

文章编号: 1000-4750(2012)05-0115-07

隔震高层结构的悬臂梁模型的地震反应研究

潘东辉¹, 于国友¹, 张德强²

(1. 东莞理工学院建筑工程系, 广东, 东莞 523808; 2. 金地集团, 广东, 深圳 518048)

摘 要: 对底部隔震悬臂梁的地震等效作用和效应进行了研究。水平力作用下具有弯曲型侧移曲线的悬臂梁在动力特征上与高层结构接近, 隔震悬臂梁可作为隔震高层结构的一种等效的简化模型。采用伯努利-欧拉梁理论推导出底部隔震悬臂梁的周期和振型, 利用振型反应分解谱法分析隔震悬臂梁的地震效应, 研究隔震前后各振型的等效地震作用的变化。研究发现隔震高层减振的主要原因在于调整了各振型对内力的贡献比例, 延长了高阶振型的周期, 从而降低高阶振型的影响, 实现减振的目的; 隔震对结构上部和底部作用也不同, 且对剪力影响大于弯矩; 隔震层刚度越弱, 对高阶振型的抑制作用越明显, 隔震后与隔震前 1 阶振型的周期比大于 1.4 可取得较好的隔震效果, 规则的隔震高层结构可只采用 2 个振型计算。

关键词: 高层建筑; 隔震; 简化模型; 悬臂梁; 地震反应

中图分类号: TU352.1 文献标志码: A

EARTHQUAKE RESPONSE ANALYSIS OF CANTILEVER-BEAM MODEL OF ISOLATED HIGH-RISE STRUCTURE

PAN Dong-hui¹, YU Guo-you¹, ZHANG De-qiang²

(1. Department of Civil Engineering, Dongguan University of Technology, Dongguan, Guangdong 523808, China;

2. Gemdale Group, Shenzhen, Guangdong 518048, China)

Abstract: Earthquake actions and seismic effects are studied for base-isolated cantilever beam. Based on the assumption that the dynamic characteristics of cantilever beams, with bending deformation curve of lateral displacement when subjected to lateral forces, are similar to those of high-rise structures, the base-isolated cantilever beam is investigated in this study as an equivalent simplified model of high-rise structures. Vibration periods and modes are derived from the Bernoulli-Euler theory, and earthquake responses are calculated with the mode decomposition response spectrum method. The seismic modal effects of pre- and post- isolation are then examined. It is found that seismic-effect adjustment of each mode is the main mechanism of seismic reduction of isolated high-rise structures and that the higher modes contribution is reduced with periods of the higher modes elongated. Other findings include that base-isolation influence on the substructure is different from the upper-structure, that earthquake-response variation of shear is more significant than that of the moment, and that the reduction of the higher modes is more significant with lower isolation stiffness. It is suggested that the fundamental period ratio of the post- and pre- isolation be over 1.4, and that seismic effect of base-isolated regular high-rise structure can be calculated with two lowest modes alone.

Key words: high-rise structure; isolation; simplified model; cantilever beam; earthquake response

隔震技术是一种减震控制技术。《建筑抗震设计规范》^[1](以下简称抗规)要求隔震结构的计算简

图应能适用剪切型模型, 方可运用规范的条文进行结构设计, 故目前隔震技术主要应用于自振周期在

收稿日期: 2010-07-29; 修改日期: 2010-11-30

基金项目: 东莞理工学院科研基金项目(ZN100027, ZG091201); 东莞市科技基金项目(200910814049)

通讯作者: 潘东辉(1974—), 男, 广东人, 工程师, 博士, 从事工程抗震研究(E-mail: pandh_scut@163.com).

作者简介: 于国友(1966—), 男, 天津人, 教授, 博士, 从事结构工程研究(E-mail: bgyugy@dgut.edu.cn);

张德强(1972—), 男, 江西人, 工程师, 学士, 从事工程管理研究(E-mail: zdq@gemdale.com).

