

基于 LRB 和 FPS 隔震策略的小型堆 安全壳地震响应分析

姬晓宇¹, 陈南宇¹, 陈睦锋^{2,*}, 张帅军¹, 侯钢领¹, 蔡雪松^{1,*}

(1. 哈尔滨工程大学 烟台研究院, 山东 烟台 264006; 2. 广州理工学院, 广东 广州 510540)

摘要: 为验证在安全停堆地震动(SSE)下不同隔震策略对于小型堆安全壳的隔震效果, 本研究利用有限元方法对小型堆安全壳结构进行三维建模, 采用铅芯橡胶支座(LRB)和摩擦摆支座(FPS)对安全壳结构进行隔震设计, 通过模态分析提取结构的前4阶振型和自振频率, 进而对小型堆安全壳进行地震响应分析。通过研究安全停堆地震动下的结构响应, 评估不同隔震策略在小型堆上的适用性。结果显示: LRB 和 FPS 隔震方案将小型堆安全壳的自振周期延长至 2.46 s 和 2.53 s。在小型堆安全停堆地震下, LRB 和 FPS 隔震结构顶点水平加速度减震率为 74.6% 和 63.2%, 安全壳结构峰值水平变形可减小 75.1% 和 68.4%。证明 LRB 和 FPS 隔震策略可提高小型堆结构的抗震性能。

关键词: 小型堆; 隔震设计; 铅芯橡胶支座; 摩擦摆支座

中图分类号: TL48; TU312

文献标志码: A

文章编号: 1000-6931(2025)04-0900-11

doi: [10.7538/yzk.2024.youxian.0563](https://doi.org/10.7538/yzk.2024.youxian.0563)

Seismic Response Analysis of Small Modular Reactor Containment Based on LRB and FPS Isolation Strategies

JI Xiaoyu¹, CHEN Nanyu¹, CHEN Mufeng^{2,*}, ZHANG Shuaijun¹, HOU Gangling¹, CAI Xuesong^{1,*}

(1. Yantai Research Institute, Harbin Engineering University, Yantai 264006, China;

2. Guangzhou Institute of Science and Technology, Guangzhou 510540, China)

Abstract: Small modular reactor (SMR) refers to a new generation of reactors with a unit power output of less than 300 MW. These reactors utilize innovative technologies for modular design and rapid on-site assembly. The assurance of structural seismic safety becomes a crucial prerequisite for the commercial application of SMR. Traditional seismic resistance theories enhance the strength and stiffness of the structure itself to resist earthquake-induced damage. In contrast, seismic isolation theory employs isolation devices to absorb and dissipate seismic energy, thereby reducing structural deformation and damage and better protecting the internal equipment and piping. To verify the effectiveness of different seismic isolation strategies for SMR under safe shutdown earthquake (SSE) conditions, this study uses the finite element method (FEM) to conduct three-dimensional modeling of the SMR containment structure. Modal analysis is performed to extract the first four modes of vibration

收稿日期: 2024-07-13; 修回日期: 2024-08-25

基金项目: 广东珠海 LNG 扩建项目二期工程 EPC 工程创优基金(Z2023LGENT1210); 黑龙江省重点研发计划(2022ZX01A14); 新兴方向培育专项计划(3072024XX2718)

* 通信作者: 陈睦锋, 蔡雪松

and natural frequencies of the structure. Lead rubber bearings (LRB) and friction pendulum systems (FPS) were utilized for the seismic isolation design of the SMR structure, and finite element models of the isolated SMR structures were established. Subsequently, seismic response analyses of the SMR containment structure were conducted. By studying the structural response under SSE and double SSE conditions, the applicability of different seismic isolation strategies for SMR was evaluated. The results show that the natural vibration periods of the SMR containment structure are extended to 2.46 s and 2.53 s based on the LRB and FPS isolation schemes. Under the SSE, the acceleration reduction rates at the peak of the LRB and FPS isolated structures are 74.6% and 63.2%, and the peak horizontal deformation of the containment structure can be reduced by 75.1% and 68.4%. Under the double SSE, the maximum tensile stress peaks of the containment structure can be reduced by 33.5% and 35.8% with the LRB and FPS isolation strategies. In non-isolated structures, tensile damage is mostly concentrated at the connections between the bottom and the side walls. After the damping effect of the isolation devices, no tensile damage was observed in the isolated containment structures, indicating that the LRB and FPS isolation schemes can effectively reduce the seismic response and structural damage of SMR nuclear power plants. This study emphasizes the importance of adopting effective seismic isolation strategies to ensure the seismic resilience of SMR. The LRB and FPS systems, by extending the natural vibration period and reducing the seismic response, offer promising solutions for the seismic protection of SMR. These results provide valuable insights for the design and implementation of seismic isolation in nuclear reactor structures, promoting the safe and reliable operation of SMR in seismically active regions.

Key words: small modular reactor; seismic isolation design; lead rubber bearing; friction pendulum system

核能是一种高效清洁能源, 目前核能发电已在全球范围高速发展。小型模块化反应堆(SMR)作为单堆电功率小于300 MW的新一代反应堆, 具有建设周期短、建设成本低和灵活性高的优势, 近年来被逐渐投入实际工程。中国核工业集团有限公司设计的“玲龙一号”反应堆(ACP100), 是我国完全自主创新的多用途模块式小型压水堆。因此, 确定小型堆结构地震安全性是其商业化应用的重要前提^[1-2]。预应力安全壳是核电站的最后一道防线, 要求其在各种不利作用下保持良好的密封性, 防止发生核事故后产生核泄漏对环境和人类造成危害, 因此针对安全壳的地震安全性, 国内外学者进行了大量研究^[3-7]。戈立成等^[3]利用Abaqus对某小型堆预应力安全壳的动力响应进行分析, 得到不同地震动加速度峰值下的结构应力分布。Chen等^[4]利用数值模拟对AP1000核电站在强地震动作用下的结构破坏情况进行了分析, 结果显示: 核电站的屏蔽建筑物和辅助建筑物的上部交接处产生的损伤效应最为显著。

Markou和Genco^[5]对美国NuScale小型堆结构模型进行非线性分析和力学响应评估, 验证了该小型堆结构在智利8.8级地震动作用下的抗震能力。郭婧等^[6]利用OpenSees对国外某核电站厂房结构进行了弹塑性动力时程分析, 并验证该结构在2倍设计基准地震作用下的完整性及抗震安全裕度。Eem等^[7]基于韩国OPR1000核电站进行概率地震响应分析, 推导了结构、系统和组件之间的地震响应相关系数。

