

文章编号: 0258-0926(2023)05-0085-10; DOI:10.13832/j.jnpe.2023.05.0085

考虑 SSI 效应的核电厂 SSC 耦合体系模型 主余震易损性分析

赵锦一, 宋 雷, 周志光*

同济大学土木工程学院, 上海, 200092

摘要: 核电厂体系的地震易损性分析能够反映耦合的结构、系统和部件 (SSC) 在不同地震强度下的失效概率, 土-结构相互作用 (SSI) 和主余震作用是地震易损性分析中 2 个非常重要的因素。本文建立了 AP1000 核电厂 SSC 耦合体系模型, 选用典型软岩石地基作为场地条件, 根据 AP1000 设计谱选取主余震记录, 采用增量动力分析 (IDA) 方法对耦合体系模型进行考虑 SSI 效应的地震易损性分析。经计算分析可知, 主余震作用对结构和设备的破坏可能大于单一主震的作用效应。考虑 SSI 效应普遍增大了 SSC 主余震易损性的条件失效概率。由典型 SSC 抗震性能结果可知, 耦合体系的失效模式为屏蔽厂房混凝土首先开裂, 随后蒸汽发生器管道屈服, 最后主蒸汽管道进入屈服。考虑 SSI 效应时, 破坏状态基本完好与一般破坏之间的极限状态下屏蔽厂房、蒸汽发生器、管道的高置信度低失效概率 (HCLPF) 值分别为 0.48g、0.68g 和 0.92g。由本文研究可知, 在核电厂易损性评估过程中, SSI 效应和主余震作用的影响不容忽视。

关键词: AP1000 核电厂 SSC 耦合模型; 土-结构相互作用 (SSI); 主余震作用; 地震易损性分析

中图分类号: TL364⁺.5 **文献标志码:** A

Fragility Analysis of Main Aftershock by Nuclear Power Plant SSC Coupling System Model Considering SSI Effect

Zhao Jinyi, Song Lei, Zhou Zhiguang*

College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai, 200092, China

Abstract: Seismic fragility analysis of NPP systems can reflect the failure probability of coupled structures, systems and components (SSCs) under different earthquake intensities, in which the soil-structure interaction (SSI) and the main aftershock effect are two very important factors. In this paper, the AP1000 NPP SSC coupled system model is established; the typical soft rock foundation is selected as the site condition; the main aftershock records are selected according to the AP1000 design spectrum; and the coupled model is analyzed for seismic fragility considering the SSI effect using the IDA calculation method. It is calculated and analyzed that the damage to the structure and equipment from the main aftershock effect may be greater than the effect of a single mainshock. Considering the SSI effect generally increases the conditional failure probability of SSCs under main aftershocks. From the typical SSC seismic performance results, the failure mode of the coupled system is that the concrete of the shield building cracks first, followed by the yielding of the steam generator piping, and finally the main steam piping enters yielding. Considering SSI effect, the values of high confidence low failure probability (HCLPF) of the three in the limit state between basically intact failure state and general failure state are 0.48g, 0.68g and 0.92g

收稿日期: 2022-10-11; 修回日期: 2023-05-15

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51778491)

作者简介: 赵锦一 (1994—), 男, 博士研究生, 现主要从事核电厂抗震及易损性等方面研究, E-mail: 2010061@tongji.edu.cn

*通讯作者: 周志光, E-mail: zgzhou@tongji.edu.cn

respectively. The research results indicate that the effects of the SSI and the main aftershock should not be neglected in the fragility assessment of nuclear power plants.

Key words: AP1000 NPP SSC coupled system model, Soil-Structure interaction (SSI), Main aftershock, Seismic fragility analysis

0 引言

地震易损性分析是核电厂地震概率风险评估 (PRA) 的关键一步^[1], 是从全概率分析的角度计算核电结构、系统和部件 (SSC) 在不同水平地震作用下的失效概率^[2]。该方法的使用是为了弥补传统核电厂抗震规范中确定性设计方法的不足, 从设计的角度为核电 SSC 安全储备提供定量的分析结果。地震易损性分析不仅有利于公众更科学地了解核电厂真实的抗震能力, 也有利于政府对核电厂未来管理作出科学决策。

上世纪七八十年代, 关于结构-设备体系的研究已陆续开展。Yun 等^[3]提出了一种考虑结构-设备耦合关系进行楼层反应谱计算的方法, 实现了主结构和子结构的抗震设计。Li 等^[4]根据设备的地震失效情况, 建立了结构-设备耦合系统的抗震性能等级和设防对象, 并提出该系统的失效准则。Yu 等^[5]通过建立结构-设备耦合系统动力学分析模型, 利用多地震动时程计算方法比较了不同耦合系统的楼层响应谱。Hernried 等^[6]最早对结构-设备-管线三级结构体系开展了研究。Luo 等^[7]执行了一系列土-结构-设备系统的振动台试验, 并研究了土体对结构-设备子系统地震能量传递的影响。我国最早于 20 世纪 90 年代初由苏经宇等^[8]开展了对结构-设备的研究。孙增寿等^[9]针对结构-设备复合系统动力建模问题和振动特性计算问题进行了深入研究。李杰等^[10]结合一系列振动台试验结果, 对结构-设备组合体系的动力特性问题进行了研究。

考虑土-结构相互作用 (SSI) 以及主余震作用是核电厂地震易损性分析中的 2 个重要因素。Ashiquzzaman 等^[11]利用核电厂安全壳集中质量模型, 探究了强震输入下 SSI 效应对隔震核电厂安全壳响应的影响。李小军等^[12]以 CAP1400 核电厂安全壳结构为研究对象, 进行了非岩石地基场地核电厂模型振动台试验。于晓辉等^[13]采用真实和人造主余震记录对单自由度体系进行非线性动力分析, 研究了主余震对结构累积损伤的影