1s 以内或高度小于 40m 的结构,这也是因为普遍的观点认为隔震技术能够延长多层砌体和框架房屋的自振周期,从而减小地震作用,但对于大高宽比高层建筑,其基本周期比较长,往往位于反应谱曲线的平缓下降段,隔震后的地震影响系数减小的效果不明显,然而多项实际工程和研究却表明了隔震对高层建筑的减振效果^[2-4]。由于目前缺乏通用的简化模型,能够考虑高层结构影响振型数较多和水平荷载作用下弯曲变形的特点,可以在理论上解释并预测隔震技术对高层建筑的作用,高层隔震技术的推广应用受到一定影响。

Kelly 和周锡元等提出一种双自由度的等效模型,用于预测中低层隔震结构的最大地震反应^[5-6]。对于大高宽比高层隔震结构,文献[7-10]以周期、底部剪力、底部弯矩或顶点位移相等作为等效准则,采用了修正的双自由度、三自由度等模型模拟结构的反应。尽管这些模型或增加了质点数、或加入弯曲弹簧、或采用修正计算参数,增强弯曲变形影响,可是这些模型还是具有较强的剪切变形的特点,而且自由度数较少,模拟大高宽比结构易引起争议。

高层结构在水平地震等效作用下的侧移曲线大多表现为弯曲变形为主,与剪切型模型存在较大的差异。悬臂梁的侧向变形曲线为弯曲线,其动力特征更接近大高宽比结构,故更适用于模拟高层建筑结构^[11-12]。本文在悬臂梁底部设置隔震装置,根据伯努利-欧拉梁理论推导出隔震悬臂梁的振动方程,并求解出周期和振型,然后计算了不同隔震层刚度下的地震效应,在此基础上分析隔震对低阶和高阶振型作用的影响,以及对结构底部和上部的作用。应当说明,该模型尚需要与实际工程作比较,以确定其适用范围。

1 隔震悬臂梁的动力特征

实际工程中隔震技术常配合使用铅芯叠层橡胶支座或阻尼器,增大结构阻尼,结构阻尼的增大固然能获得更佳的减振效果^[13],但却难以明确隔震技术单独作用的效果,因此本研究不考虑采用阻尼增大装置,只分析隔震技术对悬臂梁的影响。

根据伯努利-欧拉梁理论,图 1 中基础隔震悬臂梁的横向自由振动方程为:

$$(EIv'''' + m\ddot{v} = 0 \tag{1}$$

式中: v 为悬臂梁振动的侧向位移; E 为弹性模量;

I 为截面惯性矩; m 为沿高度的分布质量。

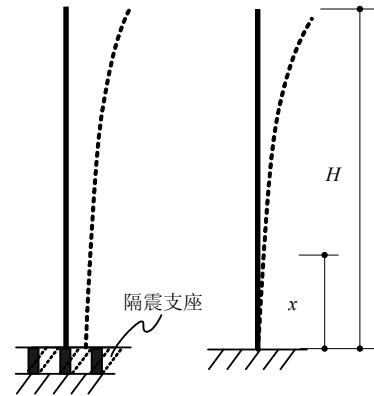


图 1 隔震和非隔震悬臂梁侧向变形简图

Fig.1 Lateral deformation curve of cantilever beam with and without isolation

采用分离变量法,可求得特征方程^[14],特征方程的通解为:

$$\varphi(x) = C_1 \sinh(\lambda x) + C_2 \cosh(\lambda x) + C_3 \sin(\lambda x) + C_4 \cos(\lambda x) \tag{2}$$

式中: φ 为不同振型下的侧向位移; x 为与基底的距离; λ 为特征值, $\lambda^4 = \frac{4\pi^2 m}{EIT^2}$; T 为悬臂梁的自振周期; C_1 、 C_2 、 C_3 和 C_4 为待确定的参数。

令隔震支座的水平刚度为 k ,则可列出以下边界条件:

$$\begin{aligned} \left. \frac{d\varphi}{dx} \right|_{x=0} &= 0, \quad EI \left. \frac{d^3\varphi}{dx^3} \right|_{x=0} + k\varphi(x)|_{x=0} = 0, \\ \left. \frac{d^2\varphi}{dx^2} \right|_{x=H} &= 0, \quad \left. \frac{d^3\varphi}{dx^3} \right|_{x=H} = 0 \end{aligned} \tag{3}$$

将式(2)代入边界条件,可得以下方程组:

$$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 & 0 \\ \lambda^3 & -k/(EI) & -\lambda^3 & -k/(EI) \\ \sinh(\lambda H) & \cosh(\lambda H) & -\sin(\lambda H) & -\cos(\lambda H) \\ \cosh(\lambda H) & \sinh(\lambda H) & -\cos(\lambda H) & \sin(\lambda H) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \end{Bmatrix} = 0 \tag{4}$$

该组齐次方程组有非平凡解,则系数矩阵的行列式的值必须为零,这样可导出下式:

$$\frac{EI\lambda^3}{k}(\sin(\lambda H) \cosh(\lambda H) + \cos(\lambda H) \sinh(\lambda H)) + \cos(\lambda H) \cosh(\lambda H) + 1 = 0 \tag{5}$$

