

堆芯补水箱地震易损性分析

鄂万江^{1,2}, 玉宇^{1,2}, 王鹏飞^{1,2}, 彭礼韬^{1,2}

(1. 华北电力大学核科学与工程学院, 北京 102206; 2. 非能动核能安全技术北京市重点实验室, 北京 102206)

摘要: 本文采用有限元软件 ANSYS 建立 AP1000 核电站堆芯补水箱 (CMT) 三维有限元模型, 通过模态分析获得其结构特征, 采用时程分析法较为真实地模拟 CMT 地震下响应。通过地震易损性数学模型, 对 CMT 的各项易损性参数进行分析, 获得了其抗震能力中值 A_m 、随机性标准差 β_R 以及不确定性标准差 β_U , 计算出其高置信度低失效概率 (HCLPF) 值。结果表明: CMT 的 HCLPF 值明显高于设计安全停堆地震强度 $0.3g$, 说明其具有较高的抗震能力, 且 HCLPF 值略高于采用确定论方法得到的值。对易损性参量误差敏感性分析发现 β_R 取值变化对 CMT 的条件失效概率和 HCLPF 值影响较小, 可简化部分随机性误差的考虑, 使得易损性分析更简洁。

关键词: 堆芯补水箱; 地震; 易损性; 敏感性

中图分类号: TL364

文献标志码: A

文章编号: 1000-6931(2020)01-0132-08

doi: 10.7538/yzk.2019.youxian.0275

Seismic Fragility Analysis of Core Makeup Tank

E Wanjiang^{1,2}, YU Yu^{1,2}, WANG Pengfei^{1,2}, PENG Litao^{1,2}

(1. School of Nuclear Science and Engineering,

North China Electric Power University, Beijing 102206, China;

2. Beijing Key Laboratory of Passive Safety Technology for Nuclear Energy, Beijing 102206, China)

Abstract: The three-dimensional finite element model of AP1000 nuclear power plant core makeup tank (CMT) was established by using finite element software ANSYS in this paper. The structural characteristics of CMT were obtained by modal analysis, and the seismic response was simulated by time-history analysis which is more accurate. Through the mathematical model of seismic fragility of equipment, various fragility parameters of CMT were analyzed, and the median ground acceleration capacity A_m , the logarithmic standard deviations of the inherent randomness about the median β_R and the uncertainty in the median value β_U were gained by calculation of CMT fragility parameters. The high confidence and low failure probability (HCLPF) value was calculated. The results show that the HCLPF value of CMT is significantly higher than $0.3g$ of the safe shutdown earthquake (SSE), which indicates that CMT has high seismic resist-

收稿日期: 2019-04-12; 修回日期: 2019-06-20

基金项目: 先进小型堆及铅冷快堆关键技术研究资助项目 (2018ZD10); 核反应堆系统设计技术重点实验室资助项目 (HT-KFKT-02-2016003)

作者简介: 鄂万江 (1992—), 男, 河南信阳人, 硕士研究生, 核能科学与工程专业

网络出版时间: 2019-10-31; 网络出版地址: <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2044.TL.20191031.1322.006.html>

ance, and the HCLPF value is slightly higher than that obtained by deterministic method. The sensitivity analysis of fragility parameter errors shows that the change of β_R has little influence on the conditional failure probability and HCLPF value of CMT. It can simplify the consideration of some randomness and make the fragility analysis more concise.

Key words: core makeup tank; earthquake; fragility; sensitivity

日本福岛核电站事故之后,人们意识到外部事件对核电站潜在的巨大威胁,通过各种方法来提高核电站抵御外部灾害的能力。地震作为主要的外部事件之一,具有极大的不确定性和随机性,通常采用抗震裕度评价(SMA)和地震概率安全评价(PSA)方法进行核电厂的地震安全评价^[1]。对构筑物、设备进行易损性分析是其中的一个重要步骤。堆芯补水箱(CMT)是 AP1000 核电站非能动堆芯冷却系统的重要组成部分,通过有限元软件 ANSYS 建立其三维有限元模型,采用模态分析方法以获得 CMT 正常运行工况下的自振频率和振型,作为动力时程分析的基础,采用时程分析法可较为真实准确地模拟其地震响应。通过设备易损性计算模型,计算 CMT 的相关易损性参数。由于地震易损性分析中涉及大量关于结构、设备以及分析方法的相关变量,本文通过对易损性分析过程中所涉及的变量在分析过程中可能产生的误差即随机性对数标准差 β_R 和不确定性对数标准差 β_U 进行敏感性分析,以获得关键参量误差对地震易损性以及高置信度低失效概率(HCLPF)值的影响。