传统抗震理论通过提高结构自身强度和刚度来抵抗地震对结构的破坏, 隔震理论则通过隔震装置吸收和耗散地震能量, 减小结构变形和损伤。朱秀云等^[8]利用有限元方法对比分析了极限安全地震动作用下采用基底隔震和不隔震厂房的地震响应。莊初立等^[9]通过非线性时程分析方法模拟AP1000核岛结构的三维地震响应, 对核岛结构在安全停堆地震作用下的响应规律及隔震控制进行研究。Guner等^[10]通过改进的频域多元多目标优化程序, 对考虑反应堆池影响的小型堆隔震

单元进行参数优化。Liu 等^[11]提出一种结合岩土工程隔震技术的新型混合多维被动控制系统, 性能优于一般三维基础隔震。然而, 国内关于核电站隔震策略的研究主要集中于大型反应堆, 缺乏针对小型堆的隔震研究。传统大型堆隔震设计多采用技术成熟的铅芯橡胶支座, 《建筑隔震设计标准》(GB/T 51408—2021)^[12]中针对核电厂建筑的隔震设计和支座检验规则均基于橡胶支座。对比铅芯橡胶支座, 摩擦摆支座具有周期可控和大震后自复位等优势, 但核电领域的摩擦摆隔震研究较少。本文分别选用铅芯橡胶支座和摩擦摆支座对某小型堆安全壳结构进行隔震设计, 并通过Abaqus建立无隔震、LRB隔震、FPS隔震3种小型堆结构模型。通过分析在不同地震动强度等级下小型堆地震响应, 验证两种隔震策略在小型堆结构应用的可行性。

1 小型堆隔震设计

以某小型堆安全壳为隔震设计对象, 其结构形式为预应力钢筋混凝土壳。该安全壳结构总高20.8 m, 基础底座半径5.4 m, 主要由素混凝土基础、预应力混凝土安全壳和钢内衬3部分组成, 结构几何模型如图1所示。分别是半径5.4 m的圆台形底座基础和扁球壳型底、外径10.8 m的圆形筒体以及外径6.7 m的扁球壳型顶, 标高8.25 m处有1个设备孔。各结构的详细几何尺寸和材料属性参见文献[3]。

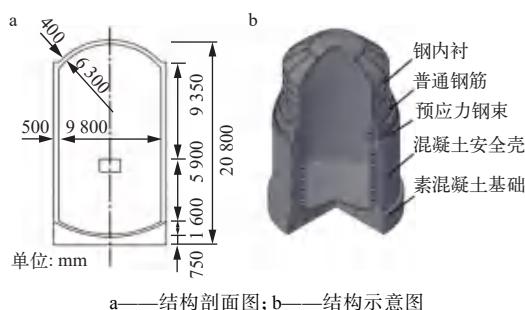


Fig. 1 Geometric model of small modular reactor containment

根据《建筑隔震设计标准》(GB/T 51408—2021)^[12], 对该小型堆安全壳进行隔震设计。为合理地对比两种隔震策略的效果, 选型时应使LRB和FPS两种支座的水平等效刚度尽量接近。LRB工作原理是通过橡胶材料的弹性特性和铅芯

的阻尼效应来减少地震或振动传递到建筑结构或设备的能量。FPS工作原理是通过滑动机构隔离地震作用, 地面水平运动迫使摩擦摆系统内滑块在圆弧面内起滑, 利用回复力控制结构地震响应^[12]。本研究使用的铅芯橡胶支座和摩擦摆支座, 如图2所示。

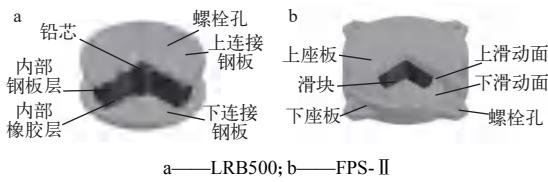


图2 LRB500型支座和FPS-II型支座
Fig. 2 LRB500 bearing and FPS-II bearing

基于《建筑隔震橡胶支座》(JG/T 118—2019)^[13]进行隔震层LRB支座设计, 保证支座竖向应力与最大水平位移符合规范要求, 隔震设计周期为2.5 s。在隔震层中设置15个直径500 mm的铅芯橡胶隔震支座, 支座剪切模量G为0.49 MPa, 第一形状系数 S_1 为31.25, 第二形状系数 S_2 为5。根据设计周期和《建筑摩擦摆隔震支座》(GB/T 37358—2019)^[14], 确定摩擦摆支座初始刚度、屈后刚度、等效刚度和回复力等关键参数。规范中定义单主滑动面摩擦摆为I型, 双主滑动面摩擦摆为II型, 同尺寸下II型的双重摩擦滑移机制可使之相对于I型位移容量更大且周期更长, 设置15个摆动周期为2.5 s的II型摩擦摆支座。LRB500型支座和FPS-II型支座的具体物理参数列于表1。隔震支座呈放射状布置在结构底部, 如图3所示。经计算, 在重力荷载代表值作用下, 铅芯橡胶支座竖向应力最大值为5.44 MPa, 小于《建筑隔震设计标准》(GB/T 51408—2021)^[12]表4.3中隔震橡胶支座竖向应力限值10 MPa, 摩擦摆支座竖向应力最大值为8.56 MPa, 满足规范中要求的20 MPa。支座最大水平位移需对结构输入地震动后进行验算。

2 有限元模型

2.1 安全壳结构

建立安全壳结构的三维有限元模型时, 基础底座和预应力安全壳选择实体单元模拟。将普通箍筋和纵筋简化为具有正交异性的钢筋层, 采用rebar layer模拟普通钢筋的布置情况。对预应力钢束进行精细化几何建模, 利用杆单元模拟。忽

表 1 LRB500 与 FPS-II 支座的设计参数
Table 1 Design parameters of LRB500 and
FPS-II bearings

参数	数值	
	LRB500	FPS-II
橡胶层总厚度, mm	100	
等效曲率半径 R , m		1.5
摩擦系数		0.07
最大水平位移, mm	300	400
竖向刚度 K_v , kN/mm	2703	2850
屈服前刚度 K_u , kN/mm	9.52	
屈服后刚度 K_d , kN/mm	0.73	0.67
水平等效刚度 K_{eff} , kN/mm	0.94	0.81