求解式(5)可得特征值,进而可计算自振周期,式(4)可确定各参数间的比例关系,得到隔震悬臂梁的振型。通过隔震前后的动力特征和地震效应的比较,可说明隔震对结构的作用,将隔震和非隔震悬

臂梁的前3振型绘于图2中,非隔震悬臂梁的周期和振型请见文献[14]。图2表明,隔震和非隔震悬臂梁均表现出弯曲型变形的特点,隔震悬臂梁各振型在基底均存在明显的位移。

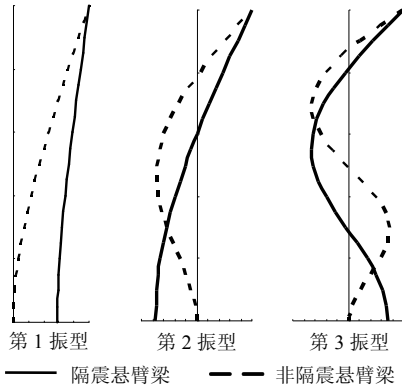


图2 隔震和非隔震悬臂梁振型图

Fig.2 Mode shapes of cantilever beam with and without isolation

2 隔震悬臂梁的等效地震作用

采用振型分解反应谱法计算地震等效作用,将抗规中 MDOF 系统的公式修改为连续系统的表达式, j 振型任一处长度 dx 受到的等效地震作用为:

$$F_{j,x} = \alpha_j \gamma_j \varphi_{j,x} mg dx \quad (6)$$

式中: α_j 为地震影响系数; $\varphi_{j,x}$ 为距离基底 x 处 j 振型的位移; g 为重力加速度; γ_j 为 j 振型的振型参与系数, $\gamma_j = \int_0^H \varphi_{j,x} dx / \int_0^H \varphi_{j,x}^2 dx$ 。

距离基底 s 处 j 振型产生的等效剪力为:

$$V_{j,s} = \int_s^H \alpha_j \gamma_j \varphi_{j,x} mg dx = \alpha_j \gamma_j G / H \int_s^H \varphi_{j,x} dx \quad (7)$$

式中: G 为悬臂梁的总重量, $G = mgH$; H 为悬臂梁总高。

距离基底 s 处 j 振型产生的等效弯矩为:

$$M_{j,s} = \int_s^H \alpha_j \gamma_j \varphi_{j,x} mg x dx = \alpha_j \gamma_j G / H \int_s^H \varphi_{j,x} x dx \quad (8)$$

采用 SRSS 组合方式,地震作用效应为:

$$S = \sqrt{\lim_{j \rightarrow \infty} S_j^2} \quad (9)$$

式中, S_j 为 j 振型的地震效应, S_j 可代表 $V_{j,s}$ 或 $M_{j,s}$ 。

3 悬臂梁的隔震效应

3.1 隔震对基底剪力的影响

由式(7)得 j 振型产生的基底等效剪力为:

$$V_j = \int_0^H \alpha_j \gamma_j \varphi_{j,x} mg dx = \alpha_j \xi_j G \quad (10)$$

式中: ξ_j 为振型参与质量系数,连续梁可按下式

计算:

$$\xi_j = \frac{\gamma_j}{H} \int_0^H \varphi_{j,x} dx = \frac{(\int_0^H \varphi_{j,x} dx)^2}{H \int_0^H \varphi_{j,x}^2 dx} \quad (11)$$

式(9)和式(10)表明基底剪力有3个影响因素:自重、地震影响系数和振型参与质量系数。

在烈度、场地类别、设计地震分组和阻尼比均确定的条件下地震影响系数只与周期相关,高层结构基本周期多位于地震影响系数曲线的直线下降段,虽隔震后周期延长,但地震影响系数减小的效果不明显;然而高阶振型则有可能位于曲线的水平段或曲线下降段,延长周期可减小高阶振型产生的地震效应。

隔震层的刚度 k 与隔震悬臂梁的周期密切相关,可用隔震前后的周期比表征隔震层刚度的大小,隔震层的刚度 k 越小,则隔震后与隔震前的1阶振型的周期比越大。图3表示了隔震前后各阶振型周期的比值,该图表明,在曲线的起始阶段2阶及以上振型周期变化明显快于1阶,这表明2阶及以上振型周期所受影响比1阶大,周期变化越快,相应的地震影响系数下降可能更显著。当隔震层刚度下降到一定程度,2阶振型的周期比变化趋缓,3阶及以上振型有稳定的趋势。当高阶振型的周期比达到稳定时,即使隔震层刚度再进一步减弱,其地震影响系数也不再变化。