1 易损性分析方法

1.1 易损性分析数学模型

如果给定了结构或设备在地震下的失效模式,那么其地震易损性定义为在给定的地震动参数(峰值地面加速度或不同频率下的谱加速度)下的条件失效概率^[2]。核电站设备的易损性模型常使用双对数正态分布,这种分布很好地模拟了结构和部件的真实易损性分布,且在数学上能方便地分析其概率分布^[1]。当确定了描述抗震能力的随机性抗震能力中值 A_m 和对数标准差 β_R ,即可计算在不同运动水平条件下的失效概率。

对于特定失效方式,其地面加速度容量可由

中值地面加速度容量 A_m 和两个随机变量^[3]表示:

$$A = A_m e_R e_U \quad (1)$$

式中: A 为构件的抗震能力, m/s^2 ; e_R 和 e_U 为中值为 1 的随机变量,分别表示中值所固有的随机性和不确定性。

在该模型中,假设 e_R 和 e_U 服从对数正态分布,其对数标准差分别为 β_R 和 β_U 。在每个加速度处, f 将被表示成为一个主观概率密度函数,在给定峰值加速度 a 条件下,构件的条件失效概率 f_0 ^[3]为:

$$f_0 = \phi\left(\frac{\ln \frac{a}{A_m} + \beta_U \phi^{-1}(Q)}{\beta_R}\right) \quad (2)$$

式中: Q 为主观概率(置信度),通过该值可得到 1 组易损性曲线; ϕ 为标准正态累积分布函数, ϕ^{-1} 为正态累积分布函数的反函数。

均值易损性曲线通过组合变量标准差 β_C 来描述,将 β_C 代入上式即可获得设备的均值易损性分布,其中^[3]:

$$\beta_C = (\beta_R^2 + \beta_U^2)^{\frac{1}{2}} \quad (3)$$

高置信度低失效概率(HCLPF)值是指在具有 95% 置信度的易损性曲线上,对应具有 5% 失效概率的抗震能力值^[2],其值越高,表明设备抗震能力越强,计算式^[3]为:

$$HCLPF = A_m e^{-1.645(\beta_R + \beta_U)} \quad (4)$$

1.2 设备易损性计算方法

设备易损性评价的目的是要给出设备在特定失效模式下的中值抗震能力、随机性、不确定性以及设备的 HCLPF 能力^[4]。引入安全因子作为中间参数,能方便计算易损性参数,其定义为结构实际抗震能力与其在安全停堆地震下的响应的比值。对于设备,其安全因子 F 由容量因子 F_C 、结构响应因子 F_{SR} 、设备响应因子 F_{ER} 复合而成,其表达式^[5]为:

$$F = F_C F_{SR} F_{ER} \quad (5)$$

容量因子 F_C 表征设备不再执行其抗震设

计级别下预期功能时的加速度与设计地震水平加速度的比值,设备的 F_C 可通过下式^[5]计算:

$$F_C = F_\mu F_S \quad (6)$$

式中: F_μ 为非弹性能量吸收因子(延性因子),为延性比 μ 的函数,延性因子描述了在地震的作用下设备进入塑性会吸收一部分能量从而保持其功能的能力^[6]; F_S 为极限强度(或失去功能对应的强度)与在 SSE 作用下的应力的比值。计算 F_S 时,非地震部分的应力要扣除,表达式^[5]为:

$$F_S = \frac{S - P_N}{P_T - P_N} \quad (7)$$

式中: S 为特定失效模式下结构单元的强度, Pa; P_N 为正常运行载荷(自重载荷、运行温度等)引起的应力, Pa; P_T 为总应力(即 SSE、正常运行载荷作用下应力总和), Pa。