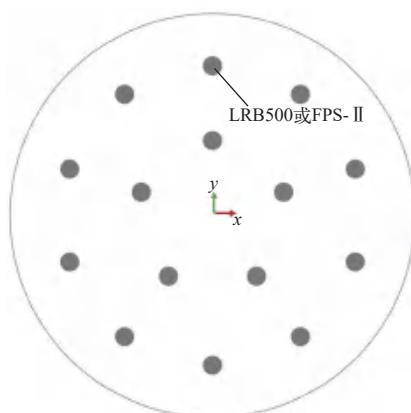


图 3 小型堆隔震支座平面布置图

Fig. 3 Plan layout of isolation bearings in small modular reactor

略钢内衬结构的环向及径向加劲肋板,采用壳单元进行模拟。图 4 为 Abaqus 中前处理完成后的小型堆安全壳三维有限元模型。该小型堆安全壳主体结构选用强度为 C50 的混凝土塑性损伤模型,以模拟混凝土的非线性本构关系。在安全停堆地震和 2 倍安全停堆地震作用下,安全壳结构损伤程度较小^[3],结构阻尼比取 0.05,其余材料属

性参数列于表 2。

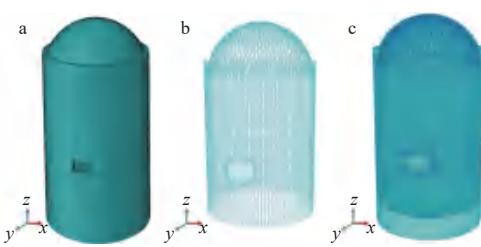


图 4 小型堆安全壳三维有限元模型

Fig. 4 3D finite element model
of small modular reactor containment

2.2 隔震支座

LRB 力学性质可通过双线性模型进行描述,其支座恢复力曲线的形状、大小,由屈服前水平刚度、屈服后水平刚度以及屈服力确定。地震作用超过静摩擦力时, FPS 开始滑动并产生隔震效果,可采用初始力为静摩擦力的单折线模型表示其力学性质。图 5 为两种隔震支座的应力应变曲线,其中 Q_d 和 μP 分别为 LRB 和 FPS 支座屈服力, D_0 为支座最大水平位移。模拟 LRB 和 FPS 的力学行为,可设置 CONN3D2 单元使节点 i 与结构基底耦合连接,节点 j 边界条件设为固结,再根据 LRB500 型和 FPS-II 型隔震支座的本构曲线设置该单元的截面属性。

2.3 模型验证

对于隔震结构,可假设上部结构刚度为 K_s ,隔震层刚度取支座屈服后刚度 K_d ,两者连接方式可视为串联,隔震系统的等效刚度可由下式^[15]计算:

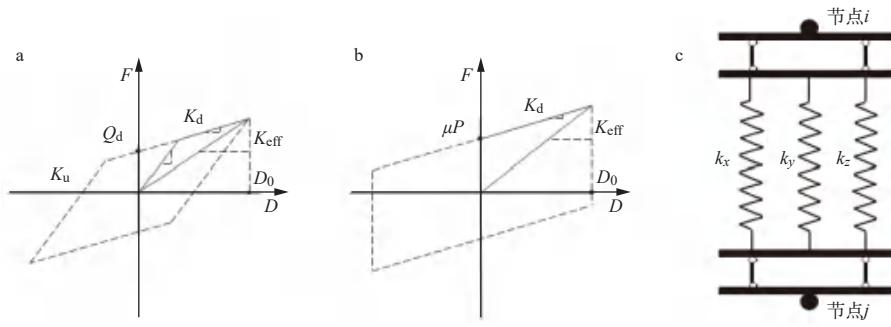
$$K_{eff} = K_s K_d / (K_s + K_d) \quad (1)$$

小型堆安全壳结构刚度均远大于隔震层刚度,所以有 $K_s \gg K_d$,故 K_{eff} 近似为 K_d 。隔震结构屈服后自振周期 T 为:

表 2 小型堆安全壳材料属性

Table 2 Material property of small modular reactor containment

模型分类	单元类型	本构模型	屈服强度/MPa	密度/(kg/m ³)	弹性模量/MPa
混凝土结构	C3D8R-实体单元	CDP(C50)	抗拉: 2.65; 抗压: 32.5	2 500	34 500
预应力钢束	T3D2-杆单元	弹塑性模型	1 770	7 850	210 000
普通钢筋层	SFM3D4-壳单元	弹塑性模型	400	7 850	190 000
钢内衬	S4R-壳单元	弹塑性模型	320	7 850	210 000



a—LRB500; b—FPS-II ; c—CONN3D2 单元

图 5 隔震支座力学行为

Fig. 5 Mechanical behavior of isolation bearing

$$T = 2\pi \sqrt{m/K_d} \quad (2)$$

LRB 型支座等效刚度主要由橡胶层的设计参数和上部荷载决定, 其水平等效刚度可通过调整橡胶层的厚度和铅芯的尺寸来调节, 较厚的橡胶层提供更大的变形能力和较低的水平刚度, 从而实现更好的隔震效果。FPS 型支座等效刚度由支座竖向荷载 W 、滑动面等效曲率半径 R 、设计摩擦系数 μ 和设计位移 D_0 确定^[15]:

$$K_{\text{eff}} = W/R + \mu W/D_0 \quad (3)$$

将式(3)代入式(2), 可得:

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{D_0 R}{g(D_0 + \mu R)}} \quad (4)$$

FPS 隔震结构等效周期 T 仅与 R 、 D_0 和 μ 有关。FPS 能够在大范围内提供较为恒定的水平刚度, 不随变形量显著变化, 保证隔震结构在不同地震强度下的稳定性。**图 6** 为输入地震动后的隔震支座滞回曲线, 可见 LRB 的初始刚度和屈后刚度与设计参数一致, FPS 的摆动刚度满足设计值。同一支座在水平 x 向和水平 y 向的滞回曲线斜率接近, 即两个方向上的滞回特性一致, 表明两种支座在水平方向具有相似的隔震性能。

