

双壳体核电厂空间减震结构的竖向动力试验研究

刘文光,王宇端,张 强
(上海大学 力学与工程科学学院,上海 200444)

摘 要:为降低核电厂内安全壳的竖向加速度,提出了一种双壳体空间减震结构,基于该结构的力学特性建立了简化三质点三自由度动力模型,进一步给出了结构响应传递函数并进行了参数分析,明确了结构质量比、阻尼比和频率比对结构竖向地震响应的影响规律,完成了双壳体空间减震结构的缩尺振动台动力试验。结果表明:双壳体空间减震结构可减小内安全壳的竖向加速度,减震率为12.23%~27.84%。双壳体空间减震结构的振动台试验响应结果与理论计算值吻合较好,验证了所提出的双壳体空间减震结构简化模型的准确性以及双壳体空间减震系统的有效性。

关键词:双壳体核电厂;空间减震;传递函数;振动台试验;竖向减震

中图分类号:TU352.1

文献标识码:A

Vertical dynamic test research on space damping structure of double shell nuclear power plant

LIU Wenguang, WANG Yudian, ZHANG Qiang

(School of Mechanics and Engineering Science, Shanghai University, Shanghai 200444, China)

Abstract: A double shell space damping structure is introduced to reduce the vertical accelerations of the containment in the nuclear power plant. Based on the mechanical characteristics of the structure, a simplified three particle and three degree of freedom dynamic model is established, the structural response transfer functions are further given and the parameter analysis was conducted. The influence rules of the structural mass ratios, damping ratios and frequency ratios on the vertical response of the structure are clarified. The scale shaking table dynamic test of the double shell space damping structure is completed. The test results show that the double shell space damping structure can reduce the vertical accelerations of the inner containment, and the damping ratios are 12.23% ~ 27.84%. The theoretical calculation results are in good agreement with the experimental results. The double shell space damping structure can effectively reduce the vertical acceleration response of the containment in the nuclear power plant.

Key words: double shell nuclear power plant; space shock absorption; transfer function; shaking table test; vertical shock absorption

0 引言

核能作为一种安全、清洁且高效的能源,成为了推动能源结构转型的主力军,是未来能源可持续战略中不可缺少的重要组成部分。目前,国内外主要的核电站堆型都采用了双层安全壳结构,核电厂一旦发生破

收稿日期:2022-12-14; 修回日期:2023-03-27

基金项目:国家自然科学基金项目(51778355)

作者简介:刘文光(1968—),男,教授,博士,主要从事结构隔震与减震研究。E-mail:liuwg@aliyun.com

通讯作者:张 强(1988—),男,助理研究员,博士研究生,主要从事工程结构振动控制研究。E-mail:zqiang88@t.shu.edu.cn

坏,给人们带来的后果是致命性的,我国属于多地震国家,提升核电厂的抗震性能非常必要。在以往通常的抗震设计中,大家普遍考虑水平地震动对结构的影响,但是根据近年的研究表明,在震中和发震断层附近都出现过较强的竖向地震动,甚至可能超过水平向分量。因此,有必要采取有效措施进一步控制结构的竖向地震响应。近年来,国内外对于核电厂安全壳竖向地震响应的研究取得了一定的成果^[1-5]。

在理论计算方面,POLITOPOULOUS等^[6]分析了一个简化的二自由度水平及竖向耦合模型和一个使用低阻尼橡胶支座的核电厂三维壳模型,得到了在某些情况下竖向地震激励会使结构在竖向及水平向均产生振动,从而影响侧向剪力、位移及加速度的结论;陈健等^[7]研究了5种地基条件下地震动非相干效应对核电厂结构的影响,得到了非相干效应对结构水平向和竖向地震响应均有显著影响的结论;侯钢领等^[8-9]提出了基础隔震-调频质量阻尼双层安全壳核电站抗震结构,研究了该混合抗震结构的减震机理及减震效果,得出了该混合抗震结构可满足核电站特殊抗震要求的结论;刘文光等^[10]基于隔震结构平移-摇摆耦合模型建立了核电厂隔震结构的运动方程,得到了水平隔震技术并不能降低竖向地震作用的结论;吴赛丰等^[11]提出了新型三维隔震支座,并给出了斜向扭转耦合公式,得出该三维隔震支座可控制核电厂的竖向地震响应。

在振动台试验方面,SHIMADA等^[12]提出了一种核电厂三维隔震系统,由抗摇摆装置配合空气弹簧使用,并对三维隔震装置进行了几何缩尺比例为1/7的性能测试及振动台试验,验证了该三维隔震系统的有效性;王涛等^[13-14]对核电厂隔震结构进行了振动台试验,通过对比普通隔震结构和三维隔震结构的地震响应,结果表明三维隔震支座可降低结构竖向地震响应;魏陆顺等^[15]提出了一种三维隔震控制系统,并对此装置进行了振动台试验,分析了强震下核岛厂房三维隔震结构的反应特征,结果表明该系统能有效减小上部结构地震响应;ZHU等^[16]提出了一种由叠层橡胶和碟簧组成的三维组合隔震支座,并研究了该核电厂隔震结构的地震响应分析,得到了该三维隔震支座可降低结构竖向地震响应的结论。

综上所述,目前对双壳核电厂结构的竖向减震研究多集中于使用三维隔震支座,使用减隔震混合结构的较少。本文提出了一种新型双壳体空间减震结构,通过连接内外安全壳和水箱,利用水箱来减小内安全壳的竖向加速度响应,将双壳体空间减震结构简化为三质点三自由度的等效模型,建立了竖向运动控制方程,并研究了水箱质量比和阻尼比对内安全壳减震效果的影响。对双壳体空间减震结构进行了缩尺振动台动力试验,并对缩尺模型进行数值分析,从而验证了双壳体空间减震系统对内安全壳竖向加速度响应的减震效果。

1 双壳体空间减震结构简化模型

本文提出了双壳体空间减震结构,该结构由1个非隔震的外安全壳、1个竖向隔震的内安全壳和1个连接内外壳的水箱组成,如图1所示。其主要目标是利用水箱控制内安全壳和核设备的竖向加速度响应。集中质量简化模型已广泛应用于核电厂结构的研究中^[17-18],本文提出的双壳体空间减震结构简化模型如图2所示。