F_{SR} 是基于设备支承所在位置构筑物的响应特性获取的。中值结构响应因子 \bar{F}_{SR} 及对数标准差 β_R 和 β_U 可由下式^[5]计算:

$$\bar{F}_{SR} = \bar{F}_{SA} \bar{F}_{GMI} \bar{F}_M \bar{F}_{MC} \bar{F}_\delta \bar{F}_{SSI} \quad (8)$$

$$\beta_{R/U} = (\beta_{SA}^2 + \beta_{GMI}^2 + \beta_M^2 + \beta_\delta^2 + \beta_{MC}^2 + \beta_{SSI}^2)^{\frac{1}{2}} \quad (9)$$

式中: \bar{F}_{SA} 为中值谱形状因子; \bar{F}_{GMI} 为中值地面运动不相干因子; \bar{F}_M 为中值模型因子; \bar{F}_{MC} 为中值模态组合因子; \bar{F}_δ 为中值阻尼因子; \bar{F}_{SSI} 为中值土壤结构耦合因子。

F_{ER} 为设备响应的固有安全因子,它取决于设备的响应特性,同时受结构响应因子相关变量的影响,中值结构响应因子 \bar{F}_{ER} 及对数标准差 β_R 和 β_U 可由下式^[5]计算:

$$\bar{F}_{ER} = \bar{F}_{QM} \bar{F}_{SA} \bar{F}_M \bar{F}_{MC} \bar{F}_\delta \bar{F}_{ECC} \quad (10)$$

$$\beta_{R/U} = (\beta_{QM}^2 + \beta_{SA}^2 + \beta_M^2 + \beta_\delta^2 + \beta_{MC}^2 + \beta_{ECC}^2)^{\frac{1}{2}} \quad (11)$$

式中: \bar{F}_{MC} 为中值量化方法因子; \bar{F}_{ECC} 为中值地震分量组合因子。

抗震能力中值 A_m 、中值安全因子 F_m 和 A_{SSE} 之间的关系^[5]如下:

$$A_m = F_m A_{SSE} \quad (12)$$

2 CMT 动力学分析

2.1 模态分析

AP1000 核电站 CMT 是带有半球形上下

封头的立式圆柱形碳钢容器并且内衬为不锈钢。在正常运行期间,CMT 完全充满硼水,其压力通过冷管段压力平衡管线维持与反应堆冷却剂系统(RCS)相同的压力,为 15.9MPa,由于 CMT 无保温或加热功能,因此,硼水的温度与安全壳环境温度相同^[7]。图 1 为 CMT 几何模型及 1/2 结构有限元模型。

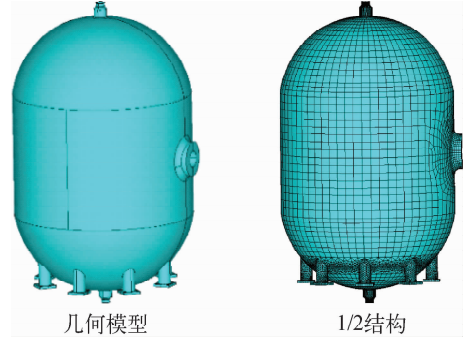


图 1 CMT 几何模型及 1/2 结构有限元模型

Fig. 1 Geometric model and 1/2 structural finite element model of CMT

由于 CMT 中完全充满硼水,采用附加质量法来模拟水对箱体的作用。在 ANSYS 中对 CMT 进行模态分析,以获得其结构的固有频率和主振型,了解结构的振动特性,通过扩展提取 CMT 前 6 阶模态。表 1 列出了前 6 阶模态振型对应的频率。从表 1 可发现,1 阶频率为其固有频率。

表 1 CMT 前 6 阶模态振型对应的频率

Table 1 Frequencies corresponding to the first six modes of CMT

阶数	频率/Hz	阶数	频率/Hz
1	15.9	4	81.7
2	59.9	5	97.5
3	63.1	6	146.2

2.2 动力时程分析

结构在地震载荷作用下的响应有 3 种分析方法:等效静力法、反应谱法和时程法^[8]。等效静力方法计算简便,计算速度较快,但忽略了结构自身的振动特性;反应谱法则是基于模态分析的结果,采用折算加速度作为地震力的特征

进行计算,具备一般性,较为合理;与反应谱法相比,时程法采用逐步积分的方法对动力方程直接积分,可求解结构在地震过程中任一瞬时的位移、速度、加速度和应力等,虽然计算时间相对较长,但能真实准确模拟地震响应,计算结果更准确。