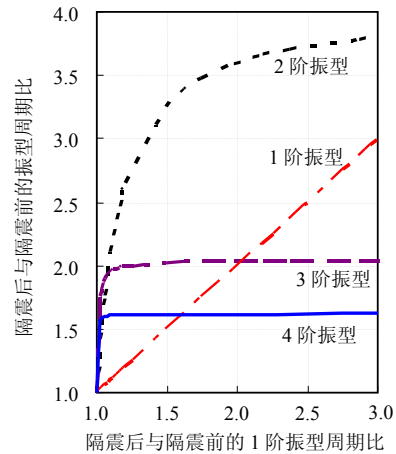


图3 隔震前后各阶振型周期的变化

Fig.3 Vibration periods of pre- and post-isolation

振型参与质量系数只与振型相关,利用不同振型的正交性,可以证明 $\lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{j=1}^n \xi_j = 1$,即所有振型参与质量系数之和为1,这表明振型参与质量系数相当于一权重分配系数,调整各振型对基底剪力的

贡献, 振型参与质量系数直接表明相应振型的影响在所有振型中所占的比重。图 4 表示了隔震层刚度(隔震前后 1 阶振型周期比)与振型参与质量系数的关系, 随着隔震层刚度的减弱, 1 阶振型参与质量系数在非隔震悬臂梁的 61%的基础上逐渐提高, 1 阶和 2 阶的振型参与质量系数之和的变化明显, 隔震后该值迅速达到了 90%以上, 这意味隔震能迅速提高 1 阶振型和 2 阶振型的效应的权重, 而 2 阶以上振型的贡献则随之迅速降低。高阶振型的地震影响系数大于低阶振型, 减少高阶振型的权重也就间接降低了地震的基底剪力, 这是隔震高层结构减震机理的特殊之处。

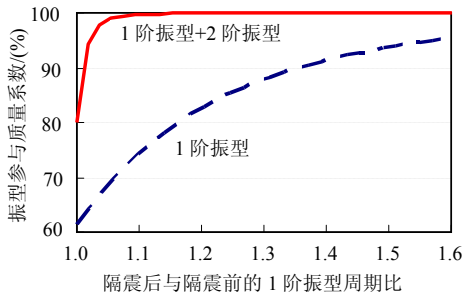


图 4 隔震后振型参与质量系数的调整

Fig.4 Adjustment of mode participation mass after isolation

计算出隔震前后各振型参与质量系数的变化可以进一步了解隔震的作用, 计算结果表示于图 5 中, 因 3 阶以上振型对结构的影响较小, 图 5 中不予表示。由该图可见, 隔震后 1 阶振型的影响逐步增大, 比值范围在 1.0~1.6 之间, 若 1 阶振型的地震影响系数没有明显下降, 则 1 阶振型的作用比隔震前增大; 当 1 阶振型周期比超过 1.6 后, 该比值基本稳定在 1.6。随隔震层刚度下降, 2 阶的振型参与质量系数比先增大后下降, 当 1 阶振型周期比为 2.0 时, 2 阶的振型参与质量系数降至隔震前的 10%; 3 阶及以上振型的作用随隔震层刚度下降迅速降低,

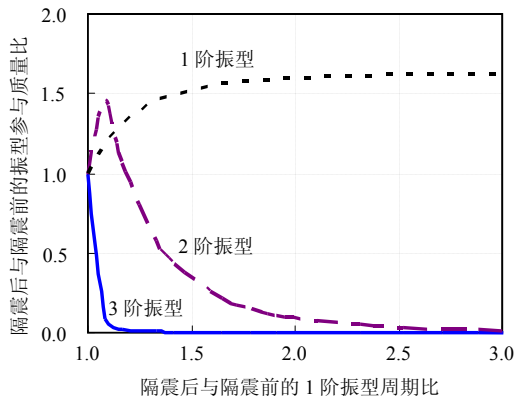


图 5 隔震前后振型参与质量系数的变化

Fig.5 Mode participation mass of pre- and post- isolation

可以认为设置隔震后 3 阶及以上振型已基本没有影响。为实现较好的减振效果, 隔震设计应采用适宜的隔震层刚度, 使高阶振型影响的减少幅度超过 1 阶振型的增大幅度。

3.2 隔震对基底弯矩的影响

引入振型弯矩系数的定义:

$$\omega_j = \frac{2\gamma_j}{H^2} \int_0^H \varphi_{j,x} x dx = \frac{2 \int_0^H \varphi_{j,x} x dx \int_0^H \varphi_{j,x} x dx}{H^2 \int_0^H \varphi_{j,x}^2 dx} \quad (12)$$

