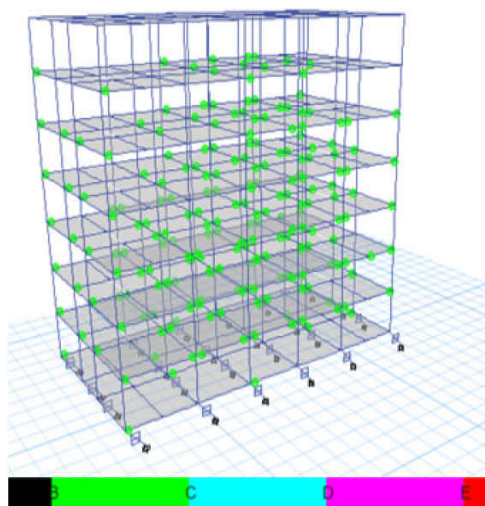


图 13 罕遇地震下 X 向塑性铰发展图

Fig.13 Development diagram of plastic hinge under rare earthquakes(X-direction)

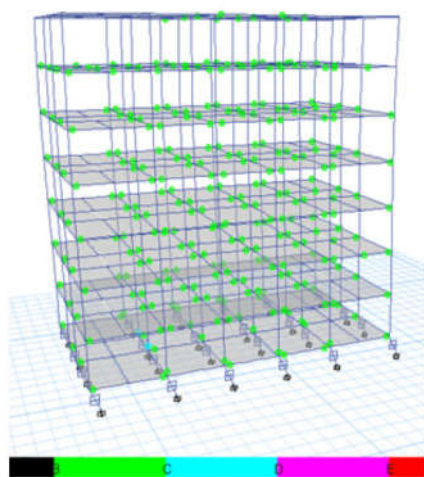


图 14 极罕遇地震下 X 向塑性铰发展图

Fig.14 Development diagram of plastic hinge under extremely rare earthquakes(X-direction)

表 3 列出了在不同地震作用下, 隔震结构的性能点处塑性铰的能力水平及所占百分比。其中设防地震性能点位于第 7 个分析步, 罕遇地震性能点位于第 13 个分析步, 极罕遇地震性能点位于第 22 个分析步。

可知, 在设防地震下, 塑性铰主要集中在 A-

B 段, 百分比占到了 99.47%, 上部结构基本上保持弹性; 在罕遇地震下, 塑性铰有 15.79%开始分布在 B-IO 段, 表明上部结构部分构件进入弹塑性, 各层梁逐步出现塑性铰, 但柱上还未出现塑性铰, 依然保持弹性; 极罕遇地震下, 塑性铰有 12.81%分布在 B-IO 段, 有 12.45%分布在 IO-LS 段。塑性部分增多, 塑性程度逐渐加深, 但都未失效, 底部柱出现少量塑性铰, 符合“强柱弱梁”设计要求。塑性铰的分布主要集中在 2~5 层, 与上文最大层间位移角的结果相符。

表 3 不同地震作用下性能点处塑性铰分布情况

Table.3 Plastic hinge distribution at performance points under different seismic actions

模型	设防地震(%)	罕遇地震(%)	极罕遇地震(%)
隔震结构均布加载模式	A-B:99.47	A-B:84.21	A-B:74.74
	B-IO:0.53	B-IO:15.79	B-IO:12.81
	IO-LS:0.00	IO-LS:0.00	IO-LS:12.45
	LS-CP:0.00	LS-CP:0.00	LS-CP:0.00
	CP-CD:0.00	CP-CD:0.00	CP-CD:0.00

5 结语

(1)本文提出的考虑隔震层等效阻尼比的静力弹塑性方法可直接在 ETABS2016 上运行, 且隔震层等效阻尼比的求解在结构设计阶段即已完成, 既省去了繁琐的软件编程, 简化了分析流程又保证了足够的精度, 有利于实际工程的应用。

(2)通过与动力弹塑性分析进行对比, 两者在弹塑性层间位移角的结果基本一致; 在罕遇地震下, 隔震层位移的静力分析结果略大于动力分析结果, 误差在 10%~17%以内; 而在极罕遇地震下, 前者小于后者, 其误差在 13%~26%以内。

(3)所提出的隔震结构静力弹塑性分析方法能够很好地预测结构塑性铰的发展趋势, 能较直观地判断出结构薄弱层的位置, 进而有利于设计人员判断最先可能发生破坏的构件或者楼层, 由此进行结构设计调整。

参考文献:

- [1] Fulin Z , Ping T . Recent progress and application on seismic isolation energy dissipation and control for structures in China [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2018, 17(1): 19-27.
- [2] 吴迪, 霍维刚, 熊焱, 等. 某高层框架-剪力墙基础隔震结

- 构地震响应分析[J]. 华南地震, 2017, 37(2): 65–70.
- [3] 修明慧, 谭平, 滕晓飞. 隔震结构直接设计法研究[J]. 华南地震, 2017, 37(2): 92–99.
- [4] 王伟刚. 基础隔震结构弹塑性动力分析[D]. 合肥: 合肥工业大学, 2005.
- [5] Tavakoli H.R., Naghavi F., Goltabar A.R.: Dynamic responses of the base-fixed and isolated building frames under far-and near-fault earthquakes. Arab. J. Sci. Eng. 2014, 39(4), 2573–2585.
- [6] Komur, Mehmet A . Soft-Story Effects on the Behavior of Fixed-Base and LRB Base-Isolated Reinforced Concrete Buildings[J]. Arabian Journal for Science and Engineering, 2016, 41(2): 381–391.
- [7] Krawinkler H , Seneviratna GDPK . Pros and Cons of a pushover analysis of seismic performance evaluation [J]. Engineering Structures, 1998, 20(4): 452–464.
- [8] 冷谦, 于建华. Push-over 方法在隔震结构中的应用[J]. 四川大学学报(工程科学版), 2002, 34(3): 34–37.
- [9] 郝娜. 橡胶垫基础隔震结构——基于性能的抗震评估方法[D]. 西安: 西安建筑科技大学, 2007.
- [10] 戴淑丹, 尚继英, 谭平. 模块化钢框架摩擦摆隔震结构抗震性能研究[J]. 华南地震, 2018, 38(2): 107–115.
- [11] 北京金土木软件技术有限公司. Pushover 分析在建筑工程抗震设计中的应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010.
- [12] 陆新征, 叶列平, 廖志伟, 等. 建筑抗震弹塑性分析[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2009.
- [13] 关宏洁, 王群, 田晶, 同高宽比弹塑性隔振建筑结构的抗震性能试验研究[J]. 华南地震, 2019, 39(2): 124–129.
- [14] 卢丹, 刘文光, 秦川, 等. 国产铅芯隔震支座的极限性能试验研究[J]. 结构工程师, 2016, 32(2): 146–151.