对设备的地震时程分析一般是先进行系统

的抗震分析,得到主要楼层的反应谱和加速度谱,然后将楼层反应谱作为楼层震动的输入条件,再对所在楼层的设备进行抗震分析。图 2a 为 CMT 所在位置楼层谱,根据楼层谱生成时间历程曲线,如图 2b 所示。随后在 ANSYS 中通过动力时程分析,获得其在地震中所受的最大应力。

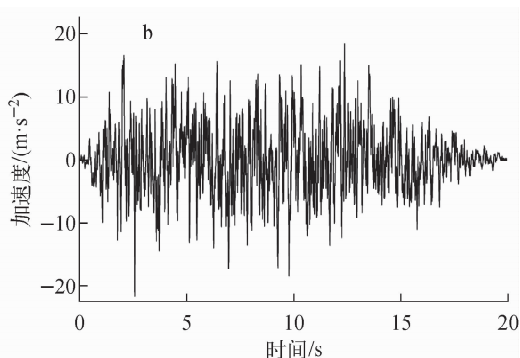
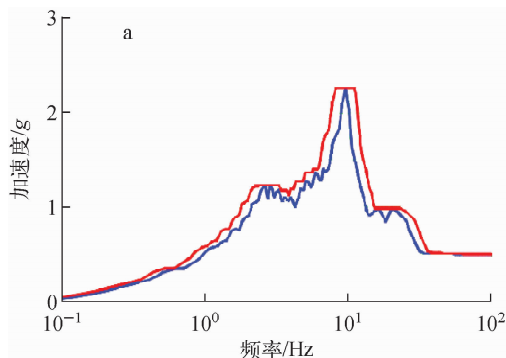


图 2 楼层谱(a)和加速度时程(b)

Fig. 2 Floor spectrum (a) and acceleration time history (b)

3 易损性分析计算

3.1 失效模式

在核电厂中,安全相关设备的失效意味着不能执行其安全功能。设备的失效模式可分为 3 种:弹性功能失效、脆性失效和韧性失效^[9]。弹性功能失效是指当构件受力低于屈服点时,预期功能的丧失,如容器壁和设备支撑处的弹性屈曲、风机叶片的过度变形和电气设备中发生颤振和跳闸等;脆性失效是指有很少或没有系统非弹性能量吸收能力的失效模式,如锚固螺栓失效、设备支撑焊接失效和安全销失效等,组件以脆性模式失效时的强度可用材料的极限强度来计算;韧性失效模式是指在失效时,结构系统能通过非弹性损耗,吸收大量的能量,组件以韧性模式失效时的强度用材料拉伸负荷的有效屈服强度计算^[10]。

CMT 上封头顶部为进口接管孔,接冷管段的压力平衡管线,下封头底部为出口接管,与压力管线容器直接注入管线相连。在容器底部安装着将容器静载荷及动载荷传递至地基处的 8 个支撑柱,均布于下封头上;每个支撑柱由支撑柱及底板组成,支撑柱焊接在下封头上^[11]。CMT 失效,即当需向 RCS 提供流量时,CMT

无法提供足够补水。图 3 为地震情况下 CMT 支撑柱所受最大应力强度分布云图,从图 3 可看出,造成 CMT 失效的大应力强度主要分布在支撑柱与箱体焊接处,因此其失效可考虑为脆性失效,地震条件下楼层晃动,CMT 支撑柱与箱体焊接处断裂,CMT 侧翻,CMT 出口接管处发生变形或破裂,无法及时向 RCS 提供足够流量。