响。Chen 等^[14]对主余震作用下 AP1000 核电厂的损伤情况进行分析, 分析结果表明核电厂混凝土结构的损伤随着主震强度的增加而加剧, 且余震会进一步加剧结构损伤。

为了提供更加可靠的地震易损性数据进行核电 SSC 地震易损性的定量计算, 探究核电耦合体系的失效模式, 且同时考虑 SSI 效应与主余震作用因素, 本文构建由核电厂典型 SSC 组成的较为详细的耦合体系模型, 选用软岩石场地进行地震易损性分析, 探究设计基准地震动水平下核电耦合体系主余震作用响应的特点, 对比考虑与不考虑 SSI 效应的主余震易损性结果。

1 模型建立及主余震选取

1.1 耦合体系模型

本文以 AP1000 核电厂为例, 以 AP1000 主结构、蒸汽发生器及主蒸汽管道耦合体系为研究对象建立模型, 核电厂剖面图^[15]和耦合体系模型简图如图 1、图 2 所示。图 2 中, 耦合体系模型由主结构、2 个蒸汽发生器、2 条主蒸汽管道以及若干连接单元组成, 模型参数参考 SASSI 模型^[16]及 AP1000 设计控制文件^[17]。

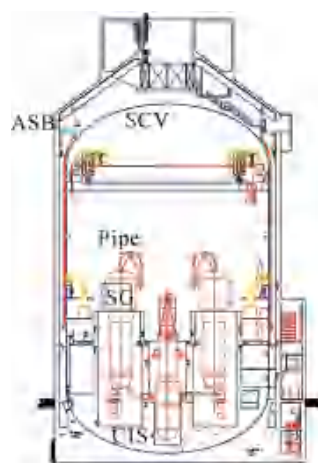


图 1 AP1000 核电厂剖面图^[15]

Fig. 1 Section View of AP1000 Nuclear Power Plant

SG—蒸汽发生器; Pipe—主蒸汽管道; ASB—屏蔽厂房; SCV—安全壳; CIS—内部结构

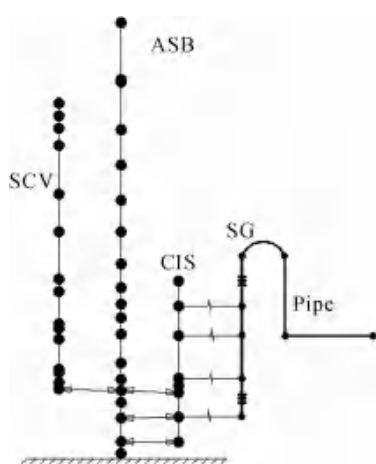


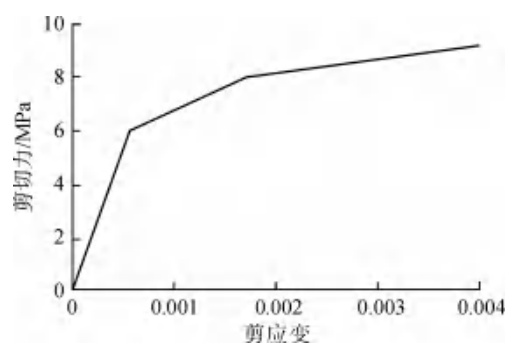
图 2 耦合体系模型简图

Fig. 2 Sketch of Coupled System Model

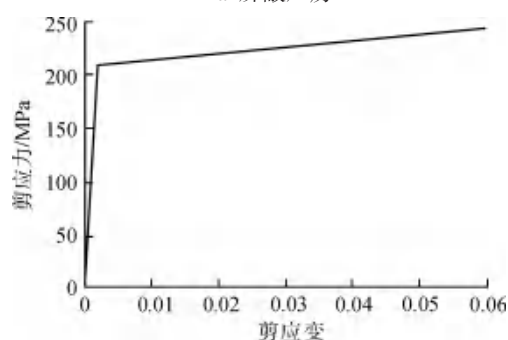
AP1000 核电厂主结构包括屏蔽厂房、安全壳和内部结构。屏蔽厂房主体为钢筋混凝土环形结构，直径 44.2 m、高度 83.1 m、厚度 0.9 m，在运行期间，为包括反应堆冷却系统在内的放射性系统部件提供屏蔽作用，导出安全壳内的热能，并保护内部壳体结构不受外界剧烈事件的影响。安全壳结构直径为 39.6 m、高度 55.4 m，厚度 4.5 cm，主体材料由 SA738Gr.B 钢材组成，可在核电系统正常运行时期及出现假想安全事故后，为冷却系统和反应堆系统放射性物质的扩散提供屏蔽保障。内部结构主要是核电内部的设备隔间及钢筋混凝土屏蔽墙等，高度约为 33.1 m。

主结构模型的建立采用集中质量方法，基于 ABAQUS Connector 单元进行自定义设置。屏蔽厂房和内部结构的本构模型参考崔长海^[18]及核电厂抗震设计指导文件^[19]，通过单元的剪切本构表示钢筋混凝土结构的抗剪性能；钢制安全壳体则采用相应钢材的双折线本构。屏蔽厂房和安全壳的剪切模型骨架曲线如图 3 所示。