对安全壳基准模型和隔震模型分别进行模态

分析, 可得到结构固有频率和对应的振型。将自振频率结果与文献 [3] 进行对比验证, 结果显示: 小型堆无隔震结构的固有频率与参考模型结果接近, 隔震后安全壳振型由摆动转为平动, 结构前 4 阶振型如**图 7** 所示。**表 3** 列出结构隔震前后的自振周期, 可看出 LRB 和 FPS 隔震方案使结构自振周期分别延长至 2.46 s 和 2.53 s, 与传统大型堆隔震后周期接近^[16]。LRB 和 FPS 隔震层屈服后刚度分别为 10.9 kN/mm 和 10.1 kN/mm, 代入式(2)中得 LRB 和 FPS 隔震设计下的结构屈服后自振周期为 2.48 s 和 2.57 s, 与隔震结构有限元模型的自振周期接近, 证明了隔震设计的有效性。

3 地震响应分析

3.1 输入地震动

选择天然波中的 El-Centro 波 (El 波) 和 Taft 波, 以 RG1.60 标准谱为基准进行拟合。采取三向地震动输入, 考虑到安全停堆地震动 (SSE) 加速度峰值通常取 $0.3g$, 且通常竖向加速度峰值与水平加速度峰值比值为 $2/3 \sim 1$ ^[17], 因此输入地震动的水平 x 向和 y 向加速度峰值取 $0.3g$, 竖直 z 向加速度峰值取 $0.2g$, 地震动时程曲线如**图 8** 所示。加速度反应谱如**图 9** 所示, 拟合后两条天然

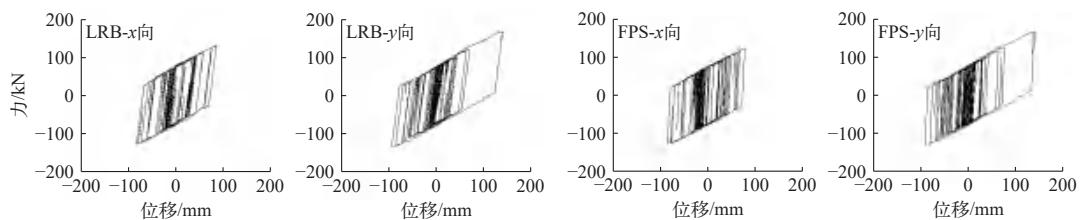


图 6 隔震支座滞回曲线

Fig. 6 Hysteresis curves of isolation bearings

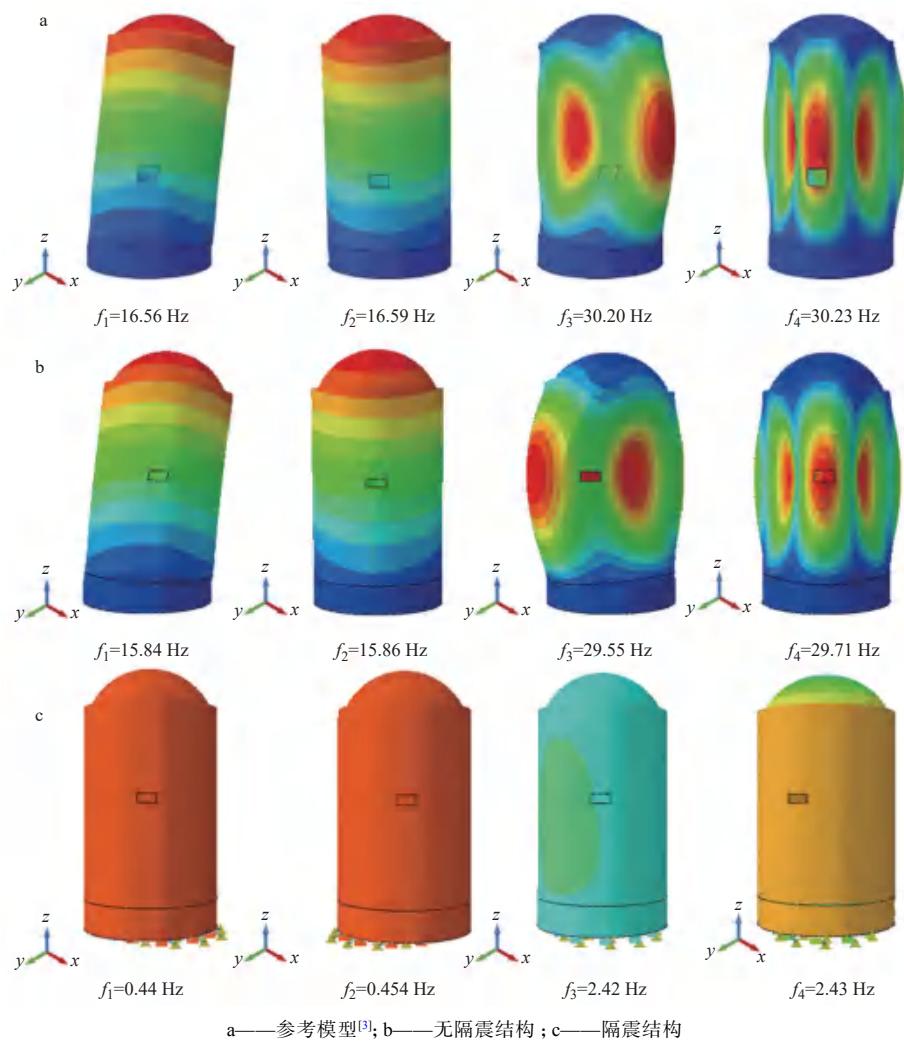


图7 小型堆安全壳振型云图

Fig. 7 Mode shape diagram of small modular reactor containment

表3 基准模型与隔震模型等效自振周期

Table 3 Equivalent natural periods of benchmark and isolated models

阶数	基准模型周期/s	LRB隔震模型周期/s	FPS隔震模型周期/s
1	0.0634	2.4553	2.5326
2	0.0632	2.4496	2.5319
3	0.0362	0.5125	0.5124
4	0.0362	0.5111	0.5114
5	0.0327	0.1407	0.1408

波可包络 RG1.60 谱。

3.2 加速度响应

将无隔震工况作为对照组,通过分析 LRB 隔震结构和 FPS 隔震结构的动力响应,评估隔震策略对安全壳结构性能的改善效果。加速度是描述地震动力作用的重要参数,讨论隔震后小型堆结