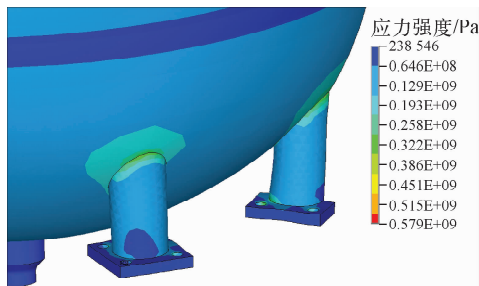


图 3 CMT 支撑柱应力强度分布云图

Fig. 3 Cloud map of stress strength distribution of CMT supporting column

3.2 容量因子 F_c

CMT 的材料为 SA-508 Gr. 3 Cl. 1,其力学性能^[12]为:温室规定强度 $R_{p0.2} \geq 345$ MPa,

室温抗拉强度 $R_m = 550 \sim 725$ MPa。通过 ANSYS 静力分析可知水箱正常运行状态下底部支撑柱与箱体接触部分最大应力强度为 302 MPa, 通过时程分析可得该位置产生最大应力强度为 346 MPa。由式(7)计算可得强度因子 $F_s = 5.64$ 。在结构设计时, 材料强度许用值通常取规范值的最小值, 且具有 95% 的可信度, 其中值为 1.2 倍许用值^[10], 则 $\beta_U = \frac{1}{1.65} \ln 1.2 = 0.11$ 。

对于脆性和功能失效模式, 中值延性因子假定 1.00, 且随机性和不确定性对数标准差为 0^[7]。

综上, 可得出 CMT 的 $F_C = 5.64$ 、 $\beta_U = 0.11$ 。

3.3 设备响应因子 F_{ER}

在设备的易损性分析过程中, 如果使用恰当的分析流程和准确的材料特性来分析设备的临界失效模式, 那么中值量化方法因子 F_{QM} 考虑为 1.00, 不确定性为 0。CMT 建模过程中使用真实尺寸及材料特性, 则 $F_{QM} = 1.00$ 、 $\beta_U = 0$ 。

设备模型因子 F_M 可用其模态频率和振型的不确定性来评估^[10]。动力学分析应尽可能采用能准确表示设备强度、质量特性以及边界条件的模型。在建模过程中, 对 CMT 的人孔盖位置进行了部分简化, 则 F_M 考虑为 0.86。模态振型变化引起的 β_{U_M} 为 0.05~0.15^[10], 由于 CMT 结构较为简单, 不确定性取下限值, 即 $\beta_{U_M} = 0.05$ 。对于模态频率引起的不确定性 β_{U_f} 可由频率变化引起的反应谱值变化进行计算。频率变化范围通过下式^[13]计算:

$$f = \tilde{f} e^{\pm\beta} \quad (13)$$

式中: \tilde{f} 为中值频率; β 为频率不确定性对数标准差, 本文取 0.1^[10]。通过模态分析得到 CMT 的主频率为 15.9 Hz, 则频率变化为 14.39~17.57 Hz, 频率上限考虑为中值频率, 对应的加速度分别为 1.17g 和 0.98g。由频率不确定性导致的地震响应不确定性可由下式^[13]计算:

$$\beta_{U_f} = \ln \frac{S_{f-\beta}}{S_{f_m}} \quad (14)$$

式中: $S_{f-\beta}$ 为 84% 超越概率频率所对应的谱加速度; S_{f_m} 为中值频率所对应的谱加速度。由式(14)可得 $\beta_{U_f} = 0.09$, 则模型因子 F_M 所具有的

不确定性 $\beta_U = \sqrt{\beta_{U_M}^2 + \beta_{U_f}^2} = 0.11$ 。

阻尼因子 F_δ 考虑为设计阻尼与中值阻尼在设备基本频率处加速度的比值^[13]。核电设备的中值阻尼通常取 5%, 负 1 倍标准差阻尼为 3.5%^[10]。CMT 的设计阻尼值为 4%^[7]。根据上述模态分析结果, CMT 固有频率为 15.9 Hz, 对应不同阻尼下的加速度分别为 0.98g 和 1.11g, 则 $F_\delta = \frac{1.11}{0.98} = 1.13$ 。这些值考虑具有 95% 的置信度水平, 则 F_δ 对应的不确定性 β_U 可由下式计算: $\beta_U = \frac{1}{1.65} \ln \frac{1.11}{0.98} = 0.08$ 。以 β_U 的 20% 考虑为地震时程变化性对阻尼的影响, 则随机性对数标准差 $\beta_R = 0.02$ 。

CMT 结构较为简单, 通过模态分析可知, 其模态为单模简单振型。因此, 模态组合因子 $F_{MC} = 1$, 文献^[10]中 β_R 推荐值为 0.05~0.15, 对于具有简单振型、单一模态的简单设备, F_{MC} 对应的随机性对数标准差取下限值, 即 $\beta_R = 0.05$ 。

