

核能安全委員會委託研究計畫報告

核電廠機率式地震風險評估 安全管理技術研究

**Safety Regulatory Technology Research on Probabilistic
Seismic Risk Assessment for Nuclear Power Plants**

計畫編號：NSC11301017L

受委託機關(構)：財團法人成大研究發展基金會

計畫主持人：洪李陵

共同主持人：王雲哲、鍾興陽、林保均

研究期程：中華民國 113 年 4 月至 113 年 12 月

研究經費：新臺幣 301.8 萬元

核安會聯絡人員：沈勁鈺

報告日期：113 年 12 月 13 日

核電廠機率式地震風險評估 安全管制技術研究

美國核電廠最新 SPRA 評估報告、同行審查及 NRC 審查意見之研析
美國和日本管制機關及核電廠相關設備之結構耐震度試驗與分析報告之研析
近期日本地區強震後核電廠最新耐震評估與管制作法之研析
用過燃料池結構於除役階段耐震安全性評估與管制之研析

受委託機關(構)：財團法人成大研究發展基金會

計畫主持人：洪李陵

共同主持人：王雲哲、鍾興陽、林保均

研究期程：中華民國 113 年 4 月至 113 年 12 月

研究經費：新臺幣 301.8 萬元

核能安全委員會 委託研究

中華民國 113 年 12 月

(本報告內容純係作者個人之觀點，不應引申為本機關之意見)

目 錄

中文摘要	1
Abstract.....	3
英文簡寫說明	6
壹、計畫緣起與目的	11
貳、研究方法與過程	23
一、美國核電廠最新 SPRA 評估報告、同行審查及 NRC 審查意見之 研析.....	23
二、美國和日本管制機關及核電廠相關設備之結構耐震度試驗與分 析報告之研析	106
三、近期日本地區強震後核電廠最新耐震評估與管制作法之研析	170
四、用過燃料池結構於除役階段耐震安全性評估與管制之研析	307
參、主要發現與結論	366
肆、參考文獻	374

中文摘要

2011 年日本福島核電廠事故後，美國核能管制委員會要求核電廠業主依照最新導則重新評估機率式地震危害度，再視評估結果，可能重新啟動機率式地震風險評估。本計畫首先蒐集和研析兩座美國核電廠的 SPRA 報告、同行審查和 USNRC 的審查意見，再綜合整理之，並就地震危害度分析和後果分析等面向，提出關鍵管制項目，作為國內管制及審查作業之參考。

美國電力研究院(EPRI)出版的加速耐震評估程序(ESEP)報告 EPRI 3002000704 (2013a)，結合美國(Nuclear Energy Institute)出版的多樣式應變策略施行準則(NEI 12-06, FLEX Guide)，核能管制單位與核電廠業主可依此完成核電廠重要結構、系統與設備(SSC)的耐震評估。日本核能安全組織(JNES)亦發展了許多設備耐震測試方法。本研究擬深入研析美國與日本管制機關及核電廠相關設備之結構耐震度試驗與分析報告，以提升國內核能審查技術，增加核能安全。

2024 年 1 月 1 日下午 4 時 10 分，在日本中部地方以北的能登半島發生地震規模 7.5 ($M_w=7.5$)的強烈極淺層地震，震源深度 10 公里，震度達到最強烈的 7 級，能登半島上的城市眾多建築物被夷為平地，並發生大規模火災，燒毀數百棟房屋建築，並引發海嘯侵襲。總計此次能登半島地震造成 241 人死亡，1297 人受傷，12 人失蹤，房屋全倒 9050 棟，半倒 12820 棟，損失慘重。能登半島附近的核電廠有志賀核電廠(志賀町震度 7)、柏崎刈羽核電廠(柏崎市震度 5)、敦賀核電廠(敦賀市震度 4)、美濱核電廠(美浜町震度 3)、高濱核電廠(高浜町震度 4)、大飯核電廠(大飯町震度 4)等 6 座核電

廠。能登半島地震發生前，除了高濱核電廠與大飯核電廠正在運轉中，其餘核電廠皆處於停機狀態。能登半島地震發生後，所幸受到最大震度 7 級的志賀核電廠，其兩座機組僅發生從外部接收電力的兩台變壓器的管道因地震而破裂，造成絕緣和冷卻的油洩漏，初步檢視後，並未造成安全問題。此外，已停機的志賀核電廠和柏崎刈羽核電廠，有部分用過燃料池的冷卻水因為地震搖晃而溢出，發生所謂「水振盪」(Sloshing)現象，其餘核電廠初步並未有異常報告。本計畫將蒐集此次日本能登半島地震後，核電廠所進行的相關耐震評估與管制作法，以提供我國核安管制單位參考。

本計畫針對地震高風險地區的核電廠除役設施之用過燃料池(SFP)在地震中的失效風險進行探討。SFP 為了保護燃料免於輻射外洩，須具備較高耐震能力。本計畫研析現行規範與核能管制機構之研究資料，檢視 SFP 的設計需求與易損性，並歸納出十項檢核清單以確保其結構之穩定性。結果顯示 SFP 在嚴格的設計規範與定期維護下，可承受設計基準地震(DBE)以上的地震事件。本報告亦針對除役階段 SFP 可能需要考量的老劣化問題進行探討，並提出管制建議，報告成果可作為用過燃料池地震風險管理的參考依據，以保障核子燃料的安全。

關鍵字：機率式地震危害度分析、機率式地震風險評估、同行審查、日本核能安全組織、耐震度試驗、能登半島地震、志賀核電廠、水振盪、用過燃料池、耐震能力、核電廠除役、地震風險評估、結構易損性

Abstract

After the Fukushima NPP accident in 2011, the USNRC issued a request to all NPP owners for reevaluating the seismic hazards at their sites using present-day guidance. A SPRA could be reperformed depending on the new seismic hazard results. At first, this project will collect, study, and summarize two SPRA reports of US NPPs, as well as their peer reviews and USNRC comments, and then provide key regulated issues in seismic hazard analysis and consequence analysis respects for reference in domestic regulation and review.

Electric Power Research Institute (EPRI), USA, published the Expedited Seismic Evaluation Process (ESEP) report EPRI 3002000704 (2013b). The US Nuclear Energy Institute (NEI) published the NEI 12-06 Diverse and Flexible Coping Strategies Implementation Guide, also known as the FLEX Implementation Guide. Both documents aim to assist nuclear energy regulators and nuclear power plant owners to evaluate the seismic assessment of important structures, systems and components (SSC's) of nuclear power plants. Japan Nuclear Energy Safety Organization (JNES) developed experimental methodologies to quantitatively obtain seismic behavior of SSC's. It is proposed to analyze the methods and testing reports developed by USA and Japan for the seismic assessment of SSC's in order to enhance our nuclear review technologies, hence the nuclear safety.

At 4:10 pm on January 1, 2024, a strong and extremely shallow earthquake with a magnitude of 7.5 ($M_w=7.5$) occurred in the Noto Peninsula north of central Japan. The focal depth was 10 kilometers and the intensity reached the strongest magnitude 7. Many buildings in the cities on the Noto Peninsula were razed to the ground and large-scale fires broke out, burning hundreds of houses and buildings, and triggering

tsunamis. In total, the Noto Peninsula earthquake killed 241 people, injured 1,297 people, and 12 people were missing. 9,050 buildings collapsed and 12,820 buildings were partially collapsed. The losses were heavy. The nuclear power plants near the Noto Peninsula include Shiga Nuclear Power Plant (Shiga Town with earthquake intensity 7), Kashiwazaki Kariwa Nuclear Power Plant (Kashiwazaki City with earthquake intensity 5), Tsuruga Nuclear Power Plant (Tsuruga City with earthquake intensity 4), Mihama Nuclear Power Plant (Mihama Town with earthquake intensity 3), Takahama Nuclear Power Plant (Takahama Town with earthquake intensity 4), and Ohi Nuclear Power Plant (Ohi Town with earthquake intensity 4). Before the Noto Peninsula Earthquake, except for Takahama Nuclear Power Plant and Ohi Nuclear Power Plant which were operating, the other nuclear power plants were in a shutdown state. After the Noto Peninsula Earthquake, fortunately, the Shiga Nuclear Power Plant was hit by a maximum earthquake magnitude of 7. Its two units only suffered ruptures in the pipes of two transformers that received power from the outside due to the earthquake, causing insulation and cooling oil to leak. Preliminary inspections showed that no safety issues were caused after the earthquake. In addition, at the Shiga Nuclear Power Plant and Kashiwazaki Kariwa Nuclear Power Plant, which have been shut down, part of the cooling water used in the spent fuel pool overflowed due to the earthquake shaking, causing a so-called "water oscillation" (Sloshing) phenomenon. There have been no preliminary abnormal reports from other nuclear power plants. This project will collect relevant seismic assessment and control methods conducted by nuclear power plants after the Noto Peninsula Earthquake in Japan to provide reference for our country's nuclear safety regulatory authorities.

This report summarizes the seismic performance of decommissioned nuclear facilities in high-risk earthquake areas, focusing on the risk of failure in spent fuel pools (SFPs) during seismic events. In order to protect the fuel from radiation leakage, SFPs must be designed with high seismic resistance. This report reviews current standards and regulatory data to assess SFP design requirements and vulnerabilities. A checklist including 10 items can be used to evaluate the seismic performance of the SFP structure and to ensure stability under earthquake event. Findings indicate that SFPs, under the required design guidelines and regular maintenance, can withstand above design basis earthquakes (DBE) events. This report also discusses the aging and deterioration issues of SFP that may need to be considered during the decommissioning stage and control suggestions. The results of this report can also be used as a reference for seismic risk management of used SFP to ensure the safety of nuclear fuel.

Key words: Probabilistic Seismic Hazard Analysis, Seismic Probabilistic Risk Assessment, Peer Reviews, JNES, Seismic Assessment, Noto Peninsula Earthquake, Shika Nuclear Power Plant, Sloshing, Spent Fuel Pool, Seismic Resistance, Decommissioned NPP, Seismic Risk Assessment, Structure Fragility

英文簡寫說明

AB	Auxiliary Building
AFW	Auxiliary Feed Water
ANS	American Nuclear Society
ANSI	American National Standards Institute
ASME	The American Society of Mechanical Engineers
ASCE	The American Society of Civil Engineers
ASW	Auxiliary Salt Water
ATWS	Anticipated Transient Without Scram
BE	Best Estimated
BLMC	Big Loop Monte Carlo
BWR	Boiling Water Reactor
CCDP	Conditional Core Damage Probability
CCW	Component Cooling Water
CDF	Core Damage Frequency
CDF	Cumulative Distribution Function
CDFM	Conservative Deterministic Failure Margin
CET	Containment Event Tree
CEUS	Central and Eastern United States
CFCU	Containment Fan Cooler Unit
CLERF	Conditional Large Early Release Frequency
CPCFB	Conditional Probability of early Containment Failure or Bypass
CRDM	Control Rod Drive Mechanism
CST	Condensate Storage Tank
DCPP	Diablo Canyon Power Plant
DNS	Demand Non-Seismic
DRS	Design Response Spectrum

DS	Design Seismic
EDG	Emergency Diesel Generator
EES	Experience Earthquake Spectrum
EPRI	Electric Power Research Institute
ESEP	Expedited Seismic Evaluation Process
FEM	Finite Element Method
FIRS	Foundation Input Response Spectrum
FLEX	Diverse and Flexible Coping Strategies
F&O	Fact and Observation
F-V	Fussel-Vesely
FWST	Fire Water Storage Tank
GMC	Ground Motion Characterization
GMRS	Ground Motion Response Spectrum
HCLPF	High-Confidence Low-Probability of Failure
HEAF	High-Energy Arcing Fault
HEP	Human Error Probability
HLR	High Level Requirements
HRA	Human Reliability Analysis
IAT	Independent Assessment Team
IPEEE	Individual Plant Examination of External Events
IHS	IPEEE HCLPF Spectra
ISRS	In-Structure Response Spectrum
JNES	Japan Nuclear Energy Safety Organization
LB	Lower Bound
LERF	Large Early Release Frequency
LHS	Latin Hypercube Sampling
LLNL	Lawrence Livermore National Laboratory
LMSM	Lumped-Mass Stick Model

LOCA	Loss of Coolant Accident
LOOP	Loss Of Offsite Power
LOSP	Loss of Off-Site Power
LTSP	Long Term Seismic Program
MAFE	Mean Annual Frequency of Exceedance
MACR	Maximum Averted Cost-Risk
MCC	Motor Control Center
MSIV	Main Steam Isolation Valve
MU	Maintenance and Update
NAPS	North Anna Power Station
NEI	Nuclear Energy Institute
NEP	Non-Exceedance Probability
NRC	Nuclear Regulatory Commission
NRR	Nuclear Reactor Regulation
NSSS	Nuclear Steam Supply System
NTTF	Near-Term Task Force
OBE	Operating Basis Earthquake
OWST	Outdoor Water Storage Tanks
PF	Performance Frequency
PGA	Peak Ground Acceleration
PG&E	Pacific Gas and Electric
PLWR	Pressurized Light Water Reactor
PRA	Probabilistic Risk Assessment
PRT	Peer Review Team
PSA	Peak Spectral Acceleration
PSHA	Probabilistic Seismic Hazard Analysis
PWR	Pressurized Water Reactor
PWROG	Pressurized Water Reactor Owners Group

RAW	Risk Achievement Worth
RCS	Reactor Coolant System
RCW	Reactor building Closed cooling Water pump
RE	Reference Earthquake
RHR	Residual Heat Removal
RLE	Review Level Earthquake
RLME	Repeated Large Magnitude Earthquake
RRS	Required Response Spectrum
RWST	Refueling Water Storage Tank
SAMA	Severe Accident Mitigation Alternative
SB	Service Building
SCDF	Seismic Core Damage Frequency
SEI	Structural Engineering Institute
SEL	Seismic Equipment List
SDC	Seismic Design Category
SFA	Seismic Fragility Analysis
SFP	Spent Fuel Pool
SG	Safeguards Building
SHA	Seismic Hazard Analysis
SLERF	Seismic Large Early Release Frequency
SLOCA	Small LOCA
SMA	Seismic Margin Assessment
SMRP	Senior Management Review Panel
SOV	Separation Of Variables
SPID	Screening, Prioritization and Implementation Details
SPRA	Seismic Probabilistic Risk Assessment
SR	Supporting Requirement
SRSS	Square Root of Sum of Squares

SRT	Seismic Review Team
SSC	Seismic Source Characterization
SSC	Structure, System, and Component
SSE	Safe Shutdown Earthquake
SSHAC	Senior Seismic Hazard Analysis Committee
SSI	Soil-Structure Interaction
SSLOCA	Small-Small LOCA
SSPS	Solid-State Protection System
SSSI	Structure-Soil-Structure Interaction
SWEL	Seismic Walk-down Equipment List
TES	Test of Earthquake Simulation
T-H	Time History
TRB	Technical Review Board
TRS	Test Response Spectrum
UB	Upper Bound
UHRs	Uniform Hazard Response Spectrum
USNRC	U.S. Nuclear Regulatory Commission
VSLOCA	Very Small LOCA
V/H	Vertical to Horizontal
WUS	Western United States
ZPA	Zero Period Acceleration

壹、計畫緣起與目的

完整的地震機率式風險評估 (Seismic Probabilistic Risk Assessment, SPRA) 流程圖如圖 0-1 所示，其輸入為地震危害度分析 (Seismic Hazard Analysis, SHA) 和地震易損性分析 (Seismic Fragility Analysis, SFA)，經由系統事故序列分析（事件樹和故障樹）和後果分析，得到風險輸出結果。整個分析過程非常龐大複雜，運轉中核電廠若重啟 SPRA，事態非同小可。基本上，因應發生地震新資訊（資料、模型和方法）、新地震危害分析程序、新管制法規或定期審視，運轉中核電廠可能重啟 SHA。一旦重啟 SHA 的地動反應譜 (Ground Motion Response Spectrum, GMRS) 超越當初設計核電廠的安全停機地震 (Safe Shutdown Earthquake, SSE) 或評估基準地震 (Review Level Earthquake, RLE)，也不一定重啟 SPRA，尚有其它快速評估手段因應。

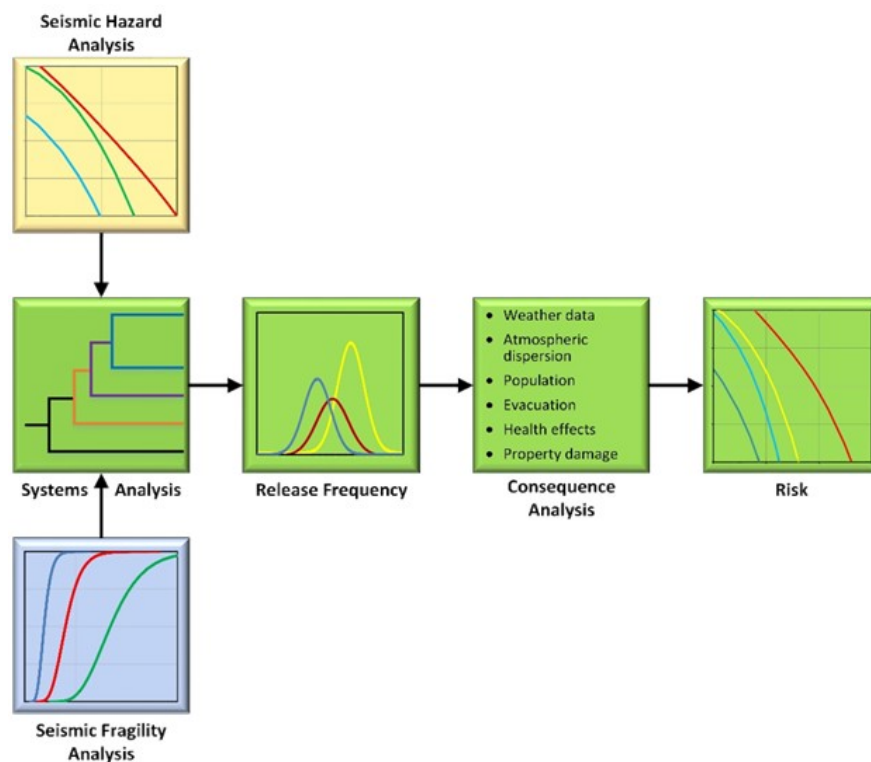


圖 0-1 SPRA 流程圖(EPRI Wiki)

2011 年 3 月 11 日發生日本福島核電廠事故，2012 年 3 月 12 日 USNRC 依據聯邦管制規範的命令 10 (Title 10 of the Code of Federal Regulations)之 Part 50 Section 50.54(f)，發函(NRC Letter, 2012a)要求美國運轉中核電廠業主按照最新分析方法和導則重新執行反應爐場址的機率式地震危害度分析(PSHA)，以供 NRC 人員來決定運轉執照之修改、暫停或廢除。其中，美國中、東部(CEUS)的核電廠需在 1 年半內提出 PSHA 和篩濾報告（後來延期至 2014 年 3 月 31 日），美國西部(WUS)的核電廠需在 3 年內提出 PSHA 和篩濾報告。在 PSHA 完成之後，SPRA 完成之前，對於地震風險高過設計基準的核電廠場址個別脆弱性進行或規劃過渡時期的評估和行動。

隨著各核電廠 PSHA 的完成，依據更新地震危害度之結果，2014 年 5 月 9 日和 2015 年 5 月 13 日 NRC 分別對 CEUS (NRC Letter, 2014a)和 WUS (NRC Letter, 2015a)的個別核電廠提供篩濾和排序，要求在期限內完成 SPRA。針對不同型態結構和設備的振動衝擊，EPRI (2013a)的耐震評估導則：篩濾、排序和執行細節(Screening, Prioritization and Implementation Details, SPID)將振動頻率分成 3 組特別關注的範圍：1-10 Hz 的主要頻率、小於 2.5 Hz 的低頻、以及大於 10 Hz 的高頻。美國核電廠是否需進行 SPRA，取決於重新評估的 GMRS 在 1-10 Hz 頻率範圍內，與現有 SSE 的比較。在 1-10 Hz 頻率範圍內，若 GMRS 小於 SSE，核電廠不須進一步執行 SPRA，即被篩出(screened out)；若 GMRS 大於 SSE，則被篩入(screened in)，核電廠先進行美國核能協會 (Nuclear Energy Institute)的加速耐震評估程序(Expedited Seismic Evaluation Process, ESEP)。執行 ESEP 之後，大多數核電廠仍須執行 SPRA，以及高頻

和用過燃料池的評估。

是否執行 SPRA，仍有一些特殊狀況：(1)在 1-10 Hz 頻率範圍內，若 GMRS 大於 SSE，但 GMRS 仍在外部事件個別電廠審查 (Individual Plant Examination of External Events, IPEEE) 的容量（高信心低失效機率，High-Confidence Low-Probability of Failure, HCLPF）震譜(IPEEE HCLPF Spectra, IHS)之下，該核電廠不須進一步執行 SPRA，惟仍需以重新評估的地震危害度評估用過燃料池，因其不在 IHS 的考量範圍內。(2)如果只在低頻範圍內，GMRS 大於 SSE，SPID 規定仍需對容易受低頻振動影響的設備進行限定範圍的評估。(3)如果只在高頻範圍內，GMRS 大於 SSE，SPID 規定仍需對容易受高頻振動影響的設備或結構進行評估。

如果 NRC 來不及在 30 天內完成審查程序，或是 NRC 的獨立 GMRS 與核電廠重新評估的 GMRS 不同，導致需要時間決定核電廠的篩出 SPRA 與否，則暫時列為有條件篩濾(conditional screening)。

NRC 將被篩入（包括有條件篩濾）的電廠進行排序，分為 3 群，決定執行 SPRA 的優先順序，以及之後執行和審查專家的配置。排序關鍵參數為：(1)在 1-10 Hz 頻率範圍內，GMRS 與 SSE 的最大比值，(2)在 1-10 Hz 頻率範圍內，GMRS 的最大值，(3)過去地震風險評估的見解。在 1-10 Hz 頻率範圍內，第 1 群美國核電廠有最高的 GMRS/SSE 和較高的 GMRS。在 1-10 Hz 頻率範圍內，第 3 群美國核電廠的 GMRS/SSE 稍大於 1，而且最大 GMRS 也不高。截至 2023 年 9 月 27 日為止，美國運轉中核電廠有 54 座，包含 94 部機組，篩濾結果有 18 部機組在第 1 群，17 部機組在第 2 群，30 部機組在第 3 群，27 部機組被篩出，兩部 PLWR 機組未被歸類。

所有美國核電廠的 SPRA 報告已完成，NRC 亦已回覆審查意見。目前台灣三座核電廠相關廠址已完成 PSHA、ESEP 和 SPRA，故有必要蒐集、研析和綜合整理美國核電廠的 SPRA 報告、同行審查和 NRC 審查意見，並就地震危害度分析和後果分析等面向，提出關鍵管制項，作為未來國內管制及審查作業之參考。

以美國 Diablo Canyon 核電廠(DCPP)為例，已於 2015 年完成 SHA 之重新評估，並依循 EPRI 的 SPID 導則，比較新地震風險和設計基準，得知 GMRS 在 1-10 Hz 頻率範圍內超過設計基準，故 NRC 於 2015 年要求 DCP 執行 SPRA，且需於 2018 年 4 月 30 日前呈送 SPRA 報告，該 SPRA 報告業已 2018 年 4 月完成。DCPP 的 SPRA 報告提供下列資訊回覆 NRC：(1)地震爐心熔損頻率(Seismic Core Damage Frequency, SCDF)和地震早期輻射大量外釋頻率(Seismic Large Early Release Frequency, SLERF)的重要源因，(2) SCDF 的評估方法摘要，(3) SPRA 過程技術合宜的敘述和同行審查意見，以及(4)識別場址的個別脆弱性和規劃或採取的行動。DCPP 的 SPRA 報告主要內容包含：(1)場址 SHA 的資訊，(2)結構、系統和組件(SSC)的地震易損性，(3)核電廠地震反應模型和量化結果，以及(4) SPRA 的結果和結論摘要與規劃或採取的行動。DCPP 的 SPRA 報告附錄 A 提供評估 SPRA 的技術合宜性，以及同行審查意見。NRC 隨即於 2019 年 1 月回覆審查意見。

本計畫首先擬蒐集兩座第 1 群美國核電廠的 SPRA 報告、同行審查和 NRC 的審查意見進行研析和綜合整理，就地震危害度分析和後果分析等面向，提出關鍵管制項目，作為國內管制及審查作業之參考。

美國 EPRI Final Report 3002000704 和 USNRC ML112510271 詳述日本福島核電廠事故後，核電廠的地震評估指引，文獻 EPRI Report NP-6041-SL 詳述美國核電廠的耐震餘裕分析方法，此外洪李陵(2023)等人對美國 Nuclear Energy Institute (2018)所提出的 FLEX 方法進行了深入研析。

文獻 NUREG/CR-7040 為本子計畫之重要參考文獻，其內容包含美國與日本設備之結構耐震度試驗方法論，並參考 2004~2006 JNES 報告內容。圖 2-2 為 JNES 易損性分析的架構圖，以精進核電廠設備之易損性評估。此外，針對易損性容量(Fragility Capacity)的評估流程，JNES 的分析流程如圖 2-3 所示，其中包含超越設計地震激振下的設備反應分析，以及易損性資料庫建立之考量。

本子計畫針對美國與日本所使用的方法論，深入研析核電廠相關設備之結構耐震度試驗與分析報告，以建立核能管制單位之審查技術，提升核能安全。

2024 年 1 月 1 日下午 4 時 10 分，在日本北陸地方以北的能登半島發生地震規模 7.5 ($M_w=7.5$)的強烈極淺層地震，其震央位於的石川縣珠洲市北北東方 6 公里處(北緯 37.5 度、東經 137.3 度)，震源深度約 16 公里，日本氣象廳於能登半島的石川縣志賀町及輪島市量測到等級最高的 7 級震度，離震央最近的輪島市地震後發生大火，至少燒毀約 200 棟建築物，如圖 0-2(a)所示，鄰近的珠洲市地震後約 1000 棟房屋全毀，地震後亦引發約 1.2 米海嘯侵襲，造成石川縣沿岸的珠洲市和能登町約 100 公頃的面積淹水，相當於 21 座東京巨蛋，如圖 0-2(b)所示，截至 2024 年 10 月 1 日，根據日本非常災害對策本部統計，此次能登半島地震造成日本全國 401 人死

亡，1336 人受傷，3 人失蹤，住宅房屋全倒 6421 棟，半倒 22823 棟，傷亡與損失慘重。

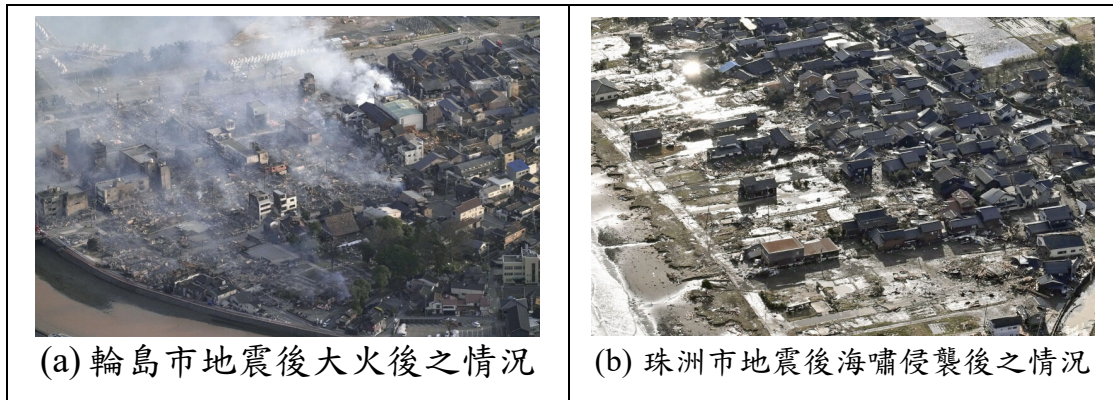


圖 0-2 2024 能登半島地震後石川縣輪島市與珠洲市之情況(中央社)

日本能登半島附近的核電廠有志賀核電廠(北陸電力公司)、柏崎刈羽核電廠(東京電力公司)、敦賀核電廠(日本原子力發電公司)、美濱核電廠(關西電力公司)、高濱核電廠(關西電力公司)、大飯核電廠(關西電力公司)等 6 座核電廠，綜合圖 0-3 與圖 0-4 所獲得日本核電機組運轉和停機的現況資訊，可知 2024 年日本能登半島地震發生時，以上 6 座鄰近的核電廠，正在運轉中的核電機組有：美濱核電廠的 1 座機組、大飯核電廠的兩座機組和高濱核電廠的三座機組，初步資訊顯示此 3 座核電廠所在地的震度分別為：美濱町震度 3 級，大飯町震度 4 級，高濱町震度 4 級，震度較低皆無異常現象，離震源較近的志賀核電廠、柏崎刈羽核電廠和敦賀核電廠皆處於停機狀態，但是志賀核電廠所在的志賀町震度為最高的 7 級，柏崎刈羽核電廠所在的柏崎市震度也有 5 級，敦賀核電廠所在的敦賀市震度 4 級，雖然初步檢查後以上三座核電廠在地震後未發現輻射外洩或重大事故，但由於志賀核電廠所受到的震度達到 7 級，廠內兩座機組發生從外部接收電力的兩台變壓器的管道因地震而破裂，

而造成絕緣和冷卻的油洩漏，廠內用過燃料池之冷卻功能正常，反應爐建築並未發生異常，初步檢視後並未造成安全問題，此外，志賀核電廠和柏崎刈羽核電廠，有部分用過燃料池的冷卻水因為地震搖晃而溢出，發生所謂「水振盪」(Sloshing)現象，其餘核電廠初步並未有異常報告。

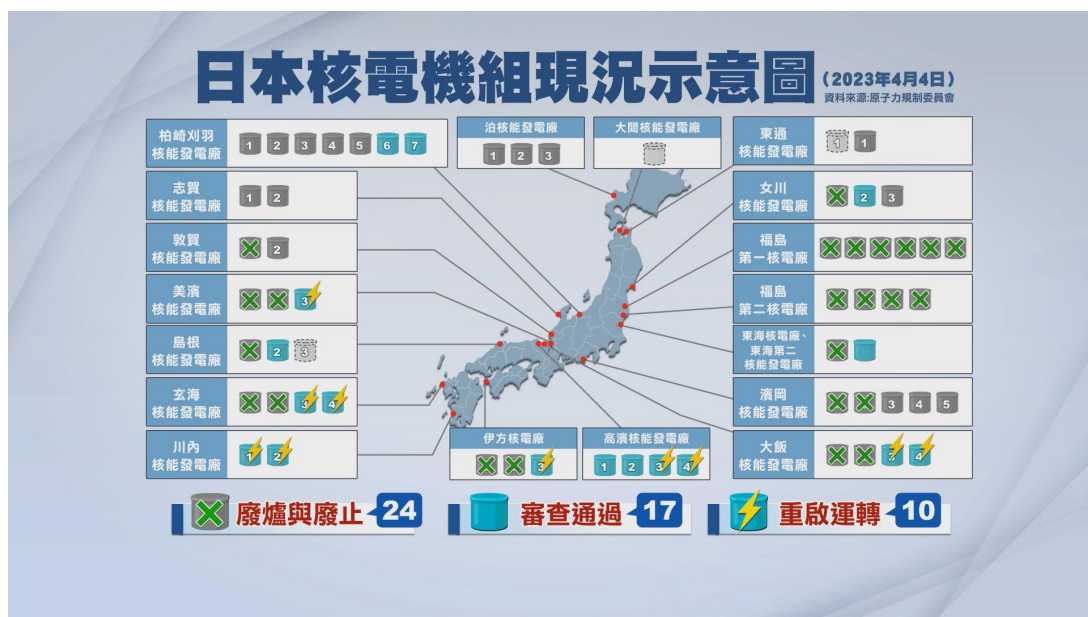


圖 0-3 日本核電機組現況示意圖—更新至 2023/04/04 為止

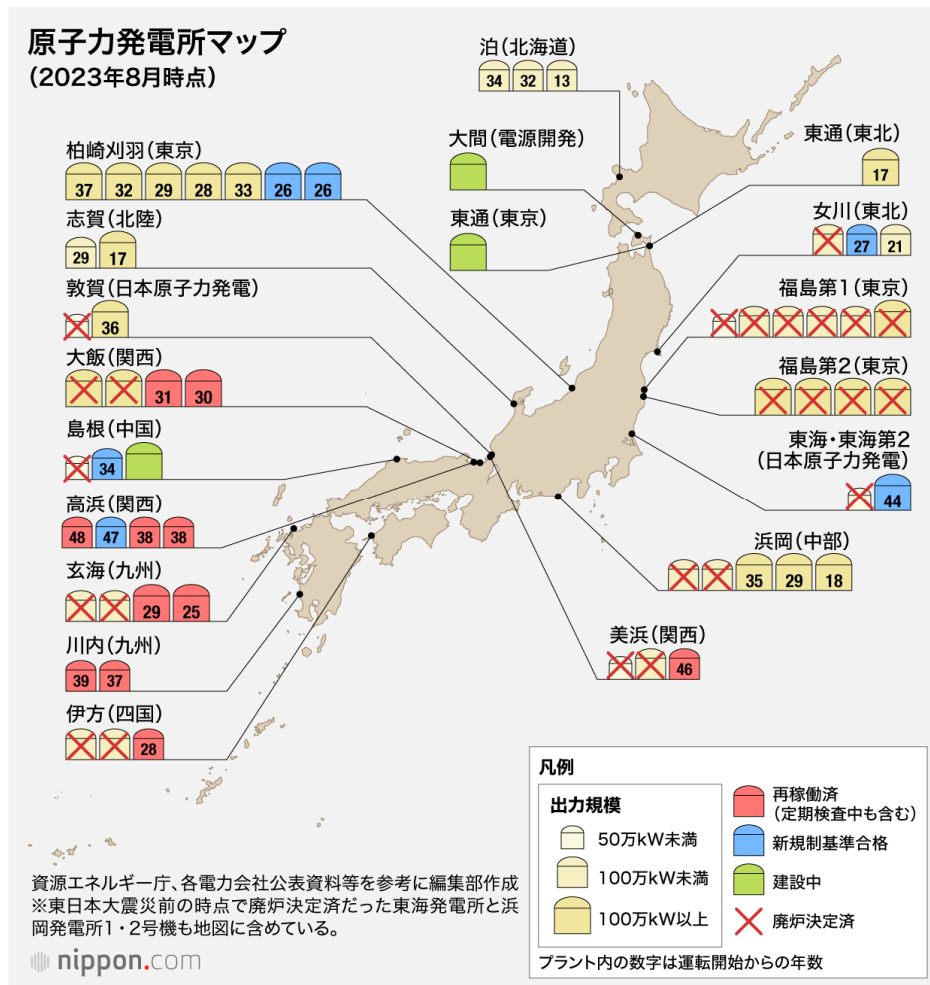


圖 0-4 日本核電機組地圖與現況—更新至 2023/08 為止

在地震災害頻繁的地區，用過燃料池(Spent Fuel Pool, SFP)面臨著潛在的地震風險，若未能進行妥善的耐震評估與補強措施，可能導致燃料池內部冷卻液外漏、冷卻水管損壞、甚至燃料暴露，並且進一步引發嚴重的安全事故。因此 SFP 的耐震需求主要在於保護內部的燃料不致有洩漏的風險，即使在除役核電廠中，若 SFP 仍儲藏用過核子燃料則代表其耐震需求與一般運作中核電廠具有相同的耐震要求。本研究著重於針對 SFP 結構在地震影響下的潛在失效模式進行風險分析和耐震能力的評估。主要方法為(1)透過現有的規範與研究報告，探討除役核電廠 SFP 結構的安全性評估方法，特別是在

地震災害風險方面、(2)針對 SFP 結構的牆體、頂板及底板的面外強度與勁度進行研究、(3)蒐集並分析美國核能管制單位及近期學界的相關研究成果，探討用於 SFP 結構耐震評估的方法與建議。透過這些評估方法，本研究旨在確保 SFP 具備足夠的耐震能力，並制定安全管理對策，以應對在除役期間可能面臨的地震災害。

由過去資料統計(EPRI, 2017)，表 0-1 歸納出美國 SFP 的結構尺寸。圖 0-5 所示為 SFP 結構，SFP 結構由鋼筋混凝土牆以及 1/8 至 1/4 英寸(3.2 至 6.4mm)厚之不銹鋼內襯構成。牆約 5 英尺(1.5m)厚，地板厚約 4 英尺(1.2m)。長 50 英尺(15m)、寬 40 英尺(12m)、高 55 至 60 英尺(17~18m)，。在沸水核電廠(BWR)電廠中，SFP 位於核電廠建築物內高於地面幾層樓的位置。在壓水核電廠(PWR)電廠中，SFP 結構位於安全殼結構外，並支撐在地面上或部分嵌入地下。SFP 結構的尺寸通常來自輻射屏蔽的考量因而足以承受超出其設計負荷的地震力需求。為了要評估 SFP 遭遇地震事件的風險，需要了解地震危害度和結構系統與組件(SSC)在特定加速度水平下失效(易損性)的機率。但隨著規範演進與不同結構工程師所進行的設計，SFP 的易損性(容量)較難詳細評估 (NRC, 2001)。

表 0-1 美國 SFP 結構尺寸統計

	最小值	最大值	平均值
牆跨度 (m)	9.1	36.6	15.9
牆厚度 (cm)	106.7	243.8	162.6
混凝土強度 (MPa)	20.7	34.5	24.8
鋼筋比 (%)	0.1	0.9	0.3
鋼筋強度 (MPa)	165	414	359
內襯版厚度 (cm)	0.32	0.95	0.64

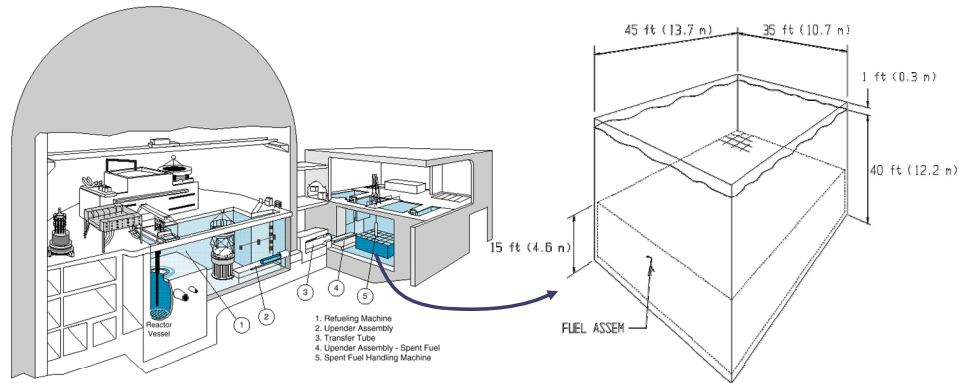


圖 0-5 SFP 結構示意圖(EPRI, 2017)

SFP 的除役大致分為四個階段(BNL/USNRC, 1997)，內容如下：

- (1) 階段 1 - Hot Fuel in the SFP: 此階段從核電廠卸載到 SFP 後開始，並持續到燃料衰變熱充分減少後，以防止燃料快速氧化與暴露在空氣中。此階段的特徵是衰變熱高，如果 SFP 水位下降，可能發生快速氧化，持續期間為核電廠關閉後至大約一年的時間。此階段對地震事件較敏感。考慮超出設計基準(beyond design basis)的地震事件導致 SFP 排水或沸騰以及將燃料暴露於空氣中的風險。此風險會導致燃料快速氧化((BNL/USNRC, 1997)，最終導致 SFP 保護燃料的目標失效。
- (2) 階段 2 - Cold Fuel in the SFP: 燃料在充分冷卻後，衰變熱降低，此時較無需擔心因快速氧化(火災)所導致的 SFP 的失效。在此階段，燃料可以保留在 SFP 中進行長期儲存。持續時間為核電廠關閉後持續一到十年，但仍取決於衰變熱和燃料儲存要求。與 Configuration 1 相比，因為衰變熱較低，地震需求有所減少。燃料溫度較低，即使暴露在空氣中也不太可能經歷快速氧化。與地震事件相關的風險仍需要謹慎管理，但潛在後果較不嚴重。

- (3) 階段 3 - All Fuel Stored in an Independent Spent Fuel Storage Installation (ISFSI): 當衰變熱進一步下降，燃料就可以轉移到獨立燃料儲存裝置(Independent Spent Fuel Storage Installation，ISFSI)，從而使 SFP 和電廠全除役。此階段持續直到有永久處置解決方案可行。由於燃料已被移至乾燥儲存處，此階段的地震需求較低。即使在重大地震事件，ISFSI 設施的設計須能保持其完整性並保護儲存的燃料。
- (4) 階段 4 - All Fuel Removed from the Site: 燃料異地運輸至永久處置設施或臨時儲存設施，SFP 全面除役。

圖 0-6 所示為台灣電力公司公告核一廠之除役過程(台灣電力公司，2023)，在除役過渡階段約 8 年的時間內，由於燃料仍儲存在 SFP 中，此 8 年的時間為前述之階段 1 與階段 2；當乾儲存設施興建完成且燃料完全移出 SFP 後，即進入第 3 與第 4 階段。

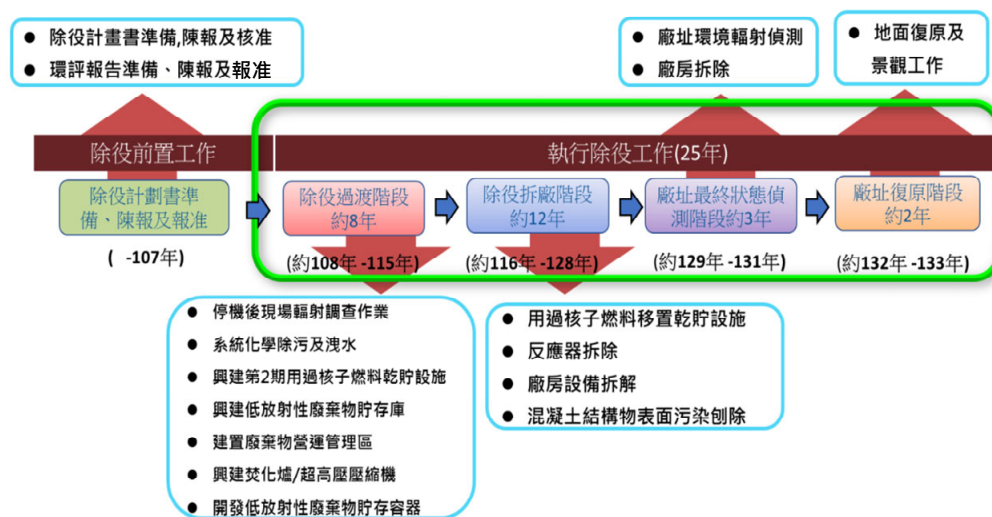


圖 0-6 台電公司公告之除役程序(台灣電力公司，2023)

由於核電廠設施的耐震設計與一般結構物不同，SFP 的設計主要目標在於確保內部燃料的安全性，因此地震事件所引發的 SFP 失效主要為內部冷卻液體流失導致燃料無法處在安全的環境溫度，進

而使得燃料發生氧化並導致外洩。有關 SFP 的主要失效模式如下：

- (1) SFP 內襯不鏽鋼或鋼筋混凝土結構破壞，致內部冷卻液外漏。
- (2) SFP 結構中的連接構件(例如排水管、冷卻水管等)在穿過儲存燃料的頂部位置時失效。
- (3) SFP 結構中的連接構件在穿過儲存燃料上方位置發生失效，且進一步破壞 SFP 結構。此 SFP 結構破壞使內部冷卻液流失，或使其沸騰蒸發所導致之流失，在 72 小時內無法完成補充。
- (4) 因地震所至之劇烈晃動導致 SFP 中的冷卻液流失，並導致燃料於 72 小時內暴露出水面。
- (5) 冷卻水管線或其他連接發生故障，因虹吸現象將冷卻液從 SFP 中吸出，並導致燃料於 72 小時內暴露出水面。

貳、研究方法與過程

一、美國核電廠最新 SPRA 評估報告、同行審查及 NRC 審查意見之研析

(一) 初步研析

美國商業運轉中的核電廠機組分佈如圖 1-1 所示，其數量與時變化。截至 2023 年 9 月 27 日為止，共有 54 座核電廠的 94 部機組尚在運轉中，其中 19 座核電廠只有或只剩單一機組，31 座核電廠只有或只剩兩部機組，3 座核電廠有三部機組(Browns Ferry 1-3, Oconee 1-3, Palo Verde 1-3)，1 座核電廠有四個機組(Vogtle 1-4)。美國運轉中核電廠機組大部分落在中部和東部，只有 3 座核電廠的 6 部機組落在西部(Columbia Generating Station 1, Diablo Canyon 1-2, Palo Verde 1-3)。