蒸汽发生器是核电厂内组成主蒸汽供应系统的重要设备。上、下段筒体外径分别为 5.85 m 和 4.42 m，壁厚分别为 0.115 m 和 0.095 m，高度为 22.54 m，质量约为 600 t。每台蒸汽发生器有横向支撑 5 个和垂直支撑 1 个，均采用梁单元模拟，固定于设备内墙。蒸汽发生器组成材料为 SA508Gr.3 钢，取屈服强度和屈服后刚度比分别为 259 MPa 和 1%，支撑刚度则参考设备的频率特性等效取值^[20]。



a 屏蔽厂房



b 钢制安全壳

图 3 剪切模型骨架曲线

Fig. 3 Skeleton Curves of Shear Model

主蒸汽管道位于蒸汽发生器的顶端，将蒸汽传输至汽轮机厂房。主蒸汽管道壁厚 0.046 m，长度约为 53.3 m，管径约为 0.97 m，模型采用梁单元模拟，组成材料为 SA335-P111 钢，取屈服强度和屈服后刚度比分别为 300 MPa 和 1%。

1.2 地基模型

基于对美国场地的调查结果，核电厂设计的场地类型被划分为 6 类^[17]。本文选取其中某软岩石场地进行研究。该场地总高度为 60.96 m，特征周期约为 0.18 s，各层参数如表 1 所示。土体非线性特征采用等效线性方法模拟，泊松比取 0.3。

地基模型采用实体单元模拟，设置周期性边界，即保证同一高程处的边界各节点在水平向保持同一运动，来模拟场地在地震波传递下的剪切行为，以弥补有限元方法无法模拟无限域地基的不足。地基模型采用周期性边界需要满足 2 个条件^[21]：①边界处的响应与一维场地响应分析结果相差不大；②增加土域范围对上部结构响应的影响不大。经过多种尺寸土域演算结果对比，最后确定土域平面尺寸为 600 m×600 m，总划分单元数为 136275，并保证在分析中基本单元的最大

表 1 软岩石场地土层参数

Tab. 1 Parameters of Soft Rock Site Soil Layer

| 层号 | 土层类型 | 厚度/m | 剪切波速 $V_s/(m \cdot s^{-1})$ | 密度/($kg \cdot m^{-3}$) |
|----|------|-------|-----------------------------|--------------------------|
| 1 | 砂土-1 | 3.048 | 640.09 | 2082.42 |
| 2 | 砂土-1 | 3.048 | 655.33 | 2082.42 |
| 3 | 砂土-2 | 3.048 | 670.57 | 2082.42 |
| 4 | 砂土-2 | 3.048 | 685.81 | 2082.42 |
| 5 | 砂土-2 | 3.048 | 701.05 | 2082.42 |
| 6 | 软岩-1 | 3.048 | 1303.03 | 2082.42 |
| 7 | 软岩-1 | 3.048 | 1316.73 | 2082.42 |
| 8 | 软岩-1 | 3.048 | 1330.45 | 2162.51 |
| 9 | 软岩-1 | 3.048 | 1344.16 | 2162.51 |
| 10 | 软岩-1 | 3.048 | 1357.89 | 2162.51 |
| 11 | 软岩-1 | 3.048 | 1371.61 | 2162.51 |
| 12 | 软岩-1 | 3.048 | 1383.80 | 2162.51 |
| 13 | 软岩-2 | 3.048 | 1402.09 | 2162.51 |
| 14 | 软岩-2 | 3.048 | 1426.47 | 2162.51 |
| 15 | 软岩-2 | 3.048 | 1447.81 | 2162.51 |
| 16 | 软岩-2 | 3.048 | 1463.05 | 2162.51 |

尺寸满足最大分析频率简谐波传播的要求。

1.3 主余震选取

为满足地震易损性分析时耦合体系响应离散

性的要求以及提高计算效率,本文从太平洋地震工程研究中心(PEER)数据库中选取10条真实主余震记录作为地震动输入。选取条件如下:①记录台站位于一层以下结构或地表;②地震动震级大于5.0;③输入地震动平均地面峰值加速度(PGA)大于 $0.04g$ (g 为重力加速度);④地面以下30 m平均剪切波速(V_{s-30})大于200 m/s。地震动序列信息汇总如表2所示。

2 耦合体系模型响应分析

2.1 动力特性

AP1000 核电厂 SSC 耦合体系模型及关键节点如图4所示,模型计算采用瑞利阻尼。其中,屏蔽厂房关键节点A1~A4高程分别为101.54、73.91、54.73、35.51 m,分别对应结构顶部、筒体顶部环梁、某侧墙顶面以及仪表控制室底板。蒸汽发生器关键节点S1~S3分别位于设备下部支撑处、上部支撑处及顶部。P1~P6为管道上的关键节点。耦合体系模型频率与振型信息如表3所示,其中蒸汽发生器与管道相连,模态耦合明显,此处只列出蒸汽发生器的低阶模态信息。

表 2 地震动序列信息

Tab. 2 Main Aftershock Motion Sequence

| 序号 | 地震动事件 | 台站 | 编号 | 震级 | $V_{s-30}/(m \cdot s^{-1})$ |
|----|------------|---------------------|------|------|-----------------------------|
| 1 | Chi-Chi | TCU059 | 1498 | 7.62 | 272.67 |
| | | | 2378 | 5.90 | |
| 2 | Northridge | Csataic-Old | 963 | 6.69 | 450.28 |
| | | | 1652 | 6.05 | |
| 3 | Northridge | Jensen Filter Plant | 983 | 6.69 | 525.79 |
| | | | 1704 | 5.28 | |
| 4 | Northridge | LA-Baldwin HilDS | 985 | 6.69 | 297.07 |
| | | | 1706 | 5.28 | |
| 5 | Northridge | LA-Century City | 998 | 6.69 | 277.98 |
| | | | 1707 | 5.28 | |
| 6 | Northridge | LA-Century City | 990 | 6.69 | 365.22 |
| | | | 1708 | 5.28 | |
| 7 | Northridge | LA-Hollywood | 995 | 6.69 | 316.46 |
| | | | 1660 | 6.05 | |
| 8 | Northridge | Newhall- Fire Sts | 1044 | 6.69 | 269.14 |
| | | | 1721 | 5.28 | |
| 9 | Northridge | Santa Monica | 1077 | 6.69 | 336.20 |
| | | | 1730 | 5.28 | |
| 10 | Northridge | Tarzana- Ceder Hill | 1087 | 6.69 | 257.21 |
| | | | 1739 | 5.28 | |