则可由式(8)得 j 振型产生的基底等效弯矩为:

$$M_j = \int_0^H \alpha_j \gamma_j \varphi_{j,x} m g x dx = \alpha_j \omega_j G H / 2 \quad (13)$$

式(9)和式(13)表明基底剪力有 4 个影响因素: 自重、高度、地震影响系数和振型弯矩系数。隔震对地震影响系数的影响见上节。振型弯矩系数只与振型相关, 利用不同振型的正交性, 可证明

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{j=1}^n \omega_j = 1, \text{ 但是 } \omega_j \text{ 的定义表明 } \omega_j \text{ 非恒为正数,}$$

故 ω_j 不是基底弯矩的权重分配系数, 无法从 ω_j 的数值直接判断相应振型的影响在所有振型中所占的比重, 只能从 ω_j 比值的绝对值判断各振型影响的相对大小。图 6 表示出隔震前后振型弯矩系数比值的绝对值, 由该图可见, 隔震后 1 阶振型的影响增大, 比值范围在 1.0~1.2 之间, 比值随隔震层刚度变化相对平缓。隔震层刚度较大时, 2 阶振型和 3 阶振型均出现了往复变化, 当进一步减弱隔震层刚度后, 2 阶振型和 3 阶振型的比值均随之下下降, 而且 3 阶振型及以上振型下降的速度较快(3 阶以上振型影响小, 图 6 中没表示), 当 1 阶振型周期比为 1.4 时, 3 阶振型的作用已下降到隔震前的 10%以下。因此隔震悬臂梁也是通过降低高阶振型的作用, 并延长周期, 减少基底弯矩。

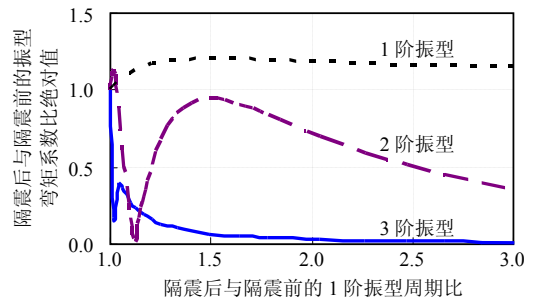


图 6 隔震前后振型弯矩系数的变化

Fig.6 Mode moment coefficient of pre- and post- isolation

比较图 5 与图 6 可知, 隔震对基底弯矩与基底剪力的影响略有不同: 隔震后 1 阶振型对基底剪力

影响的提高幅度大于基底弯矩，2 阶及以上振型对基底剪力的作用随隔震层刚度下降速度明显快于基底弯矩，因此基底剪力受隔震的影响更为显著。综合隔震对基底剪力和弯矩的影响可知，大致上隔震层刚度越弱，高阶振型的影响越小，但是 1 阶周期比较小时，各振型影响作用复杂，为取得较好的减振效果，隔震层刚度不宜太大，建议隔震前后 1 阶振型周期比宜大于 1.4。

3.3 隔震对上部结构的影响

为分析隔震对高层建筑上部结构的影响，引入广义振型参与质量系数 $\xi_{j,s}$ 和广义振型弯矩系数 $\omega_{j,s}$ 的定义：

$$\xi_{j,s} = \frac{\gamma_j}{H} \int_s^H \varphi_{j,x} dx \quad (14)$$

$$\omega_{j,s} = \frac{2\gamma_j}{H^2} \int_s^H \varphi_{j,x} x dx \quad (15)$$

根据上述定义，式(7)和式(8)可简化为：

$$V_{j,s} = \alpha_j \xi_{j,s} G,$$

$$M_{j,s} = \alpha_j \omega_{j,s} GH / 2。$$

根据上式，上部结构剪力的影响因素为自重、地震影响系数和广义振型参与质量系数，弯矩的影响因素为自重、高度、地震影响系数和广义振型弯矩系数。广义振型参与质量系数和广义振型弯矩系数均只与振型相关， $\xi_{1,s}$ 和 $\omega_{1,s}$ 非恒为正数。图 7 表示出隔震前后沿结构各高度 1 阶振型的 $\xi_{1,s}$ 和 $\omega_{1,s}$ 比值，分别取两种隔震层刚度进行计算，相应的 1 阶振型周期比为 1.4 和 2.4。图 7 中随结构高度增大， $\xi_{1,s}$ 和 $\omega_{1,s}$ 比值从 1.0 以上下降至 1.0 以下，表明隔震后在结构下部 1 阶振型的等效作用增大，在结构上部其作用降低；隔震层刚度越弱，上部结构 1 阶振型的作用越小。 $\omega_{1,s}$ 的比值始终小于 $\xi_{1,s}$ 的比值，表明隔震层刚度对等效剪力的影响比等效弯矩大。