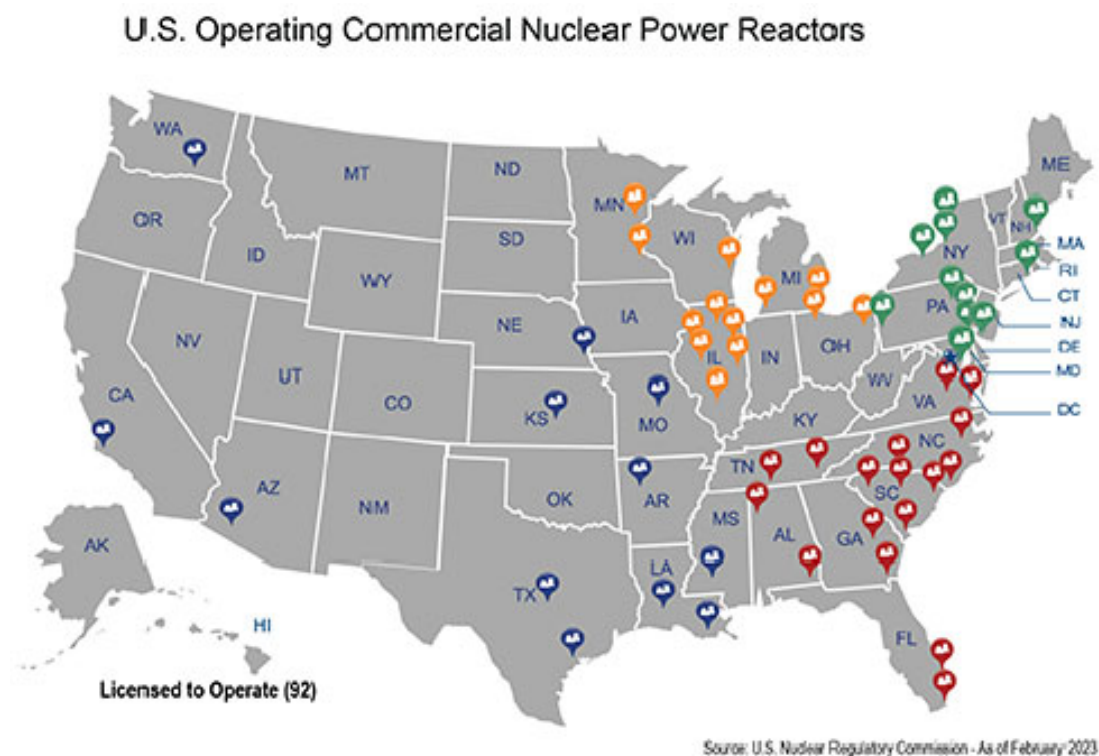


圖 1-1 美國運轉中核電廠機組分佈（USNRC 網站）

運轉中的 94 部機組有 31 部採用沸水反應爐(Boiling Water

Reactor, BWR)，61 部採用壓水反應爐(Pressurized Water Reactor, PWR)，兩部採用壓輕水反應爐(Pressurized Light Water Reactor, PLWR)。運轉中的 94 部機組有 18 部被歸類為第 1 群，17 部被歸類為第 2 群，30 部被歸類為第 3 群，27 部被篩出，兩部壓輕水反應爐機組未被歸類。運轉中的 94 部機組最早發照日期為 1969 年 9 月 19 日，最晚發照日期為 2016 年 10 月 19 日。美國運轉中核電廠的統計資訊列於表 1-1。

表1-1 美國運轉中核電廠的統計資訊（截至2023年9月27日為止）

核電廠和機組數	54 座核電廠，94 部機組
核電廠之機組數	19 座核電廠只剩單一機組 31 座核電廠只剩兩部機組 3 座核電廠有三部機組 (Browns Ferry, Oconee, Palo Verde) 1 座核電廠有四個機組(Vogtle)
核電廠位置	3 座核電廠的 6 部機組落在西部 (Columbia Generating Station, Diablo Canyon 1-2, Palo Verde 1-3) 其餘 51 座核電廠的 88 部機組落在中部或東部
核子反應爐型式	31 部 BWR，61 部 PWR， 兩部壓輕水反應爐(PLWR, Vogtle 3-4)
篩濾歸類	18 部第 1 群，17 部第 2 群，30 部第 3 群，27 部被篩出，兩部壓輕水反應爐機組未被歸類。
發照日期	1969/09/19 - 2016/10/19

為了觀察美國運轉中核電廠機組篩濾歸類與發照日期（當初評估 SSE 時期）的關聯性，圖 1-2 顯示美國運轉中核電廠機組篩濾歸類和發照日期的分佈圖，發現機組篩濾歸類與發照日期未具任何關聯性，不會因 SSE 愈早評估，而與現今 PSHA 的結果差異愈大，被

歸類為第 1 群。

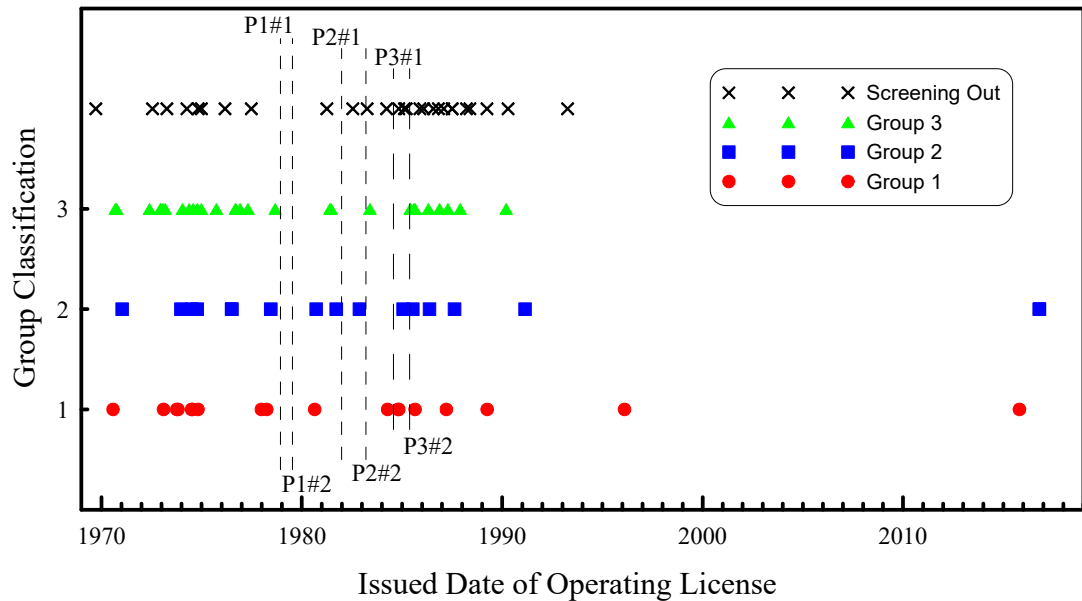


圖 1-2 美國運轉中核電廠機組篩濾歸類和發照日期分佈

國內核一廠 2 部機組採用美國奇異公司的第 4 型 BWR，核二廠 2 部機組採用美國奇異公司的第 6 型 BWR，核三廠 2 部機組採用美國西屋公司的 3 迴路 PWR。核一廠 1 號機組啟用日期是 1978 年 12 月 6 日，2 號機組啟用日期是 1979 年 7 月 16 日；核二廠 1 號機組啟用日期是 1981 年 12 月 28 日，2 號機組啟用日期是 1983 年 3 月 15 日；核三廠 1 號機組啟用日期是 1984 年 7 月 27 日，2 號機組啟用日期是 1985 年 5 月 18 日。這 6 個日期以虛直線標註於圖 1-2，以便挑選合適的美國運轉中核電廠機組，進行 SPRA 報告、同行審查和 NRC 審查意見的研析和綜合整理。

若以美國運轉中核電廠篩濾第一群的 18 部機組觀之，其中 15 部機組為 PWR，只有 3 部機組為 BWR。依發照日期排序，第一群機組的名稱和反應爐型式列於表 1-2，發照日期分佈和反應爐型式示於圖 1-3。

表1-2 篩濾為第一群的美國運轉中核電廠

發照日期（年）	機組名稱	反應爐型式
1970.58	Robinson 2	PWR-3
1973.1	Oconee 1	PWR-L
1973.76	Oconee 2	PWR-L
1974.54	Oconee 3	PWR-L
1974.82	D.C. Cook 1	PWR-4
1977.98	D.C. Cook 2	PWR-4
1978.25	North Anna 1	PWR-3
1980.64	North Anna 2	PWR-3
1984.8	Callaway 1	PWR-4
1984.84	Diablo Canyon 1	PWR-4
1985.65	Diablo Canyon 2	PWR-4
1987.21	Vogtle 1	PWR-4
1989.25	Vogtle 2	PWR-4
1996.1	Watts Bar 1	PWR-4
2015.81	Watts Bar 2	PWR-4
1973.82	Peach Bottom 2	BWR-4
1974.5	Peach Bottom 3	BWR-4
1984.28	Columbia Generating Station	BWR-5

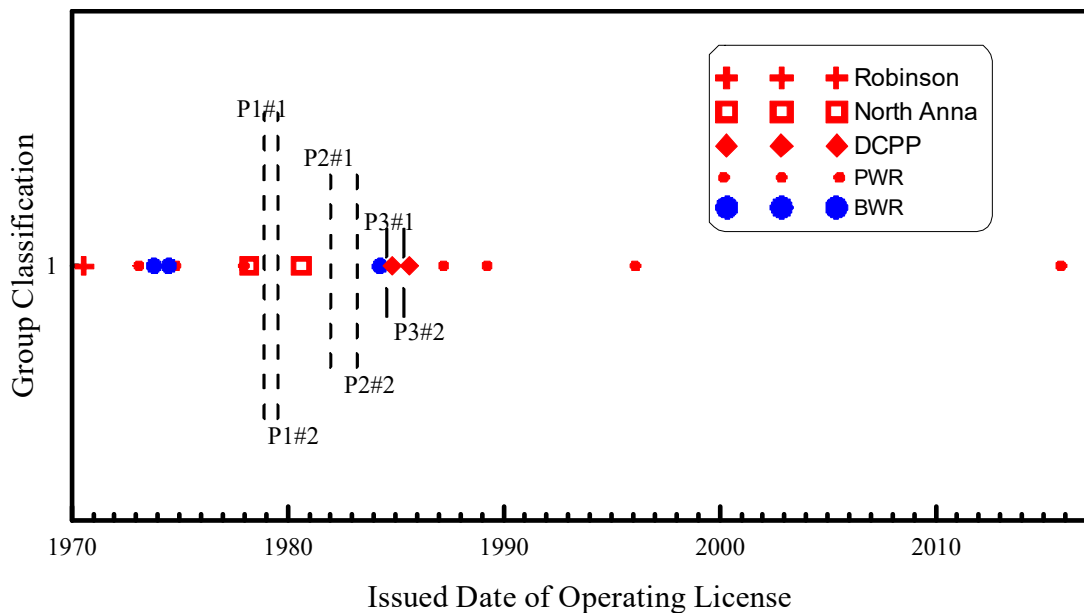


圖 1-3 美國運轉中核電廠篩濾第一群機組之發照日期

觀察圖 1-3，與核三廠 2 部美國西屋公司的 3 迴路 PWR 機組啟用日期最接近的美國 PWR 機組是 Diablo Canyon 核電廠(DCPP)的 2

部美國西屋公司的 4 迴路 PWR 機組，其次是美國 North Anna 核電站(NAPS)的 2 部美國西屋公司的 3 迴路 PWR 機組。DCPP 的發照日期與核三廠的啟用日期最接近，NAPS 與核三廠的反應爐型式相同，三座核電廠的詳細比較列於表 1-3。因此，底下蒐集 DCPP 和 NAPS 的 SPRA 報告、同行審查和 NRC 的審查意見進行研析和綜合整理。

表1-3 美國運轉中核電廠篩濾第一群PWR機組與國內核三廠的比較

美國運轉中核電廠	國內核三廠
Diablo Canyon Power Plant 1-2 採用美國西屋公司的 4 迴路 PWR (3411MWt) 1 號機組 1984 年 11 月 2 日發照 2 號機組 1985 年 8 月 26 日發照	核三廠 2 部機組採用美國西屋公司的 3 迴路 PWR (951MW) 1 號機組 1984 年 7 月 27 日啟用 2 號機組 1985 年 5 月 18 日啟用
North Anna Power Station 1-2 採用美國西屋公司的 3 迴路 PWR (2940MWt) 1 號機組 1978 年 4 月 1 日發照 2 號機組 1980 年 8 月 21 日發照	

(二) 美國 Diablo Canyon 核電廠研析

Diablo Canyon 核電廠(DCPP)位於美國西部的加州，已於 2015 年完成 SHA 之重新評估，並依循 EPRI 的 SPID 導則，比較新地震風險和設計基準，得知 GMRS 在 1-10 Hz 頻率範圍內超過設計基準，故 NRC 要求 DCPD 執行 SPRA，該 SPRA 報告業已完成並呈送 NRC。DCPP 的 SPRA 報告提供下列資訊回覆 NRC：(1) SCDF 和 SLERF 的重要源因，(2) SCDF 的評估方法摘要，(3) SPRA 過程技術合宜的敘述和同行審查意見，以及(4)識別場址的個別脆弱性和規劃或採取的行動。DCPP 的 SPRA 報告主要內容包含：(1)場址 SHA 的資訊，(2) SSC 的地震易損性，(3)核電廠地震反應模型和量化結

果，以及(4) SPRA 的結果和結論摘要與規劃或採取的行動。DCPP 的 SPRA 報告附錄 A 提供評估 SPRA 的技術合宜性，以及同行審查意見，NRC 隨即回覆審查意見。底下依序進行 DCPP 的 SPRA 報告、同行審查和 NRC 的審查意見的研析。

1. DCPP SPRA 報告的目的和目標

DCPP SPRA 報告一開始敘述目的和目標。先說明 2011 年 3 月 11 日日本福島核電廠事故之後，NRC 建立 NTTF，執行 NRC 程序和管制的系統性審查，以決定核電廠業主是否需精進管制系統。NTTF 發展一套建議事項來釐清和加強管制架構，以抗禦天然災害。2012 年 3 月 12 日 USNRC 依據聯邦管制規範的命令 10 (Title 10 of the Code of Federal Regulations)之 Part 50 Section 50.54(f)，發函 (NRC Letter, 2012a)要求所有美國運轉中核電廠業主按照目前 NRC 規格和導則重新評估場址的地震危害度。隨後 DCPP 依據 EPRI 的 SPID 導則比較新的地震危害度與當初的設計基準，發現在 1 至 10 Hz 之間，GMRS 超出設計基準值，因而更新 SPRA。此 SPRA 模型已經過同行審查，表明在評估地震危害、確認重要 SSC、以及描述場址特定地震議題和規劃採取相關行動等方面，範圍合宜和技術可行。

2. DCPP SPRA 報告的資訊

其次，DCPP SPRA 報告提供 SPRA 的資訊摘要，使得 NRC 了解採用的輸入和方法、執行的評估、以及依據 SPRA 的見解之決策。SPRA 的重要訊息包括：(1) SCDF 的顯著源因列表，包含風險達成價值(Risk Achievement Worth, RAW)和 Fussel-Vesely(F-V)等重要度量測。(2) SCDF 和 SLERF 的評估方法摘要，包含量化 SSC 地

震易損性的方法和主要假設、SSC 易損性之失效控制模式和資料來源、地震易損性參數、廠址巡查的重要發現和修正措施、廠址地震反應分析的量化過程和廠內事件的 PRA 模型、以及圍阻體性能的假設。(3)描述保證 SPRA 是技術合宜的過程和同行審查的日期和發現。(4)識別廠址特定的脆弱性和規劃或採取的行動。

DCPP 的 SPRA 報告針對 SPID 的主要部分是地震危害度分析、地震結構反應和 SSC 易損性分析、系統事故系列分析、以及風險量化。

這份提交報告提供 SPRA 更新、結果、見解，以及同行審查過程和結果的摘要，足以使得 NRC 了解和判定關鍵輸入資料和計算模型的正確性，以及評估分析關鍵面向的結果敏感度。

最後，DCPP 的 SPRA 報告再簡述報告組織內容。

3. DCPP SPRA 報告的地震危害和廠址反應

DCPP SPRA 報告從第三章節起敘述主要內容，第三章節敘述地震危害和廠址反應。廠址控制點（鋪面完成的高程在平均海平面上 26 公尺）的 30 公尺內平均剪力波速(V_{s30})是 968 m/s。DCPP 的 SHA 過程包括經驗和解析方法計算場址放大效應，以制定控制點的危害度曲線，細節詳 PG&E (2015a, 2015b)，均佈危害反應譜 (Uniform Hazard Response Spectra, UHRS)和 GMRS 的比較示於圖 1-4，可知在 1 至 10 Hz 頻率之間， 10^{-5} UHRS 與 GMRS 的比值約為 2，故 DCPP 的兩部機組皆篩濾為第 1 群。

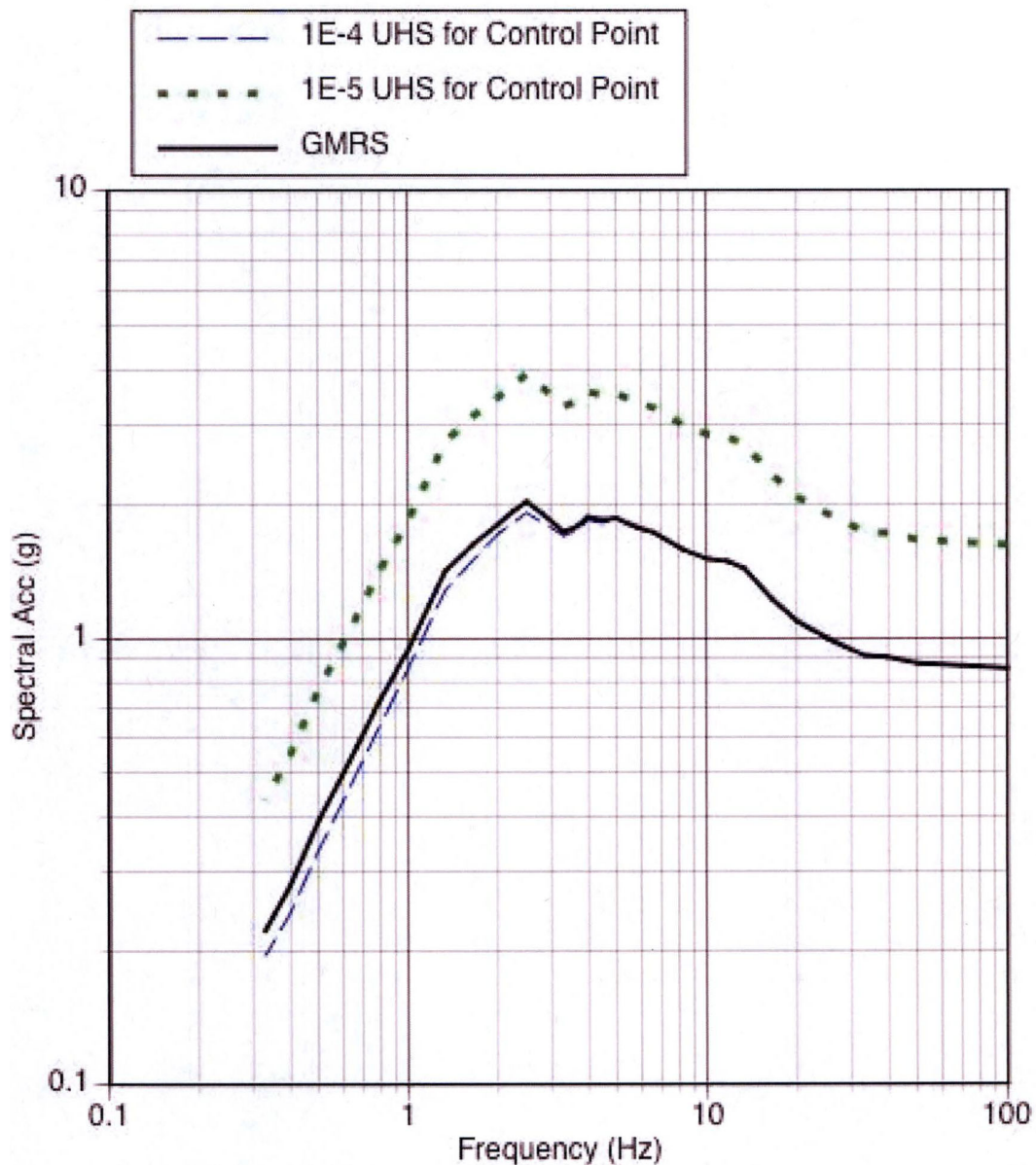


圖 1-4 DCP 廠址控制點水平向的 UHS 和 GMRS (PG&E, 2015b)

基礎輸入反應譜(Foundation Input Response Spectra, FIRS)經由土壤-結構互制(Soil-Structure Interaction, SSI)計算而得，過程簡述如后。首先由 3D 速度模型提取 1D 剖面，再加 15%不確定性。速度模型有 3 種，kappa 值有 3 個，非線性材料性質有 3 種，隨機土壤剖面有 30 個，總共 810 個剖面，對圍阻體結構(containment structure)、輔助廠房(auxiliary building)和汽機廠房(turbine building)進行地盤反應分析，求得水平向 FIRS。如同 DCP 的 GMRS，

FIRS 也結合經驗和解析步驟，先用解析 GMRS 計算在基礎高程的露頭 FIRS，兩者的比值用以修正混合 GMRS，再據之計算混合 FIRS。其它次要結構的 FIRS 則以比較簡易的方式推估。垂直向 FIRS 另以 V/H 比值模型推估，但不考慮以 V_{s30} 修正。DCPP 廠址水平向和垂直向的 FIRS 示於圖 1-5。以水平向和垂直向 FIRS 為目標反應譜，考慮規模、距離、 V_{s30} 、和可用頻率範圍，製作 30 組各 3 向人工歷時，其中水平向歷時容納了波峰至波谷的變異性。

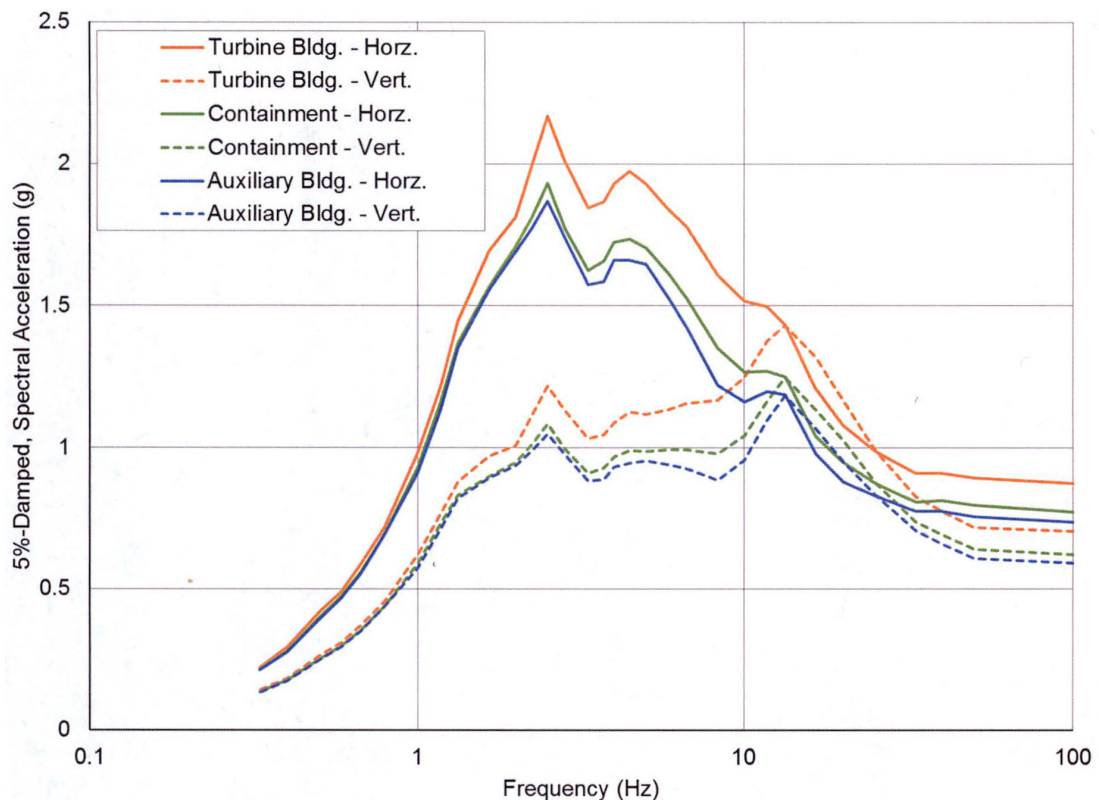


圖 1-5 DCP 廠址水平向和垂直向的 FIRS (PG&E, 2015b)

DCPP 之 SPRA 水平向 GMRS 的方法和分析送交 NRC，認定技術可接受。DCPP 的地震危害度分析經過獨立同行審查，確認適合應用於 SPRA。

DCPP 的地動特徵模型來自於 SWUS 的地動特徵報告，搭配震源特徵模型，進行危害回饋分析。觀察各震源在岩盤 5 Hz 譜加速

度的危害度曲線，得悉最接近 DCPD 場址的震源控制總危害度，如圖 1-6 所示。

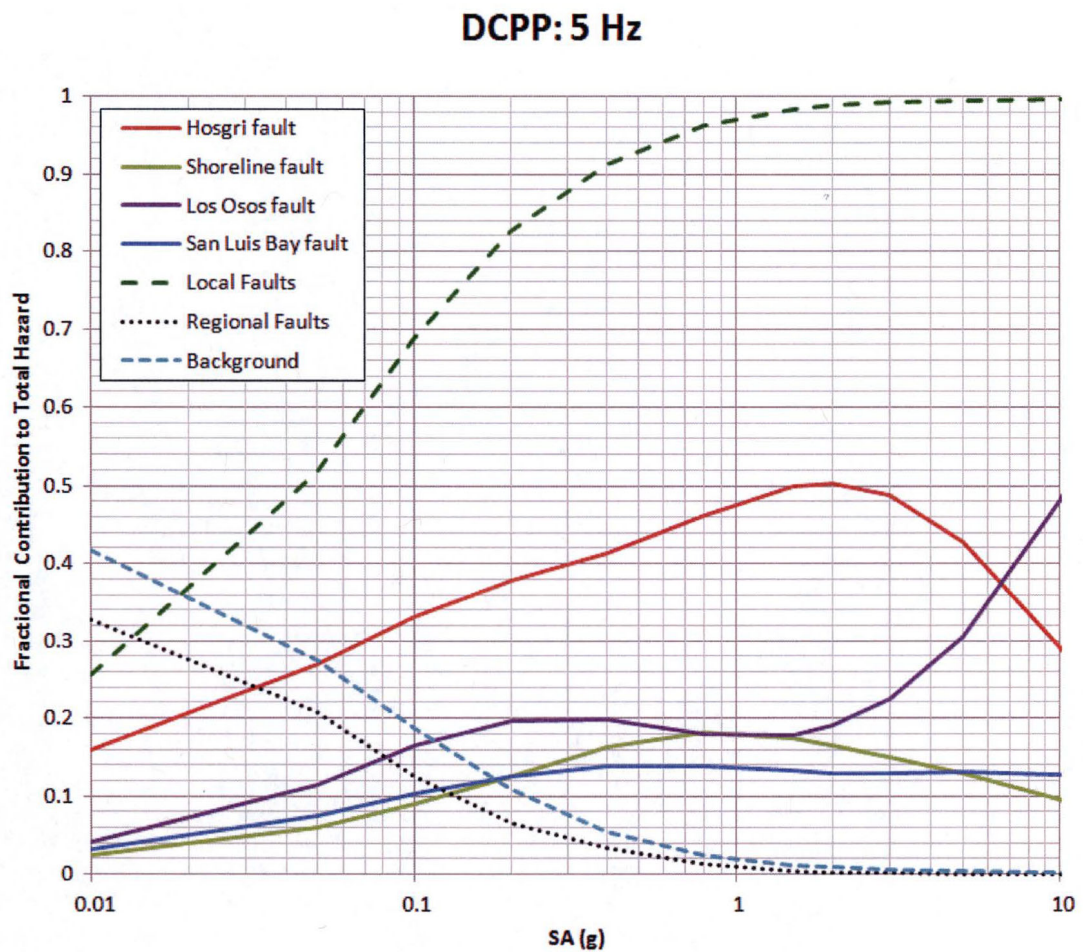


圖 1-6 DCPD 5 Hz 譜加速度危害度的震源貢獻度 (PG&E, 2015b)

觀察 5 Hz 譜加速度在 10^{-4} AEF 的龍捲風圖，得知最大不確定性來自於共同型式代表 GMPE 的選取，如圖 1-7 所示。

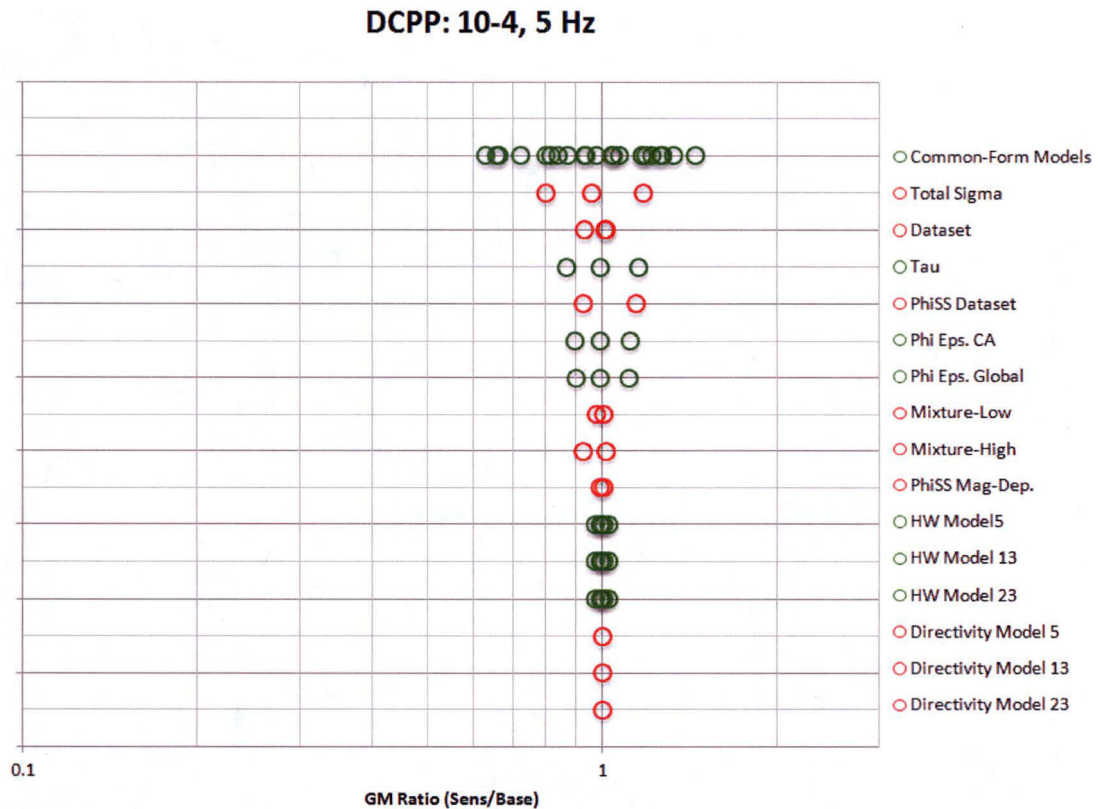


圖 1-7 DCP 5 Hz 譜加速度在 10^{-4} AEF 的龍捲風圖(PG&E, 2015b)

對危害度分位數的貢獻主要來自於地動特徵的不確定性，尤其是中數地動模型的不確定性。在 DCP 場址，震源特徵的不確定性對危害度的不確定性影響不大，原因有 4：(1)斷層滑移速率的約束相對良好。(2)控制境況為近距之強震，但因 GMPE 的規模飽和之故，近距之地動對規模不敏感。(3)因發震率高， 10^{-4} 和 10^{-5} AEF 的危害度由中數 GMPE 加上 1 至 2.5 倍對數標準差控制。(4) 10 公里之內有 4 個主要震源，單獨改變某一震源的參數，對危害度的改變不大。

4. DCP SPRA 報告的地震易損性

DCP SPRA 報告的第四章節敘述地震易損性的決定。

(1) 地震設備清單

地震設備清單(Seismic Equipment List, SEL)列出地震發生後，

達成安全停機，以及當爐心熔損時，減輕輻射外釋的 SPRA 模型重要 SSC，以進行易損性分析。DCPP 依照 ASME/ANS 的 PRA 標準 (2013) 確認廠內事件和 SPRA 模型的全部現有設備。透過巡查和深入審查潛在地震引發的交互影響，確認出失效後衝擊獨特地震風險的額外 SSC。因為 1 號和 2 號機組基本上一致，由 1 號機組開發的 SEL 可沿用至 2 號機組。

DCPP 採用軟體 Riskman (ABS, 2014) 進行 SPRA，其事件樹的事故進程由地震事件始發。經由審查內部和現有地震模型，以及其它潛在地震始發點，諸如喪失外電(Loss of Offsite Power, LOSP)、電廠全黑、小規模的冷卻劑失效事故(Loss of Coolant Accident, LOCA)、過多 LOSP（如反應爐冷卻劑系統(Reactor Coolant System, RCS)超越設計基準、管線損壞）等，可以確認這些肇始事件。

依據 EPRI (1991a)，以及審查其它 DCPP 廠內事件 PRA 既有的安全運作，DCPP 確認緩解地震肇始事件所需的安全運作有：(1)反應度控制。(2) RCS 水量控制。(3) RCS 壓力控制。(4)圍阻體隔離。(5)衰變熱移除。

審查 DCPP 廠內事件和現有 SPRA 模型，可以決定滿足每一安全運作的第一線和支援系統。某些廠內事件模型的 SSC 雖放在 SEL，但因缺乏耐震性能且依賴廠外電力，直接假設在地震始發後失效。此外，SEL 的高地震容量 SSC，例如內聯過濾器、逆止閥、人工閥、和過濾器，不進行易損性分析。

除了從廠內事件 PRA 加入 SEL 的設備之外，以下 SSC 也列入 DCPP 的 SEL：(1)經由審查火災 PRA 所確認的電器櫃。(2)經由審查內部水災 PRA 和專注水災巡查所確認的地震引發水災源。(3)經

由接點顫振電路分析所確認影響安全運作的顫振接點。(4)經由審查標記在人為可靠度分析(Human Reliability Analysis, HRA)的線索所確認的操作儀器。

圍阻體結構、輔助廠房、汽機廠房、通風口結構、以及有潛在地震交互影響的堵塞牆和非承重混凝土牆也列入 SEL。

為了確保 DCPD 的 SEL 完整性，選擇兩座與 DCPD 相似核電廠的 SEL 作比較。比較之後，DCPD 的 SEL 未再添加額外 SSC。DCPD 每一機組的 SEL 約有 1700 項設備/結構，其中約有 1200 項須分析易損性。

地震的來回振動可能導致接點顫振，對設備發出假訊號。大多數的電驛顫振可以接受、可以自我修正、或是可以操作回復。DCPD 依照 ASME/ANS 的 PRA 標準(2013)密集評估接點顫振，對所有模型內元件進行電路分析，以確認影響 PRA 結果的接點，涵蓋置於固態保護系統(Solid-State Protection System, SSPS)、啟動變壓器、4kV 必要的交流電力、或 480V 必要的交流電力面板的大多數電驛。接點顫振的範圍訂在過濾 SEL，以確認閥與幫浦。無接點顫振影響的被動元件從 SEL 移除。

顫振發生後，所確認的接點會產生不良的後果，計算其面板的效能易損性，當作所有子元件的邊界易損性。面板和更新子元件的效能易損性可透過振動台試驗評估。

經由審查流量分配或流量隔離所確認的閥也要進行接點顫振分析，因其錯誤的開或關造成不良的影響，與這些閥相關的面板和機櫃也需確認。因為機櫃損壞的影響限制了接點顫振的影響，機櫃的易損性可以代表接點顫振的影響。

(2) 巡查步驟

巡查人員的資格由 SPID (EPRI, 2013a)定義。對 SEL 的 SSC 巡查，可以開發 SEL、觀看 SSC 的安裝狀況、辨認 SEL 外的設備或結構與 SEL 項目的地震交互影響、定義失效模式（功能性、結構完整性、或錨定破壞），以及確認後續評估類型。

巡查遵循 SPID (EPRI, 2013a)、ASME/ANS (2013)和 EPRI (1991a)的導則，其中 EPRI (1991a)允許由巡查觀察來篩選後續審查的 SEL 設備。由於 DCPD 的 GMRS 超過 EPRI (1991a)的篩選水準，篩選只針對某些組件進行，例如依據地震經驗，已具耐震堅固性的組件。被篩選的組件有逆止閥、洩壓閥和手動閥等。由於性質類似，篩選組件亦可延伸至內聯過濾器。

DCPD 的 SPRA 模型基於 1 號機組的配置，故對 1 號機組詳細巡查，但也需走訪 2 號機組的設備，確認兩部機組設備的相似性。NTTF 2.1 (NRC Letter, 2012a)的 SEL 與 NTTF 2.3 (NRC Letter, 2012b)的 SWEL (Seismic Walk-down Equipment List)有許多共同設備，而且巡查目標也偏重於相似議題，故一次巡查共同設備，可以兩邊記錄。故 DCPD 的 2 號機組 SWEL 巡查時，選擇與 1 號機組類似的設備。之後，對僅列於 SEL 的設備做了幾次額外的巡查。

當地震審查小組(Seismic Review Team, SRT)有合理依據來假設一群組件具有配置和錨定相似性時，只要對單一主導組件進行詳細審視，其它組件可以簡要審查，以確認與主導組件的相似性，並確保安裝或地震交互作用源無異常。SEL 項目的相似性乃根據設備構造、尺寸、位置、抗震資格要求、錨固類型、和配置。

在地震引發火災和水災的巡查方面，確認火災和內部水災 PRA

的關注區域後，對輔助廠房、汽機廠房、和通風口結構進行初步巡查，確認 SPRA 的組件任何可能因地震引發火災或水災的損壞。審查初步巡查的結果後，篩選許多區域進行專注巡查。確認出幾個水災或火災源之後，需(1)確定不會對 SEL 組件產生影響，(2)在 SPRA 已建模，或(3)已修正以防止水災或火災的影響。

DCPP 巡查後有一重要發現，480V 配電盤室通風系統的供氣和排氣管線在海拔 164 英尺處穿越輔助廠房和汽機廠房之間，但缺乏足夠柔度來容納這兩座相鄰廠房之間由地震引起的相對移動。該問題已納入糾正行動計畫，這些管線將進行調整，以容納地震引起的相對移動。

在開發 SEL 的易損性時，其組件需評估地震錨定和交互作用效應、組件退化效應（例如腐蝕和混凝土開裂）。此外，巡查運轉員通道後，兩種地震引發的水災和一種地震引發的火災境況模擬在 SPRA 模型中。

巡查遵循 SPID (EPRI, 2013a)、ASME/ANS (2013)和 EPRI (1991a)的導則，故判斷合適用來發展 SPRA 的 SSC 易損性。DCPP SPRA 的 SEL 開發和巡查依據 ASME/ANS 的 PRA 標準(2013)，需進行獨立同行審查。附錄 A 描述同行審查評估以及隨後因應同行審查結果的處理，並確認 DCP 的 SEL 和地震巡查適合於 SPRA 應用。

(3) 結構體的動力分析

以下結構體將進行動力分析，因為內部有達成安全停機的重要系統和組件：圍阻體結構（每一機組一座，鋼襯內裡的 RC，建在岩石上），輔助廠房（兩機組共用，RC 加上部鋼構，建在岩石

上)，汽機廠房（兩機組共用，鋼構架含 RC 和鋼剪力牆，RC 和鋼樓版，建在岩石上），進水結構（兩機組共用，RC，嵌入岩石內）。結構動力分析建模都使用 3D 有限元素模型(FEM)，前三種結構體進行三向輸入之機率式 SSI，進水結構垂直向進行機率式固定基底的動力分析，水平向反應可用 FIRS 粗估。

進行式 SSI 時，土層性質包括最佳估計土壤剖面 and 30 個隨機土壤剖面，其特徵為分層黏彈性半空間。土壤特性包含分層厚度、剪力波速、壓力波速、土壤阻尼和密度，這些特性與每棟建築的 FIRS 應變相容。確定式 SSI 分析（中數反應，僅用於模型驗證）的土層性質為最佳估計土壤剖面，機率式 SSI 的土層性質為 30 個隨機土壤剖面。

產生 30 套與 FIRS 相容的露頭(outcrop)加速度歷時之後，機率式 SSI 反應分析有兩種：(1)每個隨機土壤剖面隨機搭配某一套露頭加速度歷時，以 1D 地盤反應分析反算柱內(in-column, within)加速度歷時，故每個隨機土壤剖面都有一套柱內加速度歷時，以考慮地動和土層性質的變異性。(2)最佳估計土壤剖面搭配每一套露頭加速度歷時，以 1D 地盤反應分析反算柱內加速度歷時，如此僅考慮地動的變異性。

機率式 SSI 反應分析涉及多元隨機變數，單一隨機變數採用分層抽樣(stratified sampling)；組合成多元隨機變數時，採用拉丁超立方抽樣(Latin Hypercube Sampling, LHS)。採用 30 套基底加速度歷時進行地震反應分析，每一影響結構反應的重要參數（地震動、土壤勁度和阻尼、結構勁度和阻尼）皆有 30 個值，再以 LHS 組合，產生結構體內選定位置和方向的中數和 84% 未超越機率(Non-

Exceedance Probability, NEP) 的樓板反應譜(In-Structure Response Spectrum, ISRS)，這些 ISRS 考慮了重要參數的複合變異性。僅考慮地震動變異性的 ISRS 採用土壤和結構參數的中數，其柱內加速度歷時由最佳估計土壤剖面反算之，此時的中數和 84% NEP ISRS 用於估計易損性分析的對數標準差 β_R 。

機率式 SSI 反應分析時，採用三個方向輸入，經模態組合成結構反應，模態頻率不低於 33 Hz。

DCPP 的進水堅硬結構三邊嵌入岩石內，SSI 效應可以忽略，故進行固定基底的動力分析，模態頻率不低於 33 Hz。地震輸入定義在海拔-38.5 英尺的 FIRS，每個方向逐一進行反應譜分析，結果以組合律 100-40-40 組合，得到估計易損性的構件力需求。實際上，進水結構又低又硬，估計設備易損性的水平向 ISRS 可用 FIRS 粗估，故只有垂直向進行固定基底的動態反應分析，以考慮樓版和支撐結構的局部垂直柔度。機率式垂直向反應分析採用 30 次 LHS 歷時反應模擬以及模態疊加，估計進水結構內選定位置的中數和 84% NEP 的垂直向 ISRS。

(4) SSC 的易損性分析

DCPP SSC 的地震易損性需求為控制位置在 5 Hz 頻率，5%阻尼比的水平譜加速度。根據 DCPP 的長期地震計畫(Long Term Seismic Program, LTSP)，分離變數(Separation Of Variables, SOV)法適用於大多數結構和組件的易損性評估。高耐震容量的組件可排除易損性評估，或是直接指定易損性參數。

DCPP 採用下列方法決定 SPRA 模型的 SSC 易損性：(1)SOV，主要方法。(2)保守確定式失效餘裕(Conservative Deterministic

Failure Margins, CDFM)，用於取得其中兩個組件的易損性參數。(3) 地震經驗及產業共識數據，用於場外電力系統、消防管線和各種非重要配電板的易損性評估。

DCPP LTSP 組件的關鍵失效模式當作更新地震易損性的起點。一開始以結構的 FIRS 在 5 Hz 頻率和 5% 阻尼比水平譜加速度表達結構和組件的地震易損性，隨後進行轉換，以控制點的 GMRS 譜加速度來表達易損性。SSC 的易損性分析需考量全範圍的頻率，但 DCPP 控制點的 GMRS 不包括高頻範圍（頻率大於 10 Hz）的峰值，此與美國中部和東部電廠不同。因此，對 SSC（包括電驛）進行單獨高頻容量評估不適用於 DCPP。

SSC 易損性分析的結果列出易損性參數（中數、 β_R 和 β_U ）、評估方法、和失效模式。

5. 電廠地震邏輯模型

DCPP SPRA 報告的第五章節敘述電廠的地震邏輯模型。電廠地震反應分析對結構、設備和人為失效的各種組合進行建模，量化模型來決定全部 SCDF 和 SLERF，並確認重要的影響因素（重要的事故序列、SSC 失效和人為操作）。量化過程還包括對不確定性來源的評估，並提供不確定性來源如何影響 SPRA 的見解。

(1) 開發 SPRA 電廠地震邏輯模型

DCPP 開發/更新的地震反應模型源自於最新的廠內事件模型，添加與地震易損性相關的頂端事件，刪除廠內事件模型中一些不適用或篩濾掉的事件。

DCPP 地震電廠反應模型依據 16 個地震規模範圍，定義 16 個地震肇始事件，電廠 SSC 由每個地震肇始事件造成的失效機率都在

同一事件樹中考慮，以 PRA 軟體 Riskman 執行。地震和非地震（隨機）失效分成不同的頂端事件，地震電廠反應模型也包含操作失誤。16 個地震肇始事件的 PGA 範圍最小是 0.1 g-0.35 g，最大是 6 g-9 g，各有其年發生頻率。

有兩種非振動危害被確認入風險影響評估中：(1)確認進水結構東側地面斜坡的破壞對埋入的輔助鹽水(Auxiliary Salt Water, ASW)管道有潛在影響，其易損性已包含在 DCPD 的 SPRA 中。(2)確認輔助廠房東側地面斜坡的破壞對戶外儲水槽(Outdoor Water Storage Tanks, OWST)有潛在影響，其易損性已包含在 DCPD 的 SPRA 中。

SPRA 有一個獨立的圍阻體事件樹(Containment Event Tree, CET)，用於評估電廠損壞狀態並允許量化由地震事件引發的洩露類型頻率。廠內事件 CET 以頂端事件定義的某些規則，在地震事件引發的事故序列量化中，無法呈現或連結，故地震事件使用不同的 CET。例如蒸汽機和圍阻體外部結構的地震破壞，或是發生地震介面系統 LOCA，將直接導致爐心熔損和早期輻射大量外釋。

同一建築物、高度和系統內的相同組件之易損性以完全相關模擬，其它所有組件的易損性以不相關模擬。

地震引起的火災影響包括 480V 非致命高能量電弧失效(High-Energy Arcing Fault, HEAF)的潛在點火源，這些非重要開關對 SCDF 的貢獻可能略高於 1×10^{-6} /年，故 SPRA 模型納入這些 SSC 的地震引發火災境況。

確認兩種地震引發的水災境況對 SPRA 有潛在影響，如果洪水未被隔離，兩者都會引致餘熱移除(Residual Heat Removal, RHR)失效和輔助給水(Auxiliary Feed Water, AFW)系統的備用水源耗盡，故

SPRA 模型納入地震引發水災的交互作用。

(2) SPRA 地震電廠邏輯模型的技術合宜性

DCPP 的 SPRA 地震電廠反應方法和分析根據 ASME/ANS PRA 標準(2013)的相關要求，進行獨立同行審查。同行審查評估以及隨後處理同行審查結果的獨立評估描述於附錄 A。因此，DCPP 的 SPRA 地震電廠反應分析適合應用於 SPRA。