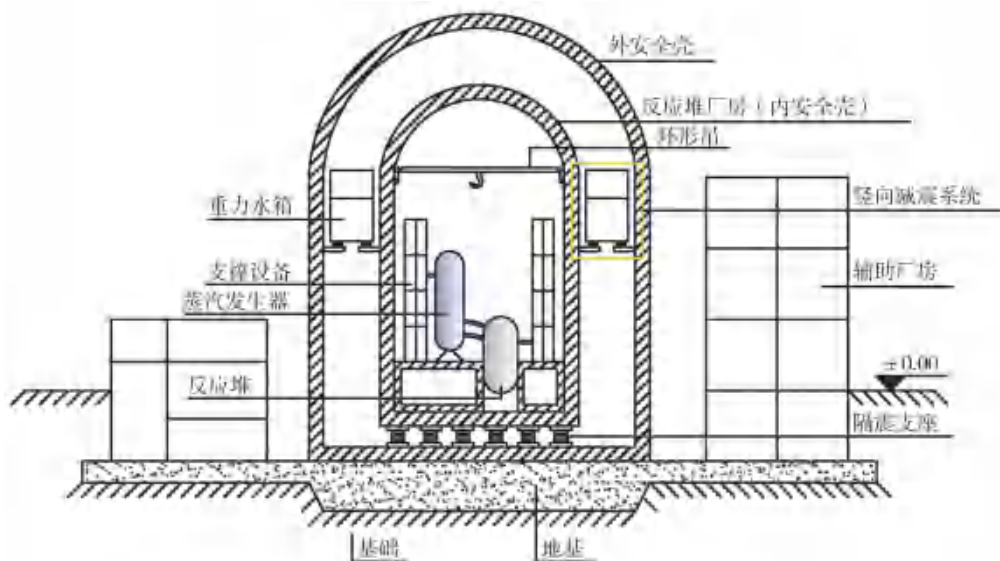


图1 双壳体核电厂空间减震结构

Fig.1 Space damping structure of double shell nuclear power plant

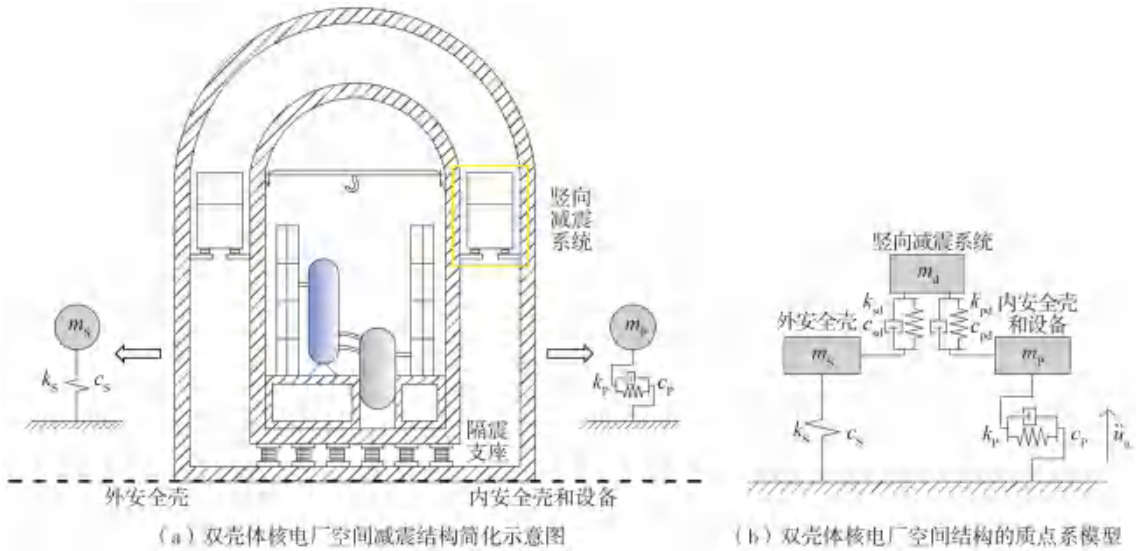


图2 双壳体核电厂空间减震结构的简化模型

Fig. 2 Simplified model of space damping structure of double shell nuclear power plant

空间减震结构的竖向运动方程为

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}} + \mathbf{K}\mathbf{u} = -\mathbf{M}\mathbf{E}\ddot{\mathbf{u}}_g \quad (1)$$

式中: \mathbf{M} 、 \mathbf{C} 和 \mathbf{K} 分别为系统的质量矩阵、阻尼矩阵和刚度矩阵; \mathbf{u} 、 $\dot{\mathbf{u}}$ 和 $\ddot{\mathbf{u}}$ 分别为系统的竖向位移矩阵、竖向速度矩阵和竖向加速度矩阵, 其中 $\mathbf{u} = [u_s, u_p, u_d]^T$; $\ddot{\mathbf{u}}_g$ 为地面竖向加速度; \mathbf{E} 为 3×1 的单位向量。

系统的质量 \mathbf{M} 、阻尼 \mathbf{C} 和刚度 \mathbf{K} 矩阵为

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} m_s & 0 & 0 \\ 0 & m_d & 0 \\ 0 & 0 & m_p \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$\mathbf{C} = \begin{bmatrix} c_s & -c_s & 0 \\ -c_{sd} & c_{sd} + c_{pd} & -c_{pd} \\ 0 & -c_p & c_p \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} k_s & -k_s & 0 \\ -k_{sd} & k_{sd} + k_{pd} & -k_{pd} \\ 0 & -k_p & k_p \end{bmatrix} \quad (4)$$

若地面竖向加速度 $\ddot{\mathbf{u}}_g(t) = \sqrt{S_{\ddot{\mathbf{u}}_g}(\omega)} e^{i\omega t}$, 则各结构的竖向加速度响应可分别表示为

$$\begin{aligned} \ddot{u}_s(t) &= H_{\ddot{u}_s}(\omega) \ddot{\mathbf{u}}_g(t) = H_{\ddot{u}_s}(\omega) \sqrt{S_{\ddot{\mathbf{u}}_g}(\omega)} e^{i\omega t} \\ \ddot{u}_d(t) &= H_{\ddot{u}_d}(\omega) \ddot{\mathbf{u}}_g(t) = H_{\ddot{u}_d}(\omega) \sqrt{S_{\ddot{\mathbf{u}}_g}(\omega)} e^{i\omega t} \\ \ddot{u}_p(t) &= H_{\ddot{u}_p}(\omega) \ddot{\mathbf{u}}_g(t) = H_{\ddot{u}_p}(\omega) \sqrt{S_{\ddot{\mathbf{u}}_g}(\omega)} e^{i\omega t} \end{aligned} \quad (5)$$

式中: $S_{\ddot{\mathbf{u}}_g}(\omega)$ 为地面竖向加速度的功率谱密度; $H_{\ddot{u}_s}(\omega)$ 、 $H_{\ddot{u}_d}(\omega)$ 和 $H_{\ddot{u}_p}(\omega)$ 分别为外壳、水箱和内壳的竖向加速度传递函数。

令

$$k_{sd} = k_{pd} = k_d, \quad c_{sd} = c_{pd} = c_d \quad (6)$$

设

$$h_1 = \frac{m_d}{m_p}, \quad h_2 = \frac{m_s}{m_p}, \quad \Omega_1 = \frac{\omega_d}{\omega_p}, \quad \Omega_2 = \frac{\omega_s}{\omega_p}, \quad \lambda = \frac{\omega}{\omega_p}, \quad \zeta_p = \frac{c_p}{2m_p\omega_p} \quad (7)$$