构的加速度响应,可评估其在地震加载下的惯性力。选取小型堆顶点作为参考点,顶点水平向加速度时程曲线如图 10 所示。分析结果显示:隔震支座可显著降低小型堆结构的地震响应,LRB 隔震结构顶点加速度小于 FPS 隔震结构。在 El 波和 Taft 波工况中,无隔震结构的水平加速度峰值为 9.15 m/s² 和 9.14 m/s²,LRB 隔震结构为 2.48 m/s² 和 2.32 m/s²,FPS 隔震结构为 3.52 m/s² 和 3.36 m/s²。定义加速度放大系数 α 和减震率 SR^[18]:

$$\alpha = \frac{\text{顶点峰值加速度}}{\text{地面峰值加速度}} \quad (5)$$

$$SR = \frac{\text{无隔震结构响应} - \text{隔震结构响应}}{\text{无隔震结构响应}} \quad (6)$$

由式(5)可知:两种地震波工况下 LRB 隔震结构水平加速度减震率为 72.9% 和 74.6%,FPS

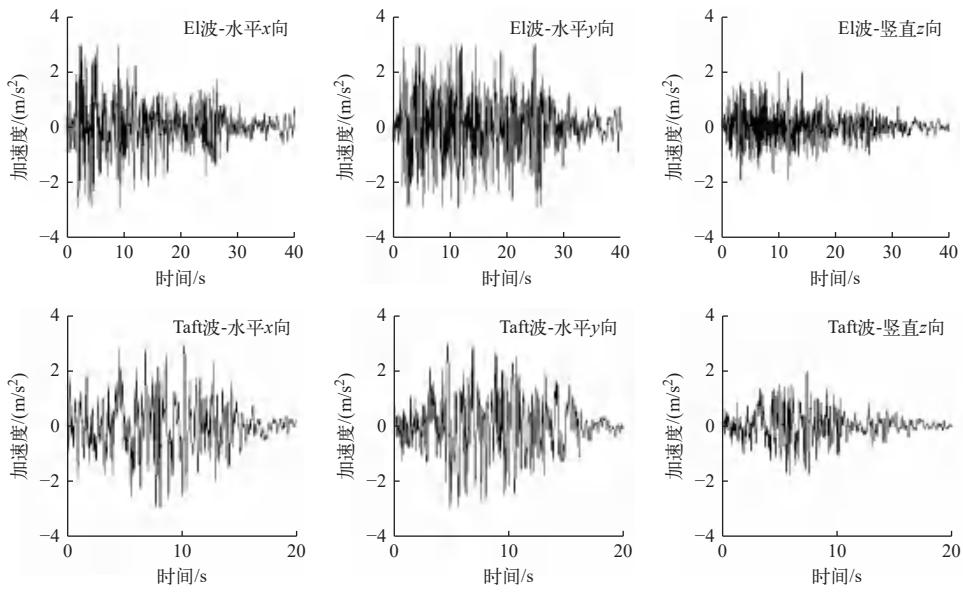


图 8 El 波与 Taft 波三向地震动时程曲线

Fig. 8 Three-directional ground motion time history curves of El wave and Taft wave

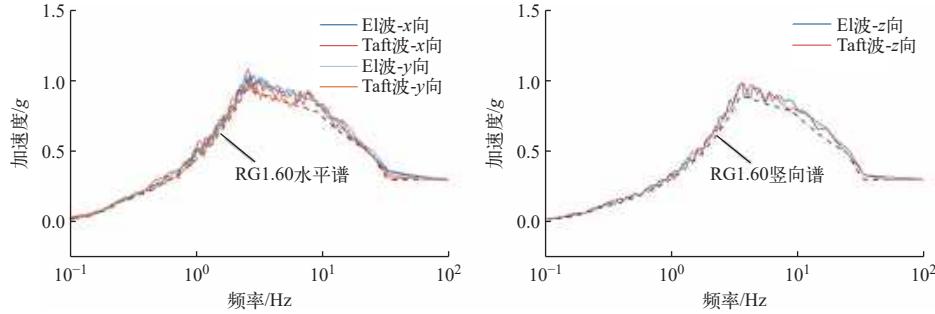


图 9 El 波与 Taft 波地震动加速度反应谱(5% 阻尼比)

Fig. 9 Acceleration response spectra of El wave and Taft wave (5% damping ratio)

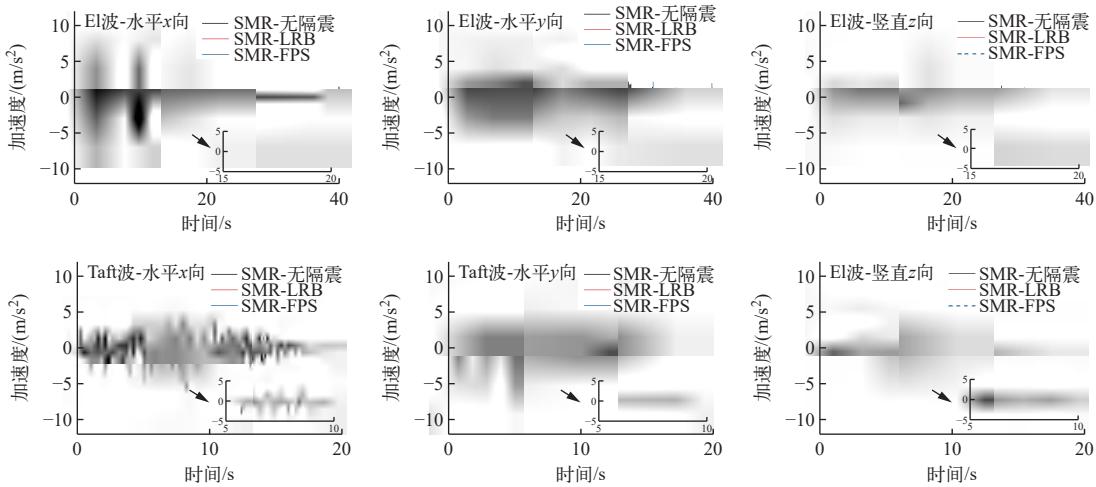


图 10 安全壳结构顶点加速度时程曲线

Fig. 10 Acceleration time history curves at the top of containment structure

隔震结构水平加速度减震率为 61.5% 和 63.2%。这是由于隔震支座可有效延长核电站结构自振周期，减小结构顶点水平加速度峰值。传统抗震设计的大型堆顶点加速度放大系数为 3.27，隔震后