(3) 地震風險的量化

軟體 Riskman 以系統分析整合地震危害和 Riskman 易損性模組的組件易損性，量化事件樹。此外，軟體 Riskman 考慮系統相關性，將事故序列、系統模型、數據和 HRA 整合至量化過程中，以量化事故序列頻率。SPRA 量化的一些假設：(1) SSC 之間不是完全相關，就是不相關，無部分相關。(2)超過 0.1 g 的地震事件會導致反應爐跳脫。(3)至少 24 小時提供雙機組 AFW 的備用水源。(4)非安全/非耐震合格的 SSC 在任何模擬地震事件中失效。(5)堅固的 SSC 被排除在地震事故序列建模之外。(6)未評估地震引發無法急停之預料瞬變(Anticipated Transient Without Scram, ATWS)序列。(7)只要熱關機面板接點可用，控制室垂直板(control room vertical boards)因地震失效的境況就可以使用多樣化與具變通性策略(FLEX) 操作修復。(8)反應爐冷卻劑系統(RCS)管道的地震損壞會導致過度 LOCA 和爐心熔損。(9)蒸汽產生器(steam generators)的地震損壞會導致爐心熔損。(10)地震引發緊急柴油發電機(Emergency Diesel Generator, EDG)失效，無法修理或恢復。(11)汽機廠房的地震損壞會導致蒸汽管線斷裂，之後若主蒸汽隔離閥(Main Steam Isolation Valve, MSIV)未能隔離蒸汽管線的斷裂，則爐心因反應爐容器的壓

力-熱衝擊而熔損。(12)地震事件下，圍阻體噴灑系統不可用。(13)汽機廠房剪力牆的損壞會導致建築物的結構損壞，從而導致所有重要的交流電匯流排、EDG 和組件冷卻水(Component Cooling Water, CCW)熱交換器失效。(14)當外部和內部閥都因地震故障時，圍阻體隔離功能就會喪失。(15)考慮管道因地震而破壞。(16)不計入異地電力恢復。(17) FLEX 行動對 SCDF 和 SLERF 有重大影響。(18)用過燃料池(Spent Fuel Pool, SFP) 損壞受輔助廠房損壞的限制，未建模 SFP 的水災影響。(19)模型中未包含第二階段的 FLEX 設備。

(4) SCDF 的結果

DCPP 執行的 SPRA 顯示平均 SCDF 的點估計值為 2.8×10^{-5} / 年，表 1-4 列出依 F-V 排序的 SCDF 重要度。SCDF 的前幾個貢獻源有：(1)冷凝水儲存槽(Condensate Storage Tank, CST)和消防水儲存槽(Fire Water Storage Tank, FWST)，分別為 AFW 系統的主要水源和補充水源。(2)主控制室垂直板、程序控制和保護系統、以及核子儀表調節變壓器，如果 FLEX 動作未能成功控制 AFW，這些組件的功能喪失會導致爐心熔損。(3)輔助廠房、圍阻體結構和汽機廠房發生損壞，導致內部的重要安全相關設備失效。(4)消防水管線損壞會導致 FWST 的排水和中斷 AFW 的補充供水。如果運轉操作未能成功隔離破裂的消防水管，也可能導致輔助廠房發生水災。(5)EDG 直接地震損壞，或是因周圍牆壁損壞而導致。

表1-4 依F-V排序的SCDF重要度(PG&E, 2015b)

Component	Description	F-V	Median Capacity (g)	β_r	β_u	Failure Mode	Fragility Method
CSTRW	CST/Refueling water storage tank (RWST)	4.32E-02	4.05	0.14	0.23	Structural - Tangential shear failure of the tank at elevation 125 ft-6 in.	SOV
MCRVB	Main control board vertical board	3.03E-02	6.72	0.29	0.43	Functional	SOV
FWST	Firewater storage tank (FWST)	2.85E-02	4.05	0.14	0.23	Structural - Tangential shear failure of the tank at elevation 125 ft-6 in.	SOV
AXBLDG	Auxiliary building (common structure)	2.81E-02	4.74	0.16	0.27	Structural - Diagonal Shear Failure	SOV
PCAPS	Process control and protection system (Eagle 21)	2.80E-02	7.82	0.28	0.46	Functional	SOV
NW2B	EDG room interior NLBW (between EDG 1-1 and 1-2)	2.27E-02	3.90	0.17	0.30	Structural - Out-of-plane flexural failure	SOV
TBSHR	Turbine building Unit 1 portion (shear wall failure mode)	2.20E-02	4.00	0.12	0.31	Structural - Excessive story drifts in EW shear walls	SOV
IACTX	Nuclear instrumentation regulating transformer	1.64E-02	7.00	0.27	0.42	Functional	SOV
FLOOD	Firewater piping in auxiliary building	1.58E-02	2.54	0.22	0.39	Structural - leakage	Experience based
BW9B	East-West concrete block wall between 4kV cable spreading room Bus G and H	1.24E-02	4.58	0.17	0.34	Structural - Out-of-plane flexural failure	SOV
ASPIPB	ASW piping (buried)	1.14E-02	3.40	0.08	0.04	Structural - pull out from dresser coupling	SOV
CNBLDG	Containment exterior structure	1.08E-02	5.22	0.23	0.19	Structural - Tangential Shear Failure	SOV
DGENGN	EDG engine (includes jacket water and radiator)	9.13E-03	3.85	0.18	0.20	Structural - shear failure of skid end seismic stays	SOV
DGGNTR	EDG Generator	9.13E-03	3.85	0.18	0.20	Structural - shear failure of skid end seismic stays	SOV
MOVAWT	TDAFW MOVs	6.68E-03	13.83	0.23	0.67	Structural - Binding of valve stem	SOV

16 個地震肇始事件的 SCDF 結果列於表 1-5，為了確保量化結果合理收斂，進行敏感度截斷。在表 1-5 中，Frequency 為地震肇始事件（PGA 介於 Lower Bound 和 Upper Bound 之間）的年發生頻率，CCDP 為各地震肇始事件下的條件爐心熔損機率(Conditional Core Damage Probability)，Frequency 乘上 CCDP 為地震肇始事件的 Quantified SCDF。Truncation 為截斷頻率，事件樹的分支頻率高於 Truncation，才會繼續該分支的量化風險。Unaccounted Freq. 為所有分支截斷頻率的總和。比較量化的 SCDF 和 Unaccounted Freq.，發現截斷頻率用於加速 SCDF 的量化收斂，但 SCDF 的量化結果可信位數最多可能只有兩位。

表1-5 地震肇始事件的SCDF貢獻(PG&E, 2015b)

Initiator	Lower Bound (g)	Upper Bound (g)	Frequency	Truncation	Quantified SCDF	CCDP	Percent of Total	Unaccounted Freq.
SEIS01	0.1	0.35	1.7E-02	2E-14	6.6E-07	3.9E-05	2.4%	3.9E-09
SEIS02	0.35	0.5	1.5E-03	2E-14	1.4E-07	9.2E-05	0.5%	2.0E-09
SEIS03	0.5	0.75	9.8E-04	2E-14	1.2E-07	1.2E-04	0.4%	1.7E-09
SEIS04	0.75	1	3.8E-04	2E-14	5.8E-08	1.6E-04	0.2%	1.4E-09
SEIS05	1	1.25	1.9E-04	2E-14	4.4E-08	2.3E-04	0.2%	1.3E-09
SEIS06	1.25	1.5	1.1E-04	2E-14	4.2E-08	3.7E-04	0.2%	1.2E-09
SEIS07	1.5	1.75	5.6E-05	2E-14	1.2E-07	2.2E-03	0.4%	1.4E-09
SEIS08	1.75	2	3.6E-05	2E-14	1.1E-06	3.0E-02	3.8%	3.6E-09
SEIS09	2	2.25	2.4E-05	2E-14	2.2E-06	9.0E-02	7.9%	8.1E-09
SEIS10	2.25	2.5	1.1E-05	2E-14	2.1E-06	1.9E-01	7.6%	1.2E-08
SEIS11	2.5	2.75	1.1E-05	2E-14	3.5E-06	3.2E-01	12.6%	3.7E-08
SEIS12	2.75	3	5.0E-06	2E-14	2.4E-06	4.8E-01	8.6%	7.7E-08
SEIS13	3	3.5	6.7E-06	2E-14	6.6E-06	9.9E-01	23.8%	1.7E-07
SEIS14	3.5	4	4.0E-06	2E-14	3.9E-06	9.7E-01	14.0%	2.6E-07
SEIS15	4	6	4.4E-06	2E-14	4.2E-06	9.7E-01	15.3%	2.9E-07
SEIS16	6	9	6.4E-07	2E-14	6.2E-07	9.7E-01	2.2%	2.5E-08
Total Reported Frequencies of the Group:			2.0E-02		2.8E-05			8.9E-07

(5) SLERF 的結果

DCPP 執行的 SPRA 顯示平均 SLERF 的點估計值為 5.4×10^{-6} / 年，表 1-6 列出依 F-V 排序的 SLERF 重要度。SLERF 的前幾個貢獻源有：(1)圍阻體結構損壞和蒸汽機故障直接導致 SLERF。(2)圍阻體風扇冷卻器單元(Containment Fan Cooler Unit, CFCU)故障或圍阻體機械穿透故障會導致圍阻體被繞過。(3) CST 和 FWST，分別為 AFW 系統的主要水源和補充水源。(4)主控制室垂直板、程序控制和保護系統、以及核子儀表調節變壓器，如果 FLEX 動作未能成功控制 AFW，這些組件的功能喪失會導致爐心毀損。(5)消防水管線損壞會導致 FWST 的排水和中斷 AFW 的補充供水。如果運轉操作未能成功隔離破裂的消防水管，也可能導致輔助廠房發生水災。(6)固態保護系統(SSPS)損壞會導致圍阻體隔離功能失效。

表1-6 地震肇始事件的SLERF貢獻(PG&E, 2015b)

Component	Description	F-V	Median Capacity (g)	β_r	β_u	Failure Mode	Fragility Method
CNBLDG	Containment exterior structure	4.41E-01	5.22	0.23	0.19	Structural - Tangential Shear Failure	SOV
STMGN	Steam generators	7.79E-02	9.77	0.26	0.43	Structural - Upper Support Ring Band in bending	SOV
CFCU	Containment fan cooler (piping containment bypass)	6.75E-02	7.34	0.23	0.26	Structural - Housing column footplate weld Failure	SOV
IACBK	120V AC instrument breaker panel	4.25E-02	10.73	0.28	0.55	Functional	SOV
SSPSI	SSPS input relay panel	4.06E-02	5.94	0.13	0.44	Functional	SOV
SSPST	SSPS test cabinet	2.02E-02	5.94	0.13	0.44	Functional	SOV
FLOOD	Firewater piping in auxiliary building	1.94E-02	2.54	0.22	0.39	Structural - leakage	Experience based
PCAPS	Process control and protection system (Eagle 21)	1.88E-02	7.82	0.28	0.46	Functional	SOV
MCRVB	Main control Board vertical board	1.60E-02	6.72	0.29	0.43	Functional	SOV
CSTRW	CST/RWST	1.49E-02	4.05	0.14	0.23	Structural - Tangential shear failure of the tank at elevation 125 ft-6 in.	SOV
CMEPEN	Containment mechanical penetration	1.48E-02	10.2	0.24	0.32	Structural	SOV
ASPIPB	ASW piping (buried)	1.30E-02	3.40	0.08	0.04	Structural - pull out from dresser coupling	SOV
TBSHR	Turbine building Unit 1 portion (shear wall failure mode)	1.15E-02	4.00	0.12	0.31	Structural - Excessive story drifts in EW shear walls	SOV
IACTX	Nuclear instrumentation regulating transformer	1.11E-02	7.00	0.27	0.42	Functional	SOV
FWST	FWST	8.94E-03	4.05	0.14	0.23	Structural - Tangential shear failure of the tank at elevation 125 ft-6 in.	SOV

16 個地震肇始事件的 SLERF 結果列於表 1-7 ，為了確保量化結果合理收斂，進行敏感度截斷。

表1-7 地震肇始事件的SLERF貢獻(PG&E, 2015b)

Initiator	Lower Bound (g)	Upper Bound (g)	Frequency	Truncation	Quantified SLERF	CLERP	Percent of Total	Unaccounted Freq.
SEIS01	0.1	0.35	1.7E-02	2E-14	7.3E-08	4.3E-06	1.4%	3.9E-09
SEIS02	0.35	0.5	1.5E-03	2E-14	8.4E-09	5.6E-06	0.2%	2.0E-09
SEIS03	0.5	0.75	9.8E-04	2E-14	6.0E-09	6.2E-06	0.1%	1.7E-09
SEIS04	0.75	1	3.8E-04	2E-14	2.8E-09	7.5E-06	0.1%	1.4E-09
SEIS05	1	1.25	1.9E-04	2E-14	2.1E-09	1.1E-05	0.0%	1.3E-09
SEIS06	1.25	1.5	1.1E-04	2E-14	2.0E-09	1.7E-05	0.0%	1.2E-09
SEIS07	1.5	1.75	5.6E-05	2E-14	4.5E-09	8.0E-05	0.1%	1.4E-09
SEIS08	1.75	2	3.6E-05	2E-14	3.9E-08	1.1E-03	0.7%	3.6E-09
SEIS09	2	2.25	2.4E-05	2E-14	9.1E-08	3.7E-03	1.7%	8.1E-09
SEIS10	2.25	2.5	1.1E-05	2E-14	1.9E-07	1.7E-02	3.5%	1.2E-08
SEIS11	2.5	2.75	1.1E-05	2E-14	3.6E-07	3.3E-02	6.7%	3.7E-08
SEIS12	2.75	3	5.0E-06	2E-14	2.9E-07	5.9E-02	5.4%	7.7E-08
SEIS13	3	3.5	6.7E-06	2E-14	8.9E-07	1.3E-01	16.6%	1.7E-07
SEIS14	3.5	4	4.0E-06	2E-14	9.2E-07	2.3E-01	17.1%	2.6E-07
SEIS15	4	6	4.4E-06	2E-14	2.0E-06	4.5E-01	36.8%	2.9E-07
SEIS16	6	9	6.4E-07	2E-14	5.2E-07	8.1E-01	9.7%	2.5E-08
Total Reported Frequencies of the Group:			2.0E-02		5.4E-06			8.9E-07

(6) SPRA 量化的不確定性分析

軟體 Riskman 的大迴路蒙地卡羅(Big Loop Monte Carlo, BLMC)特色用於估計 SCDF 和 SLERF 結果的參數不確定性。此特色透過對個別資料變數、危害分位數和易損性分割比率進行取樣，使用取樣值多次量化完整的事件樹模型，可以執行完整的不確定性分析。表 1-8 總結此不確定性分析的結果。

表1-8 參數不確定性分析的結果(PG&E, 2015b)

Group	Iterations	Point Estimate (at 1E-11 Truncation)	% Difference between PE and BLMC Result	Sample Mean	Median	95th	5th
SCDF	1182	2.40E-05	18%	2.82E-05	1.42E-05	1.02E-04	2.81E-06
SLERF	1182	4.47E-06	17%	5.22E-06	1.86E-06	2.16E-05	1.60E-07

不確定性分析包括所有 16 個地震肇始事件和所有分割比率，但蒙特卡羅取樣僅選擇重要的部分。不確定性分析案例只對其中 10 個地震肇始事件取樣，合計貢獻 SCDF 的 98%。此外，只有 RAW 大於 2 或 F-V 值大於 1×10^{-2} 時，才將分割比率納入取樣。

由於只對佔 98% SCDF 的 10 個地震肇始事件取樣，而且截斷頻率由 2×10^{-14} /年提高至 1×10^{-11} /年，表 1-8 不確定性分析的 SCDF 和 SLERF 點估計值都比表 1-5 和表 1-7 的量化結果低。表 1-8 不確定性分析的大迴路蒙地卡羅取樣 1182 次，其樣本平均數約比點估計值高了 17-18%。

不確定性分析結果反映 SCDF 和 SLERF 的廣泛分佈。SCDF 的第95個百分位幾乎比中數高出一個數量級，而第5個百分位的 SCDF 幾乎比中數低一個數量級；SLERF 的不確定性分析結果亦復如此。一如預期，這些結果呈現的大部分不確定性源自於地震危害。

(7) SPRA 量化的敏感性分析

DCPP 的 SPRA 執行並記錄了一組 40 多個敏感度分析案例，以進一步了解 SPRA 模型的輸入和假設。透過審查一般 PWR 的不確定性和 DCPP SPRA 的特定假設，以及審查重大事故序列，確認這些敏感性。為了量化效率，以增加截斷來執行敏感度分析。敏感度分析計算 SCDF 和 SLERF 採用較高的量化截斷頻率（敏感度分析為 1×10^{-11} /年，基本模型為 2×10^{-14} /年），以便加快分析速度。敏感度分析的基本 SCDF 和 SLERF 分別 2.40×10^{-5} 年和 4.47×10^{-6} /年。由於增加截斷頻率都會影響基本模型和敏感度分析，敏感度分析即使採用完整截斷頻率，相對差異也類似。

敏感度分析包含：(1) 設定人為錯誤機率 (Human Error Probability, HEP) 為第 5 百分位值，SCDF 減少 9.6%，SLERF 減少 2.0%；設定 HEP 為第 95 百分位值，SCDF 增加 20.8%，SLERF 增加 7.4%。(2) 取消直流減載的操作，對 SCDF 具有重大影響（SCDF 增加 25.0%，SLERF 增加 4.7%）。(3) 取消 LOCA 非常小的假設，對 SCDF 和 SLERF 影響可以忽略不計。(4) 海嘯對 ASW 的影響，評估海嘯分別影響進水結構和汽機廠房，對 SCDF 和 SLERF 也微不足道。(5) 異地電力恢復沒有作用下，不影響 SCDF 和 SLERF。(6) SSPS 易損性精細化 20%，僅 SLERF 減少 2.2%。(7) 將任務時間從 24 小時增加為 48 小時，SCDF 增加 4.2%，SLERF 增加 0.2%。(8) 取消 FLEX 的操作，SCDF 增加 83.3%，SLERF 增加 16.6%。(9) 條件早期輻射大量外釋頻率 (Conditional Large Early Release Frequency, CLERF) 是每一個地震肇始事件的平均值，將低估較廣範圍地震肇始事件的最大 CLERF。表 1-7 的 SEIS16 (6 g-9 g) 的 CLERP 為

0.81，佔總 SLERF 的 9.7%。將 SEIS15 和 SEIS16 的分界 PGA 由 6 g 提昇至 8.99 g，各地震肇始事件的 SLERF 值和貢獻比例列於表 1-9，新 SEIS16 (8.99 g-9 g) 的 CLERP 為 0.97。(10)取消汽機廠房倒塌導致的主蒸汽管斷裂，對 SCDF 和 SLERF 影響可以忽略不計。(11) 假設圍阻隔離閥完全相關，SLERF 增加 5.6%。(12)取消易損性前 10 名組件的相關性，SCDF 和 SLERF 都會降低。(13)降級 480V 開關櫃室通風系統管道的易損性，SCDF 增加 4.2%，SLERF 增加 1.8%。(14)更新 ASW 地下管道的易損性，不影響 SCDF 和 SLERF。

表1-9 重設地震肇始事件的SLERF貢獻(PG&E, 2015b)

Initiator	Lower Bound	Upper Bound	Frequency	Truncation	Quantified SLERF	CLERP	Percent of Total	Unaccounted Freq.
SEIS01	0.1	0.35	1.70E-02	2.50E-15	5.18E-08	3.05E-06	0.8%	1.01E-09
SEIS02	0.35	0.5	1.50E-03	2.50E-15	7.47E-09	4.98E-06	0.1%	5.19E-10
SEIS03	0.5	0.75	9.79E-04	2.50E-15	5.81E-09	5.93E-06	0.1%	4.51E-10
SEIS04	0.75	1	3.76E-04	2.50E-15	2.82E-09	7.51E-06	0.0%	3.84E-10
SEIS05	1	1.25	1.92E-04	2.50E-15	2.12E-09	1.10E-05	0.0%	3.79E-10
SEIS06	1.25	1.5	1.13E-04	2.50E-15	2.07E-09	1.83E-05	0.0%	4.29E-10
SEIS07	1.5	1.75	5.57E-05	2.50E-15	6.57E-09	1.18E-04	0.1%	6.01E-10
SEIS08	1.75	2	3.59E-05	2.50E-15	5.03E-08	1.40E-03	0.8%	1.57E-09
SEIS09	2	2.25	2.44E-05	2.50E-15	1.15E-07	4.69E-03	1.8%	3.68E-09
SEIS10	2.25	2.5	1.10E-05	2.50E-15	1.82E-07	1.64E-02	2.8%	6.96E-09
SEIS11	2.5	2.75	1.10E-05	2.50E-15	3.87E-07	3.51E-02	6.0%	2.48E-08
SEIS12	2.75	3	4.95E-06	2.50E-15	3.21E-07	6.48E-02	5.0%	5.09E-08
SEIS13	3	3.5	6.68E-06	2.50E-15	9.59E-07	1.44E-01	15.0%	1.08E-07
SEIS14	3.5	4	4.01E-06	2.50E-15	1.19E-06	2.97E-01	18.6%	1.47E-07
SEIS15	4	8.99	5.03E-06	2.50E-15	3.13E-06	6.21E-01	48.8%	1.76E-07
SEIS16	8.99	9	1.10E-10	2.50E-15	1.07E-10	9.72E-01	0.0%	3.09E-12
Total Reported Frequencies of the Group:			2.03E-02					

表 1-9 的截斷頻率由 2×10^{-14} /年降低至 2.5×10^{-15} /年，但依舊只對佔 98% SCDF 的 10 個地震肇始事件取樣，故表 1-9 和表 1-7 的 CLERP 互有高低。

(8) SPRA 邏輯模型和量化的技術合宜性

DCPP 的 SPRA 風險量化和結果解釋方法根據 ASME/ANS PRA 標準(2013)的相關要求，進行獨立同行審查。同行審查評估以及隨後處理同行審查結果的獨立評估描述於附錄 A。

6. 結論

DCPP SPRA 報告的第六章節為結論。DCPP 已依循 ASME/ANS (2013) 更新 SPRA，求得 SCDF 為每年 2.8×10^{-5} ，SLERF 為每年 5.4×10^{-6} 。雖然沒有辨認出地震危害脆弱性，但在巡查時，確認 480V 配電盤室通風系統的管線安裝和錨定有缺陷，兩部機組都已分別調整管線和錨定，以容納汽機廠房和輔助廠房之間的差別移動。

7. DCPP 的 SPRA 同行審查

DCPP SPRA 報告的附錄 A 為同行審查。

(1) 簡介

附錄 A 提供 DCPP SPRA 的同行審查摘要、同行審查的 F&O 結案審查，以及 SPRA 回應 NRC 要求為何是技術合宜的基礎。

(2) DCPP 的 SPRA 同行審查

審查領域包括技術要項和其細部要求(Supporting Requirement, SR)，諸如地震危害度分析要項是否滿足 ASME/ANS PRA 標準(SHA) (2013)，地震易損性要項是否滿足 ASME/ANS PRA 標準(SFR) (2013)，SPRA 模型要項是否滿足 ASME/ANS PRA 標準(SPR) (2013)，以及 SCDF 和 SLERF 的組態控制(configuration control)要項(SMU)。同行審查小組(Peer Review Team, PRT)針對每個審查領域(SHA, SFR, SPR)指派兩至三位委員組成一個團隊，含一位首席。審查為期四天，第五天上午召開了總結和結案會議。第二天有三位委員對 DCPP 的兩部機組進行部分巡查。

如同 SPID (EPRI, 2013a)第 6.7 節的要求，同行審查採用 NEI 12-13 (2012)定義的同行審查流程，針對 ASME/ANS PRA 標準(2013)

第 5 部分（地震）的要求進行。同行審查委員首先對各自的 PRA 審查領域進行廣泛的審查，再依照初步審查的發現對部分 PRA 要項進行更深入的審查。如果審查委員發現問題或差異，則會進行額外調查，直到問題解決或編寫事實與觀察(Fact and Observation, F&O)來描述問題及其潛在影響，並建議可能的解決方案。

基於同行審查小組的共識，指定每個 SR 的功能類別，同行審查委員就 PRA 滿足各 SR 的 ASME/ANS PRA 標準(2013)的那些功能類別達成共識。ASME/ANS PRA 標準(2013)也規定了高階要求(High Level Requirements, HLR)，但未針對那些功能類別，只能定性評估。

NEI 12-13 (2012)定義了三種類型的 F&O：(1)發現(findings)，即確認為使 SR 符合功能類別 II 而必須強調的議題。(2)建議(suggestions)，即確認審查委員認定可能重要，但不需要解決，即可符合 SR 的議題。(3)最佳做法(best practices)，即反映了同行審查委員的意見，在審查的某個特定方面超越了一般同業做法，值得同業參考。

接著介紹 PRT 的成員、背景和資格，並認定符合 NEI 12-13 (2012)的同行審查委員獨立性標準。PRT 有 9 位審查委員，另有 1 位以觀察員的身份幫忙審查。

其次是同行審查結論摘要，包括：

A. 地震危害度分析

DCPP 的 PSHA 都是 SSHAC 等級 3 的計畫，包含場址特定的地震特徵(SSC)和引用 SWUS 的地動特徵(GMC)。參考岩盤場址的 $V_{S30} = 760 \text{ m/s}$ ，以單一測站標準差來考慮地動的隨機變化。由於

SSC 和 GMC 模型都包含多種替代輸入，可得第 5、16、84、95 分位和平均危害度曲線。

接著使用經驗和解析方法完成地盤反應分析，經驗場址反應分析是基於 DCPD 場址的兩個測站地震記錄，解析地盤反應分析乃依據 SPID (EPRI, 2013a)建議的 1D 等效線性分析。PRT 發現 3 個問題：(1)執行解析方法減少了地震危害估計的認知不確定性，PG&E 應澄清並確認此結果的技術細部。(2)呈現場址速度特性的隨機變異而產生的剪力波速剖面應該與 3D 速度模型進行比較，以證明隨機剖面的合理性。(3)應審視將參考岩盤的地震危害與場址反應結合的執行情況，以確認其導致控制點地震危害的適當分佈。

DCPD 場址水平向 GMRS 和 FIRS 由控制點的 1×10^{-4} 和 1×10^{-5} 年平均超越頻率 UHRS 產生。垂直向 GMRS 和 FIRS 的頻譜形狀則使用與頻率相關的 V/H 比值，調整水平向 GMRS 和 FIRS 而得來。

ASME/ANS PRA 標準(2013)要求評估其它需考慮的地震危害，審查認為評估的範圍受限，未能充分評估電廠 SSC 的潛在威脅。ASME/ANS PRA 標準(2013)非常重視地震危害度分析的紀錄文檔，此紀錄文檔必須足夠詳細以支持 PRA 運作、同行審查和未來模型更新。在這方面，DCPD 的 PSHA 並沒有滿足紀錄文檔的要求，文檔有缺漏，而且細部計算在某些地方不完整，編輯需要注意。

B. 地震易損性分析

使用源自 DCPD PSHA 的適當 GMRS/FIRS 輸入 SSC 所在的結構，進行地震反應分析。機率式反應分析以 LHS 步驟取樣 30 次，這是 [NUREG-1353](#) 標準(2013)ASCE 4-13 為達到穩定反應而指定的最小數量，所得結果為 50%和 84% NEP 譜加速度，以及 SSC 易損

性所需之力和力矩。

根據 DCPD LTSP 評估結果，主要結構（圍阻體結構、輔助廠房和汽機廠房）之間結構-土壤-結構的互制作用(SSSI)影響判定為微不足道。然而，考慮到更換燃料水儲存槽(Refueling Water Storage Tank, RWST)靠近輔助廠房，SSSI 效應對 RWST 的輸入地震影響確定為顯著。

輔助廠房內的 230 kV 廠外電力系統和消防管線系統使用地震性能數據評估易損性，其餘除了堅固組件之外，皆採用 SOV 方法計算易損性。易損性以控制點 GMRS（反應爐廠房基礎高程 85 英尺）處的 5%阻尼譜加速度表示。PG&E 利用正在進行認證的核蒸汽供應系統 (Nuclear Steam Supply System, NSSS)工程計畫，得出 SPRA 的詳細易損性。這種做法相當獨特，值得讚揚。DCPD 利用大量廠址特定的認證數據來評估具有風險的重要 SSC，包括電驛和對 SLERF 序列有貢獻的 SSC。

考慮 DCPD 使用廠址特定的 PSHA 地震反應譜、開發新的 3D 有限元模型、使用機率式地震反應分析、詳細巡查、以及使用 SOV 方法來導出除了兩個 SSC 之外，所有 SEL 內的 SSC 易損性，PRT 判定 SPRA 使用的易損性確實具備真實性。

需以分層方式組織結構地震反應分析、巡查和易損性評估的文檔。頂層是準則文檔(Criteria Document)中的要求。下一層級包括結構反應分析的摘要報告、巡查報告和易損性評估。第三層級包括詳細的計算。

C. 地震廠房反應分析

DCPD 從廠內事件 PRA 系統模型和邏輯結構，再疊加地震破壞

模式，開發 SPRA 事件樹模型。16 個肇始事件（從 0.1 g 到 9 g），140 個易損組件和 39 個易損頂端事件展示了 DCPD SPRA 模型已完成的全面範圍、詳細程度和重要分析。DCPD SPRA 系統模型包括地震引起的肇始事件和其它失效，如地震引起的 SSC 失效、非地震引起的失效、以及人為錯誤引起重大事故（含進展）序列。

DCPD SPRA 模型適當地整合了風險、易損性和系統分析模型，以量化爐心熔損頻率和早期輻射大量外釋頻率。同一系統內的相同組件位於同一高程被認定完全相關，以擷取影響結果的顯著相關性。總體而言，SPRA 的量化過程（包括不確定性分析）被認為是適當的，並且滿足 ASME/ANS PRA 標準(2013)第 2 部分的多數要求。除了一些小例外之外，DCPD SPRA 文檔經過評估，足以促進 PRA 應用、升級和同行審查。

D. PRA 組態控制

ASME/ANS PRA 標準(2013)第 1.5 節定義了五個維護和更新 (Maintenance and Update, MU)的高階要求和九項 SR，來評估：(1) 監測 PRA 輸入和收集新資訊的流程；(2)維護和升級 PRA 的流程；(3)確保在應用 PRA 時，考慮了變更未決之累積影響的流程；(4)維護用於支援 PRA 量化之電腦程式組態控制的流程；(5)程式的文檔。MU 評估現在已成為每次 SPRA 同行審查的標準評估。PRT 也審查了有限的相關 DCPD 程序，以確保 PRA 組態控制流程監控可能影響 PRA 的設計、操作和維護之變更。最後，PRT 對 PRA 組態控制證據進行了審查（例如，Riskman 的軟體品質保證計畫、PRA 追蹤資料庫等）。

對 DCPD PRA 組態控制程序的任何潛在主要問題，沒有任何審

查結果和建議。所有審查結果和建議都在更新、澄清和擴展 PRA 組態控制程序的完整性。審查結果說明了 DCP PRA 組態控制在計畫多個方面的清晰度和完整性，建議則專注於考慮每兩個填換燃料週期（而非每四個填換燃料週期）執行一次 PRA 數據更新，以更好地反映 DCP 的運作績效，並支援 DCP 未來的風險告知作用。

E. 同行審查結果

PRT 遵循 NEI 12-13 (2012)的審查過程，根據 ASME/ANS PRA 標準(2013)的要求對 DCP SPRA 進行同行審查，已向 DCP SPRA 團隊提供了許多評論和觀察意見，在適當情況下，應對它們進行調查。

在評估某些易損性的一整套失效模式時，觀察到的限制可能會降低某些組件的實際易損性，並可能改變 SCDF 和 SLERF。在同行審查期間為解決這些問題，進行初步敏感度分析，顯示 SCDF 和 SLERF 的增加應該甚小。對地震引起的火災和洪水進行更系統化的評估可能導致需要明確模擬額外境況，這也可能會改變電廠的 SCDF 和 SLERF。

PRT 的結論是 DCP SPRA 滿足大部分 ASME/ANS PRA 標準 (2013)的要求。場址的可用數據量導致了地震危害評估，這在同業是獨一無二的，遠遠超出了美國任何其它場址的實作狀態。易損性分析依據特定場址和特定廠址，以完全機率的方式進行，並使用豐富的測試和合格資訊以及 NSSS 特定資訊，這些資訊也遠遠超出了同業的實作狀態。因此，審查小組得出的結論是 DCP SPRA 真實地反映了電廠的地震風險狀況，沒有明顯的偏見或保守性，適當表達不確定性於地震危害、易損性和電廠反應建模技術要素。由於上

述原因，審查小組認為 DCP SPRA 在技術上足以支援風險資訊應用和決策。然而，PRT 指明改進 SPRA 技術合宜性的特定領域，這些領域記錄為 F&O。在同行審查結束時，共有 47 項開放發現級 F&O，分佈在 SHA、SFR、SPR 和 SMU 領域之間。

(3) SPRA 模型和文檔的修訂

在同行審查後，DCPP SPRA 模型和文檔進行了更新，以解決 47 項發現級 F&O。此外，PG&E 根據 ASME/ANS PRA 標準 (2013)，產生每項發現的結案文檔。隨後，進行更新後 DCP SPRA 模型和文檔的獨立評估，以結案發現級 F&O。在獨立評估後，DCPP SPRA 再次更新，以納入獨立評估小組 (Independent Assessment Team, IAT) 建議的其它可選變更，其中包括圍阻體隔離閥的去相關性和其它提高模型真實性的變更。

(4) 獨立評估和重點範圍同行審查的裁決結案

為了結束 DCP SPRA 同行審查記錄的 47 項發現，對 PG&E 每項發現的解決方案進行獨立評估。如有必要，還同時進行重點範圍同行評審，以結束確認為 PRA 升級的特定發現。NEI 12-13 (2012) 附錄 X 的第 X.1.3 節（透過獨立評估結案 F&O）概述了獨立評估的流程，該流程已被 NRC 接受，但有兩個條件：(1)新方法的使用：未經 NRC 人員審核的 PRA 方法就是新方法。新方法被 NRC 人員接受的方式有兩種：(i) 已被 NRC 明確接受（已經過審查，並且接受情況已記錄在安全評估、常見問題、或其它公共組織的背書）。(ii) 在多個風險告知許可申請中，已被 NRC 默示接受（沒有書面拒絕紀錄）。(2)附錄 X 的完整使用：為了讓 NRC 認為 F&O 已結案，以便在未來提交風險告知許可申請時，無需提供 F&O，執照持有人

應完全遵守附錄 X 的導則。遵循附錄 X 導則將增強 NRC 人員對 F&O 結案流程的信心，並有可能避免更深入審查。

IAT 有六名團隊成員，都在 SPRA 和同行審查相關領域擁有廣泛的資格和多年的經驗，其中三位也是 PRT 成員，IAT 和 PRT 的首席同一人。由於 47 項審查發現分佈在 SHA、SFR 和 SPR（包括 SMU）領域，因此每個審查領域挑選 2 名團隊成員。IAT 成員也參與了同時進行的重點範圍同行審查。整個審查流程分成三個程序：預審活動、現場審查並達成共識、和審查後活動。

PG&E 和 IAT 進行的預審活動有：(1)PG&E 向 IAT 提供完整且相關的審查資料，包含每項發現的書面摘要，以及處理發現的每個 PG&E 文檔副本（計算、報告、SPRA 模型）。(2)場外審查，IAT 先開始審查和熟悉 PG&E 提供的文檔。

在 PG&E 總部進行為期兩天的現場審查，除了 DCPD SPRA 發現結案的獨立評估之外，同時進行重點範圍同行審查。DCPD PRA 團隊由直接參與結案文檔製定的 PG&E 工作人員和支援顧問組成，在 PG&E 總部進行互動問答。DCPD PRA 模型可以在裝有所需軟體的電腦上存取。由於所有發現的結案都不需要訪問 DCPD，因此不需要進行現場查訪。每一技術要項都指定了一位首席審查員和一位支援審查員，就其領域內每項發現的解決方案之充分性做出初步決定。如果原始發現找出錯誤，IAT 透過抽樣審查來驗證這些錯誤（包括原始同行審查中具體描述的錯誤）已在整個模型中修復。

IAT 全體團隊考慮並達成了以下共識：(1)對發現的狀態達成共識（結案、開放或部分結案）。(2)就結案發現而執行的活動是否被視為維護或升級達成共識。(3)若某一發現與原先被判定為未滿足或

滿足能力類別小於 II 的 SR 相關，則在確認相關發現結案後，將重新評估該 SR，就 SR 現在是否已滿足或滿足能力類別 II（或更高級別）達成共識。

IAT 在現場審查期間同時進行重點範圍審查，遵循 NEI 12-13 (2012)和 ASME/ANS PRA 標準(2013)的適用導則，評估每次 PRA 升級的合宜性。此流程需要對與發現相關的每一 SR 進行重新同行評審，並允許在此審查期間可能產生新的 F&O。此次 DCPD 的重點範圍同行審查並未確認任何新的 F&O。IAT 將 DCPD SPRA 的所有變更分類為 PRA 維護或 PRA 升級，在獨立評估過程中沒有確認新的方法。IAT 的所有成員都出席了與其審查領域相關的獨立評估活動，沒有採取遠距審查來進行獨立評估。

現場審查結束時，47 項發現的初步同行審查狀態為：40 項結案、4 項部分結案（需要額外文檔）、3 項開放。

現場審查後活動有：(1)結束現場審查，在現場審查結束和 IAT 報告定稿之間，PG&E 準備了與解決 7 項未完全結案發現相關的更新文檔（例如，描述結案的依據、修訂的計算和修訂的報告），並在適當的情況下，將此資訊合併到 DCPD SPRA 模型記錄中，該資訊已轉交給 IAT 審查。IAT 使用 PG&E 提供的資訊，對剩餘發現進行重新審查，以確定解決方案的合宜性。IAT 召開共識會議進行重新審查。完成此程序後，IAT 確認所有剩餘發現已合宜解決，並指定為已結案狀態。(2)在獨立評估結束時，IAT 提供一份總結報告，記錄了所有活動和結果，包括以下資訊：(i) F&O 獨立評估流程的描述；(ii)獨立評估範圍的描述（審查結案發現的確認和描述）；(iii) 確認撰寫發現所針對的 SR，包括引用的 SR，以及同行審查記錄的

SR 評估依據；(iv)審查小組對審查範圍內每項發現所做決定的摘要，以及結案發現合宜與否的決定理由。如果單一發現引用了多個 SR，則所有相關 SR 的受影響部分均已解決；(v)對於每個發現，評估解決方案是否該決定為 PRA 升級、維護更新或其它，以及該決定的依據；(vi) IAT 沒有找出與已結案的發現直接相關的新重大問題。

IAT 報告將每個領域的發現歸類為「結案」，並記錄決定結案每項發現的依據。總結報告包括每個 IAT 成員的簡歷和經驗摘要，因其依循 NEI 12-13 (2012)和 ASME/ANS PRA 標準(2013)的資格導則。報告將由 PG&E 根據同行審查和 PRA 記錄保存的維護慣例留存，可供審查和審閱。

對於獨立評估領域內的所有發現，IAT 一致認為已結案。由於相關發現的結案，在最初同行審查中判定為未滿足的 6 個 SR，現在判定為滿足。四項發現被認為是透過升級而結案，升級源自於兩個相關 SR 的重點範圍同行審查。兩個 SR 均經過重新評估，沒有額外的 F&O。所有升級均無使用新方法。IAT 的結論：由於相關發現的結案，DCPP SPRA 更真實地反映了場址當前的地震風險，並確認沒有任何明顯的保守或偏見，可質疑 SPRA 在風險告知決策的技術合宜性。

NRC 接受 NEI 12-13 (2012)附錄 X 所述的 F&O 結案流程包括兩個條件：新方法的使用和附錄 X 的完整使用，應用附錄 X 流程來結案 DCPP SPRA 同行審查期間的發現，符合 NRC 的要求。

(5) 與 SPID 相關的 SPRA 功能摘要

根據 ASME/ANS PRA 標準(2013)的整套要求，壓水式反應爐

同業組織(Pressurized Water Reactor Owners Group, PWROG)於 2016 年 6 月對 DCPD SPRA 相關於能力類別 II 進行了同行審查。2017 年 11 月完成後續獨立結案評估（採用 NEI 12-13 (2012)附錄 X 的流程）後，全套 SR 已滿足，所有發現均已結案。

(6) 辨識 SPRA 結果的關鍵假設和不確定性

ASME/ANS PRA 標準(2013)包括許多要求，用於辨識和評估假設和不確定性來源對 PRA 結果的影響。NUREG-1855 (NRC, 2009) 和 EPRI (2008)提供導則，評估 PRA 應用的不確定性。如 NUREG-1855 (NRC, 2009)所述，不確定性來源包括「參數」不確定性、「建模」不確定性和「完整性」（範圍和詳細程度）不確定性。參數不確定性已是 DCPD SPRA 模型量化的一部分。廠內事件 PRA 和 SPRA 均考慮了建模不確定性。因為沒有單一的確定方法，故在 PRA 開發過程中，採用假設來解決特定的建模不確定性。針對每個 DCPD SPRA 技術要項的特定廠址假設均註明於同行審查的 SPRA 文檔。完整性不確定性涉及範圍和詳細程度，記錄在 PRA 中，但僅考慮其對特定應用的影響。SPRA 同行審查沒有發現 PRA 完整性的具體問題。

(7) 辨識未反映於 SPRA 的電廠變化

除了 480V 開關室通風系統的供氣和排氣管道改造計畫外，SPRA 模型反映了 SPRA 截止日期的電廠竣工配置。480V 通風系統的改造計畫已包含在本次提交的 DCPD SPRA 中，以支援地震減災策略評估(Seismic Mitigating Strategies Assessment)。

修訂後的管制承諾

PG&E 原先聲明：「未來對電廠的增建和改善(modification)將根

據現有的地震鑑定基準進行設計和建造。此外，將根據 LTSP 的見解和知識來檢查某些未來的電廠增建和改善，以驗證電廠的 HCLPF 值仍然可以接受。」PG&E 將以下列內容取代先前的承諾：

「PG&E 根據 LTSP 承諾(DCL-91-178)和 SSER-34 結論，將繼續評估未來電廠的增建和改善，採用更新的危害和 SPRA 之見解，以驗證電廠的地震風險仍然可以接受（降低或沒有顯著增加）。」

新的管制承諾

在支援 SPRA 更新的巡查期間確認了 480V 開關室通風系統的管道安裝缺陷，將按照表 1-10 進行處理。

表1-10 SPRA更新後要執行的操作

行動編號	組件 ID	組件說明	動作說明	完成日期
1	不適用	480V 開關室 通風管道 (1 號機組)	修改管道和管道 支架以適應汽機 和輔助廠房之間 的差異運動	1 號機組 第 21 次停機 大修結束 (3/2019)
2	不適用	480V 開關室 通風管道 (2 號機組)	修改管道和管道 支架以適應汽機 和輔助廠房之間 的差異運動	2 號機組 第 21 次停機 大修結束 (12/2019)

8. DCP SPRA 的 NRC 審查意見

DCPP SPRA 的 NRC 審查意見詳見 NRC Letter (2019a)，NRC 審查意見的結論：DCPP 的 SPRA 報告符合 SPID 導則的意圖，SPRA 提供的結果和風險見解支持 NRC 的決定，即不需要採取與 NTTF 建議 2.1「地震」相關的進一步回應或管制行動。

(1) 背景

美國核電廠執照持有人被要求使用更新的危害資訊和目前的管制導則和方法，重新評估場址的地震危害。資訊需求和隨後的 NRC 評估分為兩個階段：階段 1 要求運轉中核電廠的執照持有人使用更新的地震和水災危害資訊，以及當前的管制導則和方法，重新評估場址的地震和水災危害，並在必要時要求執行風險評估。階段 2 乃根據階段 1 的結果，NRC 人員確認是否需要採取額外的管制行動（例如：更新設計基準和重要安全的 SSC），以針對更新的危害提供額外的保護。

針對階段 1，PG&E 重新評估 DCPD 的地震危害，遞交報告給 NRC。NRC 的評估結論：執照持有人使用目前的管制導則和方法，進行了危害重新評估，適當地描述了場址特徵，並滿足導則中決定重新評估地震危害的意圖。

隨後 PG&E 執行：(i) SPRA；(ii)有限範圍的評估（高頻地動效應和用過燃料池）；(iii)根據重新評估的地震危害與場址設計基準地震的比較等因素，無進一步行動。在 NRC 人員完成對重新評估地震危害的評估，並安排了 DCPD SPRA 報告提交時間，宣告完成 DCPD 階段 1 的流程。

在 PG&E 提交 SPRA 報告後，啟動了 NRC 針對 DCPD 的階段 2 決策流程。決策流程由三名核反應爐管制 (Nuclear Reactor Regulation, NRR) 部門主管組成資深管理審查小組 (Senior Management Review Panel, SMRP)，對每個提交 SPRA 的電廠做出篩選決定。SMRP 由適當的技術人員提供支援，他們負責整合相關資訊並制定篩選決定的建議，供審查小組考慮。支援技術人員應建

議將每個 SPRA 電廠分為下列其中一組(NRC Letter, 2017a)：(i)第 1 組電廠是現有資訊指明無需採取進一步管制行動。對於地震風險而言，第 1 組電廠的平均 SCDF 和平均 SLERF 明確顯示不需進行電廠特定的修改。(ii)第 2 組電廠乃根據 NRC 的修改條款，應考慮採取進一步管制行動。該組電廠可能具有相對較大 SCDF 或 SLERF，事件頻率與其它因素相結合會對公眾健康和安全造成風險，預計管制行動將顯著增強安全性。(iii)第 3 組電廠可能需要採取進一步管制行動，但在確定是否進行正式的修改分析前，需要更全面地考慮定性和定量風險見解。

經由下列的評估，技術人員向 SMRP 建議將 DCPD 歸類為第 1 組電廠，無需採取進一步管制行動。

(2) 評估流程

在收到 DCPD 的 SPRA 報告後，技術人員團隊進行完整性審查，以確定提交的資料是否包含支援階段 2 決策的必要資訊。技術團隊由地震危害、易損性評估和電廠反應/風險分析領域的專家組成。兩個月後，技術團隊確定有足夠的資訊來進行詳細的技術審查，以支援階段 2 的決定。