式中: h_1 为水箱质量与内壳质量比; h_2 为外壳与内壳质量比; ω_d 、 ω_s 和 ω_p 分别为水箱、外壳和内壳的竖向自振频率; ζ_p 为内壳的阻尼比; Ω_1 为水箱频率与内壳竖向固有频率之比; Ω_2 为外壳与内壳竖向固有频率之比; λ 为激励频率与内壳竖向固有频率之比。

使用传递函数法将动力方程转换为

$$\begin{aligned}
 H_{i_s}(\omega) &= \frac{a_1\lambda^3 + a_2\lambda^2 + a_3\lambda + a_4}{b_1\lambda^4 + b_2\lambda^3 + b_3\lambda^2 + b_4\lambda + b_5} \\
 H_{i_d}(\omega) &= \frac{a_5\lambda^3 + a_6\lambda^2 + a_7\lambda + a_8}{b_1\lambda^4 + b_2\lambda^3 + b_3\lambda^2 + b_4\lambda + b_5} \\
 H_{i_p}(\omega) &= \frac{a_9\lambda^3 + a_{10}\lambda^2 + a_{11}\lambda + a_{12}}{b_1\lambda^4 + b_2\lambda^3 + b_3\lambda^2 + b_4\lambda + b_5}
 \end{aligned} \quad (8)$$

式中: $a_1 = 4\Omega_2\zeta_s(h_1 - h_2)$, $a_2 = 2\Omega_2^2(h_1 - h_2) + 4\Omega_2\zeta_s[(h_2 - 1)\Omega_1\zeta_d - 2\zeta_p(h_1 - h_2)]$, $a_3 = 2\Omega_2^2[(h_2 - 1)\Omega_1\zeta_d - 2\zeta_p(h_1 - h_2)] + 2\Omega_2\zeta_s[\Omega_1^2(h_2 - 1) - 2(h_1 - h_2)]$, $a_4 = \Omega_2^2[\Omega_1^2(h_2 - 1) - 2(h_1 - h_2)]$, $a_5 = 2\Omega_1\zeta_d(2h_1 - h_2 - 1)$, $a_6 = \Omega_1^2(2h_1 - h_2 - 1) - 4\Omega_1\zeta_d[(h_1 - h_2)\zeta_p + (h_1 - 1)\Omega_2\zeta_s]$, $a_7 = -2\Omega_1^2[(h_1 - h_2)\zeta_p + (h_1 - 1)\Omega_2\zeta_s] - 2\Omega_1\zeta_d[(h_1 - h_2) + \Omega_2^2(h_1 - 1)]$, $a_8 = -\Omega_1^2[(h_1 - h_2) + \Omega_2^2(h_1 - 1)]$, $a_9 = 4\zeta_p(h_1 - 1)$, $a_{10} = 2(h_1 - 1) + 4\zeta_p[\Omega_1\zeta_d(1 - h_2) - 2(h_1 - 1)\Omega_2\zeta_s]$, $a_{11} = 2[\Omega_1\zeta_d(1 - h_2) - 2(h_1 - 1)\Omega_2\zeta_s] + 2\zeta_p[\Omega_1^2(1 - h_2) - 2\Omega_2^2(h_1 - 1)]$, $a_{12} = [\Omega_1^2(1 - h_2) - 2\Omega_2^2(h_1 - 1)]$, $b_1 = 2$, $b_2 = -4(\Omega_2\zeta_s + \Omega_1\zeta_d + \zeta_p)$, $b_3 = -2(\Omega_1^2 + \Omega_2^2 + 1) + 8\zeta_p\Omega_2\zeta_s + 4\Omega_1\zeta_d(\zeta_p + \Omega_2\zeta_s)$, $b_4 = 4\Omega_2^2\zeta_p + 4\Omega_2\zeta_s + 2\Omega_1\zeta_d(\Omega_2^2 + 1) + 2\Omega_1^2(\zeta_p + \Omega_2\zeta_s)$, $b_5 = 2\Omega_2^2 + \Omega_1^2(\Omega_2^2 + 1)$ 。

则外壳、水箱和内壳的竖向加速度放大系数 A_s 、 A_d 和 A_p 分别为

$$\begin{aligned}
 A_s(h_1, h_2, \Omega_1, \Omega_2, \zeta_s, \zeta_d, \zeta_p) &= \left(\frac{c_1\lambda^6 + c_2\lambda^4 + c_3\lambda^2 + c_4}{d_1\lambda^8 + d_2\lambda^6 + d_3\lambda^4 + d_4\lambda^2 + d_5} \right)^{1/2} \\
 A_d(h_1, h_2, \Omega_1, \Omega_2, \zeta_s, \zeta_d, \zeta_p) &= \left(\frac{c_5\lambda^6 + c_6\lambda^4 + c_7\lambda^2 + c_8}{d_1\lambda^8 + d_2\lambda^6 + d_3\lambda^4 + d_4\lambda^2 + d_5} \right)^{1/2} \\
 A_p(h_1, h_2, \Omega_1, \Omega_2, \zeta_s, \zeta_d, \zeta_p) &= \left(\frac{c_9\lambda^6 + c_{10}\lambda^4 + c_{11}\lambda^2 + c_{12}}{d_1\lambda^8 + d_2\lambda^6 + d_3\lambda^4 + d_4\lambda^2 + d_5} \right)^{1/2}
 \end{aligned} \quad (9)$$

式中: $c_1 = -a_1^2$; $c_2 = -2a_1a_3 + a_2^2$; $c_3 = 2a_2a_4 - a_3^2$; $c_4 = a_4^2$; $c_5 = -a_5^2$; $c_6 = -2a_5a_7 + a_6^2$; $c_7 = 2a_6a_8 - a_7^2$; $c_8 = a_8^2$; $c_9 = -a_9^2$; $c_{10} = -2a_9a_{11} + a_{10}^2$; $c_{11} = 2a_{10}a_{12} - a_{11}^2$; $c_{12} = a_{12}^2$; $d_1 = b_1^2$; $d_2 = 2b_1b_3 - b_2^2$; $d_3 = 2b_1b_5 - 2b_2b_4 + b_3^2$; $d_4 = 2b_3b_5 - b_4^2$; $d_5 = b_5^2$

2 空间减震结构参数分析

基于以上的理论分析可知,影响水箱对内壳竖向加速度响应的参数为:水箱质量与内壳的质量比 h_1 、水箱的阻尼比 ζ_d 、水箱竖向频率与内壳竖向固有频率之比 Ω_1 、竖向激励频率与内壳竖向固有频率之比 λ 。本节以质量比 h_1 或阻尼比 ζ_d 和某一参数为变量,其他参数为定值的基本思想,得出相关参数对内壳竖向加速度响应的影响。

水箱频率与内壳竖向固有频率之比 $\Omega_1 = 1$ 、水箱的阻尼比 $\zeta_d = 0.05$ 时,内壳的频响曲线有 2 个峰值,且内壳结构的减震频带相近;不同质量比 h_1 下,结构的频响曲线接近,第一峰值相近,水箱对内壳的竖向减震效果相近;随着阻尼比 ζ_d 的增大,内壳的第一共振峰值和第二共振峰值越小,水箱对内壳的竖向减震效果越好,如图 3 所示。