大型堆顶点加速度放大系数为 $0.55\sim0.75$ ^[19], 对应减震率为 $77.1\%\sim83.2\%$, 小型堆隔震结构响应与大型堆隔震结构响应近似。在竖直方向上, 隔震结构的地震加速度响应趋势与无隔震结构基本相同, 无隔震结构加速度峰值为 4.92 m/s^2 , LRB 和 FPS 隔震结构加速度峰值均为 5.04 m/s^2 。对顶点加速度进行傅里叶变换, 得到加速度傅里叶谱如图 11 所示。结果显示: 两种隔震支座均具有一定的滤波作用, LRB 支座在过滤高频段地震波方面表现出色。FPS 支座由于启动过程伴随摩擦会产生杂频, 导致 FPS 隔震结构仍存在高频地震波响应。由于两种支座竖向刚度较大, 隔震结构竖向加速度傅里叶谱在 $10\sim20\text{ Hz}$ 略高于无隔震结构。设备孔的加速度反应谱如图 12 所示, 隔震支

座能够显著降低结构水平加速度反应谱峰值并使波峰前移, 竖直方向加速度反应谱在高频段略有上升。因此, 在小型堆安全壳结构上应用 LRB 和 FPS 隔震策略, 能够有效控制结构的地震响应, 达到提高结构性能, 提升抗震裕度的效果。

3.3 位移响应

提取安全壳顶点相对于隔震支座顶部的水平位移作为上部结构水平变形, 计算时应减去结构摇摆导致的水平位移响应, 得到小型堆安全壳水平变形时程曲线如图 13 所示。在无隔震工况下, 相较于大型堆的变形响应, 小型堆结构水平变形更小, 隔震支座可抑制的位移行程有限^[20]。非隔震结构水平变形最大值为 1.45 mm , 增加隔震措施后, LRB 隔震结构水平变形降至 0.36 mm , FPS 隔