技術人員詳細審查的重點是驗證 DCPD SPRA 的技術充分性，使得 SPRA 的結果和風險見解有適當的信心，以支持與 SPRA 相關的管制決策。技術人員當初也以觀察員身份參加 DCPD SPRA 的全範圍評估和結案獨立評估。

技術人員提出一些問題，以驗證 PG&E 提交的資訊，並了解支援已歸檔 SPRA 報告的未歸檔資訊。技術人員提出稽查意見，PG&E 隨後在電子閱覽室(electronic reading room, ePortal)回覆，技

術人員也在 ePortal 審查，也可以在 ePortal 取得結案獨立評估報告。技術人員對發現的解決，以及結案獨立評估小組的結論進行抽樣。PG&E 未提交廠內事件 PRA 的發現，因此技術人員依據廠內事件 PRA 的同行審查 F&O、相關處置、和相關補充等，來審查 PG&E 的 F&O。技術人員確定電子入口網站提供的問題答案，可用於驗證 PG&E 所提交 SPRA 報告的陳述。根據對 PG&E 提交文檔的審查，包括上述同行審查發現的解決，技術人員得出結論：PG&E 的 SPRA 提交文檔的技術合宜性足以支持與階段 2 相關的管制決策。

技術人員的審查過程包括完成 SPRA 提交技術審查檢查清單，SPRA 檢查清單記錄 NRC 人員對執照持有人所提交 SPRA 應用 SPID 導則的審查。技術人員得出結論：DCPP SPRA 符合 SPID 的意圖，進一步得出結論：同行審查發現已透過 NRC 可接受的流程結案。

在對 SPRA 的技術合宜性得出結論後，技術人員審查 DCPP SPRA 報告所包含的風險和安全見解。根據詳細的篩選評估和 DCPP SPRA 報告的審查，技術團隊確定將 DCPP 歸類為第 1 組電廠是適當的建議，並且不需要進行電廠特定的修改。

為了 SPRA 階段 2 的決策，NRC 成立技術審查委員會 (Technical Review Board, TRB)，由資深 NRC 主題專家組成，以確保審查各電廠提交 SPRA 報告的一致性。技術團隊向 TRB 提供 DCPP 的審查結果，以及歸類為第 1 組電廠的建議，不需要進一步的回應或管制行動。TRB 成員評估技術團隊所提供的信息，並同意該團隊將 DCPP 歸類為第 1 組電廠的建議。

隨後，技術團隊會見 SMRP，並提交審查結果，包括建議將 DCPD 歸類為第 1 組電廠。SMRP 成員向技術團隊提問，並提供意見。SMRP 批准技術人員的建議，即 DCPD 應被歸類第 1 組電廠，不需要進一步的回應或管制行動。

(3) 稽查報告

通用稽查(audit)計畫描述 NRC 人員發布稽查報告的意圖，該報告總結並記錄 NRC 對執照持有人重新評估 SHA 所提交文檔的管制稽查。NRC 人員對 DCPD 的稽查包括透過電子閱覽室對執照持有人文檔的審查。

(4) 結論

根據批准的 SPID 導則對 DCPD 提交報告進行的審查，NRC 人員得出結論：執照持有人已做出適當回應，SPRA 具有足夠的技術合宜性，以支持階段 2 的管制決策。根據 SPRA 報告的結果和風險見解，NRC 人員還得出結論：不需要針對 NTTF 建議 2.1「地震」的相關事項，進一步回應或管制行動。

(5) 附件

NRC 對 DCPD SPRA 的審查意見內有三份附件：NRC 人員對 SPRA 提交技術審查清單、NRC 人員的稽查摘要、以及 NRC 人員對 SPRA 提交詳細篩選評估。

A. NRC 人員對 SPRA 提交技術審查清單

運轉中核電廠執行 SPRA，並提交文檔，以滿足 NTTF 建議 2.1：地震。這些提交文檔依據 NEI 12-13 (2012)導則，該導則已得到 NRC 人員的認可，SPRA 同行審查預計也將遵循 NEI 12-13 (2012)導則。SPID (EPRI, 2013a)指出：為了滿足 NTTF 建議 2.1「地震」

而提交的 SPRA，必須符合 ASME-ANS 機率風險評估 (PRA)方法標準的要求。可使用 ASME-ANS 標準的「附錄 A 版本」(ASME/ANS 附錄 A，2009) 或「附錄 B 版本」(ASME/ANS 附錄 B，2013)。

一般而言，SPID (EPRI, 2013a)允許偏離或不同於 ASME/ANS PRA 標準(2013)者有：(i)在某些技術領域，SPID 要求 SPRA 分析師「如何執行」SPRA 分析的某一方面，而 ASME/ANS 標準的要求通常只涵蓋「做什麼」。(ii)對於某些技術領域和議題，SPID 的要求與 ASME/ANS 標準不同。(iii) SPID 的一些要求不在 ASME/ANS 標準中。

SPID (EPRI, 2013a)要求 SPRA 提交的技術審查清單包括 16 個主題：(1)地震危害。(2)場址地震反應。(3) SSE 對 GMRS 的控制點定義。(4)結構模型的合宜性。(5)「岩石」場址固定基底動態地震結構分析的使用。(6)地震反應縮放的使用。(7)新的反應分析用於廠房反應、ISRS 和易損性。(8)為了地震易損性分析，依容量篩選 SSC。(9)使用 CDFM/混合方法進行易損性分析。(10)對高頻敏感的 SSC 容量。(11)對高頻敏感的電驛容量。(12)選擇需要使用 SOV 進行易損性分析的主要風險貢獻者。(13)評估 SLERF。(14) SPRA 同行審查。(15) SPRA 文檔。(16)電廠改善和執照持有人行動的審查。

針對 DCPD SPRA 技術審查清單的 16 個主題，NRC 人員列出各種問題和稽查結果，並給出共同結論：同行審查的發現已解決，分析方法已被 NRC 人員接受。各主題的個別結論如下：(1)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SHA 要求以及 SPID 的要求有關。遵循 SPID 導則來開發場址的機率式地震危害。(2)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SHA-E1、SHA-E2 以及 SPID 的要求有

關。(3)同行審查的發現與 SPID 的要求有關，ASME/ANS 標準沒有專門涉及此主題的要求。執照持有人對場址反應分析控制點的定義充分符合 SPID 導則的意圖。(4)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SFR-C1 至 C6 以及 SPID 的要求有關。執照持有人的結構模型符合 SPID 導則的意圖。(5)共同結論不適用。執照持有人對「岩石」場址固定基底動態結構分析的使用充分符合 SPID 導則的意圖。(6)共同結論不適用。(7)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SFR-C2、SFR-C4、SFR-C5、SFR-C6 以及 SPID 的要求有關。執照持有人的 FIRS 建模與 NRC 先前對 GMRS 和土壤速度資訊的審查一致。執照持有人的結構模型符合 SPID 導則的意圖。反應分析根據 SPID 導則和 ASME/ANS 標準的要求考慮了不確定性。場址反應和結構反應總體分析的各個部分之間已達成可接受的一致性。(8)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SFR-B1 以及 SPID 的要求有關。執照持有人採用篩選方法來選擇 SSC 進行易損性分析符合 SPID 導則的意圖。(9)同行審查的發現與 SPID 的要求有關，ASME/ANS 標準沒有專門涉及此主題的要求。執照持有人採用 CDFM/混合方法進行地震易損性分析符合 SPID 導則的意圖。(10)共同結論不適用。(11)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SPR-B6（附錄 A）或 SPR-B4（附錄 B）以及 SPID 的要求有關。執照持有人對電驛顫振效應的分析符合 SPID 導則的意圖。(12)同行審查的發現與 SPID 的要求有關，ASME/ANS 標準沒有專門涉及此主題的要求。執照持有人使用 SOV 方法選擇「主要風險貢獻者」進行進一步地震易損性分析符合 SPID 導則的意圖。(13)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SFR-F4、SPR-E1、SPR-E2、SPR-E6

(僅限附錄 B) 以及 SPID 的要求有關。執照持有人對 SLERF 的分析符合 SPID 導則的意圖。(14)共同結論不適用。執照持有人的同行審查流程符合 SPID 導則的意圖。(15)共同結論不適用。執照持有人的文檔符合 SPID 導則的意圖。ASME/ANS 標準的文檔要求可在 HLR-SHA-J、HLR-SFR-G 和 HLR-SPR-F 中找到。(16)共同結論不適用。執照持有人確認了達到改進地震風險所需的電廠改善。如果有電廠改善，執照持有人提供了執行時間表，並適當考慮了電廠風險和停電安排。

B. NRC 人員的稽查摘要

管制稽查的重點是 SPRA 文檔的資訊，以及用於開發 SPRA 的所有相關支援文檔，包括但不限於方法、流程資訊、計算、電腦模型等。稽查活動首先由 NRC 人員提出問題，以驗證執照持有人提交的資訊，並了解支援已歸檔 SPRA 報告的未歸檔資訊。

執照持有人提供以下的澄清資訊：(1)可以降低 HEP 的增強或改進。(2)在對地震風險的影響最小下，選擇 480V 開關室通風管道改造的地震特定考慮因素。(3)在執照持有人的 SPRA 開發過程中，如何將分區離散化的相同基本事件組合起來，開發代表性的重要度量測。(4)在 HCLPF 移除易損性截斷值對 SPRA 結果的影響。(5)肇始事件序列 8 (1.75 至 2 g 的地震) 和序列 9 (2 g 至 2.25 g 的地震) 之間的差異。(6)執照持有人 SPRA 報告的「堅固」組件進行敏感度研究的方法。(7)解決廠內事件 PRA 模型同行審查發現的執行情形。

已稽查文檔包括：DCPP 1 號和 2 號機組 SPRA 的同行審查、DCPP 1 號和 2 號機組 SPRA 的 F&O 結案和重點範圍同行評審的獨

立評估、DCPP 的地震易損性評估、DCPP 的地震巡查、DCPP 的地震設備清單開發、DCPP 的地震 PRA 人為可靠性分析、DCPP 的地震 PRA 電廠邏輯模型、和 DCPP 的地震 PRA 量化。

稽查結論是：本文檔的發布包含工作人員對 SPRA 提交內容的審查，結束了 DCPP 的 SPRA 稽查流程。

C. NRC 人員對 SPRA 提交詳細篩選評估

DCPP 1 號和 2 號機組 SPRA 的平均 SCDF 各為 2.8×10^{-5} /年，平均 SLERF 各為 5.4×10^{-6} /年。SPRA 篩選導則(NRC Letter, 2017a) 建立流程，供 NRC 人員建議 TRB 於 SPRA 審查後的核電廠分組 (Group 1, 2, or 3)。在 SPRA 審查的背景下，NRC 人員使用 SCDF 和 SLERF 作為篩選標準。初步篩選為 Group 1 電廠的平均 SCDF 門檻值為 1×10^{-5} /年，平均 SLERF 門檻值為 1×10^{-6} /年(NRC Letter, 2017a)，DCPP SPRA 的平均 SCDF 和平均 SLERF 均已超過門檻值，故需進行詳細篩選。

詳細篩選後，DCPP 被歸類為第 1 組電廠，理由是：(1)基於重要度量測、可用資訊和工程判斷，本評估考慮的可能改善無法使 SCDF 和/或 SLERF 充分減少，從而達成可觀的安全提升。(2)即使額外考慮圍阻體性能，也無法確認有何改善，會導致可觀的安全提升。(3) NRC 人員無法確認任何可能的改善，合適被視為是適當防護或遵守現有要求所必需的。因此，不需要額外的精細篩選或進一步評估。

在詳細篩選系列中：(1) NRC 工作人員沒有發現需要執照持有人採取超出現有管制規定的行動，以維持必要的防護水準，來避免過度的公共健康和 safety 風險。此外，沒有發現任何不遵守 DCPP 執

照或委員會規則和命令的問題。因此，執照持有人和工作人員沒有發現為了適當防護或遵守現有法規而需要進行的可能改善。(2) NRC 工作人員從嚴重事故減輕替代方案(Severe Accident Mitigation Alternative, SAMA)分析得到經驗（註：國內「核子反應器設施運轉執照申請審核辦法」第 16 條有關運轉執照換照申請，並未採納 SAMA 分析），改善圍阻體廠房至足以消除地震引致的圍阻體損壞風險或大幅降低圍阻體損壞機率時，其執行成本遠超出詳細篩選計算的最大轉移成本風險(Maximum Averted Cost-Risk, MACR)。(3)除了圍阻體外殼結構因地震引致的損壞外，SCDF 或 SLERF 的個別影響因素均未超過詳細篩選計算的 RRW 門檻值。(4) NRC 工作人員要求執照持有人討論任何增強或改進（例如：培訓頻率）來降低 HEP，HEP 與兩種 FLEX 的恢復行動有關，恢復行動可以降低地震引起的交流電源大規模斷電(ELAP)風險。執照持有人解釋運轉員每年受訓 FLEX 程序一次，而且這些程序無額外改進可以辨認。執照持有人也解釋即使有進一步的程序改進或額外的運轉員培訓，預計不會顯著減輕地震風險，因為(i) HEP 的開發已考慮地震後果造成的延誤，以及(ii)在降低 25% FLEX HEP 的敏感度分析中，發現 SCDF 降低 3.5%，SLERF 降低不到 1%。(5) NRC 工作人員發現即使 FLEX 行動不失敗，SCDF 和 SLERF 分別減少約 14%和 4%，相當於平均 SCDF 和 SLERF 最多可減少至 3.9×10^{-6} /年和 2.1×10^{-7} /年，已分別低於初步篩選值 1×10^{-5} /年和 1×10^{-6} /年。因此，NRC 工作人員得出結論：無任何可能的改善（包括程序改進）來引致可觀的安全提昇。(6) NRC 工作人員透過審查各種執照更新申請的 SAMA 分析，所獲得的經驗是：透過電廠改進消除地震風險的成本將遠超出

詳細篩選計算出的 MACR。(7) SLERF 是由地震引起 SSC 的失效主控，任何改善或整套改善想達到 SLERF 降低至 1×10^{-6} /年，將必須減輕或防止多種地震引起的不相關 SSC 失效模式。NRC 工作人員從 SAMA 分析獲得的經驗是：透過電廠改進來消除地震風險的成本將遠超出詳細篩選計算出的 MACR。(8)根據前兩項分析，NRC 工作人員得出結論：無需進行任何改善來減少 SCDF 和 SLERF，因為在成本合理下，無法達成可觀的安全改進。(9) NRC 工作人員進一步評估影響早期圍阻體失效或旁通條件機率(Conditional Probability of early Containment Failure or Bypass, CPCFB)的 DCP 事故序列，以確定是否有任何重大的安全改進可減少這些序列的 SCDF 和相關 SLERF。鑑於人為可靠度分析的大量不確定性和大幅超越設計基準地震時的場址條件，要求執照持有人改進以減少人為運轉處置對 CPCFB 的影響是不可行的。(10)根據現有資訊和工程判斷，NRC 工作人員得出結論：圍阻體性能沒有進一步的可能改進，來達到重大安全改進的程度，也無須做進一步的管制分析。此外，NRC 工作人員還審查了先前為 DCP 完成的 IPEEE 和 SAMA 分析結果，以確認成本合理的其它可觀安全改進。根據該審查，沒有發現其它可能的改進。

根據對提交和補充資訊的分析，NRC 人員得出結論：DCP 無需進行任何改善，理由是：(1)工作人員沒有發現為了適當防護或遵守現行管制法規，而需要進行的可能改善。(2)根據 SCDF 和/或 SLERF 估計可達成的減少量，沒有發現可能的成本合理措施，促使安全重大提升。(3)額外考慮圍阻體性能也無法確認有何改善，會導致可觀的安全提升（降低 SLERF）。

(三) 美國 North Anna 發電廠研析

North Anna 核電廠(NAPS)位於美國東部的維吉尼亞州，兩部機組皆為 3 迴路 PWR，1 號機組 1978 年 4 月 1 日發照，2 號機組 1980 年 8 月 21 日發照，核子反應爐型式與核三廠 2 部機組相同，發照日期早於核三廠 2 部機組五、六年，故接著研析和綜合整理 NAPS 的 SPRA 報告、同行審查和 NRC 審查意見。

NAPS 已於 2018 年 4 月完成 SPRA 報告，主要內容包含：(1)目的和目標，(2)報告提供的信息，(3)地震危害和廠房反應，(4) SPRA 地震易損性的測定，以及(5)電廠地震邏輯模型。NAPS 的 SPRA 報告附錄 A 提供評估 SPRA 的技術合宜性，以及同行審查意見。NRC 隨即於 2019 年 4 月回覆審查意見。

1. NAPS SPRA 報告的目的和目標

NAPS SPRA 報告一開始敘述目的和目標，此部分與 DCPD 的 SPRA 報告雷同，不予贅述。

2. NAPS SPRA 報告的資訊

依據命令 10 (Title 10 of the Code of Federal Regulations)之 Part 50 Section 50.54(f)的要求，執行 SPRA 的電廠須提供下列資訊：(1) SCDF 的顯著源因列表，包含 RAW 和 F-V 等重要度量測。(2) SCDF 和 SLERF 的評估方法摘要，包含事項如同 DCPD 的 SPRA。(3)描述保證 SPRA 是技術合宜的過程和同行審查的日期和發現。(4)識別廠址特定的脆弱性和規劃或採取的行動。

NAPS 的 SPRA 報告針對 SPID 的主要部分是地震危害度分析、地震結構反應和 SSC 易損性分析、系統事故系列分析、以及風險量化，亦與 DCPD 的 SPRA 報告相同。

NAPS 的 SPRA 報告提供 SPRA 開發、結果、見解、以及同行審查過程和結果的摘要，旨在使得 NRC 了解和判定關鍵輸入資料和計算模型的正確性，以及評估結果對關鍵面向的敏感度。

3. NAPS SPRA 報告的地震危害和廠址反應

NAPS SPRA 報告第三章節敘述地震危害和廠址反應。GMRS 根據 PSHA 的 UHRS 和場址地盤反應分析（土壤剖面 and 場址放大函數）求得，NAPS 的控制點定義在岩石基底的安全相關廠房基礎標高處。NAPS 廠址水平向的 GMRS 比較示於圖 1-8，可知在 1 至 10 Hz 頻率之間，GMRS 與 SSE 的比值已超過 3，故 NAPS 的兩部機組皆篩濾為第 1 群。控制點的 GMRS 用於開發廠址反應、易損性評估和風險量化的參考地震，GMRS 的最大地表加速度 (PGA) 為 0.572g。

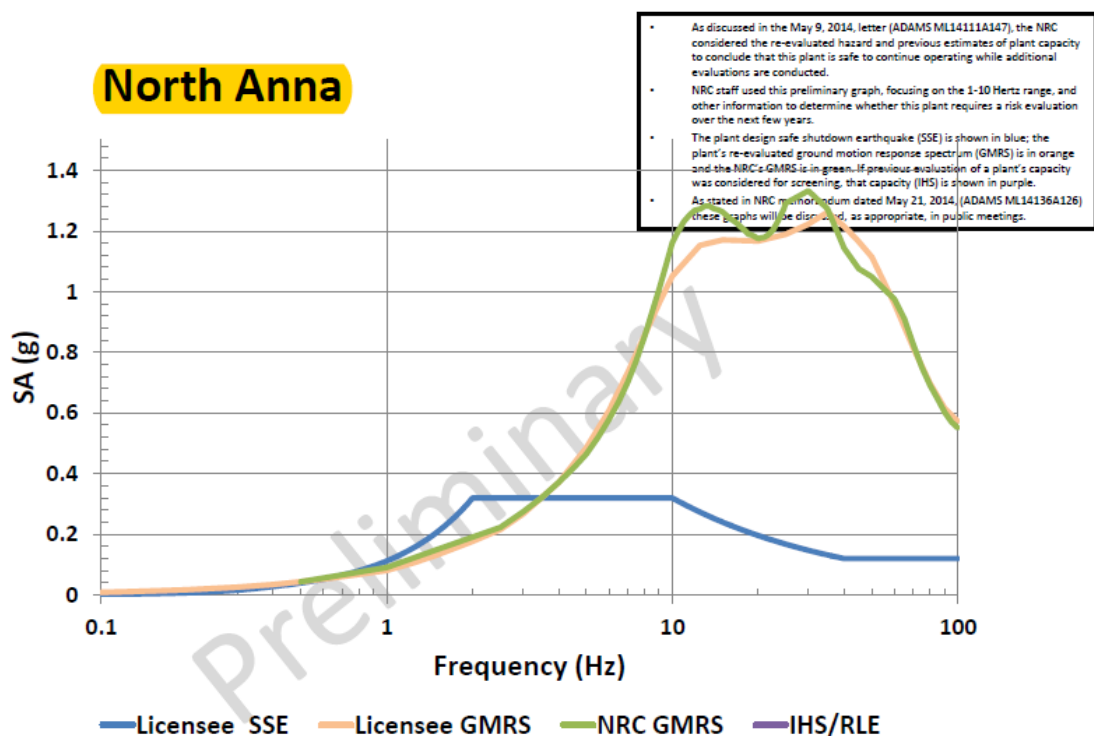


圖 1-8 NAPS 廠址水平向的 GMRS 比較 (NRC Letter, 2014b)

水平向 FIRS 的計算與開發 GMRS 所使用的方法一致，FIRS 直

接用於圍阻體廠房、設備廠房(Service Building)、輔助廠房和主蒸汽閥房 2 (Main Steam Valve House Unit 2)的機率式 SSI 分析。FIRS 再進一步調整來產生輸入反應譜，用於給水閥房(Service Water Valve House)和給水泵房(Service Water Pump House)的確定式 SSI 分析，以及主蒸汽閥房 1 和防護廠房(Safeguards Building)的固定基礎分析。水平向 GMRS 和 FIRS 的比較示於圖 1-9。

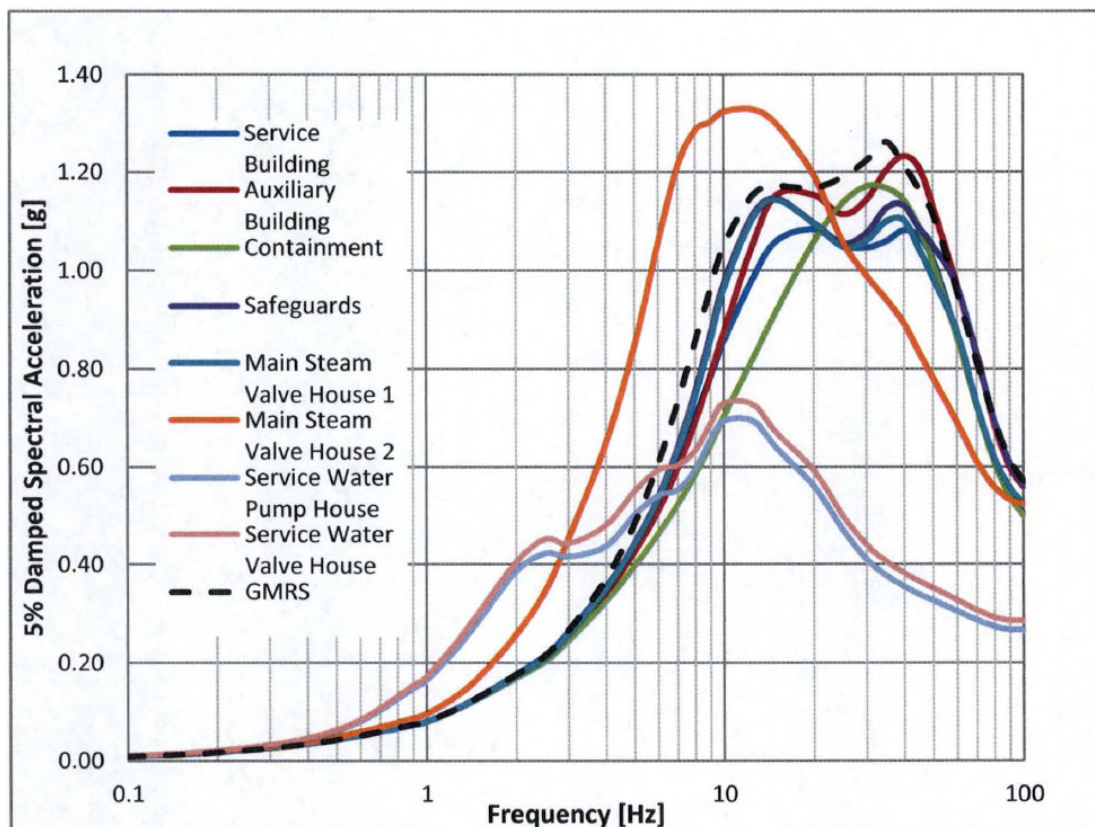


圖 1-9 NAPS 水平向 GMRS 和 FIRS 的比較 (VE&P, 2018)

NAPS 之 SPRA 水平向 GMRS 的方法和分析送交 NRC，認定技術可接受。NAPS 的地震危害度分析經過獨立同行審查，SPRA 針對能力類別 II 進行了同行評審，確認適合應用於 SPRA。

表 1-11 為 NAPS 的 SPRA 地震危害輸入最終結果，列出各 PGA 的平均和分位年超越頻率。在 SPRA 廠址模型中，將表 1-11 的危害資料離散化為 10 個區間，相關參數列於表 1-12。

表1-11 NAPS各PGA的平均和分位年超越頻率

PGA (g)	Mean	16 th Fractile	50 th Fractile	84 th Fractile
0.0530	1.07E-03	6.26E-04	1.03E-03	1.07E-03
0.0648	1.05E-03	4.73E-04	8.83E-04	1.07E-03
0.0717	9.96E-04	4.11E-04	7.82E-04	1.07E-03
0.0793	9.06E-04	3.58E-04	6.85E-04	1.07E-03
0.1019	6.51E-04	2.49E-04	4.80E-04	1.03E-03
0.1524	3.71E-04	1.39E-04	2.74E-04	6.34E-04
0.2061	2.42E-04	8.66E-05	1.77E-04	3.97E-04
0.3082	1.37E-04	4.24E-05	9.80E-05	2.13E-04
0.5097	5.70E-05	1.72E-05	3.80E-05	9.48E-05
0.7248	2.81E-05	8.64E-06	1.92E-05	4.59E-05
1.0306	1.39E-05	3.57E-06	9.37E-06	2.16E-05
1.5411	5.34E-06	1.25E-06	3.31E-06	8.88E-06
2.0840	2.39E-06	4.77E-07	1.48E-06	3.89E-06
2.5483	1.40E-06	2.31E-07	8.26E-07	2.25E-06
3.1162	7.83E-07	1.08E-07	4.25E-07	1.28E-06
3.6237	4.84E-07	5.52E-08	2.54E-07	8.11E-07
4.0071	3.48E-07	3.50E-08	1.78E-07	5.84E-07
5.1000	1.53E-07	1.00E-08	6.92E-08	2.51E-07

表1-12 NAPS SPRA模型的PGA區間和年平均頻率

區間代號	區間下界 (g)	區間上限 (g)	代表 PGA (g)	區間年平均頻率
%G01	0.06	0.3	0.13	9.21E-04
%G02	0.3	0.4	0.35	5.34E-05
%G03	0.4	0.5	0.45	3.01E-05
%G04	0.5	0.6	0.55	1.79E-05
%G05	0.6	0.7	0.65	1.11E-05
%G06	0.7	0.8	0.75	7.08E-06
%G07	0.8	1.0	0.89	8.26E-06
%G08	1	1.5	1.22	9.09E-06
%G09	1.5	2.5	1.94	4.25E-06
%G10	2.5	5.1	2.75	1.48E-06

與 CEUS 的其它廠址相似，NAPS 的地震危害度在高頻部分主

要來自於背景(background)震源，低頻部分主要來自來幾個重複的大規模震源(Repeated Large Magnitude Earthquake, RLME)。

NAPS SPRA 分析輸入的垂直向反應譜(GMRS 和 FIRS)乃以頻率相關的 V/H 比值調整水平向反應譜而得，水平向和垂直向 GMRS 的比較如圖 1-10 所示。

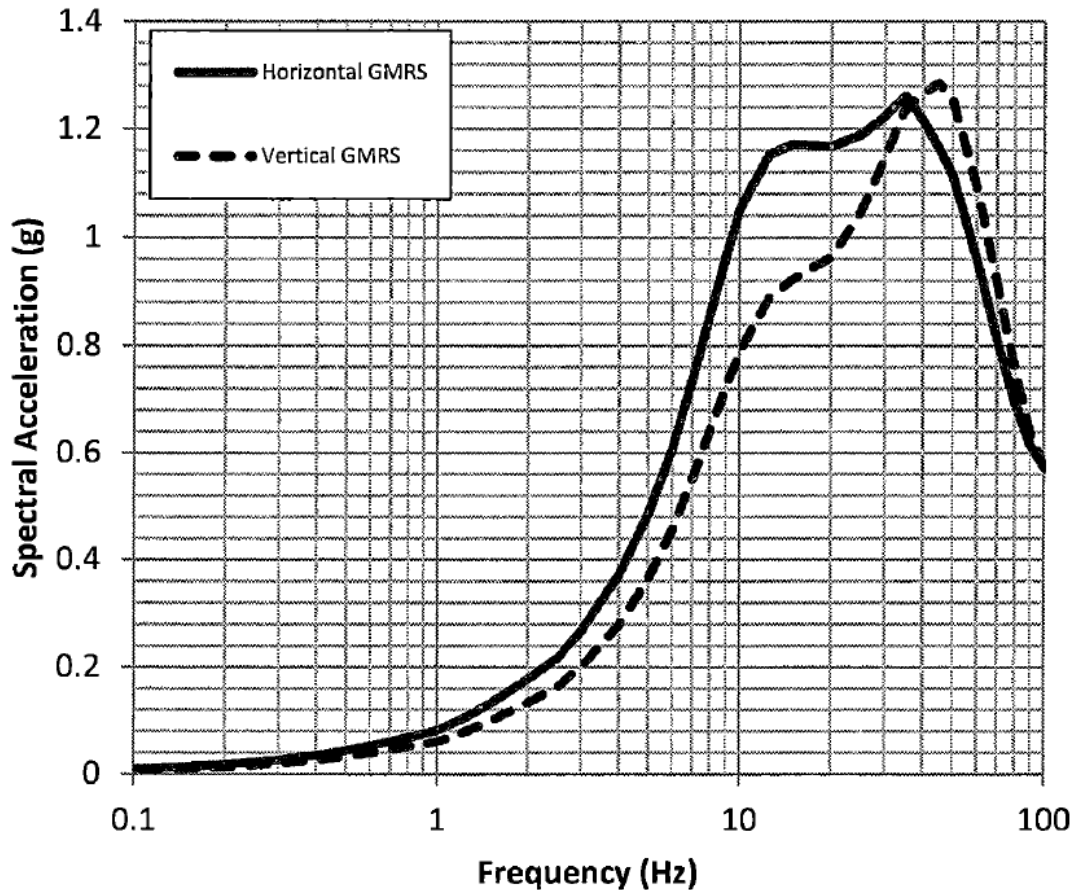


圖 1-10 NAPS 的水平向和垂直向 GMRS (VE&P, 2018)

4. NAPS SPRA 報告的地震易損性

(1) 地震設備清單

NAPS 依照 ASME/ANS 的 PRA 標準(2013) 列出 SPRA 模型的 SEL，包括在地震事件後達成安全關機，以及當爐心熔損時減輕輻射外釋的重要 SSC。最初的 SEL 是根據廠內事件 PRA 模型的 SSC 開發的。廠內事件 PRA 模型是一個詳細且全面的邏輯模型，包括

減輕廠內可能發生的各種初始事件所需的 SSC 失效。從廠內事件 PRA 篩選的 SSC 以及額外添加的 SSC 構成 SPRA 模型的 SEL。

NAPS 的廠內事件 PRA 模型包含超過 5100 個與各種 SSC 失效模式有關的基本事件，其中有 3800 多個基本事件不代表結構或設備而被篩出。被動 SSC，如水槽、廠房和管道等，因為隨機故障的機率相對較低，可能在廠內事件 PRA 不會建模，但在 SPRA 要額外添加。此外，機櫃、面板、圍阻性能相關、地震火災和地震水災相關、以及其它雜項（如電驛）也要添加 SSC。NAPS 每部機組最終 SEL 大約包括 800 個 SSC（另加 62 個電驛）。

(2) 巡查步驟

NAPS 的地震巡查沒有發現任何重大發現。在少數情況下，確認了潛在的地震空間交互作用，導致 SPRA 需評估更高地震需求，但未發現任何可能挑戰 NAPS 地震設計基礎的狀況。

同業專家對 SEL 初稿進行獨立過程的技術審查，審查者的整體評論是 SEL 的發展是全面且徹底的。審查意見已解決，並記錄在 SPRA 文檔中，SEL 也進行了相應更新。同業專家也對執行 SSC 巡查的方法進行審查，確立 NAPS SPRA 的 SEL 和地震巡查適合 SPRA 應用。

(3) 結構體的動力分析

NAPS 的圍阻體廠房建在岩石上，但有些輔助結構部分或完全建在土壤上。相關結構進行動力分析的基礎狀態、結構模型和分析方法列於表 1-13，其中 LSM 為 Lumped-Mass Stick Model，T-H 為 Time-History。每個結構開發 FIRS 和適用之 SSI 輸入反應譜源自於 GMRS 和場址反應分析，T-H 則對應於 FIRS。

表1-13 NAPS SPRA的結構和動態分析方法

結構	基礎狀態	模型	分析方法	評論/其它信息
圍阻體廠房(兩機組)	岩石	LMSM	機率式 SSI	$V_{S30} > 5000$ ft/sec， 30 個 SSI 輸入參數
給水汞房	土壤	LMSM	論定式 SSI	LB、BE 和 UB， 5 套 T-H
設備廠房	岩石/ 土壤	FEM	機率式 SSI	結構部分位於土壤， 部分位於岩石上。 30 個 SSI 輸入參數
給水閘房	土壤	LMSM	論定式 SSI	LB、BE 和 UB，5 套 T-H
輔助廠房	岩石/ 土壤	FEM	機率式 SSI	結構部分位於土壤， 部分位於岩石上。 30 個 SSI 輸入參數
防護廠房	岩石	FEM	固定基底	LB、BE 和 UB， 5 套 T-H
輔助給水泵房	岩石	LMSM	固定基底	簡單結構，一套 T-H
1 號機組主蒸汽閘房	岩石	FEM	固定基底	LB、BE 和 UB， 5 套 T-H
2 號機組主蒸汽閘房	土壤	FEM	機率式 SSI	30 個 SSI 輸入參數

在結構動力分析中，混凝土使用 5% 阻尼比，鋼筋使用 3% 阻尼比。輔助給水泵房的結構很簡單，使用一套 T-H 輸入，混凝土使用 4% 阻尼比可產生 84% 的反應。在不同位置和結構高程，以不同阻尼比（例如，1%、2%、3%、4%、5%、7% 和 10%）開發中數和 84% ISRS。LB 和 UB 乃透過 1 倍對數標準差(0.3)變化 BE 的結構剛度而得，將使結構體自然頻率約增減 15%。LB-D 為 BE 結構剛度下，混凝土的 5% 阻尼比降低 1 倍對數標準差(0.3)，得 3.7% 阻尼比的分析代號。

防護廠房和 1 號機組主蒸汽閘房的 5 套 T-H 相符於 SSI 的輸入反應譜，並在 0.1 Hz 至 100 Hz 之間，取 301 個等比頻率，計算

ISRS。任一方向的 ISRS 乃以三個方向（兩水平向和一垂直向）分別輸入的加速度反應譜，透過 SRSS 而得。當結構剛度為 BE 時，5 套 T-H 所得 ISRS 的對數平均值稱為 BE ISRS，LB、UB 和 LB-D 的 ISRS 亦復如此。5 套 T-H 所得 ISRS 的對數標準差視為 T-H 相位差引起的隨機不確定性。每一頻率取 BE ISRS 和 LB-D ISRS 比值的自然對數，視為阻尼比引起的不確定性。中數 ISRS (SA_{50}) 為 BE、LB、UB 三套 ISRS 的對數平均值。以片段線性連接 BE、LB、UB 三套 ISRS 的尖峰值，形成包絡 ISRS，取包絡 ISRS 和中數 ISRS 比值的自然對數，視為結構剛度引起的不確定性。建模、地動方向性效應和 V/H 比值等不確定性，另行分別估計。所有不確定性（隨機和認知）組成 ISRS 的複合不確定性(β_c)，由 SA_{50} 和 β_c 可得 84% ISRS。輔助給水泵房結構簡單，使用 LSM 和一套 3 向輸入 T-H 進行分析，混凝土阻尼為 4%。

SSI 分析分成機率式和論定式兩種。圍阻體廠房雖落於岩石上，但結構體高又重，且反應預期會受到基底搖擺的影響，因此進行 SSI 分析。其它機率式 SSI 分析的三座結構採用 FEM 模型。機率式 SSI 分析考慮 5 個工程變數的不確定性：(1) 混凝土楊氏模數，(2) 結構阻尼比，(3) 動態土壤剖面特性，(4) 地動方向變化，以及(5) 地動 V/H 變化。使用 LHS 對這 5 個工程變數取樣，求得 30 組 SSI 輸入參數。四座機率式 SSI 分析的結構也考慮了建模和地動一致性 (coherency) 的不確定性，圍阻體廠房造成鄰近結構的 SSSI 效應亦列入評估，來調整 ISRS。在每一方向上，計算中數和 84% ISRS，以及因 SSI 和結構反應導致的隨機和認知對數標準差。

兩座論定式 SSI 分析的結構模型都是 LSM，3 套土壤狀況

(LB、BE 和 UB) 搭配 5 套輸入 T-H，產生 15 套 SSI 分析案例。這兩座結構的 SSI 反應完全由土壤阻抗主導，結構剛度和阻尼的變化並不重要，故採取論定式 SSI 分析。採用與防護廠房和 1 號機組主蒸汽閥房的相同步驟，計算不同高程和阻尼比的中數和 84% ISRS。

同業專家在過程中進行 NAPS 結構動力分析的獨立技術審查，審查意見已解決，並記錄在 SPRA 文檔中。之後，NAPS 的結構動力分析進行了獨立同行審查。同行審查評估以及審查結果的後續處理描述於附錄 A，確認 NAPS 的結構動力分析適合應用於 SPRA。

(4) SSC 的易損性分析

NAPS SSC 的 HCLPF 和中數容量對應於控制點 GMRS 的 PGA (0.572 g)，其 SSC 的篩選方法與 DCPD 雷同。NAPS SSC 的 HCLPF 篩選閾值為 1.8 g，HCLPF 實際篩選閾值取為 1.0 g。

NAPS SSC 的易損性考慮結構和功能失效模式，分析方法與 DCPD 相同：SOV 或 CDFM，但某些 SSC（例如電驛）的功能容量則基於可用的振動台測試資料。許多功能容量是基於 ISRS 峰值，而非地動譜值。水平向 HCLPF 容量以幾何平均數計算。在 SSI 分析的結構中，SSC 的易損性分析，峰值頻率的平移或加寬限制在 $\pm 10\%$ ，以涵蓋設備自然頻率的不確定性；固定基底的結構體則取建議值 $\pm 20\%$ 。若設備的自然頻率未知，採用稍加修改的 ISRS 峰值。如果同一 SSC 的兩種（或多種）失效模式的易損性彼此相差在 20% 以內，在統計獨立的假設下，以聯集組合此 SSC 的易損性。

同業專家在過程中取樣 NAPS 的易損性分析，進行獨立技術審查，審查意見已解決，並記錄在 SPRA 文檔中。之後，NAPS 的易

損性分析進行獨立同行審查。同行審查評估以及審查結果的後續處理描述於附錄 A，確認 NAPS 的易損性分析適合應用於 SPRA。

5. 電廠地震邏輯模型

NAPS 的電廠地震反應分析對結構、設備和人為失效的各種組合進行建模，量化模型以決定全部 SCDF 和 SLERF，並確認重要的影響因素（例如重要的事故序列、SSC 失效和人為運轉）。量化過程還包括對不確定性來源的評估，並提供不確定性來源如何影響 SPRA 的見解。

(1) 開發 SPRA 地震電廠邏輯模型

如同 DCPD，NAPS 的地震反應模型源自於廠內事件的 PRA 模型，添加與地震易損性相關的頂端事件，刪除廠內事件 PRA 模型中一些不適用或篩濾掉的事件，並調整廠內事件 PRA 模型的 HRA 以考慮地震反應。NAPS 的 SEL 亦源自於廠內事件的 PRA，經由審查電廠圖資、程序、設計和組態資源，添加 SSC 至 SEL，以考慮地震事件的特定失效。

NAPS 依據 10 個危害區間（PGA 大小）進行地震危害建模，每一地震危害區間視為地震肇始事件，搭配分區的 SSC 易損性，以計算分區的 SCDF 和 SLERF，再結合為全部的 SCDF 和 SLERF。如同 DCPD，NAPS 的同一建築物、高度和系統內的相同組件以完全相關模擬，其它所有組件以不相關模擬。SPRA 模型中人員運轉的 HEP 以與廠內事件 PRA 相同的方法開發，每個人員運轉由四個 HEP 基本事件建模，基本事件考慮四個不同地震危害區間的失效機率。10 個危害區間被分入四個 HRA 區間，允許調整 HEP 以考慮較高地動的增加效應。

(2) SPRA 電廠地震邏輯模型的技術合宜性

最初的 NAPS SPRA 電廠地震反應邏輯模型經過了同業專家的審查，審查意見已解決，並記錄在 SPRA 文檔中。NAPS 的 SPRA 電廠地震反應方法和分析根據 ASME/ANS PRA 標準(2013)的相關要求，進行獨立同行審查。同行審查評估以及隨後處理同行審查結果描述於附錄 A。因此，NAPS 的 SPRA 電廠地震反應分析適合應用於 SPRA。

(3) 地震風險的量化

EPRI 的軟體 FRANX 用於離散地震危害為 10 個地震肇始事件，在系統故障樹中，產生故障樹閘門模擬 SSC 易損性群組的地震失效。EPRI 的軟體 ACUBE 用於計算 SCDF 和 SLERF。SPRA 量化的一些假設：(1)在地震事件樹的所有序列中都包含喪失外電(Loss Of Offsite Power, LOOP)，乃因 LOOP 在大多數地震事件都可能發生。(2)小小 LOCA(Small-Small LOCA, SSLOCA)的地震容量假設為 0.12 g，這是 NAPS 的 SSE。(3)多個串聯電驛的顫振（其觸點必須一致顫振）可能性非常低，因此在電驛顫振評估中不予考慮。(4)一些作為備用減災功能的 SSC 並未納入 SPRA 中，因為地震容量低，或是為了縮小易損性分析的範圍。(5)假設冷卻熱交換器組件的地震失效會導致輔助廠房 SSC 的水淹。鑑於管道破裂尺寸和水淹流速的不確定性，不考慮洪水的隔離。(6)蒸汽產生器管線的地震失效不可控，會導致過量的 LOCA。(7)任務時間假設為 24 小時，使用 72 小時任務時間的敏感度分析顯示對 SPRA 結果影響很小。

(4) SCDF 的結果

NAPS 執行的 SPRA 顯示平均 SCDF 的點估計值為 6.0×10^{-5} /

年，表 1-14 列出對 SCDF 貢獻地震破壞最大的 SSC，依 FV 重要度排序，以及地震易損性參數、失效模式和易損性計算方法。使用軟體 ACUBE 對 SCDF 和 SLERF 進行重要度分析。根據 ACUBE 的輸出，地震失效的 FV 值是每個危害區間的 FV 值總和。SCDF 的前幾個貢獻源有：(1) LOOP，因為地震事件下，喪失外電的中數地震容量較低。(2) SSLOCA，也因中數地震容量較低。(3)電驛顫振，從而導致緊急電源或主要安全系統泵(key safety system pump)失效。電驛的容量相對較低，而且假設每個電驛的地震失效具相關性。模型目前不計及運轉員重置電驛的操作。(4) 120vac 重要匯流排(vital bus)和重要匯流排逆變器(vital bus inverter)的失效，導致某些 SSC 的驅動系統和電源失效，也使依賴運轉員操控的關鍵儀器失效。

表1-14 NAPS依FV排序的SCDF重要度(VE&P 2018)

Fragility Groups	Fragility Group Description	U1 CDF FV	U2 CDF FV	Am	Br	Bu	Failure Mode	Fragility Method
SEIS-LOOP	SEISMIC-INDUCED LOSS OF OFFSITE POWER	6.91E-01	6.90E-01	0.30	0.27	0.40	Generic	EPRI Report [10]
SEIS-SSLOCA	SEISMIC-INDUCED SMALL-SMALL LOCA	9.51E-02	1.02E-01	0.30	0.28	0.28	Generic	HCLPF is set to SSE [10]
SEIS-EE-BKR-HJ8-RLY	4KV to 480V BUS BREAKERS - RELAY CHATTER	6.76E-02	6.90E-02	0.52	0.24	0.52	Functional	SOV
SEIS-SW-P-1AB-RLY	SERVICE WATER PUMPS - RELAY CHATTER	3.84E-02	3.96E-02	0.77	0.24	0.49	Functional	SOV
SEIS-CH-P-1ABC-RLY	CHARGING PUMPS - RELAY CHATTER	3.63E-02	3.75E-02	0.77	0.24	0.49	Functional	SOV
SEIS-SLOCA	SEISMIC-INDUCED SMALL LOCA	3.33E-02	3.37E-02	1.00	0.30	0.40	Generic	EPRI Report [10]
SEIS-VB-INV-1234	120 VAC VITAL BUS INVERTERS	3.26E-02	3.23E-02	1.10	0.19	0.58	Functional	SOV
SEIS-SI-P-1AB-RLY	LOW HEAD SI PUMP - RELAY CHATTER	2.83E-02	2.83E-02	0.77	0.24	0.49	Functional	SOV
SEIS-FW-P-3AB-RLY	MOTOR-DRIVEN AFW PUMPS - RELAY CHATTER	2.65E-02	2.65E-02	0.77	0.24	0.49	Functional	SOV
SEIS-EE-BKR-HJ2-RLY	EDG OUTPUT BREAKERS - RELAY	1.90E-02	1.94E-02	0.77	0.24	0.49	Functional	SOV
SEIS-EP-CB-12ABCD	125 VDC DISTRIBUTION PANELS	1.46E-02	1.48E-02	1.15	0.24	0.38	Functional	CDFM Hybrid
SEIS-EP-CB-4ABCD	120 VAC VITAL BUS DISTRIBUTION PANELS	1.40E-02	1.41E-02	1.16	0.24	0.38	Anchorage	CDFM Hybrid
SEIS-EDG-HJ-RLY	EMERGENCY DIESEL GENERATORS - RELAY CHATTER	1.09E-02	1.09E-02	0.70	0.24	0.83	Functional	SOV
SEIS-BY-B-1-24	STATION BATTERIES 1-II AND 1-IV	8.53E-03	8.38E-03	1.14	0.24	0.38	Structural failure of rack	CDFM Hybrid
SEIS-EI-CB-MCR-PNL	SEISMIC FAILURE OF MCR BOARDS AND PANELS	7.55E-03	7.61E-03	1.30	0.24	0.38	Functional	CDFM Hybrid