在设备易损性分析中, 2 个水平地震分量和 1 个垂直地震分量用 SRSS 方法组合, 即地震运动的 3 个分量中每个分量引起的同方向上的最大响应的平方和的平方根。这是一种以中值为中心的方法, 则地震分量组合 $F_{ECC} = 1$, 对应的 β_R 为 0.18^[10]。

综上, $F_{ER} = 0.97$ 、 $\beta_U = 0.14$ 、 $\beta_R = 0.19$ 。

3.4 结构响应因子 F_{SR}

谱形状因子 F_{SA} 表示由于安全停堆地震谱和参考地震谱之间的差异而引起响应的变化。由于直接采用 CMT 所在位置的时程反应谱作为输入, 则 $F_{SA} = 1$ 。厂房对输入地震有放大和滤波作用, 楼层反应谱一般变窄变高, 其窄高处的频率与厂房主频相对应^[7], 则安全壳主频为 10 Hz。文献^[7]给出了地震响应谱形状对应频率下 β_U 为 0.16, β_R 推荐值为 0.18~0.22, 本文 β_R 取 0.20。

阻尼因子 F_δ 反映实际阻尼与设计阻尼的不同而导致响应的差异性。对于钢筋混凝土结构其安全停堆地震下的阻尼值为 7%^[5]。当结构所受应力处于或接近屈服强度时, 实际阻尼的范围为 7%~10%^[10]。上限值考虑为中值, 下限为负 1 倍标准差阻尼即 84% 阻尼值, 参考设计反应谱^[11], 其对应的谱加速度分别为

0.65g 和 0.53g, 则 $F_{\delta} = \frac{0.65}{0.53} = 1.23$, 对应 $\beta_U = \ln \frac{0.65}{0.53} = 0.20$ 。

地震条件下构筑物地基上每点在任何时刻的运动均不同。像核电站这类大范围坚硬地基, 其地震运动随着高频波穿过土壤/地基而不断衰减, 衰减量可用地基尺寸与频率响应构成的函数来表示。通常将特定平面地基尺寸 $d_e = 45.72$ m (150 英尺) 作为参考值, 用衰减因子来保守地表示地面运动不相干性^[10]。表 2 列出 d_e 尺寸地基在不同谱频率下衰减因子 R_{d_e} 的推荐值^[5]。

表 2 d_e 尺寸地基在不同谱频率下的衰减因子推荐值
Table 2 Recommended reduction factor of d_e -size foundation for different frequencies

频率/Hz	衰减因子 R_{d_e}
1	1.0
5	1.0
10	0.9
25	0.8

对于其他不同的地基平面尺寸 d'_e , 衰减因子 $1 - R_s$ 可由特定地基平面尺寸 d_e 和衰减因子 $1 - R_{d_e}$ 呈比例地外推获得^[5]:

$$R_s = 1 - \frac{d'_e}{d_e} (1 - R_{d_e}) \quad (15)$$

CMT 所在安全壳的屏蔽结构外直径为 44.20 m, 可得地面运动不相干性 $F_{GMI} = 0.90$, 对应的 $\beta_U = 0.08$ 。

CMT 由支撑柱固定在安全壳内部平台上, 考虑在安全壳建模过程中准确使用几何尺寸、材料、边界条件等参量, 则模型因子 $F_M = 1$ 。 F_M 的分析误差来自模态频率和振型的不确定性。考虑到安全壳结构复杂, 振型的不确定性 β_{U_M} 取 0.15^[10]。安全壳主频率为 10 Hz, 频率不确定性对数标准差为 0.16^[10], 由式(13)可得频率变化范围为 8.52~11.74 Hz, 则在 5% 阻尼反应谱上, 8.52 Hz 对应的加速度为 0.79g, 11.74 Hz 对应的加速度为 0.69g。由频率不确定性 β_{U_f} 导致的地震响应不确定性可由式(14)计算得出, 为 0.07, 则 F_M 所具有的不确定性 $\beta_U = \sqrt{\beta_{U_M}^2 + \beta_{U_f}^2} = 0.17$ 。

将安全壳模态组合因子 F_{MC} 考虑为 1, β_R 的取值范围为 0.05~0.15^[10], 对于具有多个重要模态的结构, 采用保守性原则, β_R 取为 0.15。