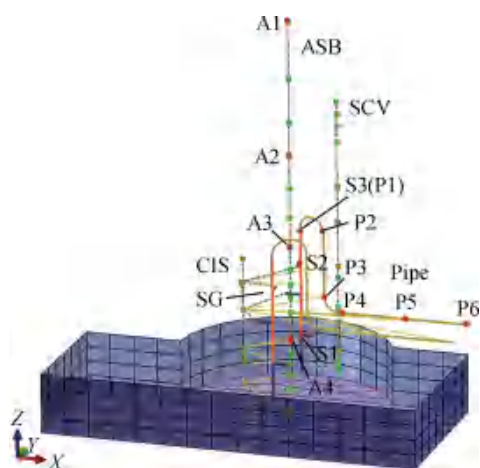


图4 AP1000 核电厂 SSC 耦合体系有限元模型及关键节点
Fig. 4 AP1000 Nuclear Power Plant SSC Coupled System Finite Element Model and Key Nodes

表3 耦合体系模型频率与振型信息

Tab. 3 Frequency and Vibration Mode of Coupled System Model

| 模态序号 | 频率/Hz | 振型 |
|------|-------|----------------|
| 1 | 3.51 | 屏蔽厂房X方向一阶水平位移 |
| 3 | 3.89 | 屏蔽厂房Y方向一阶水平位移 |
| 4 | 4.82 | 蒸汽发生器X方向一阶水平位移 |
| 7 | 6.14 | 安全壳X方向一阶水平位移 |
| 12 | 7.18 | 安全壳Y方向一阶水平位移 |
| 13 | 7.66 | 蒸汽发生器Y方向一阶水平位移 |
| 16 | 8.17 | 蒸汽发生器Z方向一阶竖直位移 |
| 21 | 12.25 | 内部结构X方向一阶水平位移 |
| 22 | 13.03 | 内部结构Y方向一阶水平位移 |

2.2 主余震作用下的响应分析

本节以主余震序列 Northridge-Hector Mine 输入为例,对刚性基础条件下耦合体系模型的动力响应进行分析。此地震动序列来自同一台站,调幅后主震 PGA 为 0.3g,三向 PGA 之比为 1:1:0.67,余震峰值通过 R_{PGA} (余震与主震 PGA 之比)进行调幅。

图5为屏蔽厂房关键点与基底水平方向相对位移时程。当 R_{PGA} 增大到 0.8 和 1.0 时,屏蔽厂房在余震作用下的水平方向最大位移分别为 5.64 mm 和 6.54 mm,大于主震作用下的位移峰值 4.97 mm。由计算可得,虽然结构在地震动序列作用下未进入塑性,但当余震 PGA 达到一定程度时,可导致结构水平方向产生更大的位移,此时主余震作用对结构的破坏将大于单一主震的作用效应。

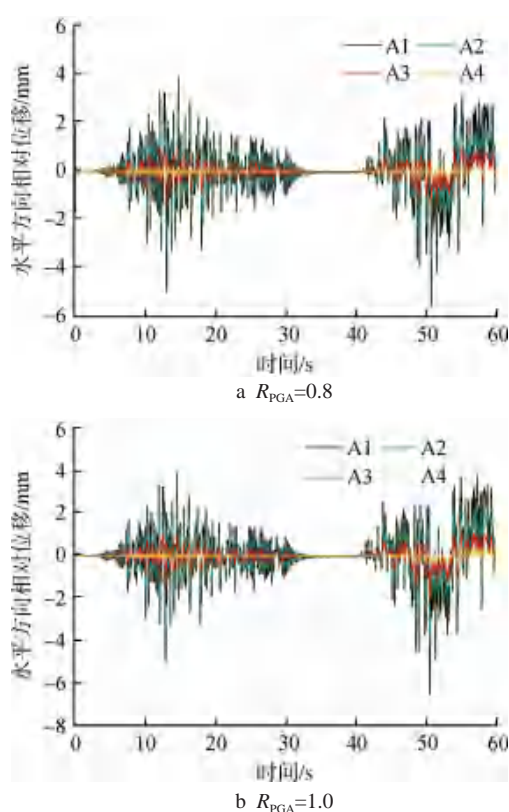


图5 屏蔽厂房水平方向相对位移时程
Fig. 5 Relative Displacement of Shield Building in Horizontal Direction

图6为 Northridge-Hector Mine 主余震作用下水平向加速度反应谱对比。尽管余震加速度峰值明显小于主震,但从图6a可以看出,其同向的加速度谱峰值却几乎相等。另一方面,余震频谱成分在低频段内 (<4 Hz) 更加丰富也是造成余震作用下结构相对位移响应更大的原因之一。当主余震加速度峰值相等时,从图6b中可以看出,主余震反应谱峰值、频谱特征差别更加明显。因此,可以看出主余震效应的产生不仅与主余震作用的峰值比有关,还与频谱特性有关。

此外,考虑到结构响应在激励过程中的塑性累积,主余震的作用效应将可能进一步增大。地震易损性分析需要考虑结构随地震动强度增大而进入塑性阶段的响应趋势,因此进行主余震易损性分析非常有必要。