NAPS SPRA 10 個地震肇始事件的 SCDF 結果列於表 1-15，圖 1-11 顯示了各 PGA 區間對 1 號機組的 SCDF 貢獻比例（2 號機組結果亦同）。

表1-15 NAPS地震肇始事件的SCDF貢獻(VE&P, 2018)

	PGA	Initiator Frequency	U1 CDF	% Total U1 CDF	U1 CCDP	U2 CDF	% Total U2 CDF	U2 CCDP
%G01	0.06g to <0.3g	9.21E-04	6.87E-08	0.1%	0.00	6.87E-08	0.1%	0.00
%G02	0.3g to <0.4g	5.34E-05	3.16E-06	5.3%	0.06	3.12E-06	5.2%	0.06
%G03	0.4g to <0.5g	3.01E-05	7.10E-06	11.8%	0.24	6.99E-06	11.7%	0.23
%G04	0.5g to <0.6g	1.79E-05	1.06E-05	17.7%	0.59	1.06E-05	17.7%	0.59
%G05	0.6g to <0.7g	1.11E-05	9.30E-06	15.5%	0.84	9.30E-06	15.5%	0.84
%G06	0.7g to <0.8g	7.08E-06	6.74E-06	11.2%	0.95	6.74E-06	11.3%	0.95
%G07	0.8g to <1g	8.26E-06	8.19E-06	13.7%	0.99	8.19E-06	13.7%	0.99
%G08	1g to <1.5g	9.09E-06	9.09E-06	15.2%	1.00	9.09E-06	15.2%	1.00
%G09	1.5g to <2.5g	4.25E-06	4.25E-06	7.1%	1.00	4.25E-06	7.1%	1.00
%G10	>2.5g	1.48E-06	1.48E-06	2.5%	1.00	1.48E-06	2.5%	1.00

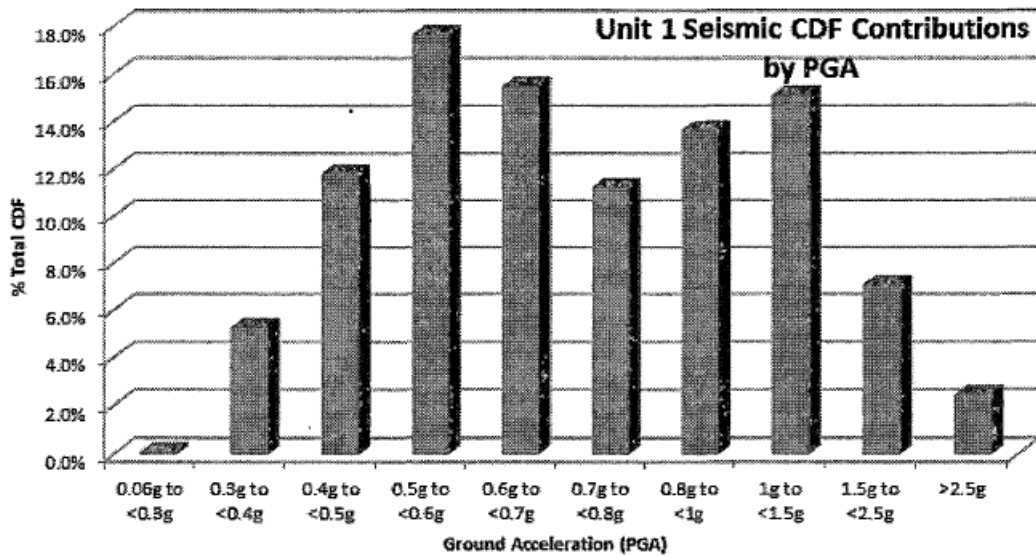


圖 1-11 NAPS 在各危害區間的 SCDF 貢獻比例(VE&P, 2018)

(5) SLERF 的結果

NAPS 執行的 SPRA 顯示平均 SLERF 的點估計值為 1.6×10^{-5} / 年，表 1-16 列出依 F-V 排序的 SLERF 重要度、地震易損性參數、失效模式和易損性計算方法。SLERF 的前幾個貢獻源有：(1) LOOP，因為地震事件下，喪失外電的中數地震容量較低。(2) SLOCA，也因中數地震容量較低。(3)圍阻體廠房的地震破壞，導致直接爐心熔損和直接 LERF。(4)圍阻體水池(sump)冷卻失效，例如 RS 泵的電驛顫振和四個 RS 熱交換器的地震故障等。

NAPS SPRA 10 個地震肇始事件的 SLERF 結果列於表 1-17，圖 1-12 顯示了各 PGA 區間對 1 號機組的 SLERF 貢獻比例（2 號機組結果也接近）。

表1-16 NAPS地震肇始事件的SLERF 貢獻(VE&P, 2018)

Fragility Groups	Fragility Group Description	U1 LERF FV	U2 LERF FV	Am	Br	Bu	Failure Mode	Fragility Method
SEIS-LOOP	SEISMIC-INDUCED LOSS OF OFFSITE POWER	5.01E-01	5.05E-01	0.30	0.27	0.40	Generic	EPRI Report [10]
SEIS-SLOCA	SEISMIC-INDUCED SMALL LOCA	9.07E-02	9.19E-02	1.00	0.30	0.40	Generic	EPRI Report [10]
SEIS-RS-P-1AB-RLY	INSIDE RS PUMP - RELAY CHATTER	5.46E-02	5.25E-02	1.37	0.23	0.48	Functional	SOV
SEIS-BLDG-RC	REACTOR CONTAINMENT BUILDING	4.40E-02	4.31E-02	1.71	0.24	0.26	Structural	CDFM
SEIS-RS-P-2AB-RLYSS	Outside RS Pumps Spuriously Start due to Relay Chatter	2.94E-02	2.81E-02	1.37	0.23	0.48	Functional	SOV
SEIS-FW-P-3AB-RLY	MOTOR-DRIVEN AFW PUMPS - RELAY CHATTER	2.43E-02	1.80E-02	0.77	0.24	0.49	Functional	SOV
SEIS-RS-P-2AB	OUTSIDE RECIRC SPRAY PUMPS	2.29E-02	2.18E-02	1.38	0.24	0.32	Anchorage	CDFM
SEIS-FW-P-2	TURBINE-DRIVEN AUXILIARY FEEDWATER PUMP	2.26E-02	2.36E-02	1.60	0.24	0.32	Functional	CDFM
SEIS-EE-BKR-HJ8-RLY	4KV TO 480V BUS BREAKERS - RELAY CHATTER	2.18E-02	2.20E-02	0.52	0.24	0.52	Functional	SOV
SEIS-RS-E-1ABCD	RECIRC SPRAY HEAT EXCHANGERS	1.58E-02	1.50E-02	2.01	0.24	0.32	Structural	CDFM
SEIS-EI-CB-MCR-PNL	SEISMIC FAILURE OF MCR BOARDS AND PANELS	1.42E-02	1.62E-02	1.30	0.24	0.38	Functional	CDFM
SEIS-BLDG-AB-LOWER	AUX BLDG LOWER FLOORS FAIL	1.42E-02	1.39E-02	2.05	0.24	0.26	Shear Wall Failure	CDFM
SEIS-MS-TV-111AB	MAIN STEAM TRIP VALVE TO TURBINE DRIVEN AFW PUMP	1.39E-02	3.18E-03	1.81	0.24	0.32	Functional	CDFM
SEIS-SSLOCA	SEISMIC-INDUCED SMALL-SMALL LOCA	1.37E-02	1.46E-02	0.30	0.28	0.28	Generic	EPRI Report [10]
SEIS-LLOCA	LARGE LOCA	1.34E-02	1.27E-02	2.50	0.30	0.40	Generic	EPRI Report [10]
SEIS-EG-B-3	EDG 1J Battery	1.32E-02	4.07E-03	1.15	0.24	0.38	Functional	CDFM
SEIS-EG-P-1J	EDG 1J Fuel Oil Transfer Pumps	1.29E-02	3.99E-03	1.16	0.24	0.38	Functional	CDFM
SEIS-MOV-QSPH-RSHX	MOVs in QUENCH SPRAY PUMP HOUSE - SW Cooling to RS HXs	1.19E-02	1.13E-02	2.13	0.24	0.32	Functional	CDFM
SEIS-VB-INV-1234	120 VAC VITAL BUS INVERTERS	1.19E-02	1.35E-02	1.10	0.19	0.58	Functional	SOV
SEIS-EP-CB-4ABCD	120 VAC VITAL BUS DISTRIBUTION PANELS	1.14E-02	1.28E-02	1.16	0.24	0.38	Anchorage	CDFM
SEIS-MLOCA	MEDIUM LOCA	1.13E-02	1.22E-02	2.00	0.35	0.45	Generic	EPRI Report [10]
SEIS-EE-BKR-HJ2-RLY	EDG OUTPUT BREAKERS - RELAY	1.05E-02	1.02E-02	0.77	0.24	0.49	Functional	SOV
SEIS-QS-TK-1	REFUELING WATER STORAGE TANK (RWST)	9.77E-03	1.10E-02	1.07	0.15	0.29	Tank Overturning	SOV
SEIS-RC-CNTRL-RODS	REACTOR CONTROL RODS	9.68E-03	1.09E-02	1.26	0.24	0.32	Failure of Fuel Hold Down Spring	CDFM
SEIS-EI-CB-202	EMERGENCY DIESEL GENERATOR CONTROL PANELS IN ESGR - Fails EDGs	8.83E-03	1.13E-02	1.40	0.24	0.38	Functional	CDFM
SEIS-EP-SS-1H1-1J1	480V LOAD CONTROL CENTERS 1H1 AND 1J1	8.16E-03	1.20E-02	1.22	0.24	0.38	Functional	CDFM
SEIS-EI-CB-201	EMERGENCY DIESEL GENERATOR CONTROL PANELS IN EDG ROOM - Fails EDGs	7.98E-03	9.96E-03	1.45	0.24	0.38	Anchorage	CDFM
SEIS-CH-P-1ABC-RLY	CHARGING PUMPS - RELAY CHATTER	7.47E-03	7.30E-03	0.77	0.24	0.49	Functional	SOV
SEIS-CV-TV-150ABCD	Containment Vacuum Isolation Trip Valves	7.11E-03	6.96E-03	2.51	0.24	0.32	Functional	CDFM
SEIS-LLOCA	LARGE LOCA	1.34E-02	1.27E-02	2.50	0.30	0.40	Generic	EPRI Report [10]
SEIS-EG-B-3	EDG 1J Battery	1.32E-02	4.07E-03	1.15	0.24	0.38	Functional	CDFM
SEIS-EG-P-1J	EDG 1J Fuel Oil Transfer Pumps	1.29E-02	3.99E-03	1.16	0.24	0.38	Functional	CDFM
SEIS-MOV-QSPH-RSHX	MOVs in QUENCH SPRAY PUMP HOUSE - SW Cooling to RS HXs	1.19E-02	1.13E-02	2.13	0.24	0.32	Functional	CDFM
SEIS-VB-INV-1234	120 VAC VITAL BUS INVERTERS	1.19E-02	1.35E-02	1.10	0.19	0.58	Functional	SOV
SEIS-EP-CB-4ABCD	120 VAC VITAL BUS DISTRIBUTION PANELS	1.14E-02	1.28E-02	1.16	0.24	0.38	Anchorage	CDFM
SEIS-MLOCA	MEDIUM LOCA	1.13E-02	1.22E-02	2.00	0.35	0.45	Generic	EPRI Report [10]
SEIS-EE-BKR-HJ2-RLY	EDG OUTPUT BREAKERS - RELAY	1.05E-02	1.02E-02	0.77	0.24	0.49	Functional	SOV
SEIS-QS-TK-1	REFUELING WATER STORAGE TANK (RWST)	9.77E-03	1.10E-02	1.07	0.15	0.29	Tank Overturning	SOV
SEIS-RC-CNTRL-RODS	REACTOR CONTROL RODS	9.68E-03	1.09E-02	1.26	0.24	0.32	Failure of Fuel Hold Down Spring	CDFM
SEIS-EI-CB-202	EMERGENCY DIESEL GENERATOR CONTROL PANELS IN ESGR - Fails EDGs	8.83E-03	1.13E-02	1.40	0.24	0.38	Functional	CDFM
SEIS-EP-SS-1H1-1J1	480V LOAD CONTROL CENTERS 1H1 AND 1J1	8.16E-03	1.20E-02	1.22	0.24	0.38	Functional	CDFM
SEIS-EI-CB-201	EMERGENCY DIESEL GENERATOR CONTROL PANELS IN EDG ROOM - Fails EDGs	7.98E-03	9.96E-03	1.45	0.24	0.38	Anchorage	CDFM
SEIS-CH-P-1ABC-RLY	CHARGING PUMPS - RELAY CHATTER	7.47E-03	7.30E-03	0.77	0.24	0.49	Functional	SOV
SEIS-CV-TV-150ABCD	Containment Vacuum Isolation Trip Valves	7.11E-03	6.96E-03	2.51	0.24	0.32	Functional	CDFM

表1-17 NAPS地震肇始事件的SLERF貢獻(VE&P, 2018)

	PGA	Initiator Frequency	U1 LERF	% Total U1 LERF	U1 CLERP	U2 LERF	% Total U2 LERF	U2 CLERP
%G01	0.06g to <0.3g	9.21E-04	7.58E-10	0.00%	0.00	7.58E-10	0.00%	0.00
%G02	0.3g to <0.4g	5.34E-05	5.77E-08	0.37%	0.00	5.69E-08	0.36%	0.00
%G03	0.4g to <0.5g	3.01E-05	1.35E-07	0.87%	0.00	1.31E-07	0.84%	0.00
%G04	0.5g to <0.6g	1.79E-05	2.75E-07	1.77%	0.02	2.68E-07	1.72%	0.01
%G05	0.6g to <0.7g	1.11E-05	3.71E-07	2.39%	0.03	3.65E-07	2.34%	0.03
%G06	0.7g to <0.8g	7.08E-06	4.96E-07	3.19%	0.07	5.03E-07	3.23%	0.07
%G07	0.8g to <1g	8.26E-06	1.60E-06	10.29%	0.19	1.63E-06	10.45%	0.20
%G08	1g to <1.5g	9.09E-06	6.89E-06	44.29%	0.76	6.91E-06	44.31%	0.76
%G09	1.5g to <2.5g	4.25E-06	4.25E-06	27.32%	1.00	4.25E-06	27.25%	1.00
%G10	>2.5g	1.48E-06	1.48E-06	9.51%	1.00	1.48E-06	9.49%	1.00

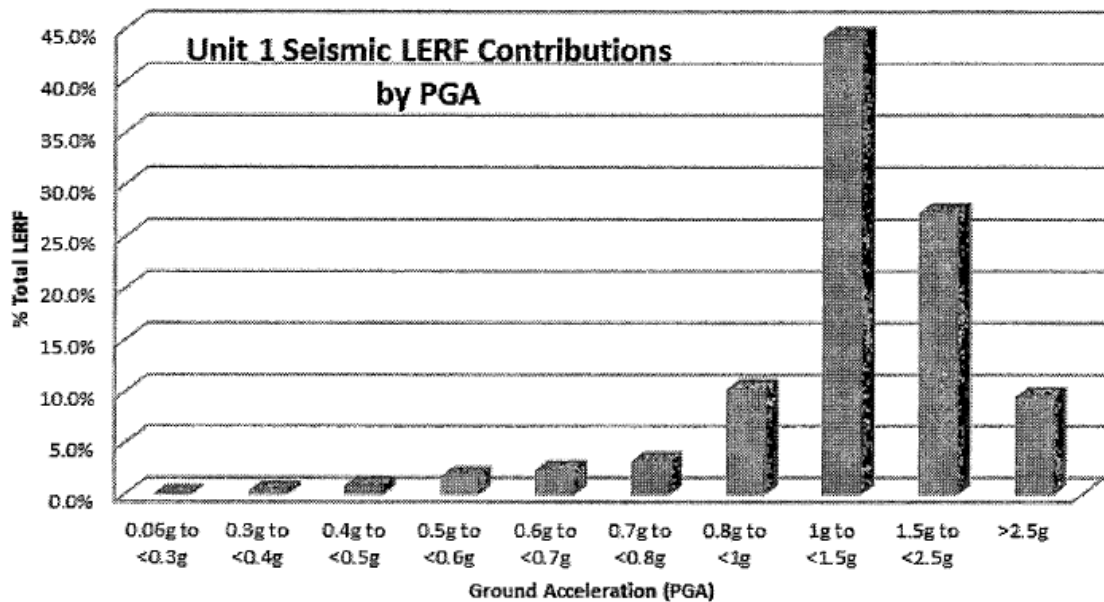


圖 1-12 NAPS 在各危害區間的 SLERF 貢獻比例(VE&P, 2018)

(6) SPRA 量化的不確定性分析

SPRA 的參數不確定性來自於地震危害度曲線、SSC 易損性、以及人為交互作用和隨機失效計算的不確定性。EPRI 軟體 UNCERT 用以量化 SPRA 的參數不確定性，透過隨機取樣，多次量化完整的事件樹模型，執行完整的不確定性分析。20,000 個樣本估計結果列於表 1-17，其中樣本平均 SCDF 略高於單一 SPRA 的點估

計值 6.0×10^{-5} /年，樣本平均 SLERF 也略高於單一 SPRA 的點估計值 1.6×10^{-5} /年。由於地震危害度曲線和 SSC 易損性具有相對較大的不確定性，SCDF 和 SLERF 的分佈大於廠內事件，而且大致呈現均勻分佈。

表1-18 NAPS SCDF和SLERF不確定性分析的結果(VE&P, 2018)

	Unit 1 CDF	Unit 2 CDF	Unit 1 LERF	Unit 2 LERF
Mean	6.32E-05	6.34E-05	1.93E-05	1.94E-05
5th Percentile	1.04E-05	1.03E-05	3.00E-06	2.91E-06
Median	4.32E-05	4.30E-05	1.30E-05	1.28E-05
95th Percentile	1.81E-04	1.84E-04	5.58E-05	5.71E-05
StdDev	6.77E-05	6.83E-05	2.08E-05	2.24E-05
Skewness	4.4	4.7	3.9	5.5

(7) SPRA 量化的敏感性分析

NAPS 的 SPRA 針對模型截斷和收斂、電驛顫振、SSLOCA、任務時間、建構 HCLPF、以及第 5 和第 95 百分位的 HEP 等進行敏感性分析。SCDF 和 SLERF 在敏感度分析的量化截斷頻率分別為 1×10^{-9} /年和 1×10^{-11} /年。

敏感度分析包含：(1)假設不發生電驛顫振，則 SCDF 減少約 28%，SLERF 減少 15%。NAPS 的 SPRA 不考慮運轉員重置電驛，主要是重置之前需花時間調查鎖定情況。(2)假設不發生 SSLOCA，則 SCDF 減少約 8%，SLERF 減少 1%。(3)任務時間由 24 小時改為 72 小時。結果顯示 SCDF 和 SLERF 增加約 2%。(4) SPRA 保守假設廠房的 HCLPF 容量代表其內所有 SSC 均發生失效。實際上，廠房的 HCLPF 容量通常對應於局部破壞，其內的大多數 SSC 將倖存下來。將廠房的 HCLPF 容量提高至整體破壞的合理估計值 3.0 g，結

果顯示 SCDF 減少不到 1%，SLERF 減少約 10%。(5)將 HEP 增加到第 95 百分位數，SCDF 增加不到 10%，SLERF 增加約 2.5%；若 HEP 減少到第 5 百分位數，則 SCDF 減少約 5%，SLERF 減少不到 2%。

(8) SPRA 邏輯模型和量化的技術合宜性

NAPS 的 SPRA 風險量化和結果解釋方法根據 ASME/ANS PRA 標準(2013)的相關要求，進行獨立同行審查。同行審查評估以及隨後處理同行審查結果的獨立評估描述於附錄 A。

6. 結論

NAPS 已依循 ASME/ANS (2013)和 SPID (EPRI, 2013a)的導則執行 SPRA，求得 SCDF 為 6.0×10^{-5} /年，SLERF 為 1.6×10^{-5} /年，原始模型和附錄 A 的變更模型都沒有辨認出地震危害脆弱性。

7. NAPS 的 SPRA 同行審查

NAPS SPRA 報告的附錄 A 為同行審查。

(1) 同行審查概述

同行審查的範圍包括 SCDF 和 SLERF 的 SHA、SFR 和 SPR 等技術要項和細部要求 (SR)。

(2) 同行審查過程摘要

同行審查根據 PRA 標準，ASME/ANS (2013)的附錄 B 第 5 部分（地震）要求進行，採用 NEI 12-13 (2012)定義的同行審查流程，即每位審查委員根據標準的 SR 對其指定的 PRA 技術要項進行審查，以確保模型相對於所有 SR 的穩健性。審查為期四天，第五天舉行總結和結案會議。

同行審查委員首先對各自的 PRA 審查領域進行廣泛審查，再

依據初步審查的發現對部分 PRA 要項進行更深入審查。如果審查委員發現問題或差異，則會進行額外調查，直到問題解決或編寫 F&O 來描述問題及其潛在影響，並建議可能的解決方案。

三個技術要項都各分配一組同行審查委員，其中一位首席負責該領域。同行審查委員就 PRA 滿足各 SR 的 ASME/ANS PRA 標準(2013)的那些功能類別達成共識，最終也需取得整個同行審查小組的共識。ASME/ANS PRA 標準(2013)也規定了高階要求(HLR)，但功能類別並未指定 HLR，只能定性評估。

NEI 12-13 (2012)定義了三種類型的 F&O：(1)發現，即確認 SR 滿足功能類別 II 時，必須強調的議題。(2)建議，即確認審查委員認定可能重要，但不需要解決，即可符合 SR 的議題。(3)最佳做法，即反映了同行審查委員的意見，在審查的某個特定方面超越了一般同業做法，值得同業參考。

(3)同行審查小組資格

介紹同行審查小組的成員、背景和資格，並認定符合 NEI 12-13 (2012)的同行審查委員獨立性標準。同行審查小組有 8 位審查委員，另有四位工作觀察員，對 SFR 和 SPR 有任何觀察和發現都會交給同行審查小組進行審查。最後再加入一位程序觀察員。

(4)同行審查結論摘要

A. 地震危害度分析

NAPS 的 PSHA 引用 CEUS 的 SSC 和最近更新的 CEUS GMC，皆為 SSHAC 等級 3 的計畫。經由評估場址條件和區域 SSC 與 GMC 建立以來的新資料可行性、場址條件對地動的影響、以及土壤液化、山崩、斷層位移等可能的地面破壞後，確認 NAPS 的

PSHA 仍是場址特定的分析。結論摘要接著詳盡說明 SHA 滿足 SHA-A 至 SHA-J 的高階要求。

B. 地震易損性分析

透過 NAPS 系統方法解決與 SPRA 相關的複雜技術問題，顯著增強了地震易損性分析。以 1.0 g 的 HCLPF 篩選高地震容量的 SSC，而在敏感度分析中，0.6 g HCLPF 的 SSC 失效對 SCDF 的風險貢獻非常低。同行審查小組認為反應分析結果合理，經過仔細審視計算，發現方法和步驟在總體上技術嚴謹。基於這些原因，PWROG 同行審查認為反應分析呈現了「最佳案例」。篩選、初步易損性的保守計算、以及風險量化的敏感度研究是可以接受的步驟。例外情況如下：(1)汽機廠房及其內容物未計入 SCDF 和 SLERF 的量化中，例如其內循環水系統的大直徑管道系統損壞，可能成為鄰近緊急開關室的洪水源。(2)結構的集中巡查應評估局部故障源，例如結構間和支撐系統的相對位移影響，局部故障源的審查和評估應記錄在案。(3)重新審視 SCDF 和 SLERF 的所有重大風險貢獻者，驗證其易損性是場址或廠房特定。(4)重新審視為其它目的（例如 IPEEE）的易損性計算，以驗證是否已考慮所有失效模式。(5)修改和改進巡查報告總結，以便 SPRA 的同行審查和未來應用。(6)檢查巡查文檔以確保團隊、設備類型和位置之間的一致性。(7)記錄所有巡查人員及其憑證，包括技術支援人員。(8)回應與結構反應分析相關的 F&O。

C. 地震廠房反應分析

同行審查小組發現有些境況尚未確定或未解決。沒有對地震火災境況建模，NAPS 沒有火災 PRA 來支援所有地震引發火災境況的

篩選。地震水災境況亦復如此。SPRA 中未記入潛在的重大人員操作，這可能導致 SLERF 的估計稍微保守。基於易損性考量，移動螢幕(travelling screen)已因功能而篩出 SEL，忽略了其結構失效模式，可能無法阻止水流。

在 SPRA 量化時，沒有對地表加速度的分區數目和範圍進行敏感度分析。某些 SPRA 模型對分區數目，尤其是範圍非常敏感，非最佳分區範圍可能會高估 SCDF 高達 40%。建議對模型的穩定性進行更廣泛的研究，這可能導致 SCDF 和 SLERF 發生明顯的改變。沒有測試模型對易損性分組和相關性的敏感度，已知易損性的分組和相關性有可能掩蓋或偏移結果，被認為具有相當程度的認知不確定性。沒有調查與 FLEX 設備建模相關的認知或模型不確定性。由於目前人為可靠性分析方法和組件可靠性數據的知識和經驗有限，FLEX 設備的建模會受影響。FLEX 設備在 NAPS SPRA 中非常重要，因此有必要進行調查。開發 SPRA 的過程記錄了一些假設，但未對這些假設處理潛在的認知不確定性。鑑於 SLERF 較高，這些量化和不確定性議題對 SLERF 比對 SCDF 更重要。

D. PRA 組態控制

整體而言，NAPS PRA 的組態控制流程符合 SMU 的要求，但 (1)未列出同業導則文檔。(2)沒有具體的步驟來評估「更新」或「升級」的變更影響。(3)何時進行同行審查沒有具體導則。

E. 同行審查結果

審查小組得出結論：NAPS 的 SPRA 真實地反映了核電廠的地震風險狀況，沒有明顯的偏見或保守。鑑於上述情況，審核小組認為 NAPS 的 SPRA 在技術上足以支援風險告知 (risk-informed)的應

用和決策。

(5) 細部要求和發現的評估摘要

表列 7 項未滿足或未達功能類別 II 的 SR，並列出相關的發現級 F&O 和後續處置。另再表列所有 35 項發現級 F&O 和後續處置的摘要。

(6) SPRA 回應 50.54(f)的技術合宜性摘要

NAPS SPRA 反映了截至 SPRA 截止日期的竣工和營運電廠情況。NAPS SPRA 本次提交的各個方面都是技術合宜的。在 SPRA 同行審查之後，同行審查的發現已得到適當處理，且 SPRA 模型已更新至反映這些處理和進一步細化一些易損性值。本提交文檔的結果反映截至 2018 年 1 月的更新模型。

(7) 與 SPID 相關的 SPRA 功能摘要

依據 ASME/ANS PRA 標準(2013)，PWROG 對 NAPS 廠內事件 PRA 和廠內洪水 PRA 進行了全面的 SPRA 相關於能力類別 II 的同行審查。這套 ASME/ANS PRA 標準(2013)包含 9 個技術要項的 316 項 SR 和組態控制的 10 項 SR，其中有 11 項 SR 不適用於 NAPS。在其餘 315 項 SR 中，NAPS 有 292 項 SR（佔 92%）被評為 SR 滿足、達到功能類別 I / II 或更高等級；3 項 SR 被評為功能類別 I；20 項 SR 未滿足。同行審查小組共發布了 72 項 F&O，其中 35 項為發現，35 項為建議，2 項為最佳做法。之後，廠內事件 PRA 模型進行修訂，以解決 13 項影響 PRA 模型邏輯和結果的發現級 F&O。其餘發現級 F&O 是文檔改進和其它更改，不會影響 PRA 模型結果。這些 F&O 再次經過審查，並驗證不會影響 SPRA 模型。

PWROG 於 2017 年 7 月對 NAPS SPRA 進行了同行審查。同行

審查小組認為 NAPS SPRA 模型品質良好，適當地結合地震風險、地震易損性和系統分析，量化 SCDF 和 SLERF。同行審查的總體結論是 NAPS SPRA 被判定適合用於風險告知的應用。

8. NAPS SPRA 的 NRC 審查意見

NAPS SPRA 的 NRC 審查意見詳見 NRC Letter (2019b)，NRC 審查意見的結論：NAPS 的 SPRA 報告符合 NTTF 建議 2.1「地震」的意圖，SPRA 提供的風險和安全見解支持 NRC 的決定，即不需要採取進一步回應或管制行動。

(1) 背景

大部分與 DCPD 雷同，針對階段 1 的重新評估場址地震和水災危害，維吉尼亞電力公司(Virginia Electric and Power Company)的執照持有人 Dominion 重新評估 NAPS 的地震危害，遞交報告給 NRC。NRC 的評估結論是：執照持有人使用目前的方法和管制導則進行了危害重新評估，適當地描述了場址特徵，並滿足導則中決定重新評估地震危害的意圖。

隨後 Dominion 執行：(1) SPRA；(2)有限範圍的評估（高頻地震效應和用過燃料池）；(3)根據重新評估的地震危害與場址設計基準地震的比較等因素，無進一步行動。在 NRC 人員完成對重新評估地震危害的評估，並安排了 NAPS SPRA 報告提交時間，宣告完成 NAPS 階段 1 的流程。

在 Dominion 提交 SPRA 報告後，NRC 啟動了針對 NAPS 的階段 2 決策流程。決策流程由三名 NRR 部門主管組成 SMRP，對提交 SPRA 的每個電廠做出篩選決定。SMRP 由適當的技術人員提供支援，他們負責整合相關資訊，並制定篩選決定的建議，提供

SMRP 核准。

(2) 評估流程

大部分與 DCCP 雷同，在收到 NAPS 的 SPRA 報告後，技術人員團隊先進行完整性審查。一個月後，技術團隊確定有足夠的資訊來進行詳細的技術審查，以支援階段 2 的決定。技術人員詳細審查的重點是驗證 NAPS SPRA 的技術充分性，以支持與 SPRA 相關的管制決策。

技術人員以電話會議的形式進行審查流程，討論 SPRA 提交的組件和結構易損性，以及廠址反應的詳細工作。之後，審查在線上入口網站(online portal)提供的支援文檔。根據這些文檔的審查，NRC 技術人員得出結論：Dominion 提交 SPRA 文檔的技術合宜性足以支持與階段 2 相關的管制決策。

對 SPRA 的技術合宜性得出結論之後，技術人員審查 NAPS SPRA 報告所包含的風險和安全見解。得出結論：SPRA 符合 SPID 的意圖，同行審查的發現已解決，依據本次評估目的，可以接受執照持有人在處理這些發現的分析。根據 SPRA 報告和相關管制承諾的評估，技術團隊建議將 NAPS 歸類為第 1 組電廠，理由是：(1)根據重要度衡量、現有資訊和工程判斷，沒有必要進行可能導致 SCDF 或 SLERF 大幅減少的修改。執照持有人也自我確認完成了一項視為管制承諾的安全改進。(2)圍阻體性能的額外考慮並未確定會導致重大安全改進的修改。(3)技術人員沒有發現任何可能的修改是適當防護或遵守現有要求所必需的。因此，不需要額外的精細篩選或進一步評估。

為了 SPRA 階段 2 的決策，NRC 成立 TRB，技術團隊向 TRB

提供審查結果和第 2 階段建議，即 NAPS 歸類為第 1 組電廠，不需要進一步的回應或管制行動。TRB 成員評估技術團隊所提供的信息，並同意該團隊將 NAPS 歸類為第 1 組電廠的建議。

隨後，技術團隊向 SMRP 提交審查結果，包括建議將 NAPS 歸類為第 1 組電廠。SMRP 成員向技術團隊提問，並提供意見。SMRP 批准技術人員的建議，將 NAPS 歸類為第 1 組電廠。

(3) 稽查報告

通用稽查(audit)計畫描述 NRC 人員發布稽查報告的意圖，該報告總結並記錄 NRC 對重新評估地震危害度分析的執照持有人所提交文檔的管制稽查。NRC 人員對 NAPS 的稽查包括澄清電話和透過電子閱覽室對執照持有人文檔的審查。

(4) 管制承諾

執照持有人 Dominion 提出一項管制承諾，包括運轉員行動和相關培訓，以減輕地震引起電驛顫振的相關風險。如果執照持有人要更改此管制承諾，NRC 人員會按照認可的流程得到通知，可能重新審視無需採取額外的管制行動的結論。

(5) 結論

根據批准的 SPID 導則對 NAPS 提交報告進行的審查，NRC 人員得出結論：執照持有人已做出適當回應，SPRA 具有足夠的技術合宜性，以支持階段 2 的管制決策。根據 SPRA 報告的結果和風險見解，NRC 人員還得出結論：不需要針對 NTTF 建議 2.1「地震」的相關事項，進一步回應或管制行動。

(6) 附件

NRC 對 NAPS SPRA 的審查意見在結論後，另有三份附件：

NRC 人員對 SPRA 提交技術審查清單、NRC 人員對 SPRA 提交詳細篩選評估、以及 NRC 人員的稽查摘要。

A. NRC 人員對 SPRA 提交技術審查清單

SPID (EPRI, 2013a)對技術審查清單的相關要求和 16 個主題已於 DCPD 的附件段落中詳述。

針對 NAPS SPRA 技術審查清單的 16 個主題，NRC 人員列出各種問題和審核結果，並給出共同結論：同行審查的發現已解決，分析方法已被同行審查委員接受。個別結論如下：(1)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SHA 要求以及 SPID 的要求相關。遵循 SPID 的導則來開發場址的機率式地震危害。(2)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SHA-E1、SHA-E2 以及 SPID 的要求有關。(3)同行審查的發現與 SPID 的要求有關，ASME/ANS 標準沒有專門涉及此主題的要求。執照持有人對場址反應分析控制點的定義充分符合 SPID 導則的意圖。(4)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SFR-C1 至 C6 以及 SPID 的要求有關。執照持有人的結構模型符合 SPID 導則的意圖。(5)同行審查的發現與 SPID 的要求有關，執照持有人對「岩石」場址固定基底動態結構分析的使用充分符合 SPID 導則的意圖。(6)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SFR-C3 以及 SPID 的要求有關。執照持有人對地震反應尺度的使用充分符合 SPID 導則的意圖。(7)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SFR-C2、SFR-C4、SFR-C5、SFR-C6 以及 SPID 的要求有關。執照持有人的 FRS 建模與 NRC 先前對 GMRS 和土壤速度資訊的審查一致。執照持有人的結構模型符合 SPID 導則的意圖。反應分析根據 SPID 導則和 ASME/ANS 標準的要求考慮了不確定性。場

址反應和結構反應總體分析的各個部分之間已達成可接受的一致性。(8)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SFR-B1、SFR-B2 以及 SPID 的要求有關。執照持有人採用篩選方法來選擇 SSC 進行易損性分析符合 SPID 導則的意圖。(9)同行審查的發現與 SPID 的要求有關，ASME/ANS 標準沒有專門涉及此主題的要求。執照持有人採用 CDFM/混合方法進行地震易損性分析符合 SPID 導則的意圖。(10)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SFR-F3 以及 SPID 的要求有關。執照持有人對高頻地震運動敏感的 SSC 易損性分析符合 SPID 導則的意圖。(11)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SPR-B6（附錄 A）或 SPR-B4（附錄 B）以及 SPID 的要求有關。執照持有人對電驛顫振效應的分析符合 SPID 導則的意圖。(12)同行審查的發現與 SPID 的要求有關，ASME/ANS 標準沒有專門涉及此主題的要求。執照持有人使用 SOV 方法選擇「主要風險貢獻者」進行進一步地震易損性分析符合 SPID 導則的意圖。(13)同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SFR-F4、SPR-E1、SPR-E2、SPR-E6（僅限附錄 B）以及 SPID 的要求有關。執照持有人對 SLERF 的分析符合 SPID 導則的意圖。(14)共同結論不適用。執照持有人的同行審查流程符合 SPID 導則的意圖。(15)共同結論不適用。執照持有人的文檔符合 SPID 導則的意圖。ASME/ANS 標準的文檔要求可在 HLR-SHA-J、HLR-SFR-G 和 HLR-SPR-F 中找到。(16)共同結論不適用。執照持有人確認了達到地震風險改進所需的電廠改善。如果有電廠改善，執照持有人提供了執行時間表，並適當考慮了電廠風險和停電安排。

DCPP 和 NAPS 的 SPRA 在主題(5)、(6)、(8)和(10)等 4 個主題

中，NRC 人員的結論並不一致，其餘主題則結論一致。

B. 詳細篩選評估執行摘要

NAPS 1 號和 2 號機組 SPRA 的平均 SCDF 各為 6.3×10^{-5} /年，平均 SLERF 各為 1.9×10^{-5} /年。SPRA 篩選導則(NRC Letter, 2017a) 建立流程，供 NRC 人員建議 TRB 於 SPRA 審查後的核電廠分組。在 SPRA 審查的背景下，NRC 人員使用 SCDF 和 SLERF 作為篩選標準。初步篩選為第 1 組電廠的平均 SCDF 門檻值為 1×10^{-5} /年，平均 SLERF 門檻值為 1×10^{-6} /年(NRC Letter, 2017a)，NAPS SPRA 的平均 SCDF 和平均 SLERF 均已超過門檻值，故需進行詳細篩選。

詳細篩選後，DCPP 被歸類為第 1 組電廠，理由是：(1)基於重要度量測、可用資訊和工程判斷，沒有導致 SCDF 和/或 SLERF 大幅減少的可能改善可以保證。執照持有人自我確認了一項安全改進，並被視為管制承諾。(2)即使額外考慮圍阻體性能，也無法確認有何改善會導致可觀的安全提升。(3) NRC 人員無法確認任何可能的改善，可適合被當作是適當防護或遵守現有要求所必需的。因此，不需要額外的精細篩選或進一步評估。

在詳細篩選系列中：(1) NRC 工作人員根據平均和第 95 個百分位的 SCDF 和 SLERF，計算目標 RRW 在 1.94 到 1.98 之間。由於 RRW 閾值比目標 RRW 更具限制性，1 號和 2 號機組評估使用的 RRW 閾值分別為 1.028 和 1.026。(2) SCDF 和 SLERF 的共同貢獻者是地震造成的喪失外電(SEIS-LOOP)，SEIS-LOOP 也是 SCDF 所有前五名事故序列的貢獻者，約佔 SCDF 的 85%，以及 SLERF 前六名事故序列中的五個，約佔 SLERF 的 70%。在稽查過程中，執照持有人解釋 SEIS-LOOP 代表地震引起的來自電廠開關站和邊界外

部的喪失外電，兩者採用相同的易損性值。因此，NRC 工作人員沒有對 SEIS-LOOP 尋找可能的改進。(3)超過 SLERF 閾值的另外兩個單獨貢獻者是地震引起的小型 LOCA (SEIS-SLOCA) 和地震引起的內部再循環噴霧(RS)泵的電驛顫振。在稽查期間，執照持有人解釋 SEIS-SLOCA 的緩解措施在成本上不合理，替換成抗顫振固態電驛在成本上也不合理。執照持有人做出管制承諾，實施運轉程序變更並加強運轉員培訓，以減輕電驛顫振帶來的風險。(4) NRC 工作人員審查了多個失效組合，想確認可以在付出總 MACR 下，達成篩選風險降低的電廠改善，但無法確認。執照持有人做出管制承諾，將實施運轉程序變更並加強運轉員培訓，以減輕電源斷路器(power supply breaker)虛假鎖定電驛顫振事件以及外部 RS 幫浦的虛假啟動。(5) NRC 工作人員評估敏感度研究結果，確定不會改變 NRC 工作人員評估的結論，因為雖然某些地震破壞事件的 F-V 重要度上升，而其它事件的重要度下降，風險顯著地震破壞事件的重要度和 MACR 大致相同。(6)依據 FLEX 敏感度研究模型，SEIS-BLDG-RC 涉及圍阻體廠房，其風險重要度超過 RRW 閾值，但其 MACR 顯然遠遠超過了加固圍阻體的成本。SEIS-BY-B-1-24 涉及電廠電池結構故障的風險重要度也超過 RRW 閾值，但 MACR 不足以涵蓋與安全功能相關的硬體修復。因此，考慮 FLEX 敏感度研究結果並沒有改變 NRC 關於 SPRA 提交文檔的結論。(7)在考慮上述資訊以及對 RRW、MACR 和 MCR/MLR 值進行的分析後，NRC 工作人員得出結論：因為無法確認其它可能的可觀安全改進，無任何改善可以保證減少 SCDF 和 SLERF。(8) NRC 工作人員進一步評估影響 CPCFB 的 NAPS 事故序列，以確定是否有任何重大的安全改進可減少這些

序列的 SCDF 和相關 SLERF。執照持有人和 NRC 工作人員都無法確定其它成本合理的重大安全改進。(9)根據現有資訊和工程判斷，NRC 工作人員得出的結論：圍阻體性能沒有進一步的可能改進來達到重大安全改進的程度，也無須做進一步的管制分析。(10) NRC 工作人員還審查了先前為 NAPS 完成的 IPEEE 和 SAMA 分析結果，以確定成本合理的其它實質安全改進。根據該審查，沒有發現其它可能的改進。

根據對提交和補充資訊的分析，NRC 人員得出結論：NAPS 無需進行任何改善，理由是：(1)工作人員沒有發現為了適當防護或遵守現行要求所需要的可能改善。(2)根據估計 SCDF 和 SLERF 可達成的減少量，無法確認可能的成本合理措施，促使安全重大提昇。(3)額外考慮圍阻體性能也無法確認有何改善會導致可觀的安全提昇（降低 SLERF）。

C. NRC 人員的稽查摘要

管制稽查的重點領域是 SPRA 提交文檔所包含的資訊，以及用於開發 SPRA 的所有相關支援文檔，包括但不限於方法、流程資訊、計算、電腦模型等。NAPS 的稽查在 NRC 總部進行，NRC 有 10 人參加，執照持有方的人員在各自的辦公室以電話遠端參與。有兩次澄清電話會議，NRC 人員提出問題，以驗證執照持有人提交的資訊，並了解支援已歸檔 SPRA 報告的未歸檔資訊。

在電話會議中，執照持有人提供以下的澄清資訊：(1)組件和結構的易損性。(2)同行審查發現的解決。(3) SPRA 各種境況模擬的電廠反應。(4)風險貢獻者的組合。(5) FLEX 設備和相關 HEP 的敏感性研究。(6)確定將人員操作和相關訓練納入電廠程序。(7)降低電驛

顫振對 SCDF 和 SLERF 的風險貢獻。(8)廠內事件 PRA 發現的效應。(9)同行審查發現的結束。電話會議結束後，執照持有人將細部證明文檔加入電子閱覽室。在進行澄清電話並審查細部文檔和資訊之後，NRC 工作人員沒有提出進一步的問題。

已稽查文檔包括：SB 和 SWPH - 擴展縮減方法的驗證、輔助給水泵房的結構易損性分析、地震分析、地震 PRA 量化結果、敏感性研究、地震引致汽機廠房結構損壞的評估、人為可靠性和 HEP 相依性分析、地震設備清單、火災和洪水評估、地震設備列表、移動篩選、NAPS SPRA 的同行審查、NAPS 廠內事件和廠內洪水 PRA 的同行評審報告、向第三方發布的 PRA 同行評審報告、和 SPRA 細部文檔。

在稽查期間，NRC 工作人員提出稽查問題，供執照持有人解決，所有工作人員的問題都得到了回應，沒有未清項目或資訊請求產生。

稽查結論是：本文檔的發布包含工作人員對 SPRA 提交內容的審查，結束了 NAPS 的 SPRA 稽查流程。

(四) DCPD 和 NAPS 的 SPRA 報告和審查意見比較

DCPD 和 NAPS 的 SPRA 報告之主要差異比較列於表 1-19。在表 1-19 中，DCPD 的 GMRS 之 PGA 大於 NAPS，但 DCPD 的平均 SCDF 和平均 SLERF 皆小於 NAPS，應該是 NAPS 的 SSC 易損性比較高之故。比較表 1-5 和表 1-15，以及表 1-7 和表 1-17 的各肇始事件年發生頻率，明顯看出 DCPD 的地震危害高於 NAPS。比較表 1-4 和表 1-14 的 SCDF 最大貢獻源之易損性參數，DCPD 冷凝水儲存槽的中數為 4.05g，NAPS 喪失外電的中數為 0.30g；再比較表 1-6 和表 1-16 的 SLERF 最大貢獻源之易損性參數，DCPD 圍阻體結構的中數為 5.22g，NAPS 喪失外電的中數為 0.30g，明顯看出 NAPS 的 SSC 地震易損性比較高。

表1-19 DCPD和NAPS的SPRA報告比較

項目	DCPD	NAPS
GMRS 之 PGA	0.85 g	0.572 g
SHA 之 SSC	Site-Dependent	CEUS
SPRA 軟體	ABS 之 Riskman	EPRI 之 FRANX 等
SFA 之 SSC 數目	約 1200	約 862
結構體動力分析	機率式 SSI	SSI 和固定基底
地震肇始事件數目	16 (0.1 g-9 g)	10 (0.06 g-)
平均 SCDF	2.8×10^{-5} /年	6.0×10^{-5} /年
最大貢獻源(F-V)	冷凝水儲存槽失效 (0.043)	喪失外電(0.69)
最大貢獻區間 (平均 SCDF)	3 g-3.5 g (6.6×10^{-6} /年)	0.5 g-0.6 g (1.06×10^{-5} /年)
平均 SLERF	5.4×10^{-6} /年	1.6×10^{-5} /年
最大貢獻源(F-V)	圍阻體結構(0.44)	喪失外電(0.50)
最大貢獻區間 (平均 SLERF)	3.5 g-4 g (9.2×10^{-7} /年)	1 g-1.5 g (6.90×10^{-6} /年)