高阶振型等效作用产生的内力与 1 阶的比值，可确定隔震后高阶振型的作用变化。为消除 $\xi_{1,s}$ 和 $\omega_{1,s}$ 非恒为正数的影响，并消除地震影响系数需先确定周期的限制，采用 $abs(\xi_{j,s} / \xi_{1,s})$ 和 $abs(\omega_{j,s} / \omega_{1,s})$ 分析隔震后高阶振型的作用变化， $abs(\xi_{j,s} / \xi_{1,s})$ 和 $abs(\omega_{j,s} / \omega_{1,s})$ 越大，高阶振型的影响就越大。因建筑材料、场地类别和设计地震分组不同， α_1 / α_j 的值在 0.13~1.0 之间，在

$abs(\xi_{j,s} / \xi_{1,s})$ 和 $abs(\omega_{j,s} / \omega_{1,s})$ 相同的条件下， α_1 / α_j 越小，高阶振型的影响越大。当 $abs(\xi_{j,s} / \xi_{1,s})$ 或 $abs(\omega_{j,s} / \omega_{1,s})$ 大于相应的 α_1 / α_j 时， j 阶振型对剪力或弯矩的影响超过了 1 阶振型。

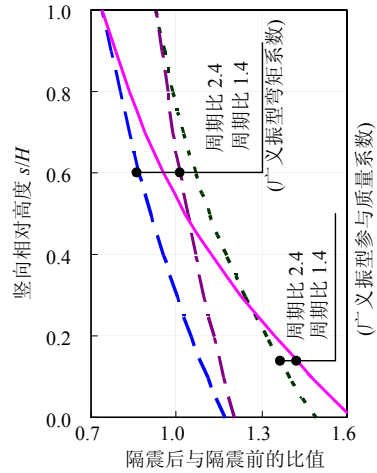
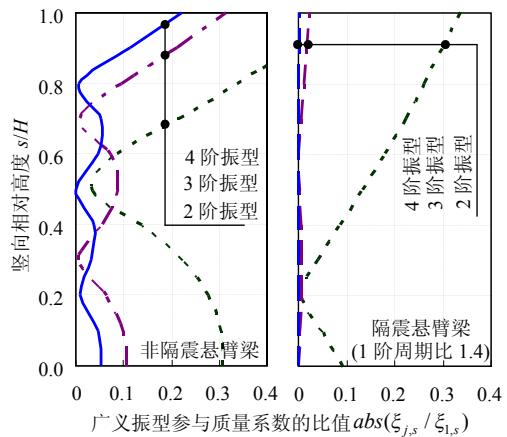


图 7 隔震悬臂梁 1 阶振型的广义振型参与质量系数和广义振型弯矩系数

Fig.7 Generalized mode participation mass and mode moment coefficient of 1st mode of isolated cantilever beam

图 8 表示了隔震悬臂梁 2 阶振型~4 阶振型与 1 阶振型的比值关系，同时绘制非隔震悬臂梁的结果作为比较。由该图可知，隔震后高阶振型 $abs(\xi_{j,s} / \xi_{1,s})$ 或 $abs(\omega_{j,s} / \omega_{1,s})$ 明显减少，特别是 3 阶及以上振型；不管隔震还是非隔震，振型号越大，影响越小，而且高阶振型对结构上部的影响大于下部。高层结构的上部受高阶振型的影响较大，分析结构时往往需要计算较多的振型数，由以上分析可知，若结构较规则，且隔震前后周期比大于 1.4，3 阶以上振型会受到抑制，可不考虑其对剪力和弯矩的影响，故抗震设计时可只采用 2 个振型进行计算。



(a)

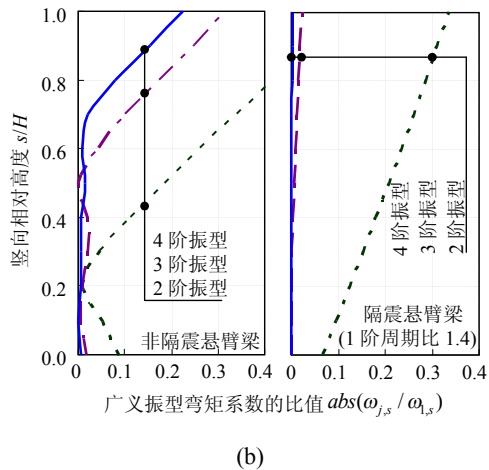


图8 悬臂梁的广义振型参与质量系数和广义振型弯矩系数
Fig.8 Generalized mode participation mass and mode moment coefficient of higher modes of cantilever beam