综上, F_{SR} 为 1.11, 相应的 $\beta_U = 0.25$ 、 $\beta_R = 0.32$ 。

3.5 CMT 抗震能力计算

根据上述对响应因子的分析计算, 可得 CMT 在韧性失效下的中值安全因子为 6.07, 对应的不确定性与随机性对数标准差分别为 $\beta_U = 0.31$ 、 $\beta_R = 0.37$ 。AP1000 核电站的 SSE 强度为 0.3g, 则其抗震能力中值 $A_m = 1.82g$, 由式(4)可得 HCLPF 值为 0.59g。图 4 为 CMT 的易损性曲线。从图 4 可看出, 其具有较强的抗震能力, 在 SSE 强度 0.3g 下, 其失效概率近似为 0, 由于均值曲线的标准差大于中值曲线标准差, 使均值曲线具有更大不确定性, 曲线更平坦, 从而分布范围更广。

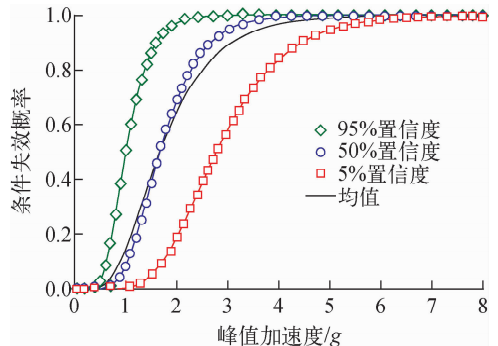


图 4 CMT 易损性曲线

Fig. 4 Fragility curve of CMT

3.6 敏感性分析

在易损性分析过程中, 需对多个变量进行分析, 每个变量均有随机性和不确定性误差。对 CMT 易损性分析过程中, 部分变量是根据推荐范围值结合具体分析而取定的, 但这又对结果分析有一定误差。表 3 列出在上述分析过程中根据范围值而取定的值。

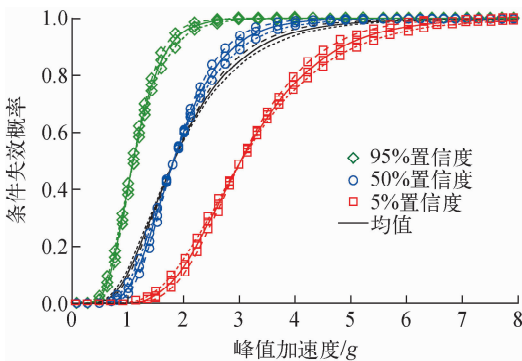
由式(3)、(9)、(11)可知, 对于具体的变量因子, 均会由 SRSS 方法组合。因此本文考虑总体不确定性误差与随机性误差对易损性分析的影响。由表 3 可得随机性对数标准差 β_R 的取值范围为 0.33~0.41。

表3 根据范围值而取定的值

Table 3 Value based on range value

变量	β_R 推荐范围	β_R 取值
F_{ER}		
F_{MC}	0.05~0.15	0.05
F_{SR}		
F_{SA}	0.18~0.22	0.20
F_{MC}	0.05~0.15	0.15

根据 β_R 的变化范围,绘制了如图5所示的3组CMT易损性曲线,其中虚线 β_R 表示取下限值,实线表示取上述计算值,点线表示取上限值。从图5可看出, β_R 的变化对条件失效概率值的影响较小,即在分析过程中涉及到易损性参数的随机性误差,可根据范围值取定,简化分析。随着对数标准差值的增加,曲线逐渐平缓,结果不确定性变大。

图5 不同 β_R 误差下 CMT 易损性曲线Fig. 5 CMT fragility curve under different β_R errors

对于 β_R 取值范围为 0.33~0.41, CMT 的 HCLPF 的取值范围为 0.56g~0.64g, 相对于计算值其相对偏差为 -5.08%~8.47%。由式(4)可知, HCLPF 值与 β_R 呈反比, 减小随机性误差, 可提高结果的可靠性, 但对结果影响较小。在 AP1000 概率安全分析报告中, 采用确定论方法, 基于适当的荷载组合得到的极限设计裕量, 考虑 CMT 支撑结构脆性失效, 得到 CMT 支撑结构的 HCLPF 值为 0.54g^[14], 其值略低于采用概率论计算的结果, 这与确定论方法中采用大量保守性原则有关。