DCPP 和 NAPS 的 SPRA 報告各自經同行審查後，審查意見之主要差異比較列於表 1-20。DCPP 和 NAPS 的 SPRA 報告之同行審查顯示 DCPP 和 NAPS 的 SPRA 主要差異在於：(1) DCPP 的 SSC 易損性參數利用新計畫估計。(2) DCPP 在 SPRA 量化時，對地震肇始事件的分界稍做敏感性分析。(3) DCPP 的 SPRA 報告同行審查後，另設獨立評估小組審查發現級 F&O。

表1-20 DCPP和NAPS的SPRA報告之同行審查意見比較

項目	DCPP	NAPS
審查委員	9 位 (1 位觀察員)	8 位 (5 位觀察員)
SFA	利用 NSSS 得出 詳細易損性	以 HCLPF 1 g 篩選 高地震容量 SSC
SPRA 量化的 敏感性分析	調整地震肇始事件 的分界 PGA， 觀察 SLERF	無肇始事件數目和 範圍之敏感度分析
組態控制	考慮每兩個填換燃 料週期執行一次 PRA 數據更新	何時進行同行審查 沒有具體導則。
發現級 F&O	47 項 (IAT 先結案 40 項， 再結案 7 項)	35 項 (13 項修訂 PRA 模 型後結案，22 項發 更改文檔後結案)
獨立評估小組(IAT)	有 (6 位成員)	無
管制承諾	修改管道和管道 支架以適應汽機和 輔助廠房之間的 差異運動	無

DCPP 和 NAPS 的 SPRA 報告經 NRC 審查後，審查意見之主要差異比較列於表 1-21。

表1-21 DCP和NAPS的SPRA報告之NRC審查意見比較

項目	DCP	NAPS
審查形式	電子閱覽室	電話會議和 線上網站
管制承諾	無	運轉員操作和 相關培訓
技術審查清單之 共同結論	同行審查的發現已解決， 分析方法已被 NRC 人員接受	
「岩石」場址固定 基底動態地震結構 分析的使用	共同結論不適用	同行審查的發現與 SPID 的要求有關
地震反應縮放 的使用	共同結論不適用	同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SFR-C3 以及 SPID 的要求有關
為了地震易損性 分析，依容量 篩選 SSC	同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SFR-B1 以及 SPID 的要求有關	同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SFR-B1、SFR- B2 以及 SPID 的要 求有關
對高頻敏感的 SSC 容量	共同結論不適用	同行審查的發現與 ASME/ANS 標準的 SR SFR-F3 以及 SPID 的要求有關
稽查時澄清資訊	降低 HEP 的改進、選擇 480V 開關室通風管道改造的考慮因素、組合分區離散的相同基本事件，開發重要度量測、在 HCLPF 移除易損性截斷值對 SPRA 結果的影響、肇始事件序列 8 和序列 9 之間的差異、「堅固」組件敏感度研究方法。	組件和結構的易損性、SPRA 各種境況模擬的電廠反應、風險貢獻者的組合、FLEX 設備和相關 HEP 的敏感性研究、將人員操作和相關訓練納入電廠程序、降低電驛顫振對 SCDF 和 SLERF 的風險貢獻、廠內事件 PRA 發現的效應。

二、美國和日本管制機關及核電廠相關設備之結構耐震度試驗與分析報告之研析

(一) 易損性試驗介紹

1. 設備易損性試驗的必要性

在核電裝置安全評估中，研究了地震機率安全評估，以機率的方式來評估，由於地震超過當前設計強度而導致堆芯損壞的機率。而為了評估設備損壞的機率，則需要設備的易損性數據，即設備的功能極限數據。

2. 選擇易損性試驗的設備

在日本的沸水反應爐（BWR）和壓水反應爐（PWR）中，針對反應爐關鍵設備進行易損性試驗，並分為下列三個部分進行試驗：

表 2-1 易損性試驗階段

第 1 部分	水平軸泵和電氣設備
第 2 部分	與控制棒插入能力相關的設備（PWR 和 BWR）
第 3 部分	大型垂直軸泵

試驗完成後再對第一部分到第三部分進行綜合評估。第一階段的易損性分析考慮了兩種極限狀態，分別為設備不應發生結構損壞以及地震時設備不應喪失其主動功能。主動功能包括：水平軸泵的迴轉、垂直軸泵的迴轉、電氣設備狀態切換、控制棒的插入。

在美國的易損性試驗中，試驗設備的選擇是先判斷有哪些電廠系統是與電廠的安全機制相關，再根據各系統中元件對整體系統功能的重要性的預期的抗震能力，由被評估為低耐震能力且最為重要之部件依序安裝於振動台上進行試驗。試驗之項目可以分為三大類，分別為電器設備、機械設備以及各類電驛。

3. 綜合評估結果

試驗結果被彙總為一個易損性數據集，並在這個階段進行了補充測試，包含了對試驗中所獲得的易損性數值進行綜合評估，以考慮到元件測試和關鍵部分的分析評估、對在較低加速度下出現異常的電氣設備元件改良後，進行額外的測試、改進後的設備易損性數據是結合元件測試結果與安裝在設備上的響應分析結果得出的。

4. 測試時間與後續計畫

JNES 第 1 部分（水平軸泵、電氣設備）、第二部分（與控制棒插入能力相關的設備）及第 3 部分（大型垂直軸泵）的設備易損性試驗皆於（日本）2002 至 2005 會計年度進行。

第 4 部分（閘門、儲罐）和第 5 部分（支承結構和風扇）的試驗原計劃於 2005 至 2009 會計年度進行。

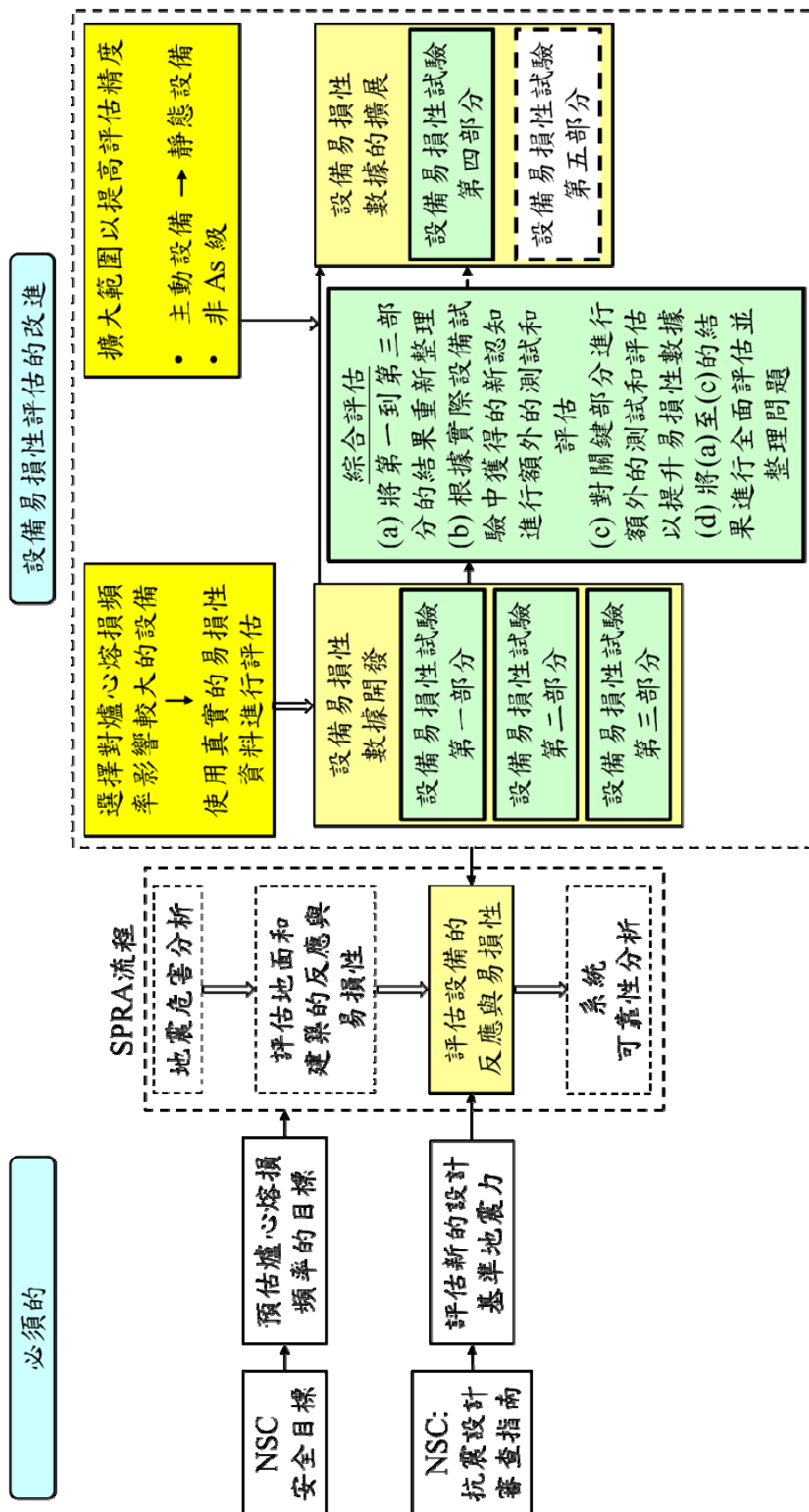


圖 2-1 JNES 易損性分析的必須性與流程

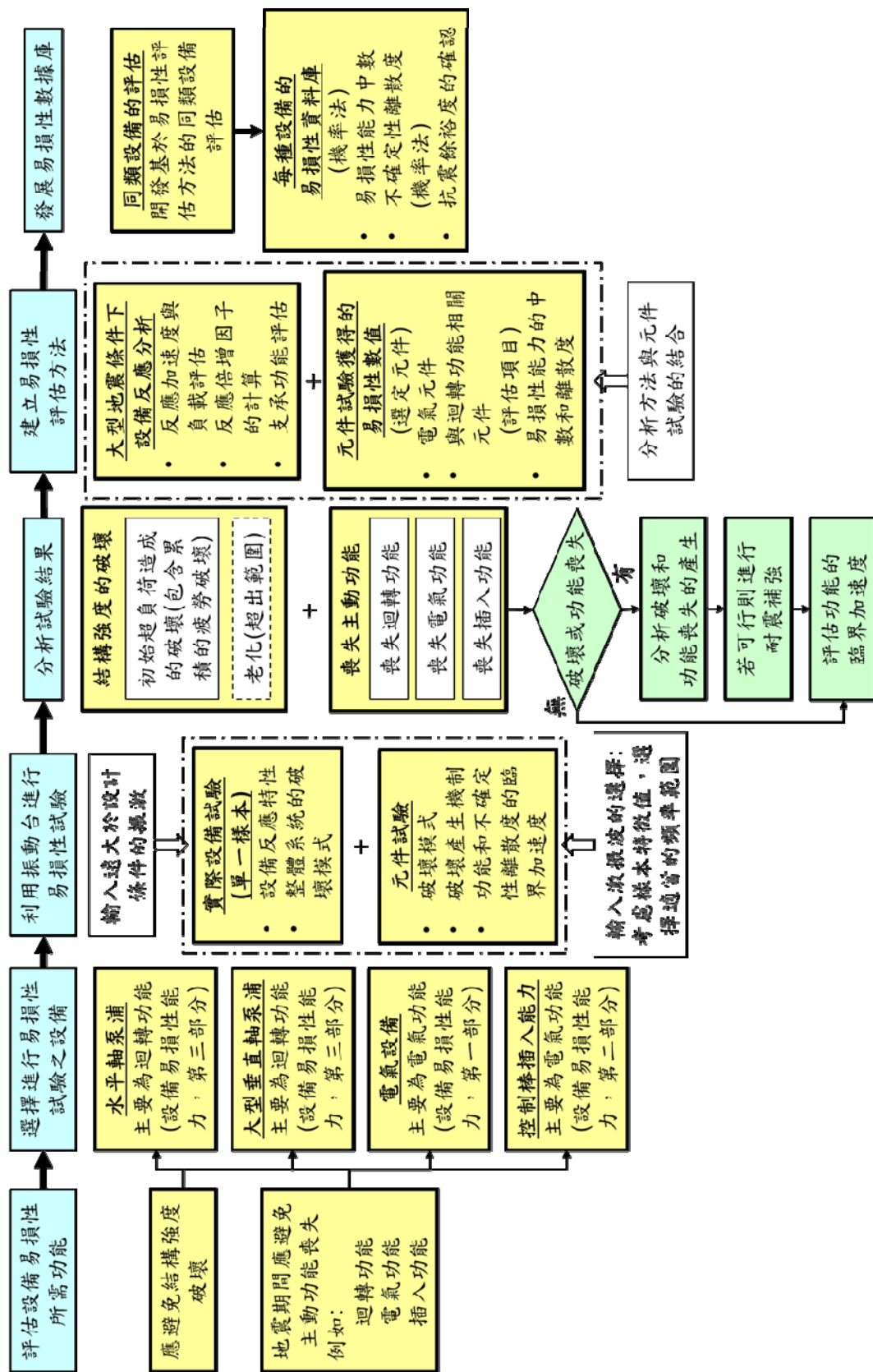


圖 2-2 JNES 易損性容量之評估流程

(二) 統計與數值探討

1. $GERS$ 值與 SA_{HCLPF} 之關係

$GERS$ 是指 Generic Equipment Ruggedness Spectra，是由數量有限的代表性樣本進行試驗後所得之最低失效容量，因此無法達到 95%信心水準與低於 5%之失效機率，通常認為其信心水準為 84% 且失效機率低於 10%。其計算式為

$$GERS = A_m e^{-\beta_U - 1.28\beta_R} \quad (2-1)$$

其中， A_m 為中數容量、 β_U 為知識不確定性的對數標準差、 β_R 為隨機不確定性的對數標準差。

SA_{HCLPF} 是指 High Confidence Low Probability of Failure，代表在 95%的信心水準下，失效機率低於 5%。

$$SA_{HCLPF} = C_m e^{-1.65(\beta_U + \beta_R)} \quad (2-2)$$

透過 Knockdown 因子 F_{kd} ，兩者關係如下

$$SA_{HCLPF} = \frac{GERS}{F_{kd}} \quad (2-3)$$

Knockdown 因子 F_{kd} 的建立方式可參考 Kennedy 所提的計算方式

$$F_{kd} = e^{0.65\beta_U + 0.37\beta_R} \quad (2-4)$$

或 Kelly Merz 所提的計算方式

$$F_{kd} = e^{0.37\beta_U + 0.65\beta_R} \quad (2-5)$$

其中，Kennedy 認為 $GERS$ 代表大約 84%信心水準與低於 10%的失效機率，而 Kelly Merz 則認為 $GERS$ 代表大約 90%信心水準與低於 16%的失效機率。

透過不同案例計算後，可以發現 Knockdown 因子 $F_{kd} \approx 1.20$ ，也就是說 SA_{HCLPF} 約為 $GERS$ 的 83%。 F_{kd} 的值建議設定在

1.05~1.35 之間，其中位數為 1.20。若在試驗過程中，無結構異常發生，則可預期結構失效的容量遠高於測試水平，此時 F_{kd} 可設定為 1.0；若在試驗過程中，出現結構異常，則視嚴重程度將 F_{kd} 調整為 1.1~1.6 之間。

依據美國 EPRI NP-6041-SL，失敗機率 P_F 可由以下正規化常態分佈計算而得

$$P_F = \Phi \left[\frac{\ln(a / A_m)}{\beta_C} \right] \quad (2-6)$$

其中， a 為地表加速度， A_m 為中數加速度， β_C 為複合對數標準差，若是隨機不確定性之 β_R 與知識不確定性之 β_U 已知，可由下式求得

$$\beta_C = \sqrt{\beta_R^2 + \beta_U^2} \quad (2-7)$$

譜加速度 SA_{HCLPF} 可由以下方式計算而得

$$SA_{HCLPF} = SA_{50\%} \times e^{-2.326\beta_C} \quad (2-8)$$

譜加速度中數 $SA_{50\%}$ 可由下列方式計算得

$$SA_{50\%} = \frac{SA_{D,50\%}}{AF_{C,50\%}} \quad (2-9)$$

其中， $SA_{D,50\%}$ 為設備易損性譜加速度中數， $AF_{C,50\%}$ 為機殼放大因子之中數， AF_C 值可以參照表 2-3 及表 2-5， $SA_{D,50\%}$ 值則可以參照表 2-4。

一般核電廠設備的 β 值可參考表 2-2，然而 β 的數值需有嚴謹的實驗或學理依據，此為本計畫之研究重點。

表 2-2 核電廠設備 β 的參考建議值(NUREG/CR-7040, p. 8)

Component	5% Damped Spectral Acceleration Capacity SA (g)					
	GERS	$SA_{50\%}$	β_r	β_u	β_c	SA_{HCLPF}
Distribution Panels						
Floor Mounted	3.5	5.1	0.11	0.23	0.25	2.9
Wall Mounted	2.5	3.6	0.11	0.23	0.25	2.1
Motor Control Centers						
“Function After”	2.5	3.6	0.11	0.23	0.25	2.1
“Function During”	1.5	2.2	0.11	0.23	0.25	1.25
Switchgear						
Low Voltage	1.8 – 2.5	2.6 – 3.6	0.11	0.23	0.25	1.5 – 2.1
Metal Clad	1.8 – 2.5	2.6 – 3.6	0.11	0.23	0.25	1.5 – 2.1

表 2-3 機殼放大因子

Cabinet Types	AF_C		
	Median	β_r	β_u
Motor Control Center	2.8	0.10	0.23
Switchgear (flexible panels)	4.4	0.13	0.37
Control Room Electrical Benchboards and Panels (with frequency ≥ 13 Hz)	3.3	0.11	0.27

表 2-4 控制櫃中定時氣動輔助電驛面板加速度譜的易損性(15Hz)

(Median $AF_C = 3.3$, $\beta_{r,AF} = 0.11$, $\beta_{u,AF} = 0.27$)

GERS SA_{GERS} (g)	Device Location			Cabinet Base				
	$SA_{D,50\%}$ (g)	$\beta_{r,D}$	$\beta_{u,D}$	$SA_{50\%}$ (g)	β_r	β_u	β_c	SA_{HCLPF} (g)
10.0	10.7	0.09	0.18	3.2	0.14	0.32	0.35	1.5

表 2-5 日本及美國的放大因子

	JNES	US
AF_C	1.0 ~ 2.5	2.8 ~ 4.4

2. 試驗樣本數之統計影響

計算數據的集中趨勢有以下三種方法，樣本平均數 $\bar{x}$ (sample mean)，將每次的測量結果加總後除以總測量次數；中數(median)，將測量結果排序後，取順序在中間的值作為中位數；眾數(mode)，將測量結果中出現次數最高的值作為眾數。三種方法可能得出不同結果，乃因數據分佈不是單峰對稱分佈或是樣本數過少所導致。

數據的離散程度有以下五種表現方式，分別為：

數據分佈範圍

$$R = \max_i(x_i) - \min_i(x_i) \quad (2-10)$$

平均絕對離差

$$d_x = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |x_i - \bar{x}| \quad (2-11)$$

變異數

$$S_x^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2 \quad (2-12)$$

標準差

$$S_x = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \quad (2-13)$$

變異係數

$$C_x(\%) = \frac{S_x}{\bar{x}} \times 100 \quad (2-14)$$

每一種測量數據都有誤差，離散程度可以代表數據誤差的大小。一旦多種測量數據組合成新的量時，這些誤差會影響最終結果，稱為誤差傳遞。

標準常態分佈 z 的機率密度函數如下：

$$\phi(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-z^2/2} \quad (2-15)$$

令一般常態分佈 x 的平均值為 μ ，標準差為 σ ，與標準常態分佈 z 的轉換如下：

$$z = \frac{x - \mu}{\sigma} \quad (2-16)$$

常態分佈常應用於計算觀測值落在特定區間內的機率，可透過積分計算或是查表求得。

數據若呈現常態分佈，組合成 y 的標準差計算如下：

加減法的標準差

$$S_y = \sqrt{\sum_{i=1}^n S_{x_i}^2} \quad (2-17)$$

乘法的標準差

$$S_y = \left(\prod_{i=1}^n \bar{x}_i \right) \sqrt{\sum_{i=1}^n \frac{S_{x_i}^2}{\bar{x}_i^2}} \quad (2-18)$$

除法的標準差

$$S_y = \frac{\bar{x}_1}{\bar{x}_2} \sqrt{\frac{S_{x_1}^2}{\bar{x}_1^2} + \frac{S_{x_2}^2}{\bar{x}_2^2}}, \quad y = \frac{x_1}{x_2} \quad (2-19)$$

指數的標準差

$$S_y = k \bar{x}^{k-1} S_x, \quad y = x^k \quad (2-20)$$

$$S_y = \frac{\bar{x}^{1/k}}{k \bar{x}} S_x, \quad y = x^{1/k} \quad (2-21)$$

在許多工程應用上，可以進行的試驗數量很少，但仍可基於微積分的鍊式法則進行誤差估計。估算可能誤差的方法如下，假設 y 為多個變數的函數，對其微分後導出

$$dy = \frac{\partial y}{\partial x_1} dx_1 + \frac{\partial y}{\partial x_2} dx_2 + \cdots + \frac{\partial y}{\partial x_n} dx_n \quad (2-21)$$

其中， dy 為 y 的誤差、 dx_n 為 x_n 的測量誤差（通常是基於經驗的估計值）。透過對各個誤差項的絕對值求和，可估計最大誤差

$$dy = \frac{\partial y}{\partial x_1} dx_1 + \frac{\partial y}{\partial x_2} dx_2 + \cdots + \frac{\partial y}{\partial x_n} dx_n \quad (2-22)$$

其中， dy 為 y 的誤差、 dx_n 為 x_n 的測量誤差（通常是基於經驗的估計值）。透過對各個誤差項的絕對值求和，可估計最大誤差

$$dy|_{\max} = \left| \frac{\partial y}{\partial x_1} dx_1 \right| + \left| \frac{\partial y}{\partial x_2} dx_2 \right| + \cdots + \left| \frac{\partial y}{\partial x_n} dx_n \right| \quad (2-23)$$

上式假設 $dx_1, dx_2, \cdots, dx_n$ 皆同時發生。若對各個誤差項的平方求和，則可以估計更為真實的誤差

$$(dy)^2 = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial y}{\partial x_i} \right)^2 (dx_i)^2 + \sum_{i=1, j=1}^n \left(\frac{\partial y}{\partial x_i} \right) \left(\frac{\partial y}{\partial x_j} \right) (dx_i)(dx_j) \quad (2-24)$$

其中， $i \neq j$ 。若誤差 dx_i 在正值和負值方面為獨立且對稱，則又積項將趨向於抵消，則上式可再簡化為

$$dy = \sqrt{\left(\frac{\partial y}{\partial x_1} dx_1 \right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial x_2} dx_2 \right)^2 + \cdots + \left(\frac{\partial y}{\partial x_n} dx_n \right)^2} \quad (2-25)$$

若是試體只有一組時，可視為 Fail-Pass 測試，其試驗果代表在該試體狀態下的通過或是失敗測試。

3. $C_{10\%}$ 的計算

核電廠執行 NEI 12-06 FLEX 準則 Appendix H 之路徑 5 的減災策略評估分析時，計算所有進行減災策略(MS)之 SSC 的 $C_{10\%}$ 值，核電廠進行 FLEX 策略的關鍵計算步驟如下圖。

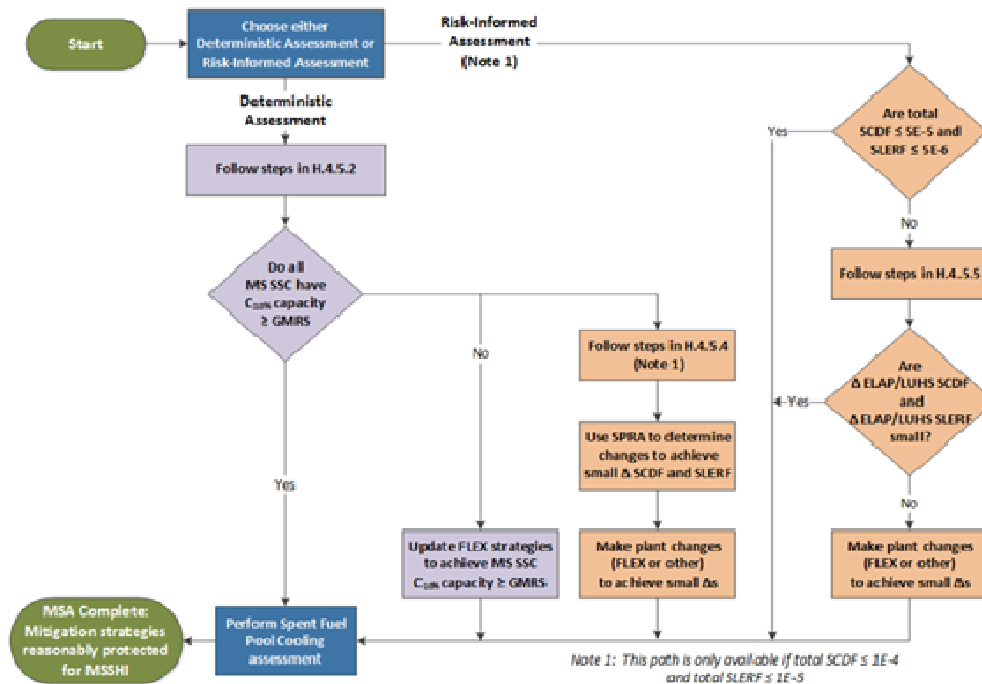


圖 2-3 一般路徑 5 之流程概述

表 2-6 建議在各類型 SSC 的混合方法中使用之 β 值與 C 值 (NEI 12-06 Rev. 5, p. 219)

Type SSC	Composite β_c	Random β_R	Uncertainty β_U	$C_{50\%}/C_{1\%}$	$C_{10\%}/C_{1\%}$
Structures & Major Passive Mechanical Components Mounted on Ground or at Low Elevation Within Structures	0.35	0.24	0.26	2.26	1.44
Active Components Mounted at High Elevation in Structures	0.45	0.24	0.38	2.85	1.60
Realistic Lower Bound Case ²⁴	0.30	0.24	0.18	2.00	1.36
Other SSCs	0.40	0.24	0.32	2.54	1.52

4. β 值的蒐集

表 2-7 美國東部核電廠易損性參數資料範圍 (Dasgupta, pp. 3-11)

Structural Element	Ground Motion Parameter	$DE^\dagger$ (g)	$C_{1\%}$ (g)	$C_{50\%}$ (g)	β_c
Roof Collapse	PGA [†]	0.15–0.17	0.23–0.68	0.85–1.84	0.36–0.61
Diaphragm Failure	PGA	0.10–0.20	0.26–1.13	0.61–2.34	0.30–0.42
Shear Wall with Flexural Failure	PGA	0.10–0.40	0.40–2.28	1.70–4.90	0.28–0.62
Shear Wall with Shear Failure	PGA	0.10–0.40	0.13–1.24	0.44–5.80	0.26–0.72

*Campbell, R.D., M.K. Ravindra, and R.C. Murray. "Compilation of Fragility Information from Available Probabilistic Risk Assessments" UCID-20571. Rev.1. Los Alamos, New Mexico: Lawrence Livermore National Laboratory. 1988.
[†]Design earthquake, peak ground acceleration

表 2-8 美國西部核電廠的易損性參數：Diablo Canyon Power Plant
(Dasgupta, pp. 3-11)

Structure	Plant	$C_{1\%}^{\dagger}$ (g)	$C_{50\%}^{\dagger}$ (g)	β_r	β_u	$\beta_c^{\ddagger}$
Concrete Internal Structure (Internal Structure Shear)	Diablo Canyon	2.98	6.91	0.2	0.31	0.37
Intake Structure (North Wall Shear)	Diablo Canyon	3.23	8.55	0.28	0.31	0.42
Auxiliary Building (North South Shear Wall)	Diablo Canyon	2.67	5.79	0.21	0.26	0.33
Turbine Building (Shear Wall Column 31)	Diablo Canyon	1.84	4.87	0.26	0.33	0.42
Range	Minimum	1.84	4.87	—	—	0.33
	Maximum	3.23	8.55	—	—	0.42

*Pacific Gas and Electric Company. "Final Report of the Diablo Canyon Long Term Seismic Program."
Docket Nos. 50-275 and 50-323, Table 6.23. San Francisco, California: Pacific Gas and Electric Company. 1988.
† $C_{1\%}$ (capacity at one percent probability of failure) and $C_{50\%}$ (median capacity) are expressed in terms of 5 percent
damped spectral acceleration.
‡ Calculated

表 2-9 剪力牆組件的中位安全係數和變異性 (Dasgupta, pp. 3-12)

Variable		Median Safety	β_r	β_u	$\beta_c^{\dagger}$
Capacity Factors					
Ultimate strength versus code allowable	F_S	1.2–2.5	0.06–0.12	0.12–0.18	
Inelastic energy absorption capability	F_{μ}	1.8–4.0	0.08–0.14	0.18–0.26	
Total capacity factor	$F_C = F_S F_{\mu}$	2.4–6.0	0.10–0.18	0.22–0.32	
Response Factors					
Modal response					
Design response spectra	F_{SA}	1.2–1.4	0.16–0.22	0.08–0.11	
Damping effects	F_{δ}	1.2–1.4	0.05–0.10	0.05–0.10	
Modeling effects	F_M	1.0	0	0.12–0.18	
Total modal response factor	$F_{MR} = F_{SA} F_{\delta} F_M$	1.0	0.10–0.20	0	
Modal and component combination	F_{MC}				
Soil–structure interaction	F_{SSI}	1.1–1.5	0.02–0.06	0.1–0.24	
Total response factor	$F_{RS} = F_{MR} F_{MC} F_{SSI}$	1.6–2.8	0.22–0.32	0.18–0.33	
Factor of Safety[‡]	$F_m = F_C F_{RS}$	4.0–12.0	0.22–0.37	0.28–0.46	0.36–0.59

*Kennedy, R.P. and M.K. Ravindra. "Seismic Fragilities for Nuclear Power Plant Risk Studies." *Nuclear Engineering and Design*. Vol. 79. pp 47–68. 1984.
†calculated
‡ $C_{50\%} = F \cdot DE$, where DE is design earthquake.

利用表 2-6 的參數，在地表加速度 a 作用下，SSC 的破壞機率
可以表示如下：

$$P_F = \Phi \left[\frac{\ln(a / A_m)}{\beta_C} \right], \quad \Phi(z) = \int_{-\infty}^z \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}t^2} dt \quad (2-26)$$

其中， A_m 為中數，複合對數標準差 $\beta_C = \sqrt{\beta_R^2 + \beta_U^2}$ ， β_R 為隨機不確定之對數標準差， β_U 為知識不確定之對數標準差， $\Phi[-]$ 為標準常態分佈之累積分佈函數(CDF)。

表 2-10 標準常態變量 Z 與不超越機率 NEP 之對照表

Standard Normal Variable, Z	Non-Exceedance Probability, NEP
2.33	0.99
2.05	0.98
1.65	0.95
1.28	0.90
1.00	0.84
0.00	0.50
-1.00	0.16
-1.28	0.10
-1.65	0.05
-2.05	0.02
-2.33	0.01

令 $P_F = 0.01$ ，代入式(2-26)，可得：

$$C_{1\%} = a_{C_{1\%}} = A_m \times e^{-2.33\beta_C} \quad (2-27)$$

令 $P_F = 0.1$ ，代入式(2-26)，可得：

$$C_{10\%} = a_{C_{10\%}} = A_m \times e^{-1.28\beta_C} \quad (2-28)$$

令 $P_F = 0.5$ ，代入式(2-26)，可得：

$$C_{50\%} = a_{C_{50\%}} = A_m \times e^{0 \cdot \beta_C} = A_m \quad (2-29)$$

5. SSC 的失敗機率

在地表加速度為 a 的激振下，SSC 的失效機率可由地震風險函數 $H(a)$ 和條件失敗機率 $P_{f|a}$ 的積分求得：

$$P_F = \int_0^\infty \frac{dP_{f|a}}{da} H(a) da \quad (2-30)$$

或

$$P_F = -\int_0^\infty \frac{dH(a)}{da} P_{f|a} da \quad (2-31)$$

上式之證明如下，依據微分連鎖法則：

$$\frac{d}{da}[H(a)P_{f|a}] = \frac{dH(a)}{da} P_{f|a} + \frac{dP_{f|a}}{da} H(a) \quad (2-32)$$

兩邊同時積分，得

$$\int_0^\infty \frac{d}{da}[H(a)P_{f|a}] da = \int_0^\infty \frac{dH(a)}{da} P_{f|a} da + \int_0^\infty \frac{dP_{f|a}}{da} H(a) da \quad (2-33)$$

或

$$[H(a)P_{f|a}]_{a=0}^{a=\infty} = 0 = \int_0^\infty \frac{dH(a)}{da} P_{f|a} da + \int_0^\infty \frac{dP_{f|a}}{da} H(a) da \quad (2-34)$$

因此，式(2-30)和式(2-31)的等號右側差一個負號。

令地震風險函數如下：

$$H(a) = K_1 a^{-K_H}, \quad K_H = \frac{1}{\ln A_R}, \quad A_R = \frac{Sa_{0.1H_D}}{Sa_{H_D}} \quad (2-35)$$

其中係數 K_1 可由式(2-59)求得， A_R 為譜加速度比值， Sa_{H_D} 為超越頻率 H_D 的譜加速度， $Sa_{0.1H_D}$ 為超越頻率 $0.1H_D$ 的譜加速度。地震風險函數之微分如下：

$$\frac{dH(a)}{da} = -K_1 K_H a^{-K_H-1} \quad (2-36)$$

配合式(2-31)以及下式

$$P_{f|a} = \Phi \left[\frac{\ln(a / A_m)}{\beta_C} \right] \quad (2-37)$$

可求得 SSC 的失效機率 P_F

$$P_F = -\int_0^\infty (-K_1 K_H a^{-K_H-1}) \left(\int_{-\infty}^{\xi} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\zeta^2} d\zeta \right) da, \quad \zeta = \frac{1}{\beta_C} \ln \left(\frac{a}{A_m} \right) \quad (2-38)$$

標準常態分佈 $N(0,1)$ 之累積分佈函數 $\Phi(x)$ 為

$$\Phi(x) = F_U(x) = \int_{-\infty}^x f_U(\xi) d\xi = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^x e^{-\frac{1}{2}\xi^2} d\xi \quad (2-39)$$

其機率密度函數為

$$f_U(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}x^2}, \quad -\infty \leq x \leq \infty \quad (2-40)$$

一般常態分佈機率密度函數為

$$f_X(x) = \frac{1}{\sigma_X \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu_X}{\sigma_X}\right)^2}, \quad -\infty \leq x \leq \infty \quad (2-41)$$

若隨機變數 X 為常態分佈，且 $Y = e^X$ ，即 $X = \ln Y$ ，則隨機變數 Y 為對數常態分佈，其機率密度函數為

$$f_Y(y) = \frac{1}{y\sigma_X \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln y - \mu_X}{\sigma_X}\right)^2} \quad (2-42)$$

條件失效機率 $P_{f|a}$ 對 a 的微分，即為對數常態分佈的機率密度函數，因此

$$\frac{dP_{f|a}}{da} = \frac{1}{a\beta_C \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln a - M}{\beta_C}\right)^2}, \quad M = \ln A_m \quad (2-43)$$

代入式(2-30)，計算失效機率 P_F

$$P_F = \int_0^\infty \frac{dP_{f|a}}{da} H(a) da = \int_0^\infty \frac{1}{a\beta_C \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln a - M}{\beta_C}\right)^2} (K_1 a^{-K_H}) da \quad (2-44)$$

令

$$x = \ln a, \quad a = e^x, \quad da = e^x dx \quad (2-45)$$

則式(2-44)可重寫如下：

$$\begin{aligned}
P_F &= \int_{-\infty}^{\infty} \frac{1}{e^x \beta_C \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{x-M}{\beta_C} \right)^2} (K_1 e^{-K_H x}) e^x dx \\
&= \frac{K_1}{\beta_C \sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{(x-M)^2}{2\beta_C^2}} e^{-K_H x} dx
\end{aligned} \tag{2-46}$$

其最後之積分式可整理如下：

$$\begin{aligned}
\int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{(x-M)^2}{2\beta_C^2}} e^{-K_H x} dx &= \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{x^2 + (2\beta_C^2 K_H - 2M)x + M^2}{2\beta_C^2}} dx \\
&= \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{1}{2} \left[\frac{x^2}{\beta_C^2} + 2 \left(K_H - \frac{M}{\beta_C^2} \right) x + \frac{M^2}{\beta_C^2} \right]} dx
\end{aligned} \tag{2-47}$$

下列積分式已知，但對求解上式之積分無直接幫助。

$$\int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{1}{2} z^2} dz = \sqrt{2\pi}, \quad \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\alpha z^2} dz = \sqrt{\frac{\pi}{\alpha}} \tag{2-48}$$

欲完成式(2-47)的積分，改對下式積分問題求解：

$$\int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{1}{2}(At^2 + 2Bt + C)} dt = \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{1}{2}(\eta^2 + \frac{2B}{\sqrt{A}}\eta + C)} \frac{1}{\sqrt{A}} d\eta = \frac{1}{\sqrt{A}} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{1}{2} \left[\left(\eta + \frac{B}{\sqrt{A}} \right)^2 - \frac{B^2}{A} + C \right]} d\eta \tag{2-49}$$

其中

$$t = \frac{\eta}{\sqrt{A}}, \quad dt = \frac{1}{\sqrt{A}} d\eta \tag{2-50}$$

式(2-49)可重新整理如下：

$$\begin{aligned}
\int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{1}{2}(At^2 + 2Bt + C)} dt &= \frac{1}{\sqrt{A}} e^{-\frac{AC - B^2}{2A}} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{1}{2} \left(\eta + \frac{B}{\sqrt{A}} \right)^2} d\eta \\
&= \frac{1}{\sqrt{A}} e^{-\frac{AC - B^2}{2A}} I \left(\frac{B}{\sqrt{A}} \right)
\end{aligned} \tag{2-51}$$

其中

$$\begin{aligned}
I\left(\frac{B}{\sqrt{A}}\right) &= \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{1}{2}\left(\eta + \frac{B}{\sqrt{A}}\right)^2} d\eta = \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{1}{2}\left(\eta + \frac{B}{\sqrt{A}}\right)^2} d\left(\eta + \frac{B}{\sqrt{A}}\right) \\
&= \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{1}{2}\zeta^2} d\zeta = \sqrt{2\pi}
\end{aligned} \tag{2-52}$$

因此

$$\int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{1}{2}(Az^2+2Bz+C)} dz = \sqrt{\frac{2\pi}{A}} e^{-\frac{AC-B^2}{2A}} \tag{2-53}$$

令

$$A = \frac{1}{\beta_c^2}, \quad B = K_H - \frac{M}{\beta_c^2}, \quad C = \frac{M^2}{\beta_c^2} \tag{2-54}$$

利用式(2-53)和式(2-54)，可得式(2-47)如下：

$$\begin{aligned}
\int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{1}{2}\left[\frac{x^2}{\beta_c^2} + 2\left(K_H - \frac{M}{\beta_c^2}\right)x + \frac{M^2}{\beta_c^2}\right]} dx &= \sqrt{\frac{2\pi}{1/\beta_c^2}} e^{-\left[\frac{1}{\beta_c^2} \frac{M^2}{\beta_c^2} - \left(K_H - \frac{M}{\beta_c^2}\right)^2\right] / \left(\frac{2}{\beta_c^2}\right)} \\
&= \beta_c \sqrt{2\pi} e^{-\frac{\frac{M^2}{\beta_c^2} - \beta_c^2 \left(K_H - \frac{M}{\beta_c^2}\right)^2}{2}}
\end{aligned} \tag{2-55}$$

式(2-46)的失敗機率則為

$$P_F = \frac{K_1}{\beta_c \sqrt{2\pi}} \left(\beta_c \sqrt{2\pi} e^{-\frac{\beta_c^2 K_H^2 + 2MK_H}{2}} \right) = K_1 e^{-MK_H + 0.5\beta_c^2 K_H^2} \tag{2-56}$$

或

$$P_F = K_1 e^{-K_H M} e^{0.5(K_H \beta_c)^2} = K_1 (e^M)^{-K_H} e^{0.5(K_H \beta_c)^2}, \quad M = \ln C_{50\%} \tag{2-57}$$

或

$$P_F = K_1 (C_{50\%})^{-K_H} e^{0.5(K_H \beta_c)^2} \tag{2-58}$$

令 H_D 為超越設計基準地震(DBE)之年發生頻率，係數 K_1 可由式(2-35)求得如下：

$$K_1 = H_D (\text{DBE})^{K_H} \tag{2-59}$$

帶入式(2-58)，則綜合考量地震風險與易損度後，該元件的失效機率為

$$P_F = \frac{H_D e^{0.5(K_H \beta_c)^2}}{(C_{50\%}/DBE)^{K_H}} \quad (2-60)$$

$$C_{HCLPF} = C_{1\%} = C_{50\%} e^{-2.326 \beta_c} \quad (2-61)$$

$$C_{50\%} = C_{1\%} e^{2.326 \beta_c} \quad (2-62)$$

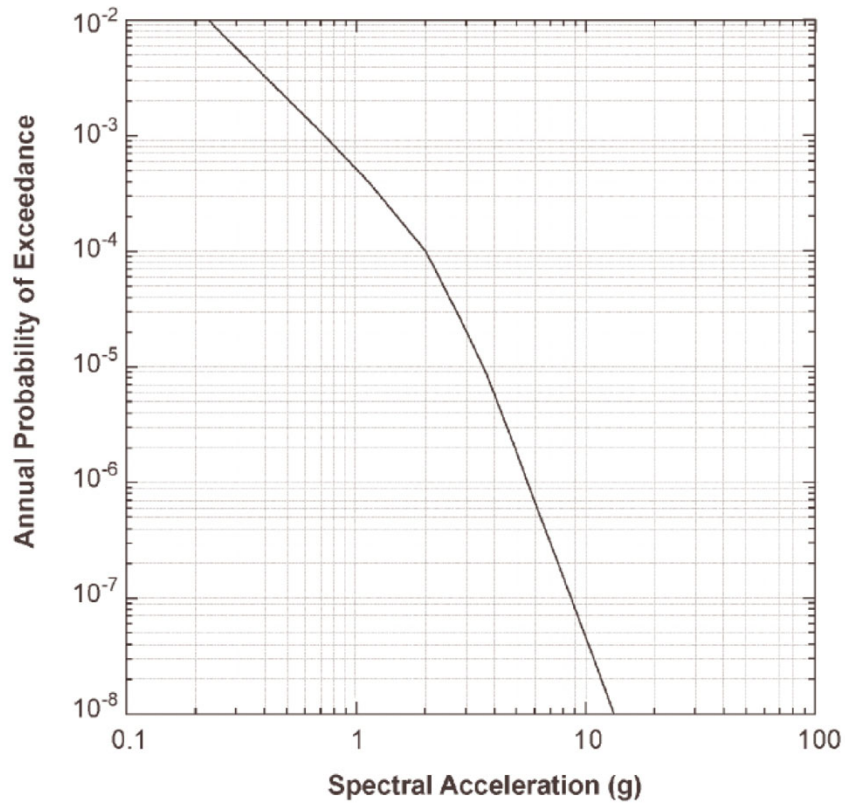


圖 2-4 年超越機率與譜加速度曲線

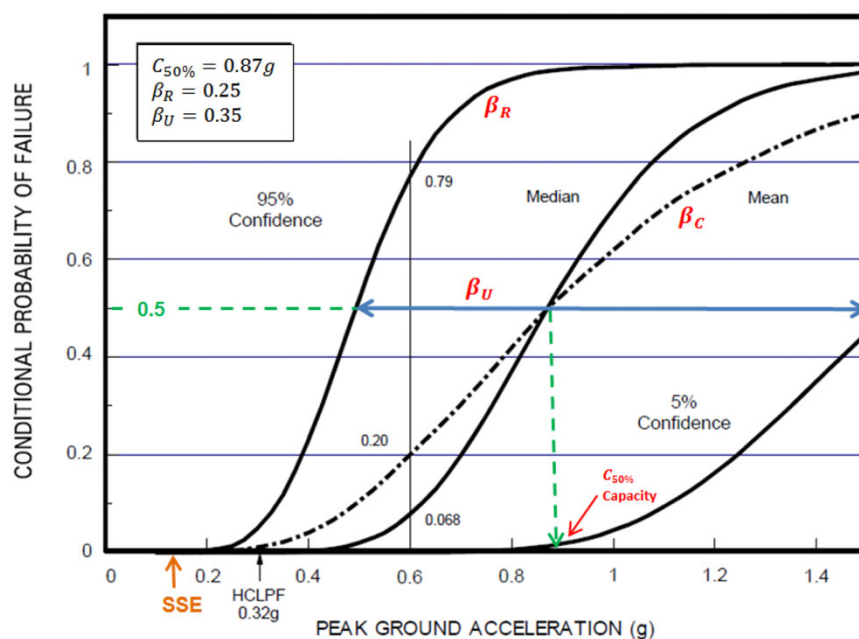
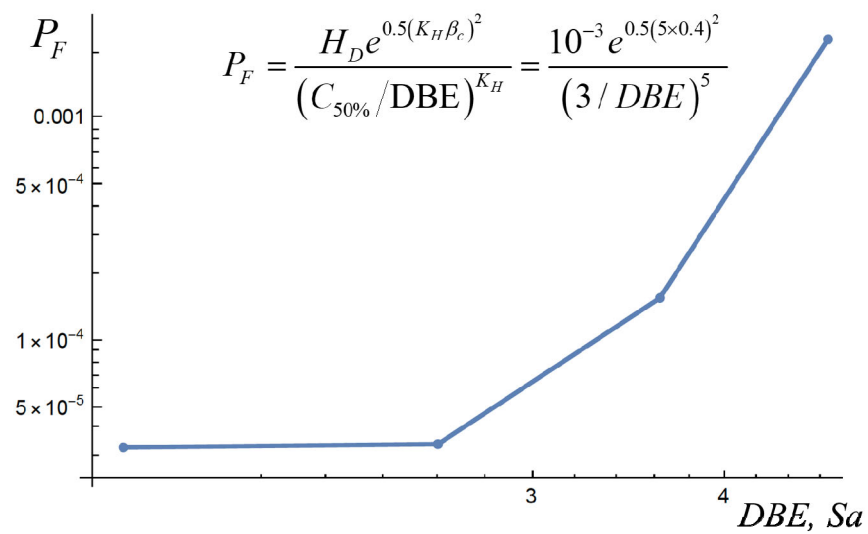
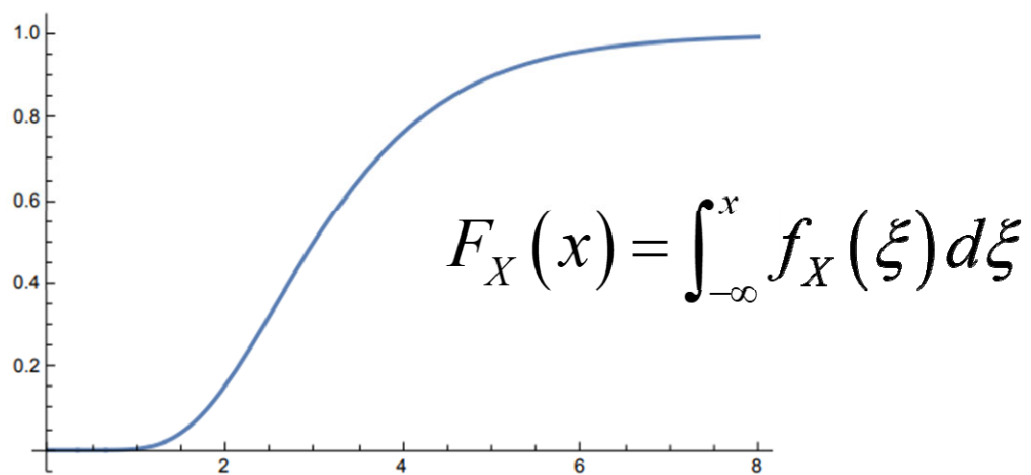
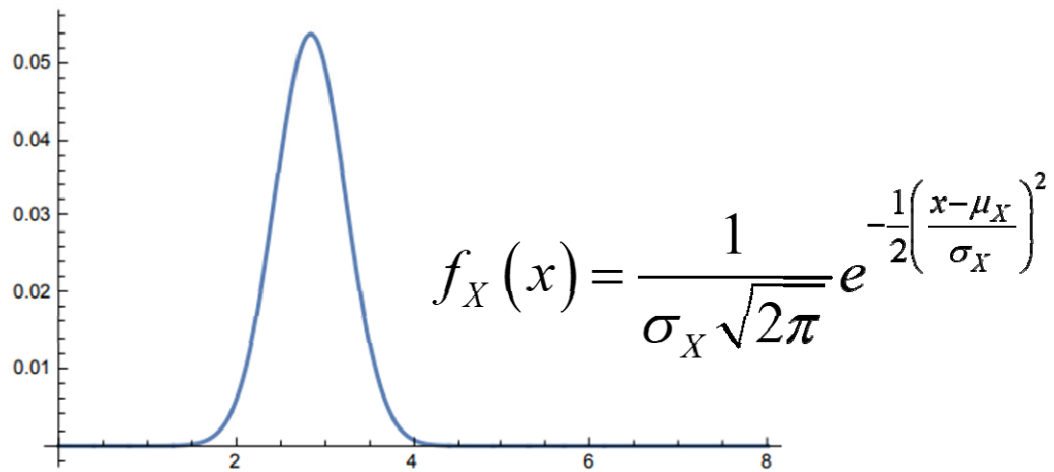