为了解隔震悬臂梁振型组合后的效应，采用式(9)的组合方式计算沿悬臂梁全高范围内的剪力和弯矩。计算地震影响系数时需确定悬臂梁的周期，但实际结构的周期分布各不相同，方便起见，假设各周期的地震影响系数相等，隔震前后剪力的比值等于广义振型参与质量系数组合的比值，弯矩的比值等于广义振型参与质量系数组合的比值。采用前4阶振型进行计算，结果见图9。图9与图7相似，这是因为采用了相等的地震影响系数，高估了1阶振型的作用。实际上高阶振型的地震影响系数通常大于低阶振型，且高阶振型对上部影响更大，故图9各曲线上部应更靠近1.0的直线；由于曲线下部偏离1.0较多，故隔震对高层结构下部的影响更大。另外，隔震层刚度变小，底部的广义振型参与质量系数组合却有增大趋势，由于低阶振型

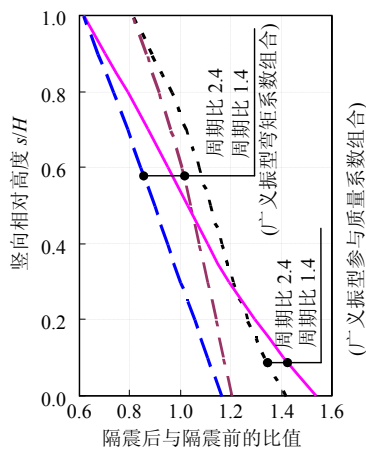


图9 隔震悬臂梁SRSS组合的广义振型参与质量系数和广义振型弯矩系数

Fig.9 SRSS-combined generalized mode participation mass and mode moment coefficient of isolated cantilever beam

周期延长对地震影响系数的作用较小，为取得较好的减振效果，隔震层刚度也不宜太小，应有一个合适的刚度区间。

4 结论

本研究采用底部隔震的悬臂梁模拟水平力作用下以弯曲变形为主的隔震高层结构，为获得隔震技术单独作用的效果，不考虑隔震层的阻尼，通过对隔震悬臂梁动力特征和地震等效作用的分析，得到下列主要结论。

(1) 隔震高层结构调整了各振型对内力的贡献比例，降低了高阶振型的影响，同时隔震后结构周期延长，高阶振型周期的延长进一步降低了高阶振型的贡献，实现减振的目的。

(2) 隔震措施对剪力的影响比弯矩大；隔震对结构上部和底部影响不同，隔震能抑制所有振型对结构上部的作用，但只能减少2阶及以上振型对底部的影响。

(3) 为取得较好的减振效果，隔震层刚度应有一个合适的区间，大致上隔震层刚度越弱，减振的效果越明显，为取得较好的减振效果，建议隔震后与隔震前的1阶振型周期比宜大于1.4。

(4) 规则的高层建筑隔震后可不考虑3阶及以上振型影响，计算时可只采用2个振型进行计算。

参考文献:

- [1] GB50011-2001, 建筑抗震设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008.
GB50011-2001, Code for seismic design of buildings [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2008. (in Chinese)
- [2] 肖从真, 薛彦涛, 曾德民, 李永双. 成都凯德风尚高层建筑隔震设计与研究[J]. 建筑结构, 2009, 39(6): 93—97.
Xiao Congzhen, Xue Yantao, Zeng Demin, Li Yongshuang. Research on design of base-isolated high-rise structure of Capital Land the Loft Chengdu [J]. Building Structure, 2009, 39(6): 93—97. (in Chinese)
- [3] Taisei Co. Reducing vibrations caused by earthquakes and strong winds, Hybrid TASS Method [EB]. http://www.taisei.co.jp/english/technology/3a_comfort.html, 2010.
- [4] 苏键, 温留汉·黑沙, 周福霖. 高层隔震建筑性能分析[J]. 建筑结构, 2009, 39(11): 40—42.
Su Jian, Wenliuhan·Heisha, Zhou Fulin. Study on dynamic characteristics of base isolated high-rise building [J]. Building Structure, 2009, 39(11): 40—42.