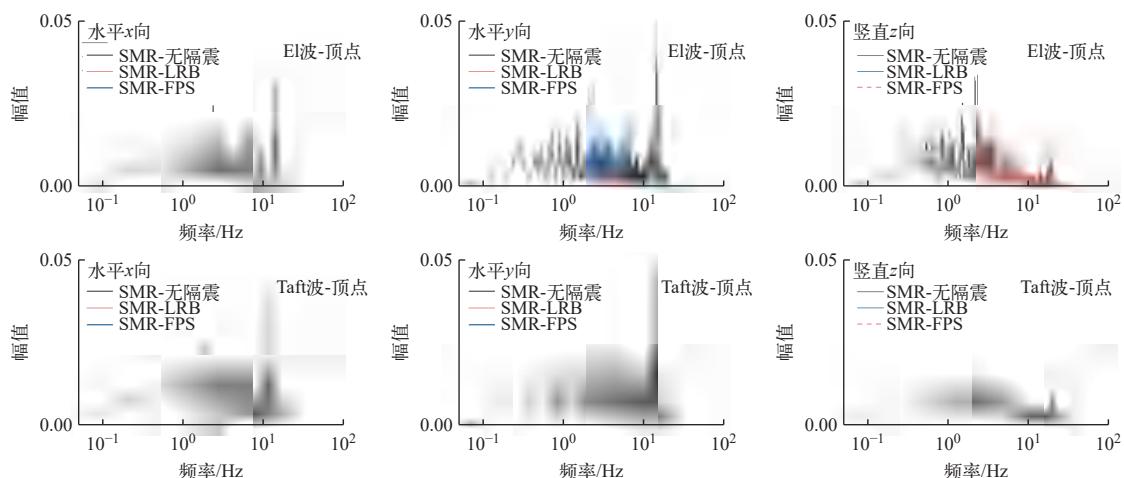


图 11 顶点加速度傅里叶谱

Fig. 11 Fourier spectrum of acceleration at the top

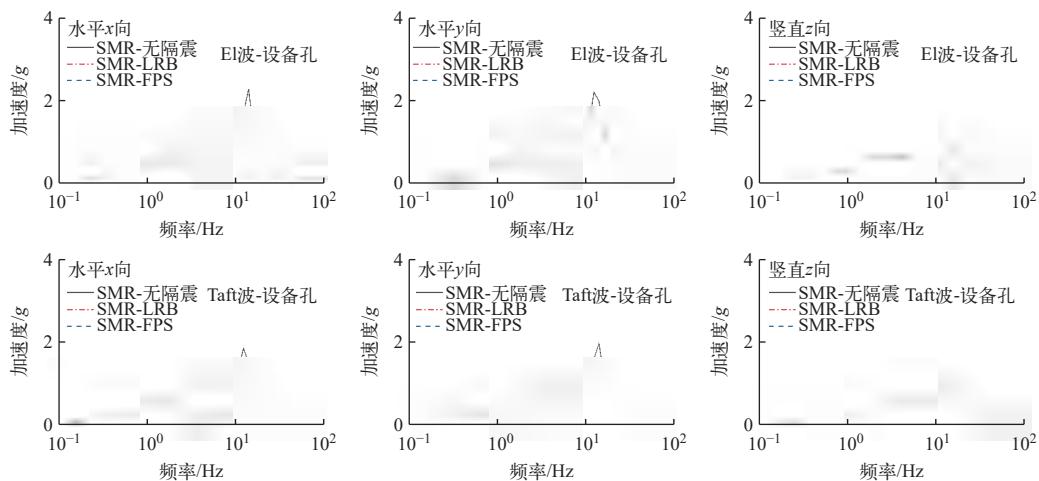


图 12 设备孔水平加速度反应谱

Fig. 12 Acceleration response spectrum at equipment holes

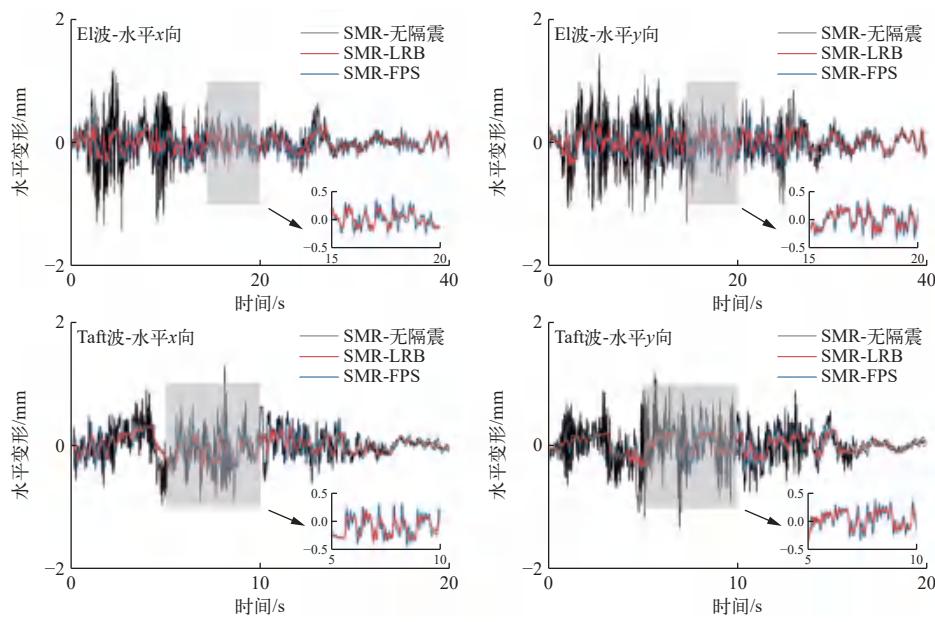


图 13 安全壳结构水平变形时程曲线

Fig. 13 Horizontal deformation time history curves of containment structure

震结构降至 0.45 mm, 两种隔震结构的水平变形分别减小了 75.1% 和 68.4%, 故增加隔震层后可保证上部结构水平变形始终处于较小范围内。同时应考虑隔震层的绝对水平位移和整体结构的摇摆角, 水平最大位移出现在 El 波作用下的 LRB 隔震层, 数值为 86 mm, 小于《建筑隔震设计标准》(GB/T 51408—2021)^[12] 中的支座水平位移限值 300 mm。竖向地震动会减弱隔震结构自重抗倾覆能力从而导致结构摇摆效应, 增加隔震支座会使结构摇摆效应放大, 从而使顶点产生额外的摇摆位移, 讨论上部结构变形时应排除该位移的影响。在 El 波工况下结构最大倾角为 $(1/17\,333)$ °, 能够在顶点

产生 1.2 mm 的水平摇摆位移。

3.4 2 倍 SSE 地震动下的结构响应

根据 2 倍 SSE 强度确定小型堆结构的地震输入, 混凝土结构拉应力云图如图 14 所示, 最大拉应力均发生在壳体结构底部。在三向地震动下, 无隔震结构的混凝土最大拉应力为 1.79 MPa, LRB 隔震结构最大拉应力为 1.19 MPa, FPS 隔震结构最大拉应力为 1.15 MPa。两种隔震策略对于 2 倍 SSE 地震动作用下的小型堆安全壳结构最大拉应力峰值减少 33.5% 和 35.8%, 防止混凝土受拉破坏同时改变整体结构的拉应力分布, 降低了中上部结构的拉应力。

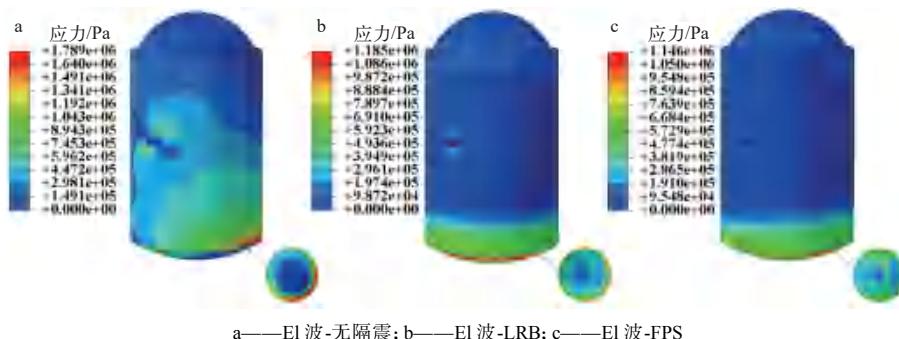


图 14 2 倍 SSE (0.6g) 下的混凝土拉应力云图

Fig. 14 Tensile stress contour diagram of concrete under 2SSE (0.6g)

混凝土受拉损伤云图如图 15 所示。结果显示, 非隔震结构的受拉损伤多集中于底部和侧墙

的连接位置, 经过隔震装置的减震作用后, 安全壳结构未出现受拉损伤, 说明 LRB 和 FPS 的隔

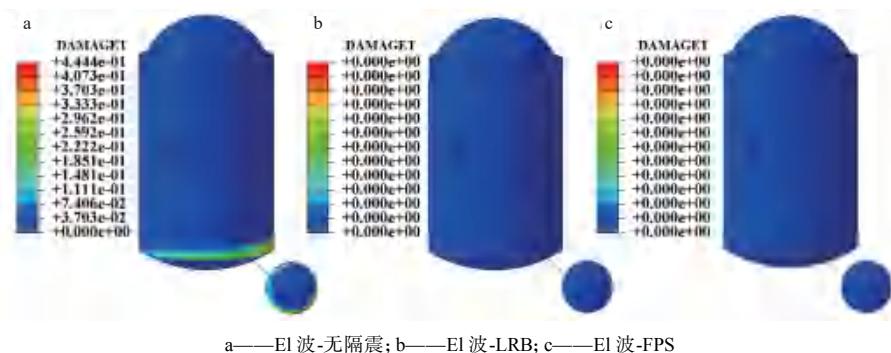


图 15 2 倍 SSE(0.6g)下的混凝土受拉损伤云图

Fig. 15 Tensile damage contour diagram of concrete under 2SSE (0.6g)

震方案可以有效降低小型堆核电站的地震响应和结构损伤。安全壳结构拉应力显著降低,未达到受拉损伤条件,所以图 15 中显示受拉损伤因子为 0。

4 结论

本文对某小型堆安全壳结构进行隔震设计并进行无隔震工况、LRB 隔震工况、FPS 隔震工况有限元分析,分别考虑小型堆安全壳在 SSE 地震动和 2 倍 SSE 地震动作用下结构响应,并对安全壳结构进行抗震性能分析,主要结论如下。

1) 对比非隔震结构和两种隔震结构,LRB 和 FPS 隔震策略能够分别减少结构 74.6% 和 63.2% 的水平加速度响应,竖向加速度响应与无隔震结构基本一致。两种隔震策略还使结构水平变形分别减小 75.1% 和 68.4%,从而验证 LRB 和 FPS 隔震策略应用于小型堆的有效性。