当激励频率比 $\lambda = 0.86$ 时,较接近内壳结构频响曲线的第一共振峰值,内壳结构的竖向加速度响应较大。激励频率比 $\lambda = 0.86$ 、水箱的阻尼比 $\zeta_d = 0.05$ 时,当 $\Omega_1 = 1$ 时,水箱频率与内壳的竖向固有频率相近,水箱对内壳的减震效果最好;随着质量比 h_1 的增大,内壳结构的减震频带越宽,减震效果越好,但对内壳结构的竖向加速度响应的影响程度不大;随着阻尼比 ζ_d 的增大,内壳结构的竖向加速度响应减小,水箱的减震效果越好,如图 4 所示。

激励频率比 $\lambda = 0.86$ 、水箱频率与内壳竖向固有频率之比 $\Omega_1 = 1$ 时,随着质量比 h_1 的增大,水箱对内壳的竖向减震效果增加;在不同质量比 h_1 下,水箱对内壳的减震效果相近;随着阻尼比 ζ_d 的增大,水箱对内壳的竖向减震效果先增加,在阻尼比 $\zeta_d > 2$ 后几乎不变,如图 5 和图 6 所示。

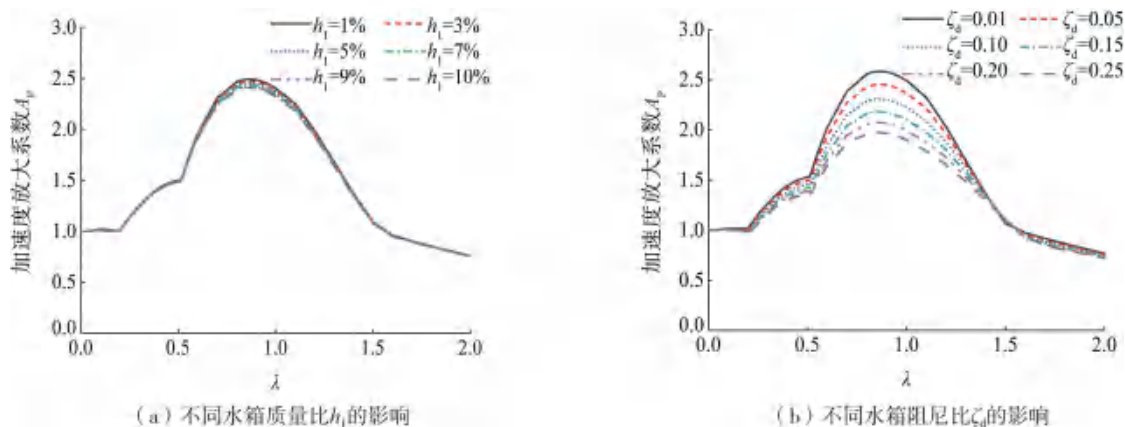


图3 不同地震激励比 λ 下内壳结构竖向加速度放大系数的影响

Fig. 3 Influence of vertical acceleration amplification coefficient of inner shell structure under different seismic excitation ratio λ

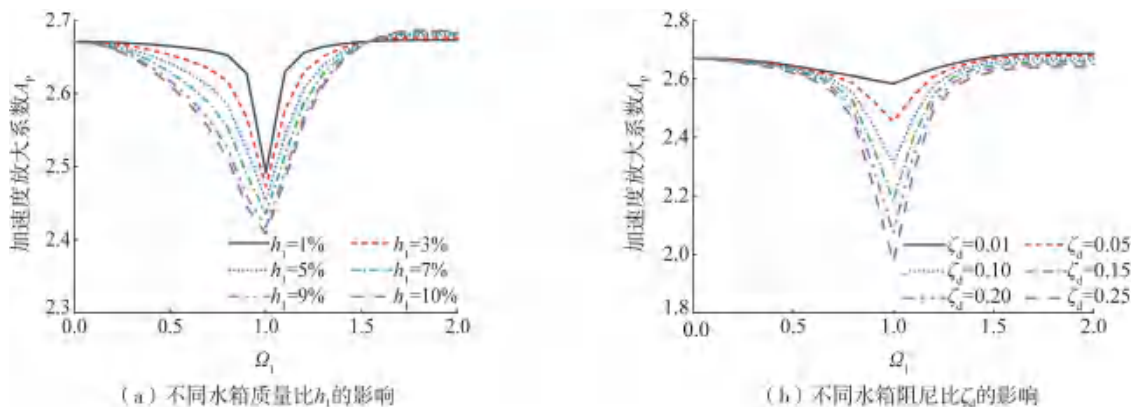


图4 不同频率比 Ω_l 下对内壳结构竖向加速度放大系数的影响

Fig. 4 Influence of vertical acceleration amplification coefficient of inner shell structure under different frequency ratio Ω_l

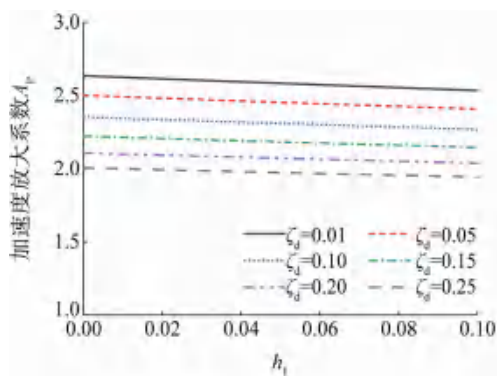


图5 不同阻尼比 ζ_d 下水箱质量比 h_l 对结构加速度放大系数的影响

Fig. 5 Influence of tank mass ratio h_l on structure acceleration amplification coefficient under different damping ratio ζ_d

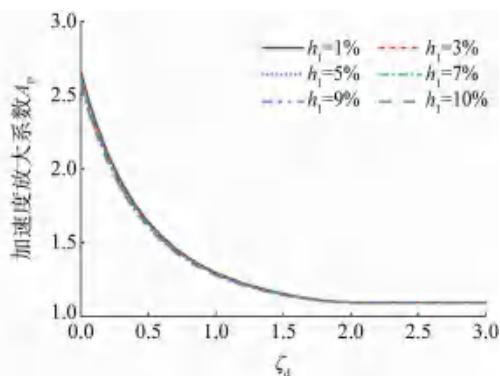


图6 不同水箱质量比 h_l 下阻尼比 ζ_d 对结构加速度放大系数的影响

Fig. 6 Influence of damping ratio ζ_d on structure acceleration amplification coefficient under different tank mass ratio h_l

综上所述,水箱质量比 h_l 的增大可拓宽内壳结构的减震频带,但对内壳结构竖向加速度响应的减小程度不大;增大水箱阻尼比 ζ_d 不改变内壳结构的减震频带,但可显著减小内壳结构的竖向加速度响应,且在阻尼比 $\zeta_d > 2$ 后,水箱对内壳结构的竖向减震效果几乎不变。