图7为蒸汽发生器关键高程处峰值加速度响应比值(余震响应/主震响应)。结果显示,存在主余震作用下模型峰值加速度响应比值大于输入比值的情况。表现为 $R_{PGA}=0.8$ 作用下, Y 向余

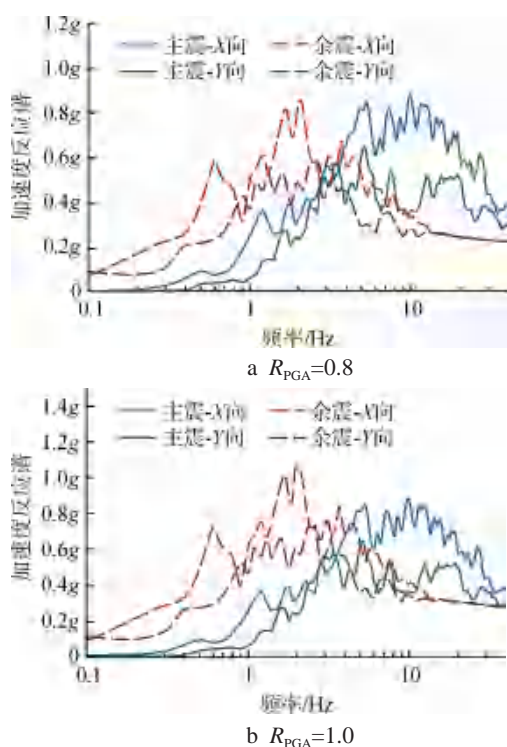


图6 水平向加速度反应谱

Fig. 6 Horizontal Acceleration Response Spectra

震与主震作用时 S3 峰值加速度响应比值为 1.13。图 8 为主蒸汽管道关键节点的最大应力。图中可以看出 P1 处（蒸汽发生器与管道连接处）响应值最大，且随 R_{PGA} 的增大，管道各点最大应力值几乎不变，最大应力值以主震作用的影响为主。

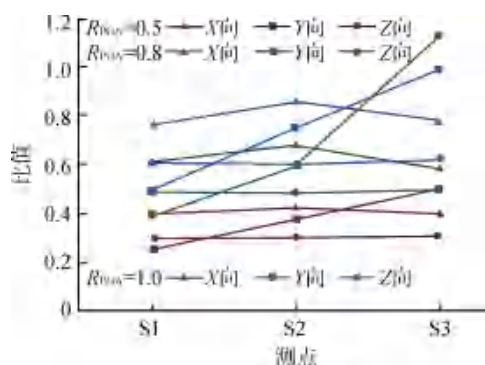


图7 蒸汽发生器峰值加速度响应比值

Fig. 7 Peak Acceleration Ratio of Steam Generator

3 考虑 SSI 效应的地震易损性分析

2002~2010 年间，美国电力研究院（EPRI）相继颁布的 3 本有关核电厂地震易损性分析的导则^[22-24]成为美国核电厂地震易损性分析的主要指

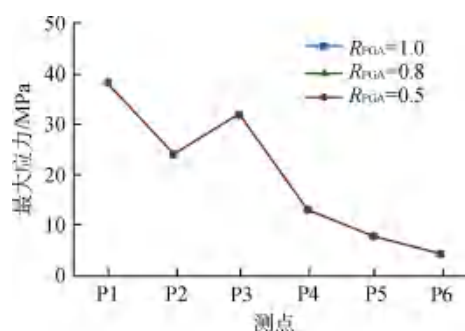


图8 主蒸汽管道最大应力

Fig. 8 Maximum Stress of Main Steam Pipe

导文件。目前，我国在核电厂地震 PRA 方法研究方面还刚刚起步，尤其是针对核电 SSC 耦合体系的地震易损性分析研究工作还亟待丰富。

3.1 地震易损性分析方法

在已知失效模式和抗震能力情况下，可根据 EPRI 技术导则推荐的地震易损性分析模型，得到给定地面加速度水平下结构或构件的条件失效概率 P_f ：

$$P_f = \Phi \left[\frac{\ln(a/A_m)}{\beta_R} \right] \quad (1)$$

式中， a 、 A_m 分别为地面加速度和结构或构件的抗震能力中值； β_R 为假设结构或构件的中值加速度服从对数正态分布时的对数标准差； Φ 为标准高斯累计分布函数。

设工程需求参数（EDP）与地震动强度指标（IM）服从指数关系：

$$EDP = \alpha(IM)^\beta \quad (2)$$

式中， α 、 β 为拟合参数。将等式两边同时取对数可得到关于 IM 的函数为：

$$IM = \exp \frac{\ln(EDP/\alpha)}{\beta} \quad (3)$$

当考虑知识不确定性 β_U 时，易损性作为随机变量可通过主观概率密度函数表示。主观概率置信度 Q 是条件失效概率不超过对应地震动强度上失效概率 P_f 的置信水平。置信度与该条件失效概率的关系式为：

$$P_f = \Phi \left[\frac{\ln(a/A_m) + \beta_U \Phi^{-1}(Q)}{\beta_R} \right] \quad (4)$$

$$Q = P[P_f < P_f|a]$$

式中， Φ^{-1} 为标准高斯累计分布反函数； P 为概率函数。此外，在地震裕度研究中，结构或构件的高置信度低失效概率（HCLPF）值是一个重要指

标,在核电耦合体系的主余震易损性分析中也同样适用。HCLPF 值一般表示在置信度为 95% 的易损性曲线上,失效概率 5% 对应的地震动强度,即有很大信心认为研究对象在给定的某强度地震动作用下,失效概率很小。