2) 两种隔震措施使混凝土结构的最大拉应力分别减小 33.5% 和 35.8%,中上部结构的拉应力显著降低,拉应力极值主要分布在结构底部,并缓解了设备孔处的应力集中。由于抗震设计下的小型堆结构强度能够抵御高烈度地震作用,2 倍 SSE 地震动下仅结构底部出现塑性受拉损伤,增加隔震措施后结构未见塑性受拉损伤,结构整体处于弹性范围。因此,隔震措施可提升小型堆原结构的抗震性能和抗震裕度。

3) 隔震支座除提升结构抗震性能外,还会放大小型堆隔震层的绝对水平位移。在 SSE 三向地震作用下,LRB 隔震层水平位移峰值为 86 mm。因此,在实际工程设计和施工中需考虑隔震层附加设备连接的可靠性和稳定性。

参考文献:

- [1] HUSSEIN E M A. Emerging small modular nuclear power reactors: A critical review[J]. *Physics Open*, 2020, 5: 100038.
- [2] 宋丹戎, 秦忠. “玲龙一号”技术方案及示范工程进展[J]. 中国核电, 2018, 11(1): 21-25.
SONG Danrong, QIN Zhong. Progress of Ling Long SMR technology and demonstration project[J]. China Nuclear Power, 2018, 11(1): 21-25(in Chinese).
- [3] 戈立成, 刘玉岚, 王彪. 小型堆安全壳在地震激励下的动力响应分析[J]. 原子能科学技术, 2022, 56(7): 1370-1378.
GE Licheng, LIU Yulan, WANG Biao. Dynamic response analysis of small nuclear reactor containment under seismic excitation[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2022, 56(7): 1370-1378(in Chinese).
- [4] CHEN W, ZHANG Y, WANG D, et al. Investigation on damage development of AP1000 nuclear power plant in strong ground motions with numerical simulation[J]. *Nuclear Engineering and Technology*, 2019, 51(6): 1669-1680.
- [5] MARKOU G, GENCO F. Seismic assessment of small modular reactors: NuScale case study for the 8.8 MW earthquake in Chile[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2019, 342: 176-204.
- [6] 郭婧, 方火浪, 张轶群, 等. 强震作用下核电站反应堆厂房结构的抗震性能分析[J]. 地震工程与工程振动, 2016, 36(6): 11-21.
GUO Jing, FANG Huolang, ZHANG Yiqun, et al. Seismic performance analyses of reactor building structures in nuclear power plant under strong earthquake motions[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2016, 36(6): 11-21(in Chinese).
- [7] EEM S, CHOI I K, CHA S L, et al. Seismic response correlation coefficient for the structures, systems and components of the Korean nuclear power plant for seismic prob-

- abilistic safety assessment[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2021, 150: 107759.
- [8] 朱秀云, 林皋, 潘蓉. 基底隔震对核电站反应堆厂房的地震响应影响分析[J]. 原子能科学技术, 2017, 51(4): 706-712.
ZHU Xiuyun, LIN Gao, PAN Rong. Influence analysis on seismic response of reactor building of NPP affected by base-seismic isolation[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2017, 51(4): 706-712(in Chinese).
- [9] 莊初立, 张永山, 汪大洋. AP1000 核岛结构基础隔震设计与参数影响分析[J]. 核动力工程, 2016, 37(6): 45-49.
ZHUANG Chuli, ZHANG Yongshan, WANG Dayang. Seismic isolation design and parameter effect analysis of AP1000 nuclear island structure[J]. *Nuclear Power Engineering*, 2016, 37(6): 45-49(in Chinese).
- [10] GUNER T, BURSI O S, ERLICHER S. Optimization and performance of metafoundations for seismic isolation of small modular reactors[J]. *Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering*, 2023, 38(12): 1558-1582.
- [11] LIU Y, LI J, LIN G. Seismic mitigation analysis of three-dimensional base-isolated nuclear structures with soil-dependent isolation system under extreme earthquakes[J]. *Engineering Structures*, 2024, 311: 118187.
- [12] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑隔震设计标准: GB/T 51408—2021[S]. 北京: 中国计划出版社, 2021.
- [13] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑隔震橡胶支座: JG/T 118—2018[S]. 北京: 中国标准出版社, 2018.
- [14] 国家市场监督管理总局, 国家标准化管理委员会. 建筑摩擦摆隔震支座: GB/T 37358—2019[S]. 北京: 中国标准出版社, 2019.
- [15] 龚健, 邓雪松, 周云. 摩擦摆隔震支座理论分析与数值模拟研究[J]. 防灾减灾工程学报, 2011, 31(1): 56-62.
GONG Jian, DENG Xuesong, ZHOU Yun. Study on theoretical analysis and numerical simulation of friction pendulum bearing[J]. *Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering*, 2011, 31(1): 56-62(in Chinese).
- [16] 赵春风, 陈健云. 基础隔震系统对核电站安全壳抗震的影响[J]. 爆炸与冲击, 2014, 34(5): 615-621.
ZHAO Chunfeng, CHEN Jianyun. Influences of base isolation system on seismic resistance of nuclear power plant containment[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2014, 34(5): 615-621(in Chinese).
- [17] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 核电厂抗震设计标准: GB 50267—2019[S]. 北京: 中国计划出版社, 2019.
- [18] 谢明志, 袁晶莲, 郭世杰, 等. 罕遇地震下高速铁路大跨矮塔斜拉桥减隔震性能研究[J]. 中国铁道科学, 2024, 45(3): 61-77.
XIE Mingzhi, YUAN Jinglian, GUO Shijie, et al. Study on seismic isolation performance of long-span extra-dosed cable-stayed bridge of high-speed railway under rare earthquake[J]. *China Railway Science*, 2024, 45(3): 61-77(in Chinese).
- [19] 陈岩, 周中一, 王友刚, 等. 多模块高温气冷堆核岛厂房隔震结构振动台试验[J]. 土木工程学报, 2023, 56(1): 37-48.
CHEN Yan, ZHOU Zhongyi, WANG Yougang, et al. Shaking table tests on base-isolated nuclear island building of multi-module high temperature gas cooled reactor[J]. *China Civil Engineering Journal*, 56(1): 37-48(in Chinese).
- [20] 郑志. 核安全壳双向地震反应分析及易损性评估[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2018.