- (in Chinese)
- [5] Kelly J M. Earthquake resistant design with rubber [M]. 2nd ed. London: Springer Verlag London Limited, 1997.
- [6] 李中锡, 周锡元. 规则型隔震房屋的自振特性和地震反应分析方法[J]. 地震工程与工程震动, 2002, 22(2): 33—41.
Li Zhongxi, Zhou Xiyuan. Vibration property and earthquake response analysis method for regular isolated building [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2002, 22(2): 33—41. (in Chinese)
- [7] 刘文光, 杨巧荣, 周福霖. 大高宽比隔震结构地震反应的实用分析方法[J]. 地震工程与工程振动, 2004, 24(4): 115—121.
Liu Wenguang, Yang Qiaorong, Zhou Fulin. Simplified method of earthquake response analysis for slender isolated structure [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2004, 24(4): 115—121. (in Chinese)
- [8] 付伟庆, 刘文光, 王建, 王焕定. 高层隔震结构的等效简化模型研究[J]. 地震工程与工程振动, 2005, 25(6): 141—145.
Fu Weiqing, Liu Wenguang, Wang Jian, Wang Huanding. Research on practical design method of regular high-rising isolated structure [J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2005, 25(6): 141—145. (in Chinese)
- [9] 王焕定, 付伟庆, 刘文光, 于德湖, 程树良. 规则隔震结构等效简化模型的研究[J]. 工程力学, 2006, 23(8): 138—143.
Wang Huanding, Fu Weiqing, Liu Wenguang, Yu Dehu, Cheng Shuliang. Research on equivalent simplified model of regular shock-insulation building [J]. Engineering Mechanics, 2006, 23(8): 138—143. (in Chinese)
- [10] Ariga T, Kanno Y, Takewaki I. Resonant behaviour of base-isolated high-rise buildings under long-period ground motions [J]. Structural Design of Tall and Special Buildings, 2006, 15: 325—338.
- [11] Li Q S, Cao H, Li G. Analysis of free vibrations of tall buildings [J]. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 1994, 120(9): 1861—1876.
- [12] Li Q S, Fang J Q, Jeary A P. Free vibration analysis of cantilevered tall structures under various axial loads [J]. Journal of Engineering Structures, ASCE, 2000, 22(5): 525—534.
- [13] Takewaki I. Robustness of base-isolated high-rise buildings under code-specified ground motions [J]. Structural Design of Tall and Special Buildings, 2008, 17(2): 257—271.
- [14] Craig R R Jr. 结构动力学[M]. 北京: 人民交通出版社, 1996.
Craig R R Jr. Structural dynamics [M]. Beijing: China Communications Press, 1996. (in Chinese)

(上接第 114 页)

- [9] 李朝阳, 宋玉普, 赵国藩. 混凝土疲劳残余应变性能研究[J]. 大连理工大学学报, 2001, 41(3): 355—358.
Li Chaoyang, Song Yupu, Zhao Guofan. Study of residual strain of concrete under fatigue loading [J]. Journal of Dalian University of Technology, 2001, 41(3): 355—358. (in Chinese)
- [10] Kim Jin-Keu, Kim Yun-Yong. Experimental study for the fatigue of high strength concrete [J]. Cement and Concrete Research, 1996, 26(10): 1513—1523.
- [11] Gyll Tofi K. Fracture mechanics models for fatigue in concrete structures [D]. Lulea, Sverige: Division of Structural Engineering, University of Technology, 1983.
- [12] 钱卫, 祁德庆, 薛伟辰. 预应力 CFRP 筋混凝土梁疲劳全过程分析[J]. 振动与冲击, 2008, 27(5): 125—129.
Qian Wei, Qi Deqing, Xue Weichen. Full-range analysis on behaviors of concrete beams prestressed with cfrp tendons under fatigue load cycles [J]. Journal of Vibration and Shock, 2008, 27(5): 125—129. (in Chinese)
- [13] 混凝土疲劳专题组. 混凝土受弯构件疲劳可靠性验算方法的研究[R]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1994.
Special Group on Concrete Fatigue. Study on fatigue reliability checking method of concrete beams [R]. Beijing: China Building Industry Press, 1994. (in Chinese)
- [14] 肖建庄, 陈德银, 查全璠. 高性能混凝土简支梁的正截面抗弯疲劳试验[J]. 结构工程师, 2006, 22(4): 72—76.
Xiao Jianzhuang, Chen Deyin, Zha Quanfan. Test on bend fatigue behavior of HPC simply-supported beams [J]. Structural Engineers, 2006, 22(4): 72—76. (in Chinese)