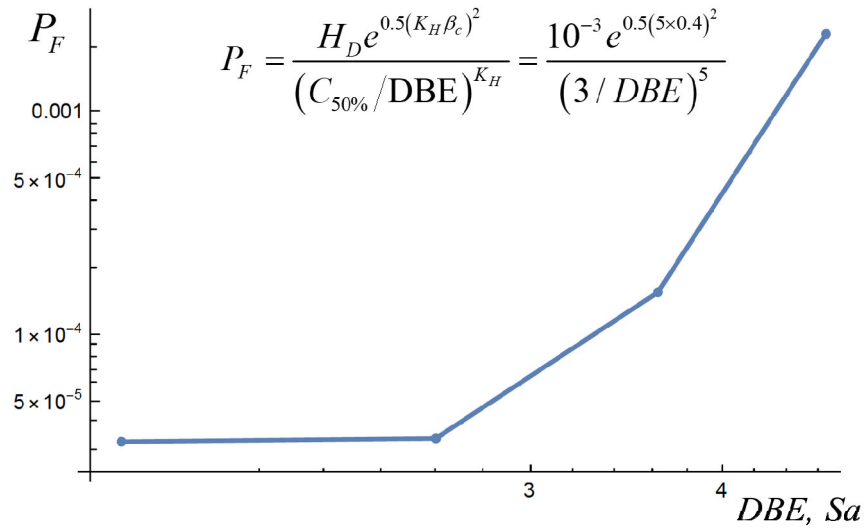
圖 2-5 對數常態分布之失效機率曲線

表 2-11 P_F 隨著危險曲線斜率的變化（原始表格取自文獻 ML17122A268, p. 4-4，紅字為本研究結果）

Table 4-2. Variation of P_F with hazard curve slope					
$H(a)$	Sa	A_R	K_H	K_1	P_F
1.0×10^{-3}	0.753	—	2.97212	0.000424884	0.0000328938
1.0×10^{-4}	1.627	2.17	2.99	4.28×10^{-4}	3.28×10^{-5}
1.0×10^{-5}	2.603	1.6	4.90	1.09×10^{-3}	3.04×10^{-5}
1.0×10^{-6}	3.627	1.4	6.94	7.65×10^{-3}	1.76×10^{-4}
1.0×10^{-7}	4.663	1.3	9.16	1.34×10^{-1}	4.17×10^{-3}
$H(a)$ = MAPE at spectral acceleration Sa Sa = Spectral acceleration A_R, K_H = Slope parameters and constant and K_1 constant elated to hazard curve P_F = Mean annual probability of unacceptable performance (or failure) of SSC					

當 $C_{50\%} = 3$, $\beta_C = 0.4$ 時，機率密度函數 $f_X(x)$ 、累積分佈函數 $F_X(x)$ 、失效機率 P_F （式(2-60)，DBE 小於 5）或失效機率 P_F （式(2-60)，DBE 小於 8）展示如下：





為了完整呈現對數常態分佈的相關理論，以下擷取去年計畫的部份內容，推導在知識不確定性與隨機不確定性同時考量下的失效機率。令 X 為一常態分佈隨機變數，且隨機變數 Y 與 X 滿足下列關係：

$$X = \ln Y, \quad Y = e^X \quad (2-63)$$

上式亦可寫成

$$Y = g(X) = e^X, \quad X = g^{-1}(Y) = \ln Y \quad (2-64)$$

常態分佈隨機變數 $X \sim N(\mu_X, \sigma_X)$ 之機率密度函數為

$$f_X(x) = \frac{1}{\sigma_X \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{x - \mu_X}{\sigma_X} \right)^2}, \quad -\infty \leq x \leq \infty \quad (2-65)$$

其累積分佈函數如下：

$$F_X(x) = \int_{-\infty}^x f_X(\xi) d\xi \quad (2-66)$$

吾人亦可定義標準常態分布 $U \sim N(0, 1)$ 之機率密度函數如下：

$$f_U(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}x^2}, \quad -\infty \leq x \leq \infty \quad (2-67)$$

其累積分佈函數如下：

$$\Phi(x) = F_U(x) = \int_{-\infty}^x f_U(\xi) d\xi \quad (2-68)$$

此 $\Phi(x)$ 函數於後續會被大量使用。經由變數變換，隨機變數 Y 之機率密度函數為

$$f_Y(y) = \left| \frac{dg^{-1}(y)}{dy} \right| f_X[g^{-1}(y)] \quad (2-69)$$

其中

$$\frac{dg^{-1}(y)}{dy} = \frac{1}{y} \quad (2-70)$$

綜合上述，可求得對數常態分佈 $Y \sim LN(\mu_{\ln Y}, \sigma_{\ln Y})$ 之機率密度函數如下：

$$f_Y(y) = \left| \frac{1}{y} \right| \frac{1}{\sigma_X \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln y - \mu_X}{\sigma_X} \right)^2} = \frac{1}{y \sigma_X \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln y - \mu_X}{\sigma_X} \right)^2}, \quad y > 0 \quad (2-71)$$

其累積分佈函數如下：

$$F_Y(y) = \int_0^y f_Y(\eta) d\eta = \int_0^y \frac{1}{\eta \sigma_X \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln \eta - \mu_X}{\sigma_X} \right)^2} d\eta, \quad y > 0 \quad (2-72)$$

對數常態分佈的對數平均數 μ_X 與對數標準差 σ_X 具有下列關係：

$$\mu_X = \mu_{\ln Y} = \lambda = E(\ln Y) = \ln(m_Y) \quad (2-73)$$

$$\beta = \sigma_X = \sigma_{\ln Y} = \zeta = \sqrt{Var(\ln Y)} \quad (2-74)$$

其中， $E(\bullet)$ 和 $Var(\bullet)$ 分別為平均數與變異數運算子，符號 λ 和 μ 常用於其它文獻，但本文不使用， m_Y 為 Y 之中數，中數之定義如下：

$$F(m) = 0.5 \quad (2-75)$$

亦即針對對數常態分佈

$$\text{Prob}(Y \leq m_Y) = \text{Prob}[X \leq \ln(m_Y)] = F_X[\ln(m_Y)] = 0.5 \quad (2-76)$$

又針對常態分佈

$$F_X(m_X) = 0.5 \quad (2-77)$$

因此，對數常態分佈之中數與常態分佈之中數具有以下關係：

$$\ln(m_Y) = m_X \quad (2-78)$$

且常態分佈之中數與其平均數一致

$$m_X = \mu_X \quad (2-79)$$

因此，對數常態分佈之中數與其平均數之關係如下

$$\mu_X = \ln(m_Y), \quad \mu_{\ln Y} = \ln(m_Y) \quad (2-80)$$

檢視式(2.71)，其中

$$\ln y - \mu_X = \ln y - m_X = \ln y - \ln(m_Y) = \ln\left(\frac{y}{m_Y}\right) \quad (2-81)$$

因此，對數常態分佈之機率密度函數如下：

$$f_Y(y) = \frac{1}{y\sigma_{\ln Y}\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left[\frac{1}{\sigma_{\ln Y}}\ln\left(\frac{y}{m_Y}\right)\right]^2} \quad (2-82)$$

或

$$f_Y(y) = \frac{1}{y\sigma_{\ln Y}} f_U\left[\frac{\ln(y/m_Y)}{\sigma_{\ln Y}}\right] = \frac{1}{y\sigma_{\ln Y}} f_U(u) \quad (2-83)$$

其中

$$u = \frac{\ln(y/m_Y)}{\sigma_{\ln Y}} \quad (2-84)$$

對數常態分佈 $X \sim N(\mu_X, \sigma_X) = N(\ln m_Y, \sigma_{\ln Y})$ 之累積分佈函數為

$$f_Y(y) = \frac{1}{y\sigma_{\ln Y}\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left[\frac{1}{\sigma_{\ln Y}}\ln\left(\frac{y}{m_Y}\right)\right]^2} \quad (2-85)$$

亦即

$$F_Y(y) = F_U \left[\frac{\ln y - \ln(m_Y)}{\sigma_{\ln Y}} \right] = F_U \left[\frac{\ln(y/m_Y)}{\sigma_{\ln Y}} \right] = F_U(u) \quad (2-86)$$

或

$$F_Y(y) = \Phi \left[\frac{\ln(y/m_Y)}{\beta_Y} \right] \quad (2-87)$$

此外，對數常態變數幕次 r 的平均數為

$$E(Y^r) = \int_0^\infty y^r f_Y(y) dy = m_Y^r e^{\frac{r^2 \sigma_{\ln Y}^2}{2}} \quad (2-88)$$

當 $r=1$ 時，對數常態分佈的平均數和中數間滿足下列關係：

$$\mu_Y = m_Y e^{\frac{\sigma_{\ln Y}^2}{2}}, \quad m_Y = \mu_Y e^{-\frac{\sigma_{\ln Y}^2}{2}} \quad (2-89)$$

或

$$\mu_{\ln Y} = \ln(m_Y) = \ln \left(\mu_Y e^{-\sigma_{\ln Y}^2/2} \right) = \ln \mu_Y - \frac{1}{2} \sigma_{\ln Y}^2 \quad (2-90)$$

因此，對數常態分佈的標準差可如下計算：

$$\sigma_Y^2 = E(Y^2) - \mu_Y^2 = m_Y^2 (e^{\sigma_{\ln Y}^2} - 1) \quad (2-91)$$

或

$$\sigma_{\ln Y}^2 = \ln(V_Y^2 + 1), \quad V_Y^2 = e^{\sigma_{\ln Y}^2} - 1 \quad (2-92)$$

茲將對數常態分佈之參數關係整理如下：

$$m_Y = e^{\mu_X} \quad (2-93)$$

$$\mu_Y = e^{\mu_X + \frac{1}{2} \sigma_X^2} = m_Y e^{\frac{1}{2} \sigma_X^2} \quad (2-94)$$

$$\sigma_Y^2 = (e^{\sigma_X^2} - 1) e^{2\mu_X + \sigma_X^2} \quad (2-95)$$

$$\text{Mode}(Y) = e^{\mu_X - \sigma_X^2} \quad (2-96)$$

$$\beta^2 = \ln \left(1 + \frac{\sigma_Y^2}{\mu_Y^2} \right) \quad (2-97)$$

對數常態分佈之變異係數為

$$COV = \delta = \frac{\sigma_Y}{\mu_Y} \approx \beta \quad (2-98)$$

當 $\beta < 0.4$ 時，上式的近似結果較佳。此外，對數常態分佈之中數亦可以下式表現

$$m_Y = e^{\mu_X} = \frac{\mu_Y}{\sqrt{1 + \delta^2}} \quad (2-99)$$

當多個統計獨立對數常態分佈相乘後，

$$Z = Y_1 Y_2 Y_3 \quad (2-100)$$

Z 亦為一對數常態分佈，且

$$\begin{cases} \mu_{\ln Z} = \mu_{\ln Y_1} + \mu_{\ln Y_2} + \mu_{\ln Y_3} \\ \mu_{\ln Y_i} = \ln m_{Y_i} \\ \ln m_Z = \ln m_{Y_1} + \ln m_{Y_2} + \ln m_{Y_3} \end{cases} \quad (2-101)$$

其中數為各組成之中數相乘而得

$$m_Z = m_{Y_1} m_{Y_2} m_{Y_3} \quad (2-102)$$

其對數標準差之平方為各組成之對數標準差平方相加而得

$$\sigma_{\ln Z}^2 = \sigma_{\ln Y_1}^2 + \sigma_{\ln Y_2}^2 + \sigma_{\ln Y_3}^2, \quad \beta_Z^2 = \beta_{Y_1}^2 + \beta_{Y_2}^2 + \beta_{Y_3}^2 \quad (2-103)$$

上述對數常態分佈之特性，在常態分佈時，亦有類似之結果。令

$$Z = X + Y \quad (2-104)$$

若 X 和 Y 為統計獨立常態分佈，則 Z 之平均數與標準差可由下式求得

$$\mu_Z = \mu_X + \mu_Y \quad (2-105)$$

$$\sigma_Z^2 = \sigma_X^2 + \sigma_Y^2 \quad (2-106)$$

在沒有知識不確定性情況下，亦即 $\beta_U = 0$ ，在需求加速度 a 的激振下，失效機率可由易損性的隨機不確定性 β_R 和易損性的中數

A_m 計算而得

$$P_F = \Phi \left[\frac{\ln(a / A_m)}{\beta_R} \right] \quad (2-107)$$

符號 P 表示機率，下標 F 表示失效。

當考慮知識不確定性時，

$$P_F = \Phi \left[\frac{\ln(a / A_m) + \beta_U \Phi^{-1}(Q)}{\beta_R} \right] \quad (2-108)$$

其中 Q 為信心水準，用於衡量中數 A_m （對數常態分佈）或平均數 $\ln A_m$ （常態分佈）的信心下限。高信心低失效機率(HCLPF)即為 $Q=95\%$ 且 $P'_F = 0.05$ 下，由式(2-108)計算所得的需求加速度 a 值。

吾人亦可使用複合對數標準差評估平均易損性曲線如下：

$$P_F = \Phi \left[\frac{\ln(a / A_m)}{\beta_C} \right] \quad (2-109)$$

其中

$$\beta_C = \sqrt{\beta_R^2 + \beta_U^2} \quad (2-110)$$

易損性容量 $C_1\%$ 、 $C_{10\%}$ 和 $C_{50\%}$ 對應的需求加速度 a 值分別由式(2-110)的 $P_F=0.01$ 、 $P_F=0.1$ 和 $P_F=0.5$ 求得。

參閱圖 2-6 和圖 2-7，圖中任何一條易損性曲線代表 SSC 在外力需求下的失效機率，也是 SSC 容量的累積分佈函數。以對數常態分佈為例，失效機率或累積分佈函數的公式如下：

$$P_F(A) = \Phi \left[\frac{\ln(A / A_m)}{\beta_R} \right] \quad (2-111)$$

其中，中數 A_m 決定易損性曲線的位置，不同的 A_m 影響易損性曲線的左右平移，如圖 2-6 的實線和左右兩條虛線易損性曲線所示；對數標準差 β_R 決定易損性曲線的上升形狀， β_R 愈小，易損性曲線上

升愈快，如圖 2-6 的實線和鄰近破折線易損性曲線所示。

知識不確定性考慮易損性的模式誤差，亦即易損性曲線的位置和形狀。在對數常態分佈的假設下，模式誤差為中數 A_m 和對數標準差 β_R 的估計誤差，而中數 A_m 的估計誤差對失效機率的影響遠高於對數標準差 β_R 。因此，知識不確定性的對數標準差 β_U 通常只計及中數 A_m 的估計誤差。

隨機對數標準差 β_R 和知識對數標準差 β_U 可以式(2-110)結合為複合對數標準差 β_C ，形成平均（或複合）易損性曲線，如圖 2-6 的破折線易損性曲線所示。 β_R 和 β_U 對失效機率的影響也可以分開處理，隨機對數標準差 β_R 控制易損性曲線的形狀，知識對數標準差 β_U 控制易損性曲線的位置，後者專注於中數 A_m 的估計誤差。

信心水準與機率不同，機率源自於隨機不確定性，信心水準用於衡量機率函數的參數未知性程度。點估計用於決定參數的單一估計值，而區間估計用於決定參數的範圍，有雙邊（信心區間）和單邊（信心上限或下限）兩種。為保守考量，以信心水準 Q 決定 $\ln A_m$ （常態分佈）的信心下限。假設 $\ln A_m$ 依然為常態分佈，其平均數為 μ_Q ，標準差為 β_U ，則

$$\Phi\left(\frac{\ln A_m - \mu_Q}{\beta_U}\right) = Q \quad (2-112)$$

可得 $\ln A_m$ 的信心下限

$$\mu_Q = \ln A_m - \beta_U \Phi^{-1}(Q) \quad (2-113)$$

在式(2-112)中， $\ln A_m$ 為隨機變數， Q 為機率；在式(2-113)中， $\ln A_m$ 為點估計值， Q 改稱為信心水準。因此，當信心水準為 Q 時，失效機率為

$$P_F = \Phi \left[\frac{\ln a - \mu_Q}{\beta_R} \right] = \Phi \left[\frac{\ln(a / A_m) + \beta_U \Phi^{-1}(Q)}{\beta_R} \right] \quad (2-114)$$

上式即為式(2-108)。

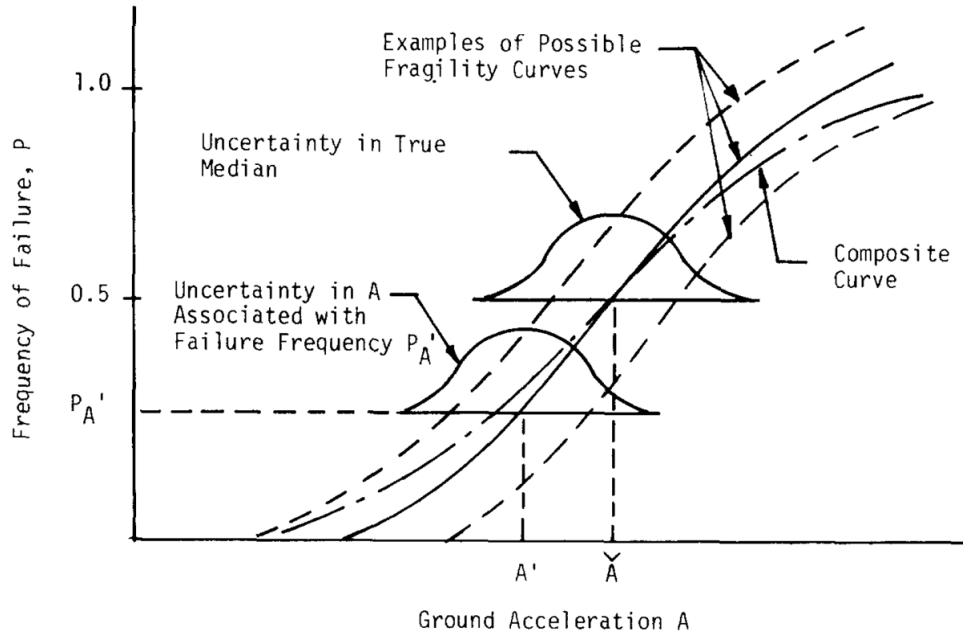


圖 2-6 易損度曲線與知識不確定性之示意圖

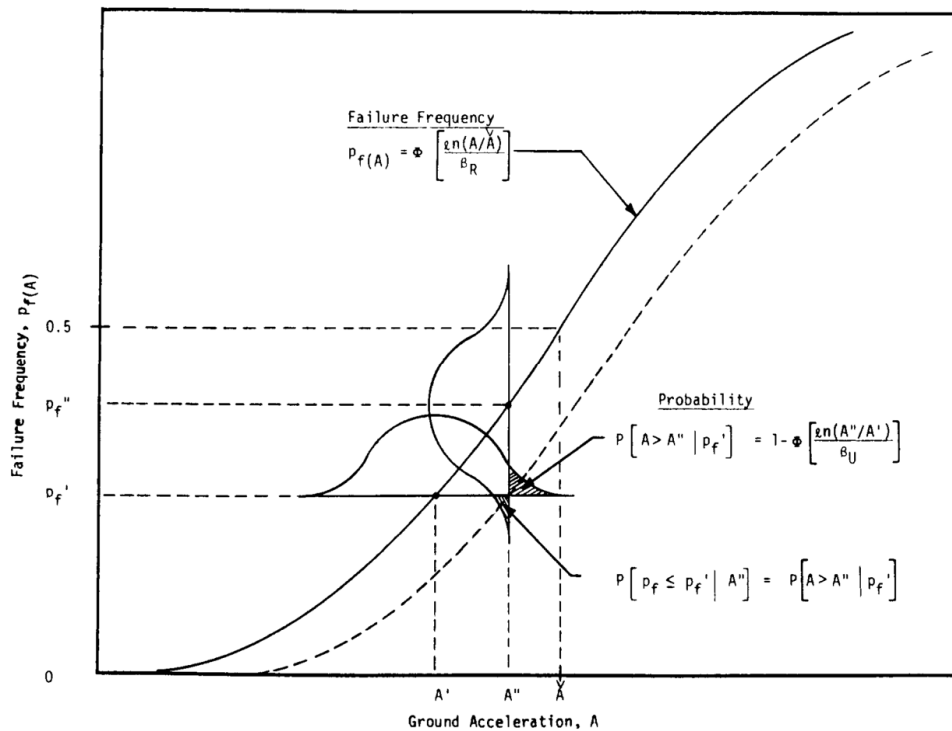


圖 2-7 雙不確定性之示意圖

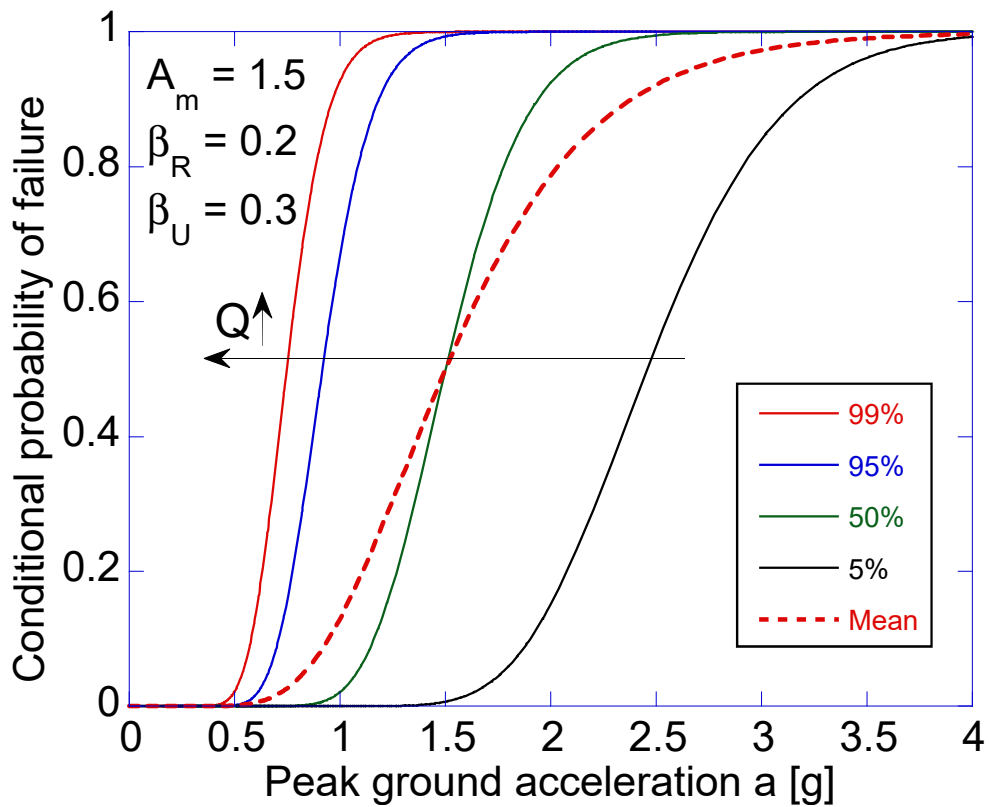


圖 2-8 信心水準 Q 增加，則 CDF 曲線往左移動

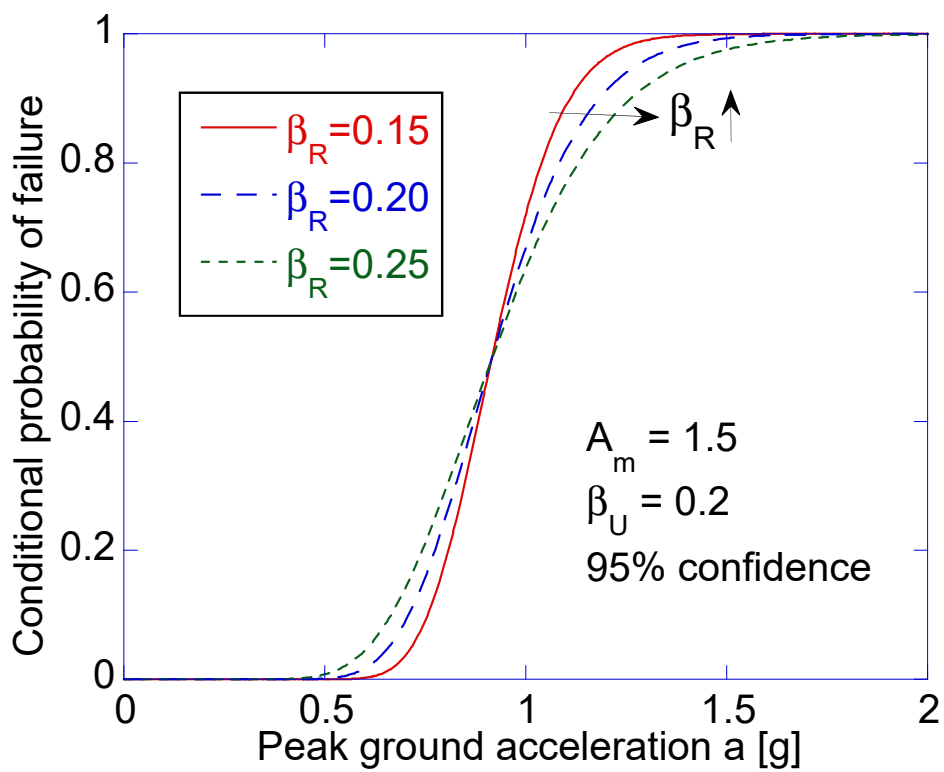


圖 2-9 對數標準差 β_R 增加，則 CDF 曲線坡度減緩

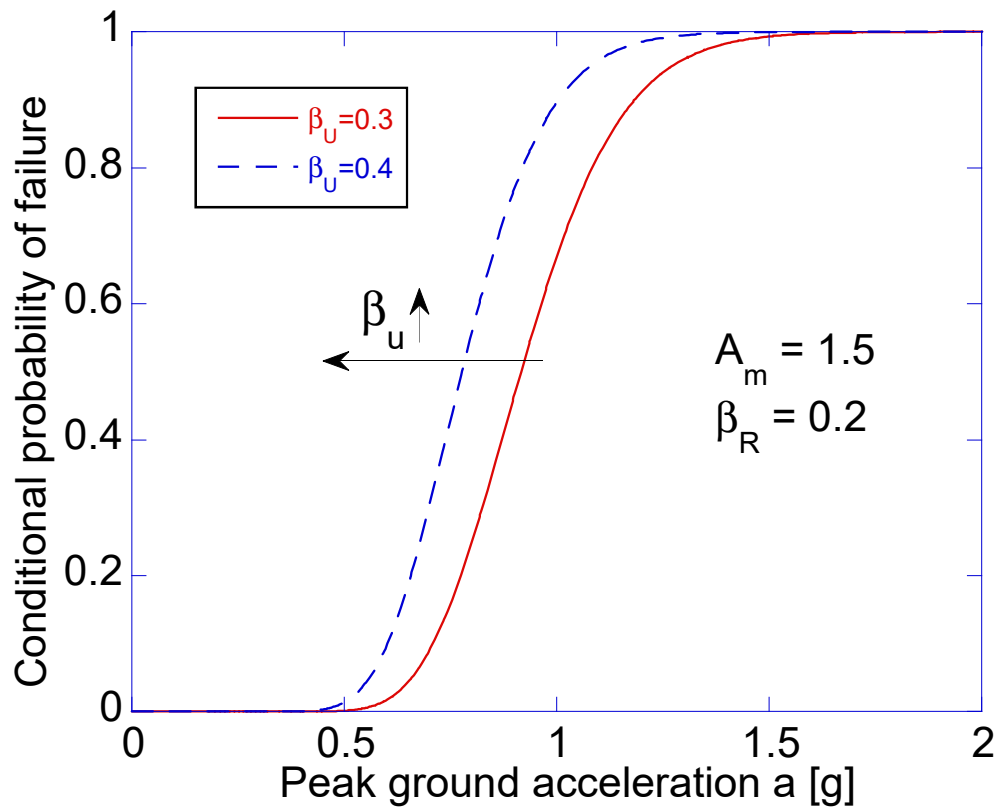


圖 2-10 對數標準差 β_U 增加，則 CDF 曲線往左移動

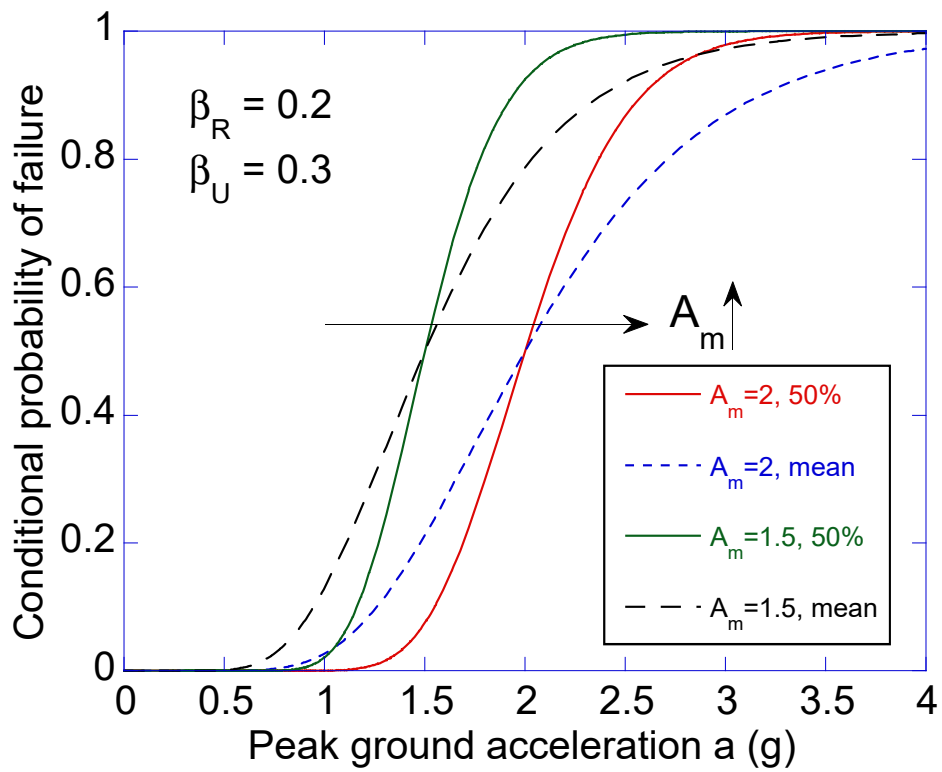


圖 2-11 中數 A_m 增加，則 CDF 曲線往右移動

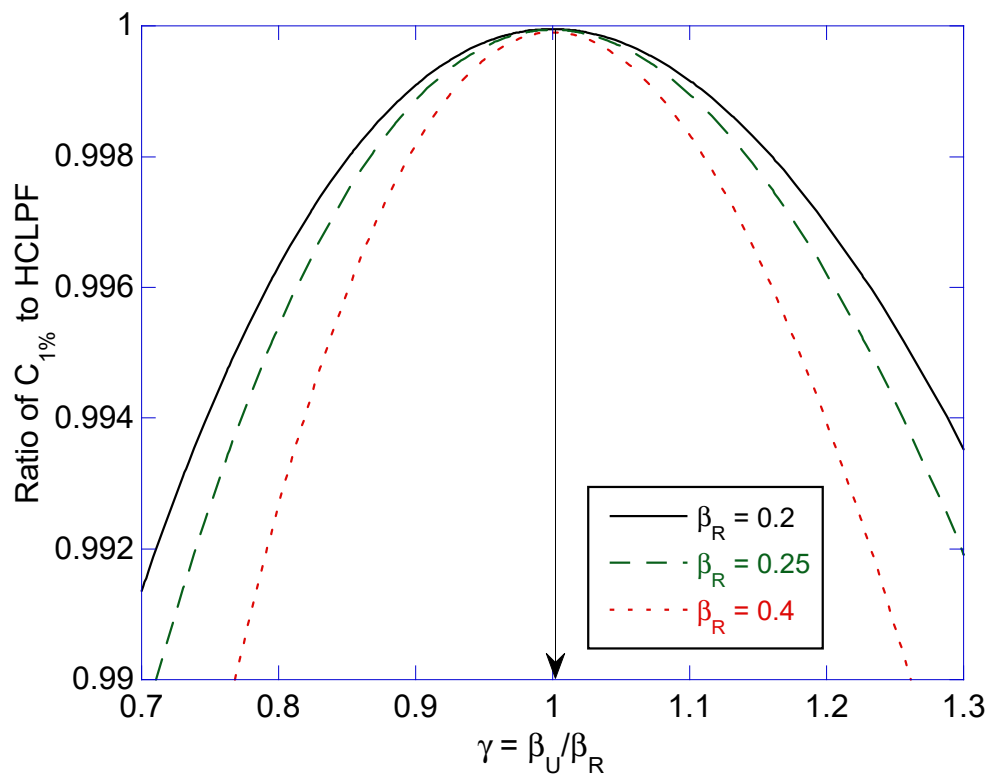


圖 2-12 $C_{1\%}$ 對 HCLPF 之比值

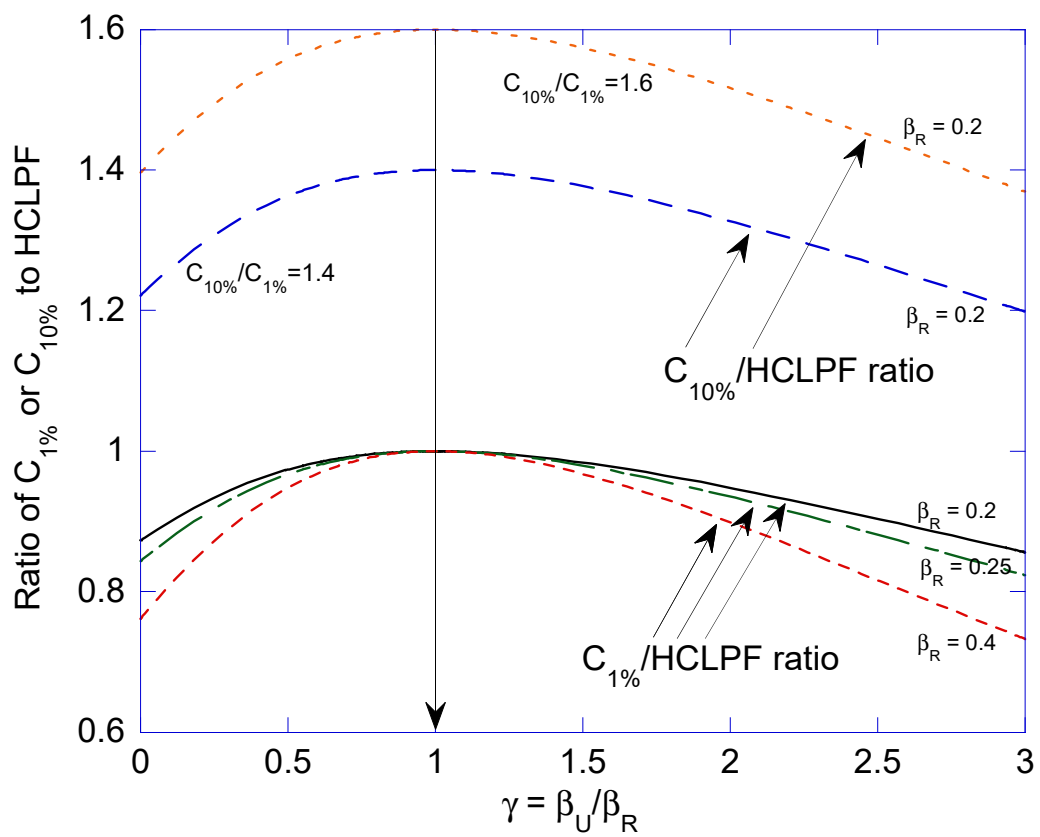


圖 2-13 $C_{10\%}$ 對 HCLPF 之比值

表 2-12 NEI 12-06 Appendix H 之 Table H.1 的參數驗證，
紅字為本研究團隊 112 年的研究結果

Type SSC	Composite β_C	Random β_R	Uncertainty β_U	$C_{50\%}/C_{1\%}$	$C_{10\%}/C_{1\%}$
Structures & Major Passive Mechanical Components Mounted on Ground or at Low Elevation Within Structures	0.35 0.353836	0.24	0.26	2.26 2.27765	1.44 1.44728
Active Components Mounted at High Elevation in Structures	0.45 0.449444	0.24	0.38	2.85 2.84500	1.60 1.59932
Realistic Lower Bound Case ²⁴	0.30 0.300000	0.24	0.18	2.00 2.00954	1.36 1.36812
Other SSCs	0.40 0.400000	0.24	0.32	2.54 2.53588	1.52 1.51880

(三) JNES 易損性能力的評估方法

日本 Japan Nuclear Energy Safety Organization (JNES) 使用振動台實驗，如圖 2-14 所示，進行核電廠設備的易損性評估。將地表加速度之時間歷時資料，如圖 2-15 所示，輸入至振動台，量測測試設備的反應加速度譜，如圖 2-16 所示。再依據實驗數據，經由進運算，進而評估 β 值。本研究擬對日本 JNES 的方法論進行研究，並對核電廠相關設備之結構耐震度試驗與分析報告進行研析。

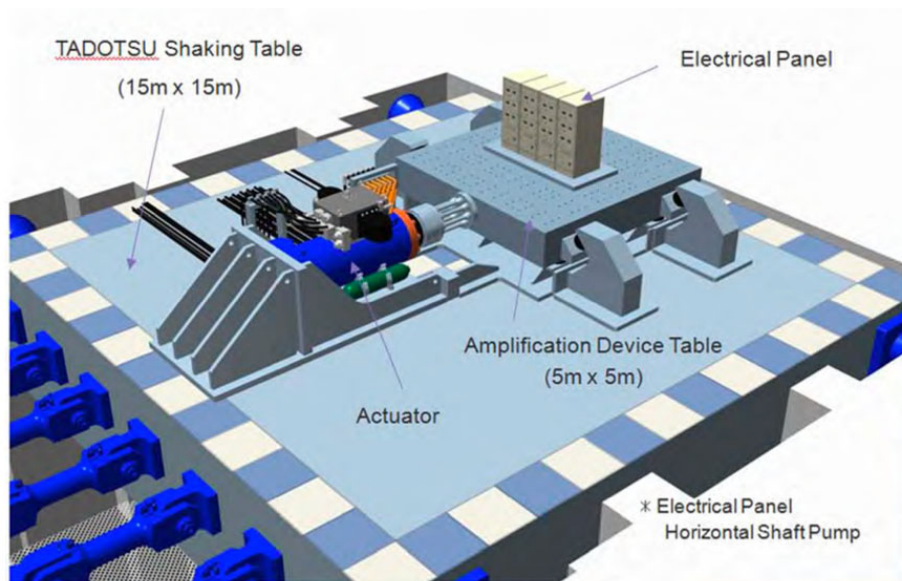


圖 2-14 JNES 振動台實驗示意圖 (NUREG/CR-7040, p. 41)

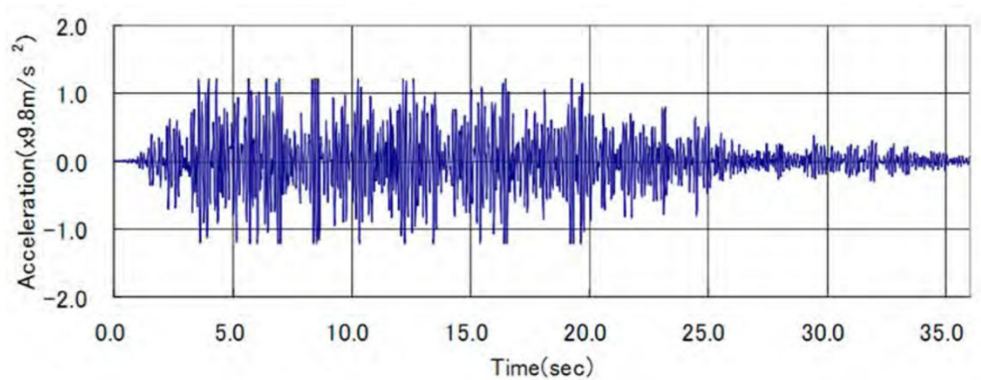


圖 2-15 典型地表加速度時間歷時圖 (NUREG/CR-7040, p. 49)

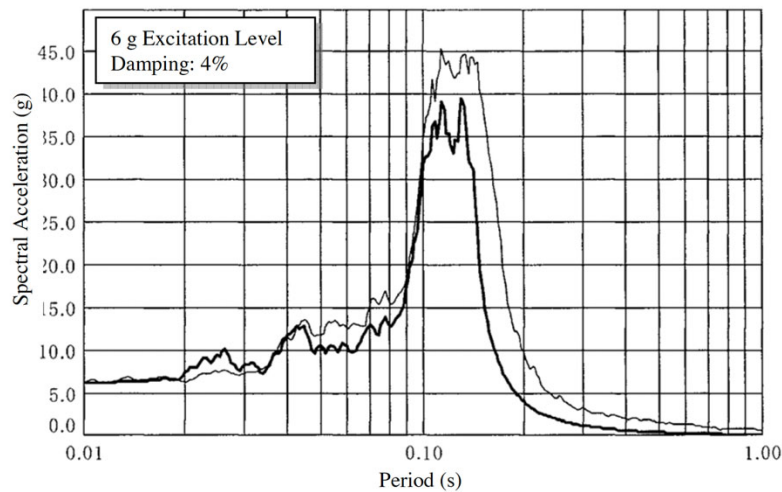


圖 2-16 典型加速度譜(NUREG/CR-7040, p. 52)

1. 第一部分－水平軸泵

過去地震機率風險評估(SPRA)使用於電氣設備的易損性能力值為 3.6 g、水平軸泵的易損性值為 1.6 g。而 JNES 分析後發現，若關鍵元件的易損性提高至 4~5 g，則爐心熔損頻率將減少一半，如圖 2-17 所示。因此，在原有振動台面上增加了一副台面，使得 TADOTSU 振動台的能力提升至 6 g（10 噸容量），圖 2-18 為實際尺寸之水平軸泵置於 TADOTSU 大型振動台上之畫面。

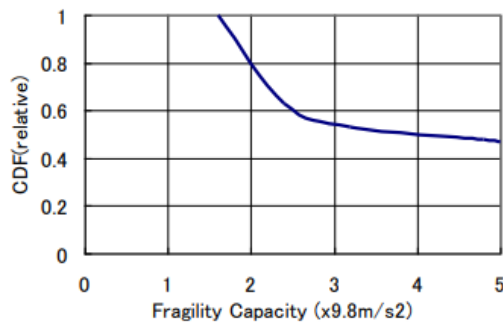


圖 2-17 核心損壞頻率與水平軸泵易損性能力 (SMiRT-26 Test 1, p. 2)