4 结论

CMT 的 HCLPF 计算值为 0.59g, 高于核

电站 SSE 强度 0.3g, 但在分析中若完全考虑保守性, 其值为 0.56g, 也高于 SSE 下的, 说明 CMT 具有良好的抗震性能。

随机性对数标准差 β_R 对设备的条件失效概率和 HCLPF 值影响较小, 可简化分析过程中对随机性误差的考虑, 对结果的可靠性影响较小, 使易损性分析更简洁。

在失效模式相同的情况下, CMT 采用概率论计算的 HCLPF 值与采用确定论获取的 HCLPF 值结果相近, 说明了两种方法对于分析设备抗震能力的可靠性。

本文分析了 CMT 在脆性失效模式下的条件失效概率以及 HCLPF 值, 但对于部分设备可能存在多种贡献程度相近的失效模式使其失效, 可针对多种失效模式共同作用做进一步研究。

参考文献:

- [1] 蔡逢春, 叶献辉, 刘文进. 核电厂构筑物和设备高置信度低失效概率抗震能力值的计算方法[J]. 核动力工程, 2013, 34(增刊): 152-156.
CAI Fengchun, YE Xianhui, LIU Wenjin. Methods for calculation of HCLPF value for structures and equipments in nuclear power plants[J]. Nuclear Power Engineering, 2013, 34(Suppl.): 152-156 (in Chinese).
- [2] 付陟玮, 张东辉, 张春明, 等. 核电厂地震易损性分析模型研究[J]. 原子能科学技术, 2013, 47(10): 1 835-1 839.
FU Zhiwei, ZHANG Donghui, ZHANG Chunming, et al. Study on model of seismic fragility analysis for nuclear power plant[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2013, 47(10): 1 835-1 839(in Chinese).
- [3] KASSAWARA R. Seismic probabilistic risk assessment implementation guide, TR-1002989 [R]. US: EPRI, 2003.
- [4] 付陟玮, 张东辉, 张春明, 等. 设备地震易损性分析方法研究[J]. 核科学与工程, 2013, 33(2): 213-218.
FU Zhiwei, ZHANG Donghui, ZHANG Chunming, et al. Study on seismic equipment fragility analysis method[J]. Nuclear Science and Engineering, 2013, 33(2): 213-218(in Chinese).
- [5] CAMPBELL R, HARDY G, MERZ K. Seismic

- fragility application guide, TR-1002988[R]. US: EPRI, 2002.
- [6] 叶逊敏,张征明,万力. 储液容器地震易损性参数计算[J]. 原子能科学技术,2018,53(4):711-717.
YE Xunmin, ZHANG Zhengming, WAN Li. Analysis of seismic fragility parameter of fluid-filled container[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2018, 53(4): 711-717(in Chinese).
- [7] 林诚格. 非能动安全先进压水堆核电技术:中册[M]. 北京:原子能出版社,2010.
- [8] GB 50267—1997 核电厂抗震设计规范[S]. 北京:中国标准出版社,1997.
- [9] KENNEDY R P, RAVINDRA M K. Seismic fragilities for nuclear power plant risk studies [J]. Nuclear Engineering and Design, 1984, 79 (1): 47-68.
- [10] REED J W, KENNEDY R P. Methodology for development seismic fragility, TR-103959[R]. US: EPRI, 1994.
- [11] 程嘉伟,江才林,王天雄. AP1000 三代核电堆芯补水箱支撑柱焊接变形控制工艺[J]. 上海电气技术,2013,6(2):15-18,22.
CHENG Jiawei, JIANG Cailin, WANG Tianxiong. Anti-deformation method of welding support column in the 3rd generation of AP1000 nuclear reactor core makeup tank[J]. Journal of Shanghai Electric Technology, 2013, 6(2): 15-18, 22(in Chinese).
- [12] The American Society of Mechanical Engineers. ASME II Part A SA-508/508M [S]. USA: ASME Boiler and Pressure Vessel Committee on Nuclear Power, 1998.
- [13] KENNEDY R P, CAMPBELL R D, WESLEY D A, et al. Seismic safety margins research program (phase I) subsystem response review, NUREG/CR-1706[R]. US: NRC, 1981.
- [14] FORET J L. AP1000 probabilistic risk assessment, Rev. 2 [R]. US: Westinghouse Electric Company LLC, 2003.