本节基于选取的地震动,以 0.3g 为步长,调幅主震一系列 PGA 为 0.3g、0.6g、0.9g、1.2g、1.5g 和 1.8g,并取 R_{PGA} 分别为 0.5、0.8 和 1.0,共构造 180 条主余震序列。采用增量动力分析 (IDA) 方法对耦合体系模型进行易损性分析。考虑 SSI 效应时,将主余震序列地面波反演到土层最底部进行输入。图 9 为 IDA 易损性分析方法流程图。

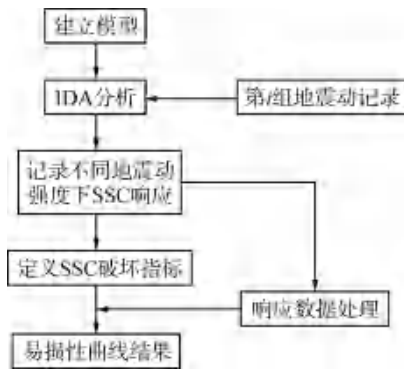


图 9 IDA 易损性分析方法流程图

Fig. 9 Flow Chart of IDA Fragility Analysis Method

3.2 破坏状态及指标划分

在本文地震易损性分析中,取 PGA 为地震动强度指标。考虑到屏蔽厂房在主余震序列作用下,结构的变形以剪切变形为主,混凝土开裂损

伤首先发生于筒壁底部^[25],结构的混凝土开裂和钢筋屈服会反映到结构的横向位移中,因此本文选用屏蔽厂房底部单元横向相对位移作为 EDP。蒸汽发生器和管道采用单元的最大应力^[26-27],并假设 EDP 中值服从对数正态分布。参考构件材料的力学特性作为破坏极限来划分的 SSC 破坏状态及指标范围,如表 4 所示。此外,为了方便表述不同极限条件下的易损性曲线结果,本文将 DS_0 与 DS_1 之间的极限状态用 LS_1 表示, DS_1 与 DS_2 之间的极限状态用 LS_2 表示。

3.3 地震易损性分析

利用 IDA 方法可整理得到典型 SSC EDP 与 IM 的对数关系,将拟合参数与破坏状态临界值带入式 (3) 可计算得到 LS_1 、 LS_2 对应的 A_m 。再参考《地震概率风险评估应用指南》^[28],利用式 (4) 得到不同主观概率下典型 SSC 对应破坏极限 LS_1 、 LS_2 的易损性曲线。

图 10 和表 5 分别为主余震作用下,典型 SSC 易损性曲线及相关参数的对比。易损性曲线包括 95% 置信度、中值 (50% 置信度)、均值和 5% 置信度 4 类。总体来说,考虑 SSI 效应增大了 SSC 的条件失效概率。考虑 SSI 效应下屏蔽厂房、蒸汽发生器和主蒸汽管道在 LS_1 极限的 A_m ($P=50\%$ 对应的加速度值) 分别减小了 20.51%、19.92% 以及 20.89%; 对于 LS_2 极限的 A_m , 分别减小了 15.40%、28.39% 以及 23.54%。若用 A_m 表示 SSC 的抗震性能,从小到大排列为:屏蔽厂房<蒸汽发生器<主蒸汽管道,此结论与文献 [27] 中关于 AP1000 SSC 地震易损性的评估结果

表 4 典型 SSC 破坏状态及指标划分

Tab. 4 Classification of Typical SSC Damage States

| 名称 | 破坏状态 | 描述 | 破坏指标范围 |
|----------------|--------|----------|-----------------|
| 屏蔽厂房底部单元横向相对位移 | DS_0 | 结构无开裂 | <0.647 mm |
| | DS_1 | 混凝土开裂 | 0.647~4.151 mm |
| | DS_2 | 内部钢筋屈服 | 4.151~14.993 mm |
| 蒸汽发生器最大应力 | DS_0 | 内部管道弹性变形 | <259 MPa |
| | DS_1 | 内部管道屈服 | 259~668 MPa |
| | DS_2 | 内部管道破裂 | >668 MPa |
| 主蒸汽管道最大应力 | DS_0 | 管道弹性变形 | <300 MPa |
| | DS_1 | 管道屈服 | 300~465 MPa |
| | DS_2 | 管道破裂 | >465 MPa |