3 空间减震结构振动台试验

3.1 试验概况

试验模型由上部结构、内框架的隔震层和水箱三部分组成。试验模型的上部结构包括 2 个钢框架结构,

它们在水平方向上完全对称。外框架为 1 层钢框架结构,重 232.8 N,横向和纵向长 900 mm,高 1050 mm;内框架为 2 层钢框架结构,每层配重 164.1 N,总重 582.0 N,横向和纵向长 460 mm,高 725 mm,模型总重 814.9 N。内框架的隔震层由弹簧组成,各弹簧刚度为 198.2 N/mm,隔震层的阻尼通过摩擦力提供,设计摩擦系数为 0.05。水箱由 16.3 N 的质量块和弹簧组成,横向长 269 mm,纵向宽 110 mm,高 64 mm,各弹簧刚度为 4.8 N/mm,水箱的阻尼通过摩擦力提供,设计摩擦系数为 0.05。摩擦力提供的阻尼 $c = 4\mu F_N / \pi \omega_0 A_0$ ^[19],其中, μ 为摩擦系数, F_N 为物体间的正压力, ω_0 为频率, A_0 为振幅。

根据弹性相似比设计理论^[20], 试验模型各参数相似比如表 1 所示。根据结构特性和试验条件, 在试验模型中设置了 4 个加速度计, 试验模型及测点布置如图 7 所示。试验模型尺寸如图 8 所示。

表 1 模型相似比系数表

Table 1 Model similarity ratio coefficients

物理量	质量	时间	加速度	长度	密度
量纲	M	T	L/T ²	L	M/L ³
相似系数	1/81	1/3	1	1/9	9

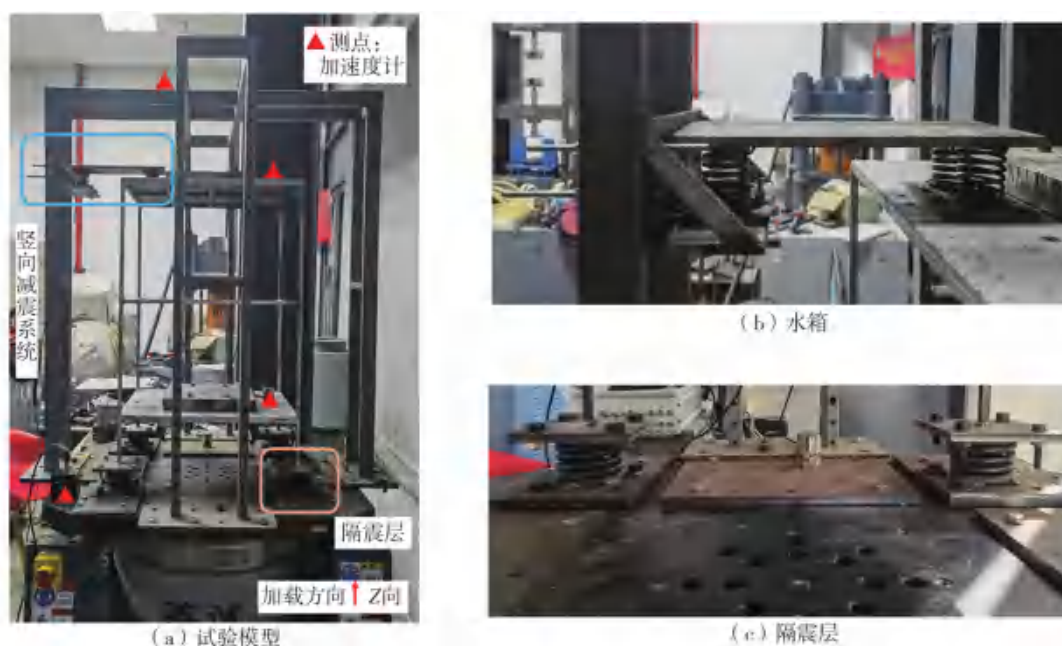


图7 振动台试验模型及测点布置

Fig.7 Shaking table test model and arrangement of measure points

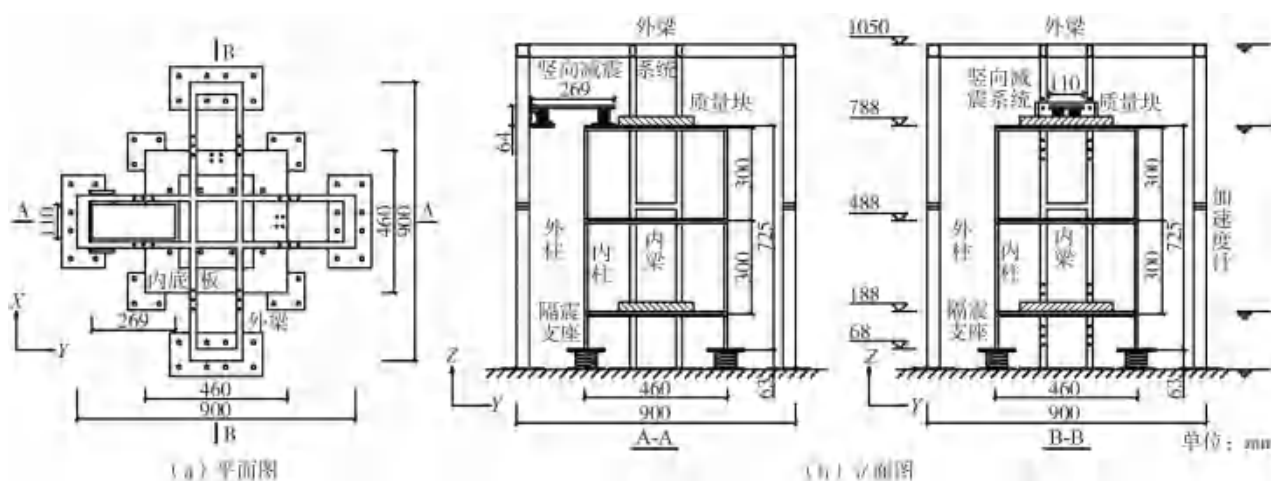


图 8 试验模型尺寸图

Fig. 8 Dimensional drawings of test model

场地类别为二类场地,设计地震分组为第一组,抗震设防烈度为 8 度。振动台输入地震波采用 New1 地震波和 Taft 地震波,New1 地震波和 Taft 地震波反应谱与标准谱对比如图 9 所示,地震波记录来源于太平洋地震工程研究中心地面运动数据库。

通过对振动台模型进行竖向地震响应分析,得到 New1 地震波和 Taft 地震波在 0.1、0.2、0.3、0.4 g 峰值加速度输入下振动台模型的竖向地震响应结果,试验工况如表 2 所示。

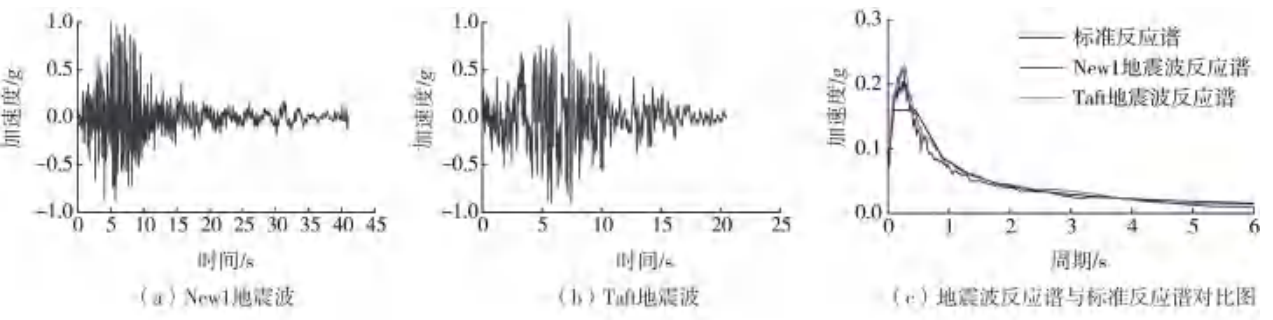


图 9 选用地震波及反应谱

Fig. 9 Selected seismic waves and response spectrum

表 2 试验工况

Table 2 Test conditions

工况序号	地震波	加载方向	输入加速度峰值/g	工况序号	地震波	加载方向	输入加速度峰值/g
工况 1	New1	Z 向	0.1	工况 5	New1	Z 向	0.3
工况 2	Taft	Z 向	0.1	工况 6	Taft	Z 向	0.3
工况 3	New1	Z 向	0.2	工况 7	New1	Z 向	0.4
工况 4	Taft	Z 向	0.2	工况 8	Taft	Z 向	0.4

3.2 试验结果分析

不同结构在各工况下 Z 向测得的各加速度响应峰值及减震率如表 3 所示,其中 a_{pg} 为台面加速度峰值; a_i 为内框架的加速度峰值, h/H =测点布置高度/内框架高度,其中 $a_{0.2}$ 为 $h/H = 0.2$ 时内框架的加速度峰值,即内框架底层加速度峰值, $a_{1.0}$ 为 $h/H = 1.0$ 时内框架的加速度峰值,即内框架顶层加速度峰值。隔震结构为内框架添加隔震层后的结构,空间减震结构为隔震结构添加竖向减震系统后的结构。

表 3 不同结构在各工况下竖向加速度响应

Table 3 Vertical acceleration response of different structures under different working conditions

地震波	输入值/g	隔震结构/g			空间减震结构/g			减震率/%	
		a_{pg}	$a_{0.2}$	$a_{1.0}$	a_{pg}	$a_{0.2}$	$a_{1.0}$	$h/H=0.2$	$h/H=1.0$
New1	0.10	0.07	0.23	0.22	0.08	0.24	0.23	11.09	12.81
	0.20	0.12	0.44	0.41	0.17	0.53	0.50	16.48	15.80
	0.30	0.21	0.90	0.87	0.23	0.73	0.70	25.76	26.43
	0.40	0.26	1.06	1.09	0.35	1.13	1.12	20.36	23.05
Taft	0.10	0.07	0.39	0.38	0.07	0.34	0.31	16.24	19.60
	0.20	0.16	0.79	0.79	0.16	0.72	0.71	13.36	14.70
	0.30	0.24	1.53	1.51	0.21	0.98	0.95	25.69	27.84
	0.40	0.38	2.01	1.90	0.38	1.53	1.64	22.48	12.23

内框架的加速度放大系数 $A_p = a_i/a_{pg}$ 。不同结构在各工况下的竖向加速度放大系数如图 10 所示,0.3 g 地震波输入下结构 $h/H=1.0$ 即顶层的竖向加速度响应时程曲线如图 11 所示。在 New1 地震波作用下,竖向减震系统的减震率最大为 26.43%;在 Taft 波作用下,竖向减震系统的减震率最大为 27.84%。竖向减震系统在不同地震激励下均可以减小隔震结构的竖向加速度响应,减震率为 12.23%~27.84%。

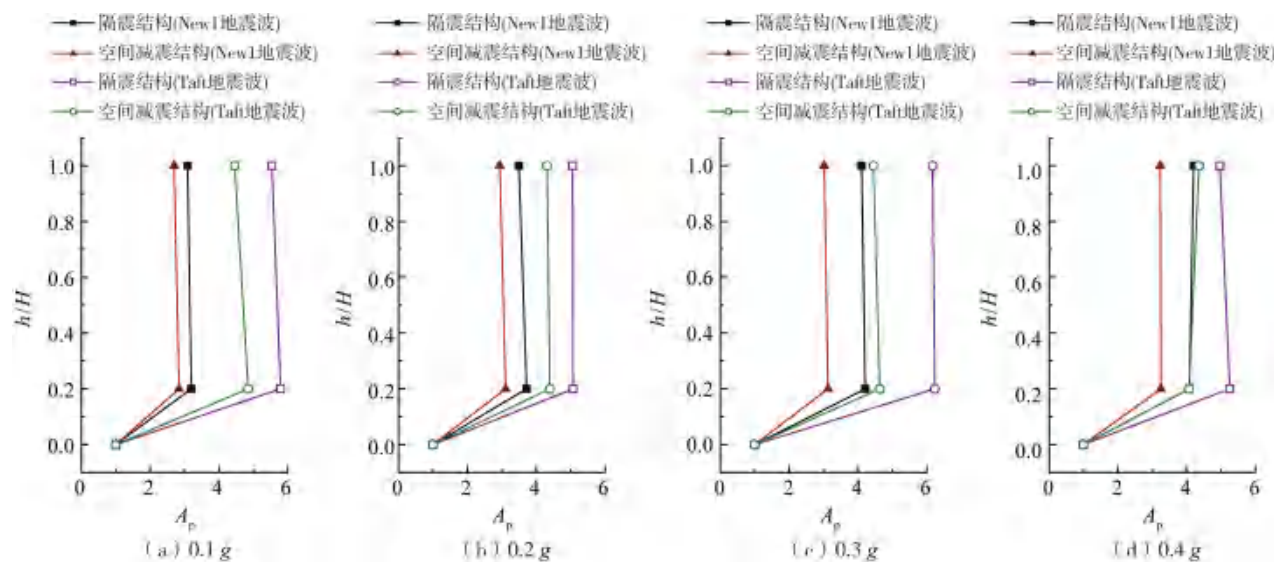


图 10 地震波输入下内框架竖向加速度响应放大系数

Fig. 10 Amplification coefficients of vertical acceleration response of inner frame under seismic waves input