DS_0 —基本完好; DS_1 —一般破坏; DS_2 —严重破坏

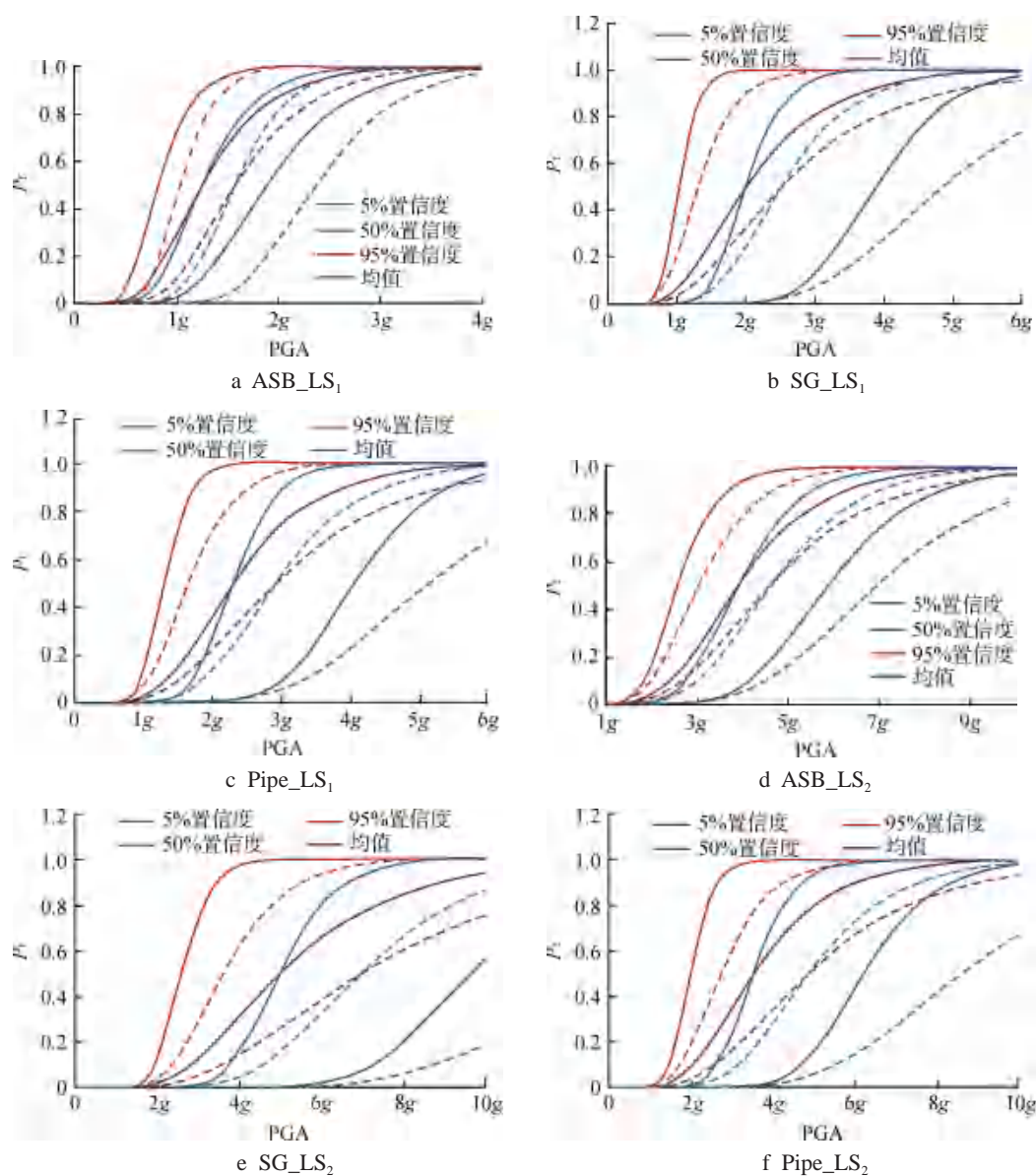


图 10 典型 SSC 易损性曲线
Fig. 10 Fragility Curves for Typical SSC
虚线—不考虑 SSI；实线—考虑 SSI

表 5 典型 SSC 易损性曲线参数

Tab. 5 Parameters of Fragility Curves for Typical SSC

| SSC名称 | 极限状态 | 不考虑SSI | | 考虑SSI | | β_u |
|-------|-----------------|--------|-----------|-------|-----------|-----------|
| | | A_m | β_R | A_m | β_R | |
| 屏蔽厂房 | LS ₁ | 1.56g | 0.27 | 1.24g | 0.33 | 0.25 |
| | LS ₂ | 4.61g | 0.27 | 3.90g | 0.33 | 0.25 |
| 蒸汽发生器 | LS ₁ | 2.51g | 0.34 | 2.01g | 0.37 | 0.40 |
| | LS ₂ | 6.94g | 0.34 | 4.97g | 0.37 | 0.40 |
| 主蒸汽管道 | LS ₁ | 2.92g | 0.35 | 2.31g | 0.40 | 0.40 |
| | LS ₂ | 4.63g | 0.35 | 3.54g | 0.40 | 0.40 |

一致。由此可知，随地震动强度的增大，典型 SSC 达到极限状态的顺序为屏蔽厂房混凝土开裂，然后蒸汽发生器屈服，最后主蒸汽管道出现屈服。这一点对于核电体系失效模式的选择具有重要的参考意义。

此外，在核电厂地震 PRA 中，核电耦合体系的失效模式是 SSC 视为整体，各 SSC 中最低 HCLPF 值无疑成为验算核电体系抗震承载能力的重要参数。对于屏蔽厂房（LS₁ 极限），考虑与不考虑 SSI 效应的 HCLPF 值分别为 0.48g 和

0.66g; 对于蒸汽发生器 (LS_i 极限), 考虑与不考虑 SSI 效应的 HCLPF 值分别为 0.68g 和 0.74g; 对于主蒸汽管道 (LS_i 极限), 考虑与不考虑 SSI 效应的 HCLPF 值分别为 0.92g 和 1.06g。

4 结 论

本文建立了 AP1000 核电厂 SSC 耦合体系模型, 选取了典型软岩石地基作为场地条件, 根据 AP1000 设计谱选取了真实的主余震记录。在对耦合体系模型的计算和地震易损性分析过程中, 得到以下主要结论:

(1) 由于核电特殊的安全性要求, 主结构在设计基准地震动水平下不易进入塑性阶段。但由于余震 PGA 及频谱特性的不同, 可能导致结构在水平方向产生较单一主震作用下更大的位移。此外, 与单一主震相比, 主余震同样会对蒸汽发生器的 PGA 响应产生放大效应。因此, 核电厂易损性评估应考虑主余震作用的影响。

(2) 当考虑 SSI 效应时, SSC 主余震易损性的条件失效概率普遍增大, 对应抗震能力中值普遍减小。

(3) 以 A_m 为标准, 典型 SSC 抗震性能从小到大排列为: 屏蔽厂房<蒸汽发生器<主蒸汽管道。随地震动强度的增大, 耦合体系的失效模式为屏蔽厂房混凝土首先开裂, 随后蒸汽发生器屈服, 最后主蒸汽管道出现屈服。