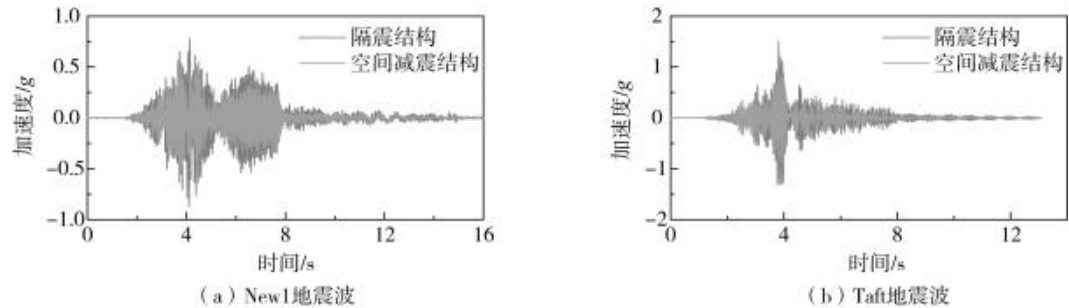


图 11 0.3 g 地震波输入下结构顶层竖向加速度时程曲线

Fig. 11 Time history curves of vertical acceleration of the top layer of the structure under 0.3 g seismic waves input

3.3 数值模拟结果分析

为验证本文提出的空间减震结构,基于理论动力方程结果进行数值模拟与试验得到的竖向结构响应对比。在数值模拟中,结构信息与振动台试验一致。

New1 地震波和 Taft 地震波在 Z 向输入时,对比结构的竖向加速度试验结果与理论结果,数值模拟的理论峰值与试验峰值接近,误差均控制在 15% 以内,如表 4 所示。图 12 为不同结构在各工况下的加速度放大系数理论值,在 New1 地震波作用下,竖向减震系统的减震率最大为 25.41%;在 Taft 地震波作用下,竖向减震系统的减震率最大为 26.12%,与试验结果一致,且竖向减震系统在不同地震激励下均可以减小隔震结构的竖向加速度响应,减震率为 12.25%~26.12%。

表 4 结构竖向加速度响应理论值与试验值对比结果

Table 4 Results of comparison between theoretical and experimental value of vertical acceleration response of structures

地震波	输入值/g	隔震结构/g		误差/%		空间减震结构/g		误差/%	
		$a_{0.2}$	$a_{1.0}$	$h/H=0.2$	$h/H=1.0$	$a_{0.2}$	$a_{1.0}$	$h/H=0.2$	$h/H=1.0$
New1	0.1	0.22	0.23	3.02	2.12	0.23	0.23	4.28	2.10
	0.2	0.43	0.45	1.85	9.22	0.48	0.50	9.99	0.06
	0.3	0.78	0.80	13.00	8.76	0.64	0.67	12.59	5.01
	0.4	0.92	0.94	12.89	13.54	0.98	1.01	13.53	9.63
Taft	0.1	0.35	0.35	11.69	5.77	0.29	0.30	14.03	2.86
	0.2	0.69	0.70	13.20	11.62	0.62	0.64	14.10	10.12
	0.3	1.33	1.35	12.72	10.60	0.85	0.89	13.24	5.76
	0.4	1.76	1.82	12.52	4.62	1.36	1.39	11.03	14.86

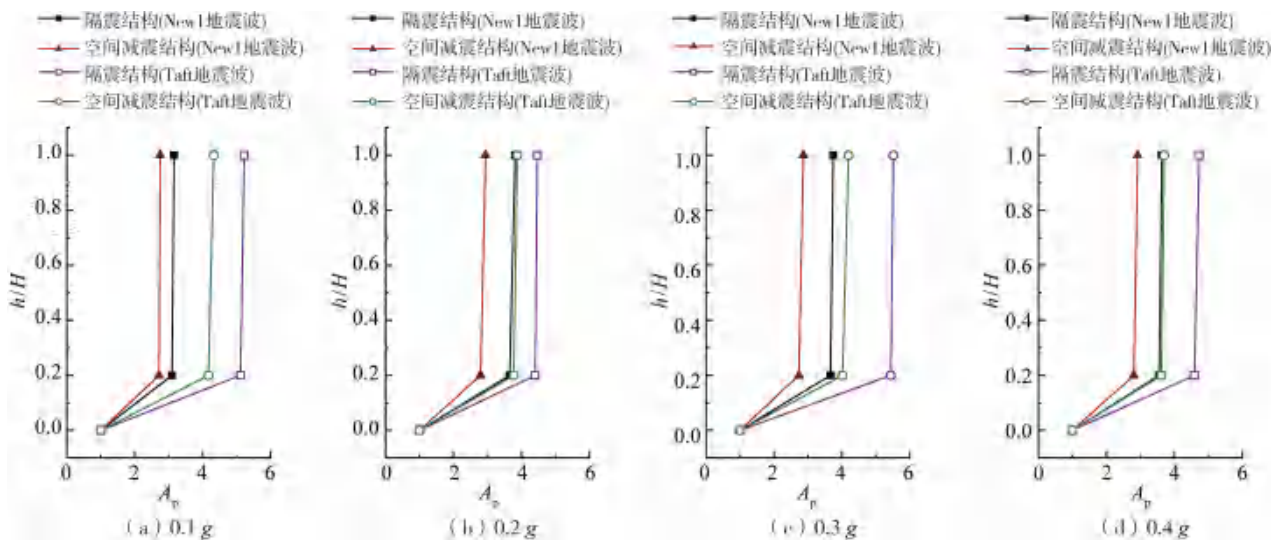


图12 地震波输入下内框架竖向加速度响应放大系数理论值

Fig. 12 Theoretical value of amplification coefficients of vertical acceleration response of inner frame under seismic waves input

4 结论

为了减小竖向地震动对双壳体核电厂的影响,本文提出了一种新型双壳体空间减震结构,并构建了三质点简化模型,完成了模型的竖向地震波输入振动台试验,得到以下结论:

1)通过对双壳体空间减震结构进行模型简化,给出了模型的动力方程及传递函数。双壳体空间减震结构的减震效果主要与水箱质量与内壳的质量比 h_1 、水箱的阻尼比 ζ_d 、水箱竖向频率与内壳竖向固有频率之比 Ω_1 、竖向激励频率与内壳竖向固有频率之比 λ 等参数相关。水箱质量比 h_1 的增大可拓宽内壳结构的减震频带,水箱阻尼比 ζ_d 的增大可显著减小内壳结构的竖向加速度响应。

2)通过对双壳体空间减震结构进行竖向地震波输入的振动台试验,可知竖向减震系统可减小内壳的竖向加速度,减震率为 12.23%~27.84%,验证了所提出的双壳体空间减震系统对内壳的竖向减震效果。

3)数值模拟与试验结果的对比表明,内壳的竖向加速度响应结果误差为 1.85%~14.86%,减震率为 12.25%~26.12%,验证了所提出的双壳体空间减震结构简化模型的准确性,以及双壳体空间减震系统的有效性。

参考文献:

- [1] 杨军, 张恩昊, 郭志恒, 等全球核能科技前沿综述[J]. 科技导报, 2020, 38 (20): 35-49.
YANG Jun, ZHANG Enhao, GUO Zhiheng, et al. Recent progress of frontier nuclear energy science and technology[J]. Science & Technology Review, 2020, 38 (20): 35-49. (in Chinese)
- [2] 王乃彦. 核电发展和核安全[J]. 科学与社会, 2011, 1(4): 32-36.
WANG Naiyan. Nuclear power development and nuclear safety[J]. Science and Society, 2011, 1(4): 32-36. (in Chinese)
- [3] 高峰. 客观检视核能在世界能源发展中的作用[J]. 防灾博览, 2011(6): 62-67.
GAO Feng. Objectively examining the role of nuclear energy in the development of world energy[J]. Overview of Disaster Prevention, 2011(6): 62-67. (in Chinese)
- [4] 刘德稳, 赵洁, 刘阳. 竖向近断层地震下隔震结构-非结构系统耦合控制研究[J]. 振动与冲击, 2019, 38(22): 130-136, 177.
LIU Dewen, ZHAO Jie, LIU Yang. Seismic response control of a base isolated structure-nonstructural coupling system under near-fault vertical earthquakes[J]. Journal of Vibration and Shock, 2019, 38(22): 130-136, 177. (in Chinese)
- [5] 朱秀云, 李建波, 潘蓉, 等. 三维基底隔震反应堆厂房的隔震效果研究[J]. 原子能科学技术, 2023, 57(2): 438-448.
ZHU Xiuyun, LI Jianbo, PAN Rong, et al. Study of isolation effectiveness of nuclear reactor building with three-dimensional seismic base isolation [J]. Atomic Energy Science and Technology, 2023, 57(2): 438-448. (in Chinese)
- [6] POLITOPOULOS I, MOUSSALLAM N. Horizontal floor response spectra of base-isolated buildings due to vertical excitation[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2012, 41(3): 587-592.
- [7] 陈健, 孙晓颖. 地震动非相干效应对核电站厂房地震响应的影响[J]. 土木工程学报, 2013, 46(增刊2): 282-287.

- CHEN Jian, SUN Xiaoying. Effect of the seismic motion incoherency on the seismic response of a nuclear power plant building[J]. China Civil Engineering Journal, 2013, 46(S2): 282-287. (in Chinese)
- [8] 侯钢领, 吴灵枢, 李孟, 等. 设有基础隔震-TMD的双层安全壳核电站结构抗震性能研究[J]. 建筑结构学报, 2018, 39(增刊1): 52-59.
HOU Gangling, WU Lingshu, LI Meng, et al. Seismic performance of BIS-TMD structure of nuclear power plants with double containments[J]. Journal of Building Structures, 2018, 39(S1): 52-59. (in Chinese)
- [9] 侯钢领, 王炳媛, 李孟, 等. AP1000核电站屏蔽厂房 BIS-TMD 新型结构及其抗震性能研究[J]. 地震工程与工程振动, 2018, 38(4): 132-142.
HOU Gangling, WANG Bingyuan, LI Meng, et al. BIS-TMD shield building for AP1000 nuclear power plants and its seismic performance studies[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2018, 38(4): 132-142. (in Chinese)
- [10] 刘文光, 程颖, 李韶平, 等. 核电厂隔震支座的受拉临界理论与结构振动台试验研究[J]. 振动与冲击, 2019, 38(14): 153-160.
LIU Wenguang, CHENG Ying, LI Shaoping, et al. Theoretical analysis of bearings in tension and shaking table tests on a base-isolated nuclear power plant structure[J]. Journal of Vibration and Shock, 2019, 38(14): 153-160. (in Chinese)
- [11] 吴赛丰, 刘文光, 何文福, 等. 旋转型三维隔震装置斜向扭转耦合力学理论及试验研究[J]. 建筑结构学报, 2023, 44(10): 38-48.
WU Saifeng, LIU Wenguang, HE Wenfu, et al. Theoretical and experimental study on oblique torsional coupling mechanics of rotating 3D isolation device[J]. Journal of Building Structures, 2023, 44(10): 38-48. (in Chinese)
- [12] SHIMADA T, SUHARA J, INOUE K. Three dimensional seismic isolation system for next-generation nuclear power plant with rolling seal type air spring and hydraulic rocking suppression system[C]//Proceedings of ASME 2005 Pressure Vessels and Piping Conference, Denver, Colorado, USA. 2008: 183-190.
- [13] 王涛, 王飞, 丁路通. 核电厂三维隔震技术的理论和试验研究[J]. 土木工程学报, 2012, 45(增刊1): 238-242.
WANG Tao, WANG Fei, DING Lutong. Theoretical and experimental study on three-dimensional base-isolated nuclear power plant[J]. China Civil Engineering Journal, 2012, 45(S1): 238-242. (in Chinese)
- [14] 王涛, 王飞, 侯钢领, 等. 核电厂隔震结构的振动台试验研究[J]. 工程力学, 2014, 31(10): 62-68, 84.
WANG Tao, WANG Fei, HOU Gangling, et al. Shaking table tests on base-isolated nuclear power plant[J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(10): 62-68, 84. (in Chinese)
- [15] 魏陆顺, 张永山, 孔德睿, 等. 核电结构三维隔震研究[J]. 华南地震, 2015, 35(1): 37-42.
WEI Lushun, ZHANG Yongshan, KONG Derui, et al. Study on three-dimensional seismic isolation of nuclear island[J]. South China Journal of Seismology, 2015, 35(1): 37-42. (in Chinese)
- [16] ZHU X Y, PAN R, LI J B, et al. Study of isolation effectiveness of nuclear reactor building with three-dimensional seismic base isolation[J]. Engineering Computations, 2022, 39(4): 1209-1233.
- [17] NGUYEN D D, THUSA B, PARK H, et al. Efficiency of various structural modeling schemes on evaluating seismic performance and fragility of APR1400 containment building[J]. Nuclear Engineering and Technology, 2021, 53(8): 2696-2707.
- [18] VAN NGUYEN D, KIM D, DUY NGUYEN D. Nonlinear seismic soil-structure interaction analysis of nuclear reactor building considering the effect of earthquake frequency content[J]. Structures, 2020, 26: 901-914.
- [19] Anil K Chopra. 结构动力学: 理论及其在地震工程中的应用[M]. 4版. 谢礼立, 吕大刚译. 北京: 高等教育出版社, 2016.
CHOPRA A K. Dynamics of structures[M]. 4th ed. XIE Lili, LV Dagang translated. Beijing: Higher Education Press, 2016. (in Chinese)
- [20] 林皋, 朱彤, 林蓓. 结构动力模型试验的相似技巧[J]. 大连理工大学学报, 2000, 40(1): 1-8.
LIN Gao, ZHU Tong, LIN Bei. Similarity technique for dynamic structural model test[J]. Journal of Dalian University of Technology, 2000, 40(1): 1-8. (in Chinese)