(4) 考虑 SSI 效应时, LS_i 极限条件下屏蔽厂房的 HCLPF 值为 0.48g; 蒸汽发生器的 HCLPF 值为 0.68g; 管道的 HCLPF 值为 0.92g。本文分析得到的其他相关数据, 都可为提高核电厂地震易损性评估的可靠性提供依据。

参考文献:

- [1] EPRI. Seismic probabilistic risk assessment implementation guide: EPRI-1002989[R]. Palo Alto: EPRI, 2009.
- [2] 王晓磊, 吕大刚. 核电厂地震概率风险评估研究综述[J]. 土木工程学报, 2016, 49(11): 52-68.
- [3] YUN C B, SON E J. Floor response spectra with structure-equipment interaction effects by a random vibration approach[J]. KSCE Journal of Civil and Environmental Engineering Research, 1991, 11(1): 37-43.
- [4] ZHU L H, YANG Y H, GUO X, et al. Seismic performance levels and fortification objects of structure-equipment coupled system[C]//International Conference on Consumer Electronics, Communications and Networks. Xianning, China: IEEE, 2011: 5203-5206.
- [5] DANG Y, XIE P F. Analysis of floor response spectrum influencing factors of isolated structure-equipment coupled system[J]. Journal of Lanzhou University of Technology, 2021, 47(6): 108-114.
- [6] HERNRIED A G, SACKMAN J L. Tertiary systems[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1985, 13(4): 467-479.
- [7] LUO L F, JIANG N, BI J H. Analysis of the effects of soil on the seismic energy responses of an equipment-structure system via substructure shaking table testing[J]. Shock and Vibration, 2019, 2019: 4351329.
- [8] 苏经宇, 周锡元, 樊水荣, 等. 计算楼层上设备地震作用的方法[J]. 地震工程与工程振动, 1990, 10(2): 65-72.
- [9] 孙增寿, 陈淮, 李杰. 结构-设备复合复合系统振动特性研究[J]. 工业建筑, 1997, 27(2): 21-25.
- [10] 李杰, 陈淮, 孙增寿. 结构-设备动力相互作用试验研究[J]. 工程力学, 2003, 20(1): 157-161, 85.
- [11] ASHIQUZZAMAN M, HONG K J. Simplified model of soil-structure interaction for seismically isolated containment buildings in nuclear power plant[J]. Structures, 2017, 10: 209-218.
- [12] 李小军, 王晓辉, 贺秋梅, 等. 非基岩核电厂结构地震响应振动台试验研究[J]. 核动力工程, 2017, 38(4): 31-35.
- [13] 于晓辉, 乔雨蒙, 代旷宇, 等. 主余震序列作用下非线性单自由度体系的增量损伤分析[J]. 工程力学, 2019, 36(3): 121-130.
- [14] CHEN W R, ZHANG Y S, WANG D Y. Damage development analysis of the whole nuclear power plant of AP1000 type under strong Main-aftershock sequences[J]. Nuclear Engineering and Design, 2021, 371: 110975.
- [15] SCHULZ T L. Westinghouse AP1000 advanced passive plant[J]. Nuclear Engineering and Design, 2006, 236(14-16): 1547-1557.
- [16] EPRI. Program on technology innovation: validation of CLASSI and SASSI codes to treat seismic wave incoherence in soil-structure interaction (SSI) analysis of nuclear power plant structures: EPRI-1015111[R]. Palo Alto: EPRI, 2007.
- [17] Westinghouse Electric Company LLC. Westinghouse AP1000 design control document: ML11171A500[R]. Rockville, Maryland: United States Nuclear Regulatory Commission, 2011.
- [18] LI C H, ZHAI C H, KUNNATH S, et al. Methodology

- for selection of the most damaging ground motions for nuclear power plant structures[J]. [Soil Dynamics and Earthquake Engineering](#), 2019, 116: 345-357.
- [19] PARK Y J, HOFMAYER C H. Technical guidelines for aseismic design of nuclear power plants: BNL-NUREG-52422[R]. Washington: U. S. Nuclear Regulatory Commission, 1994.
- [20] 路燕, 初起宝, 徐宇, 等. 核动力厂蒸汽发生器模态分析[J]. [核安全](#), 2018, 17(4): 37-43.
- [21] COLEMAN J L, BOLISSETTI C, WHITTAKER A S. Time-domain soil-structure interaction analysis of nuclear facilities[J]. [Nuclear Engineering and Design](#), 2016, 298: 264-270.
- [22] EPRI. Seismic fragility application guide: EPRI-1002988[R]. Palo Alto: EPRI, 2002.
- [23] EPRI. Seismic fragility applications guide update: EPRI-1019200[R]. Palo Alto: EPRI, 2009.
- [24] EPRI. Methodology for developing seismic fragilities: EPRI-103959[R]. Palo Alto: EPRI, 1994.
- [25] ZHAI C H, BAO X, ZHENG Z, et al. Impact of aftershocks on a post-mainshock damaged containment structure considering duration[J]. [Soil Dynamics and Earthquake Engineering](#), 2018, 115: 129-141.
- [26] DONG D Q, CHEN F, CUI Z S. A physically-based constitutive model for SA508-III steel: modeling and experimental verification[J]. [Materials Science and Engineering:A](#), 2015, 634: 103-115.
- [27] CHAUDHARI R, INGLE A. Finite element analysis of dissimilar metal weld of SA335 P11 and SA312 TP304 formed by transition grading technique[J]. [Materials Today:Proceedings](#), 2018, 5(2): 7972-7980.
- [28] ANDERSEN V M. Seismic probabilistic risk assessment implementation guide: EPRI-3002000709[R]. Palo Alto: EPRI, 2013.

(责任编辑: 邱 彦)