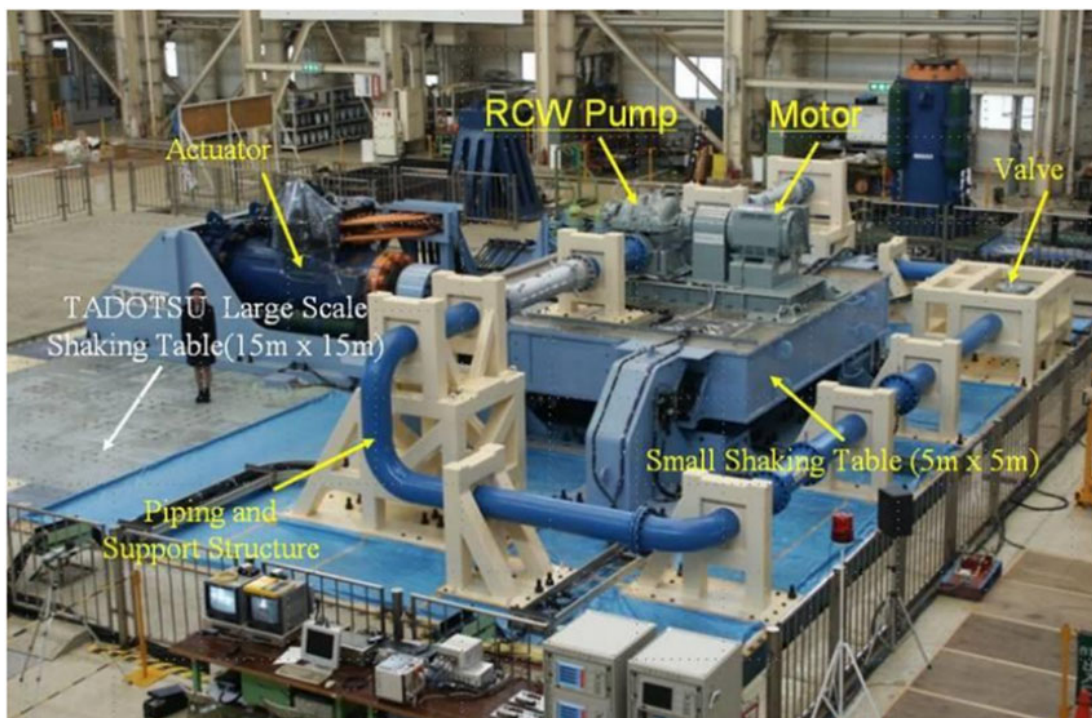


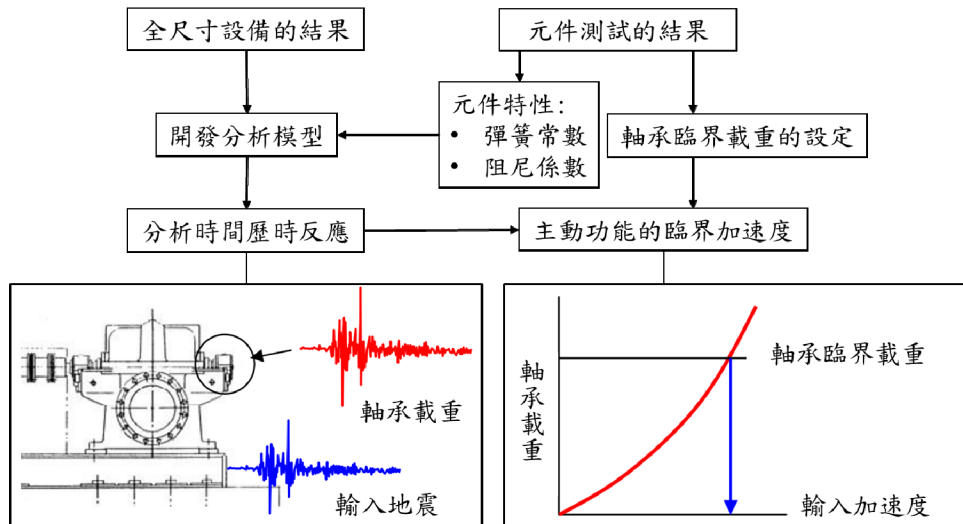
圖 2-18 水平軸泵試驗模型 (NUREG/CR-7040, p. 42)

關於水平軸泵浦的易損性能力試驗流程如圖 2-19 所示，在全尺寸設備試驗中並未發現異常，但在元件試驗中發現部分軸承存在導致使用壽命下降的損壞。因此，選擇軸承負載作為易損性能力的評估指標，軸承達負載極限時，輸入的加速度被視為動態功能極限加速度。

作為結構強度和主動功能的關鍵元件，對基礎螺栓和安裝螺栓的結構強度，以及泵浦和馬達安裝部分的位移進行簡化評估，並評估它們的臨界加速度。水平軸泵關鍵元件之滾珠軸承與試驗模型

如圖 2-20 所示。

主動功能的臨界加速度：



結構強度的臨界加速度：

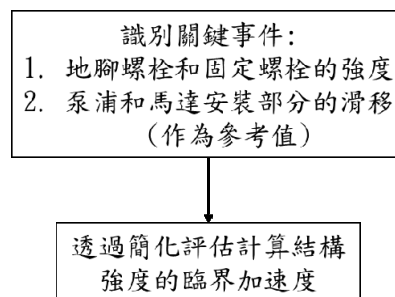


圖 2-19 水平軸泵易損性評估流程

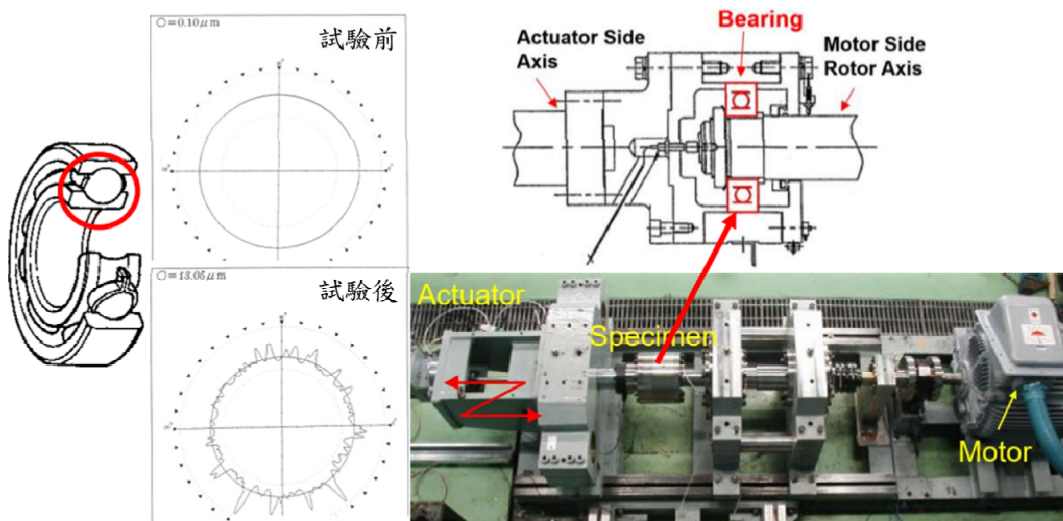


圖 2-20 水平軸泵滾珠軸承(6310)試驗模型 (SMiRT-26 Test 1, p. 7)

2. 第一部分 – 電氣設備

在全尺寸設備試驗中，選擇具代表性的八種電氣設備進行全尺寸設備試驗，如圖 2-21 所示。在元件試驗中，考慮了約 30 種類型的零件。由電氣設備的功能臨界加速度與結構強度臨界加速度計算出電氣設備的易損性能力。為了方便使用和理解，易損性能力由設備基礎部分的加速度來決定，電氣部件的易損性能力則由元件試驗中的輸入加速度來決定。

關於電氣設備的易損性能力試驗流程如圖 2-22 所示，其中電氣設備的功能臨界加速度是根據關鍵元件的臨界加速度中數(m)，和其於電氣設備上安裝位置的反應放大係數(k)所得出。結構強度的臨界加速度則是根據電氣設備的外殼和地腳螺栓進行應力評估得出。假設功能臨界加速度數據呈對數常態分佈，則所得各元件之功能臨界加速度的對數平均值為功能臨界加速度中數。

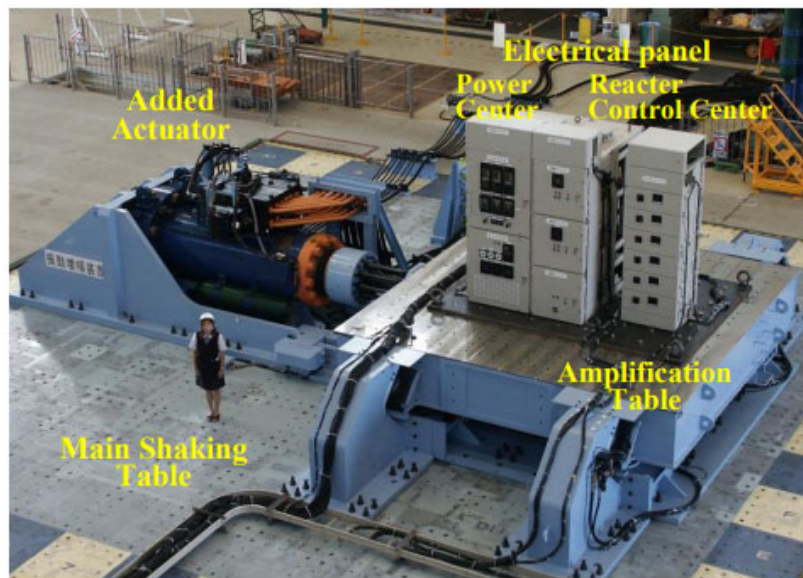
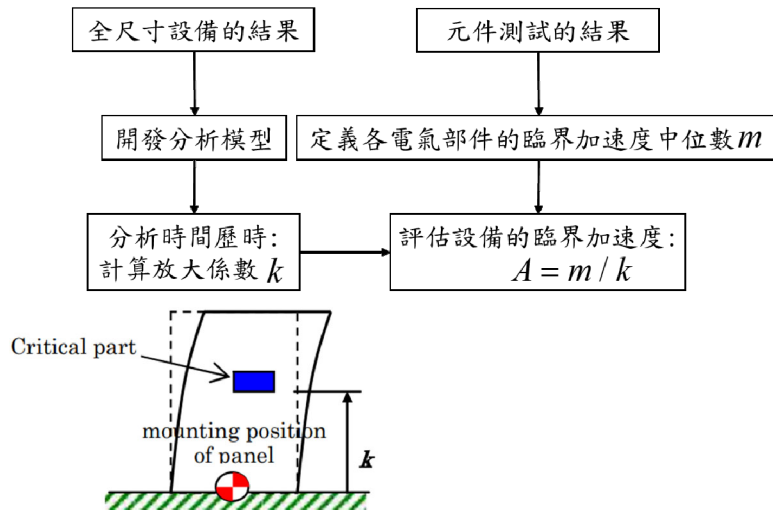


圖 2-21 電氣設備試驗模型 (SMiRT-26 Test 1, p. 2)

主動功能的臨界加速度：



結構強度的臨界加速度：

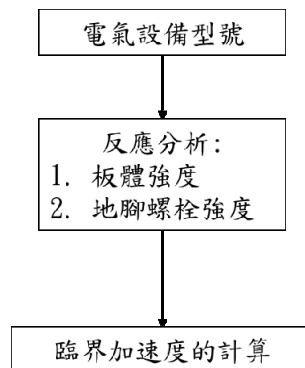


圖 2-22 電氣設備易損性評估流程

3. 第二部分－與控制棒插入能力相關之設備

在 PWR 全尺寸設備易損性試驗中，是由燃料組件、控制棒、控制棒驅動機構(CRDM)和冷卻劑循環迴路組成，如圖 2-23 所示。根據 NUPEC 與 JNES 的試驗評估，燃料組件位移過大會導致導向套筒損壞，並將此情形視為臨界事件。因此，選擇以燃料組件反應位移作為評估指標，同時考量了電廠實際溫度與迴路流速。過去的易損性能力被定義為緊急停機時間達 2.2 秒，但超過規定值並不會直接導致問題發生。在參考 NUPEC 報告後，確定如果控制棒能夠

在增壓器安全閥首次啟動時(約 8 秒)插入，則不會發生爐心熔損，此時間也被定義為新易損性能力評估的控制棒插入時間之新目標。

在元件試驗中，將裝有一個燃料組件且充滿水的試驗容器安裝於振動台上，並對整體進行振動試驗，以獲得燃料組件在水中受大振幅下的震動特性。

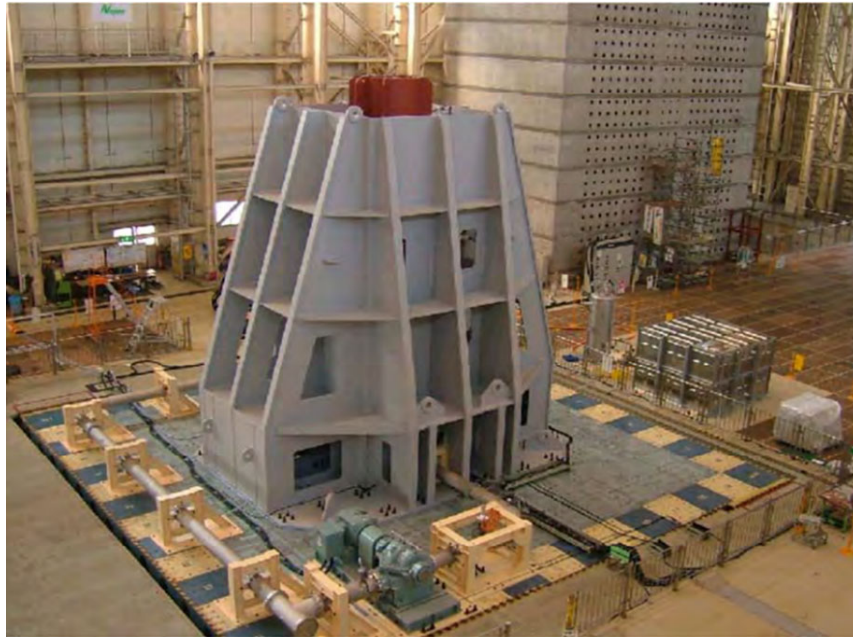


圖 2-23 PWR 控制棒插入系統試驗模型 (NUREG/CR-7040, p. 53)

燃料束組件類型：17 × 17

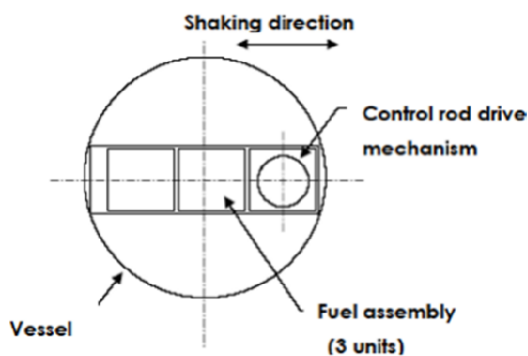


圖 2-24 PWR 燃料元件試驗模型 (NUREG/CR-7040, pp. 54-55)

在 BWR 全尺寸設備易損性試驗中，是由燃料組件、控制棒、控制棒驅動機構(CRDM)和冷卻劑循環迴路組成，如圖 2-25 所示。當燃料組件位移過大時，會導致燃料棒與護罩發生碰撞，此情形被視為臨界事件。因此，選擇以燃料組件反應位移作為評估指標，同時考量了電廠實際溫度。在以往的易損性評估中，規定的緊急停機時間為 1.62 秒，但超過規定值並不會直接導致問題發生。在本評估中沿用此規定，因為即使燃料組件反應位移達到將與護罩發生碰撞的 100 mm 時，緊急停機時間仍低於規定值。

在元件試驗中，對作為 BWR 燃料組件主要結構強度構件的通道箱(channel box)和控制棒進行臨界強度試驗，得其振動力學行為。



圖 2-25 BWR 控制棒插入系統試驗模型 (NUREG/CR-7040, p. 60)

Channel box : 100 mil (厚 2.5 mm)

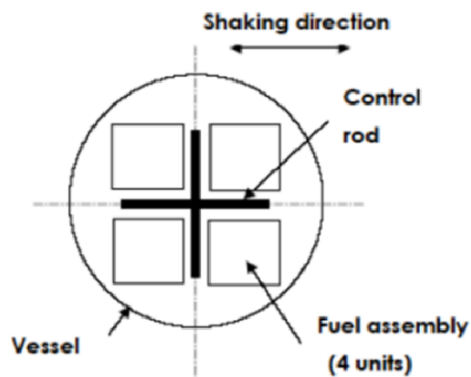


圖 2-26 BWR 燃料元件試驗模型 (NUREG/CR-7040, pp. 61-62)

4. 第三部分 – 大型垂直軸泵

採用解析方法模擬全尺寸設備試驗結果，建立了評估實際裝置中各類大型垂直軸泵的易損性能力簡化評估方法。大型垂直軸泵依結構型式可分為三類，示於圖 2-27，分別有井桶型、垂直混流型、和垂直單級地板型。因為垂直單級地板型軸泵僅有地面以上之結構，且與另兩類軸泵的地面結構相似，因此選擇井桶型和垂直混流型軸泵作為易損性評估對象。在全尺寸設備試驗中，軸泵分別以運轉狀態和停機狀態受水平和垂直波刺力，以獲得其功能極限數據，試驗模型如圖 2-28 所示。

大型垂直軸泵易損性能力的關鍵評估項目有：主動功能的評估包含馬達本體、水下軸承、襯環，結構強度的評估包含泵浦的基礎螺栓、泵浦安裝螺栓、馬達安裝螺栓、電機座安裝螺栓、桶與柱。在全尺寸試驗中未發現滑移，但若馬達中心偏離泵浦中心，則無法維持泵浦的主動功能，因此應對螺栓固定面進行滑移評估。大

型垂直軸泵關鍵元件之襯環、軸承和止推軸承如圖 2-29 所示。

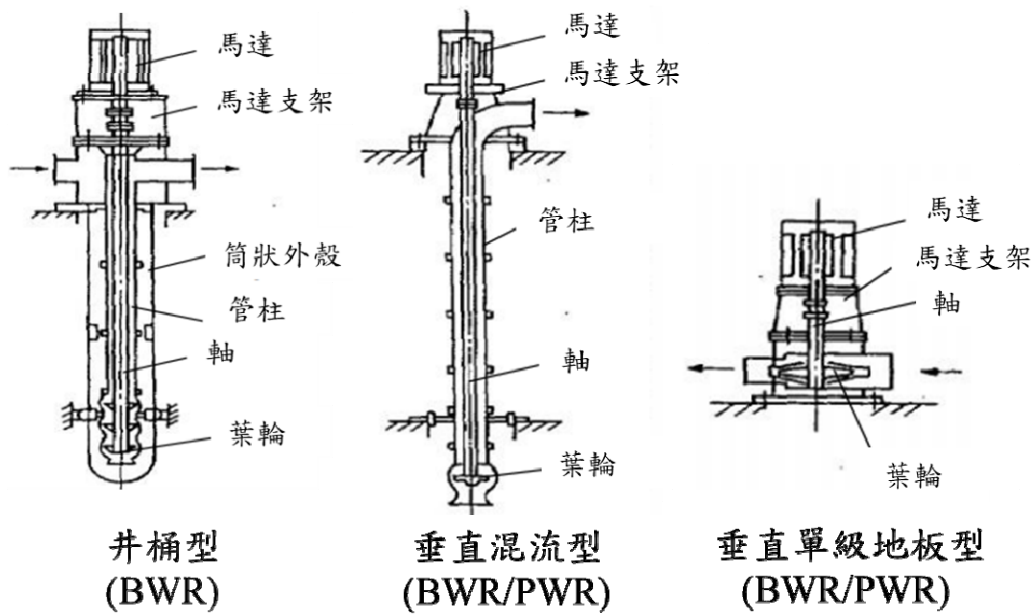


圖 2-27 大型垂直軸泵結構型式 (NUREG/CR-7040, p. A-33)

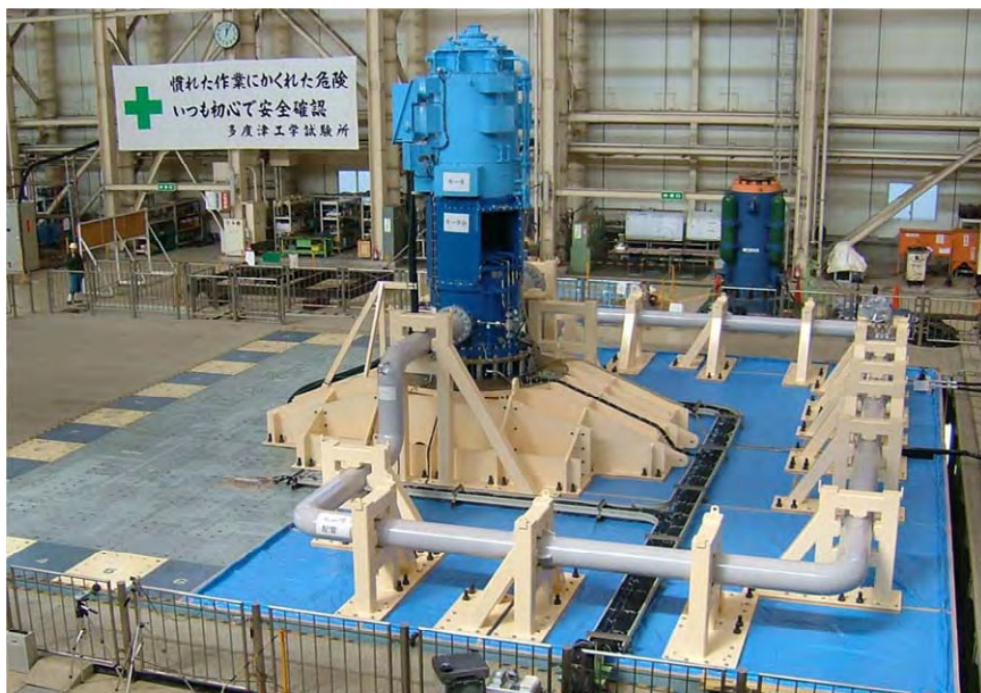


圖 2-28 大型垂直軸泵試驗模型 (NUREG/CR-7040, p. 65)

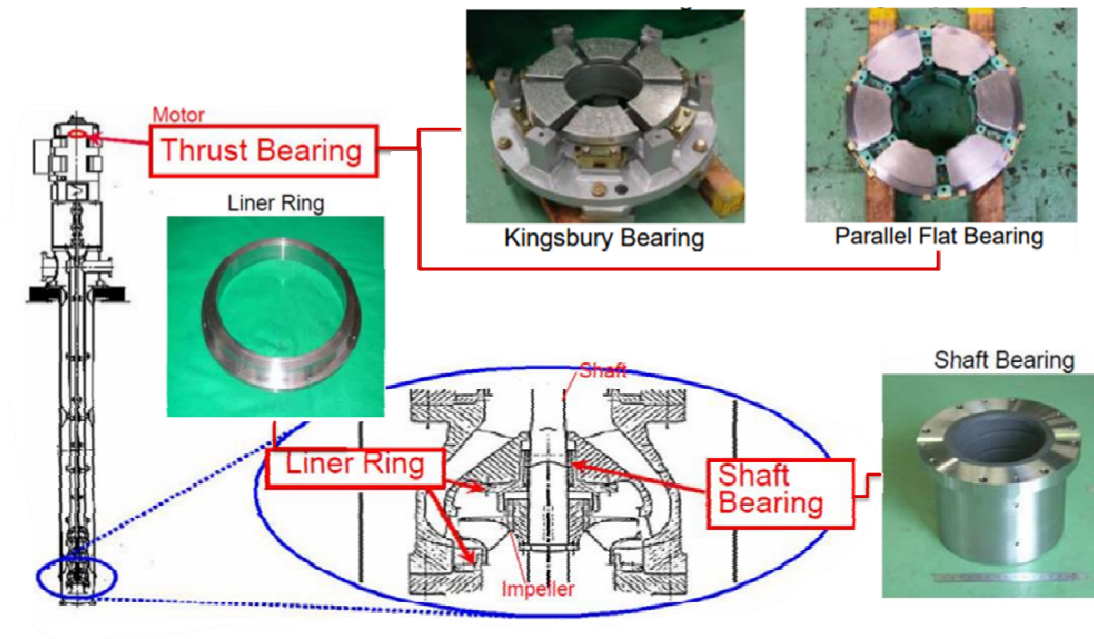


圖 2-29 大型垂直軸泵之關鍵元件 (SMiRT-26 Test 1, p. 10)

表 2-10 為全尺寸設備的試驗流程，其中 A 波為包含桶體自然頻率的輸入波，頻率為 16.1 Hz（假設桶支撐間隙可以忽略不計的分析值）。D 波為包含桶體支撐自然頻率的輸入波，頻率為 6.4 Hz（假設桶支撐間隙不可忽略，且足夠大以避免碰撞）。D'波為 D 波的變體，將 20 Hz 頻率附近的加速度頻譜減半，以抑制馬達的反應，特別是為了研究桶體的大幅反應，以檢查桶體系統的功能極限。

表 2-10 大型垂直軸泵全尺寸設備試驗流程

易損性試驗(A)

步驟	輸入波型	筒支撐的直徑間隙	目標
1	水平 A 波 $1\sim1.4\times9.8\text{ m/s}^2$	4.0 mm	確認筒支撐間隙是否引起非線性響應 確認除馬達相關螺栓外的部件功能極限
2a	水平 D 波 $0.2\sim0.75\times9.8\text{ m/s}^2$	4.0 mm	因為在步驟 1 中識別出非線性，確認間隙寬度與振動/反應特性之間的關係
2b	水平 D 波 $0.3\sim1\times9.8\text{ m/s}^2$	2.0 mm	確認筒支撐間隙寬度變化對振動/反應特性的影響
2c	水平 D 波和 D'波 $1.5\sim2.25\times9.8\text{ m/s}^2$	1.0 mm	確認筒支撐間隙寬度變化對振動/反應特性的影響
3	垂直波 $0.75\sim1.5\times9.8\text{ m/s}^2$	1.0 mm	確認樣本泵在垂直波中的功能極限
4	水平 D'波 $1.5\times9.8\text{ m/s}^2$ + 垂直波 $0.75\times9.8\text{ m/s}^2$	1.0 mm	與僅有水平波或垂直波結果進行比較

易損性試驗(B)

步驟	輸入波型	筒支撐的直徑間隙	目標
1	D 波 $0.4\sim1.2\times9.8\text{ m/s}^2$	1.0 mm	確認與馬達相關的螺栓功能極限

(四) JNES 易損性試驗的結果

1. 第一部分－水平軸泵

由反應器冷卻水 (RCW) 泵的全尺寸設備試驗，以及軸承和襯環的元件試驗組成，在運轉與待機狀態下，進行實際尺寸試驗。水平軸泵的全尺寸試驗測量並觀察了泵浦的功能、作用於軸承上的負載、迴轉加速度、漏水、地腳螺栓產生的應變以及地震反應。在泵浦的全尺寸設備試驗中，泵浦的主動功能和結構強度皆無異常，且設備最大加速度可達 $6\times9.8\text{ m/s}^2$ 。

元件試驗使用的地震加速度大大超過了全尺寸試驗。結果發現軸承鋼球、內圈、外圈間產生磨損，雖然這些損壞不會導致泵浦立即停機，但會導致軸承的使用壽命縮短，此現象發生於當設備加

速度大於 $10 \sim 20 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 時。

表 2-11 水平軸泵之易損性評估結果

泵浦	極限狀態	振動方向	易損性中位數 (g)	對數標準差 β	失效模式
RCW 泵	功能	軸向	8.4	0.21	球軸承磨損
	結構	橫向	28.5	0.07	基礎螺栓損壞
		軸向/ 橫向	6.1	-	馬達滑動

2. 第一部分 – 電氣設備

在電氣設備易損性試驗中，以具代表性的八種電氣設備進行全尺寸試驗，並以最大加速度 $6 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 進行試驗。試驗結果顯示：主控制板、反應爐輔助控制板、邏輯電路控制板以及儀錶架之電氣功能與結構強度無異常，儀器保護架、反應爐控制中心、中央電源以及金屬包覆開關裝置之電氣設備或結構功能異常。

元件試驗選擇電驛、控制裝置、斷路器和開關等約 30 種類型的元件，考慮到面板的反應放大和振動台性能，輸入最大加速度定為 $10 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 。試驗中，模擬電氣設備在運轉狀態下進行前後、左右方向的震動。試驗結果顯示部分電驛和控制裝置的電器功能有異常，但即使達到振動台極限，大部分其它組件沒有故障。

表 2-13 電氣設備之易損性評估結果

電氣設備	易損性中位數 (g)	β 對數標準差	關鍵元件
反應爐控制中心	4.5	-	輔助繼電器
儀器保護架	4.4	0.166	AC 控制卡
中央電源	4.4	-	空氣斷路器
6.9 kV 金屬包覆開關裝置	4.2	-	真空斷路器
主控制板	5.6	-	平面顯示器
反應爐輔助控制板	9.8	0.020	模組開關
邏輯電路控制板	6.7	0.027	電力單元
儀錶架	4.2	-	差壓變送器

3. 第二部分－與控制棒插入能力相關之設備

在 PWR 全尺寸設備試驗中，輸入的地震力最高達 3.3 倍 S_2 （極端設計地震力），大約為 $3.2 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ ，燃料組件反應位移達 48 mm，約為過去測試結果的兩倍多。三或四迴路 PWR 電廠的燃料組件易損性中數為 77 mm，相當於 4 倍 S_2 的地震力，此結果被定義為易損性能力的中數。

表 2-14 PWR 控制棒插入系統之易損性評估結果

設備		JNES 試驗	NUPEC 試驗
最大輸入加速度 (m/s^2)		3.2g	1.1g
燃料束組件	位移	48 mm	22 mm
	燃料組件變形網格	3.5 mm^2	1.3 mm^2
CRDM	位移	17.2 mm	3.3 mm

PWR	易損性評估點	
	新	舊
臨界事件	控制棒導向套筒因燃料組件位移過大而損壞	控制棒插入時間過長
易損性能力	77 mm	36 mm
對數標準差	0.19	0.09

在 BWR 全尺寸設備試驗中，輸入的地震力最高達 4 倍 S_2 （極端設計地震力），大約為 $3 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ ，燃料組件反應位移達 83

mm，遠大於過去測試的結果。100 mil channel box 的 BWR 電廠燃料組件易損性中位數為 91 mm，此結果被定義為易損性能力的中數。在 BWR 控制棒插入系統試驗中，觀察到當 3 倍 S_2 時，BWR 控制棒表面會產生變形，如圖 2-30 所示。透過元件試驗得出其高達 5 倍 S_2 下之控制棒力-位移圖，示於圖 2-31。

表 2-15 BWR 控制棒插入系統之易損性評估結果

設備		JNES 試驗	NUPEC 試驗
最大輸入加速度 (m/s^2)		3g	1.5g
燃料束組件	位移	83 mm	34 mm

BWR	易損性評估點	
	新	舊
臨界事件	燃料組件與保護罩碰撞	控制棒插入時間過長
易損性能力	91 mm	82 mm
對數標準差	0.10	0.17



圖 2-30 BWR 控制棒表面變形(3 倍 S_2) (SMiRT-26 Test 2, p. 3)

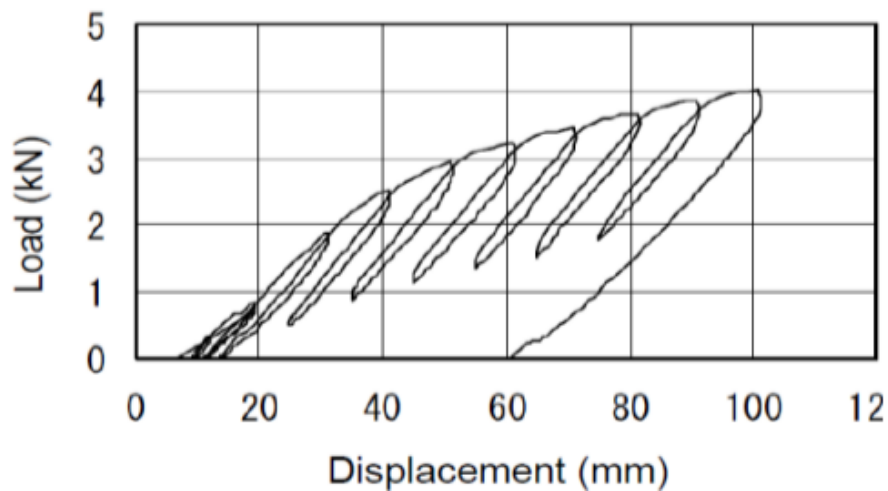


圖 2-31 BWR 控制棒力-位移特性 (SMiRT-26 Test 2, p. 3)

4. 第三部分－大型垂直軸泵

水平振動試驗（易損性試驗 A 和 B）的結果顯示：固定馬達螺栓在馬達頂部的反應加速度為 $12 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 時產生降伏（即使在馬達頂部的反應加速度為 $14 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 時，馬達本身的泵浦功能也保持不變），該桶在桶底端的反應加速度為 $31 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 。關於由桶體支撐間隙引起的非線性反應行為，確認了間隙變化（直徑間隙：4.0 mm、2.0 mm 和 1.0 mm）與非線性反應之間的關係。根據垂直振動試驗（脆性試驗 A 的第 3 步和第 4 步）的結果，證實了即使在桶底端的反應加速度為 $2.2 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ ，馬達頂部的響應加速度為 $2.3 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 時，泵浦的功能仍能保持，試驗後的運轉和拆卸檢查也均未發現異常。全尺寸設備試驗的結果整理如表 2-16 所示。

表 2-16 垂直軸泵之易損性試驗與評估結果

設備實測結果			
試驗項目			測試結果
功能維持或喪失	柱桶	<u>易損性測試 A</u> 較現有試驗更高等級的驗證 (JEAG4601: $10 \times 9.8 \text{ m/s}^2$)	泵浦功能維持至以下水平響應: 桶底: $31 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 柱底: $35 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 泵浦功能維持至以下垂直響應: 桶底: $2.2 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 柱底: $1.6 \times 9.8 \text{ m/s}^2$
	馬達	<u>易損性測試 A</u> 較現有試驗更高等級的驗證 (JEAG4601: $2.5 \times 9.8 \text{ m/s}^2$)	泵浦功能維持至以下水平響應: 馬達頂部: $14 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 泵浦功能維持至以下垂直響應: 馬達頂部: $2.3 \times 9.8 \text{ m/s}^2$
	固定馬達的結構	<u>易損性測試 B</u> 螺栓連接部分的損傷	泵浦功能維持至以下水平響應: 馬達頂部: $12 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ (固定馬達螺栓超過設計降伏點)
桶體支撐間隙對泵浦反應的影響			以桶狀支撐直徑間隙為參數得: $4 \text{ mm} > 2 \text{ mm} > 1 \text{ mm}$

類型	評估損壞標準	易損性能力(馬達頂部)
井筒型(長型)	馬達功能維持	$14.0 \times 9.8 \text{ m/s}^2$
井筒型(短型)		$14.0 \times 9.8 \text{ m/s}^2$
垂直橫流型(PWR)	馬達基座螺栓降伏	$6.3 \times 9.8 \text{ m/s}^2$
垂直橫流型(BWR)		$4.3 \times 9.8 \text{ m/s}^2$

(五) JNES 易損性試驗設備尺寸與型號

1. 第一部分－水平軸泵

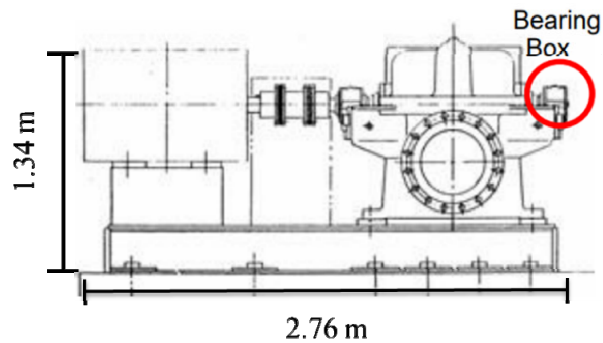


圖 2-32 水平軸泵之尺寸 (NUREG/CR-7040, p. A-21)

表 2-17 水平軸泵之規格

項目	規格
流量	1250 m ³ /h
揚程	55 m
重量	5.7 × 10 ³ kg
轉速	1800 rpm
馬達輸出	255 kW
尺寸	寬 2.76, 高 1.34 m

表 2-18 水平軸泵之元件尺寸(型號)

元件		尺寸(型號)	樣本數
逕向軸承	滾珠	110 mm O.D.(6310) 170 mm O.D.(6316)	各 3
	滑動	60 mm I.D. 85 mm O.D. 80 mm I.D. 121 mm O.D.	
止推軸承	滾珠	110 mm O.D.(6310) 170 mm O.D.(6316) 170 mm O.D.(7316B)	
	滑動	67 mm I.D. 127 mm O.D.	
線性襯套	平坦	270 mm I.D. 175 mm I.D. 267 mm I.D. 88 mm I.D. 195 mm I.D.	
	溝槽	95.5 mm I.D	

2. 第一部分 – 電氣設備

表 2-19 電氣設備之尺寸

電氣設備(自然頻率)	比例, 重量	尺寸(m), $W \times H \times D$
儀器保護架 (29.0 Hz)	1/1 全模型, 2160 kg	$1.8 \times 2.3 \times 0.9$
反應爐控制中心 (35.8 Hz)	1/1 全模型, 640 kg	$0.8 \times 2.3 \times 0.8$
中央電源 (24.2 Hz)	1/1 全模型, 4050 kg	$1.8 \times 2.3 \times 2.0$
6.9 kV 金屬包覆開關裝置(21.2 Hz)	1/1 全模型, 5600 kg	$2.0 \times 2.3 \times 2.5$
主控制板 (43.8 Hz)	1/1 部分模型, 1010 kg	$2.65 \times 1.01 \times 1.35$
反應爐輔助控制板 (30.7 Hz)	1/1 部分模型, 2580 kg	$2.1 \times 2.3 \times 2.6$
邏輯電路控制板 (22.2 Hz)	1/1 全模型, 750 kg	$1.0 \times 2.3 \times 1.0$
儀錶架 (32.7 Hz)	1/1 全模型, 670 kg	$2.3 \times 1.9 \times 0.6$

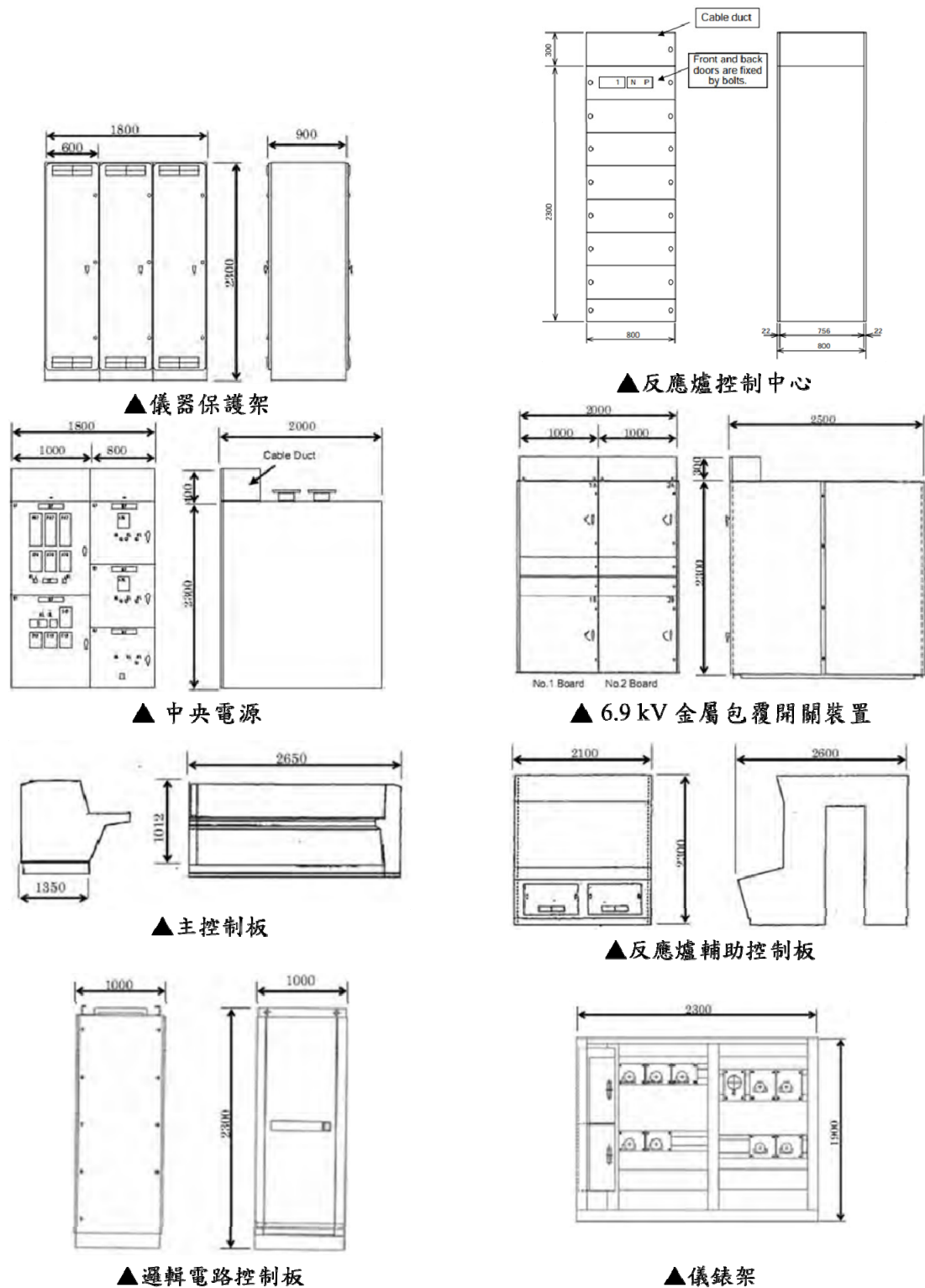


圖 2-33 電氣設備之模型 (NUREG/CR-7040, p. 50)

表 2-20 電氣設備之元件型號與廠牌

元件類別	型號	廠牌	樣本數
保護電驛	TUB-2-D	MELCO	3
	CO-18-D	MELCO	9
	VCR62D	TMT&D	3
輔助電驛	NRD-81	MELCO	9
	UP3A	TMT&D	9
	MY4Z	Omron	9
計時器	H3M	Omron	9
比較卡	HALN	MELCO	3
交流控制器卡	HASN	MELCO	3
平面顯示器	18 inch	TOTOKU	3
控制器	18 inch	Hitachi	3
控制器(CPU)	TOSMAP	Toshiba	3
Input/Output 單元	TOSMAP	Toshiba	3
測試模塊	S9166AW	Yokogawa Electric	3
電源模塊	S9016AW	Yokogawa Electric	3
監控模塊	S9146AW	Yokogawa Electric	3
電力單元	-	MELCO	3
	TFV	Densei Lambda	3
	S9980UD	Yokogawa Electric	1
差壓變送器	EDR-N6L	Hitachi	4
	AP3107	Toshiba	3
	UNE13	Yokogawa Electric	3
壓力變送器	EPR-N6L	Hitachi	1

磁性接觸器	MSO-A80	MELCO	9
	C-20J, T-20J	Toshiba SE	9
塑殼斷路器	NF100-SH	MELCO	9
	SH100	Toshiba SE	9
	F type	Hitachi	9
模組開關	SSA-SD3-53	MELCO	9
凸輪開關	MS	Hitachi	9
鑰匙開關	ACSNK	Hitachi	9
接地電壓變壓器 (GPT)	VTZ-E6EP	Toshiba	1
	VTZ-E6EP (improved)	Toshiba	1
空氣斷路器	B10-1	Toshiba	1
	DS-416	MELCO	1
	DS-416 (improved)	MELCO	1
	DS-840 (from panel test)	MELCO	1
氣體斷路器	6-SFG-40S	MELCO	1
真空斷路器	VF-6M63 (from panel test)	Toshiba	1

註：樣本數 1 雖無法表達統計特徵，但可視為一個 Fail-Pass 測試。

3. 第二部分－與控制棒插入能力相關之設備

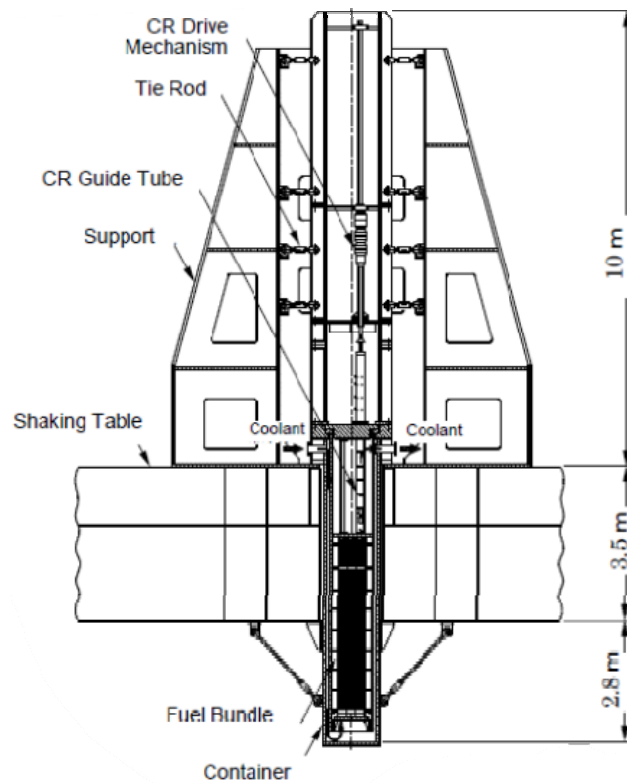


圖 2-34 PWR 控制棒插入系統試驗模型剖面圖
(NUREG/CR-7040, p. 55)

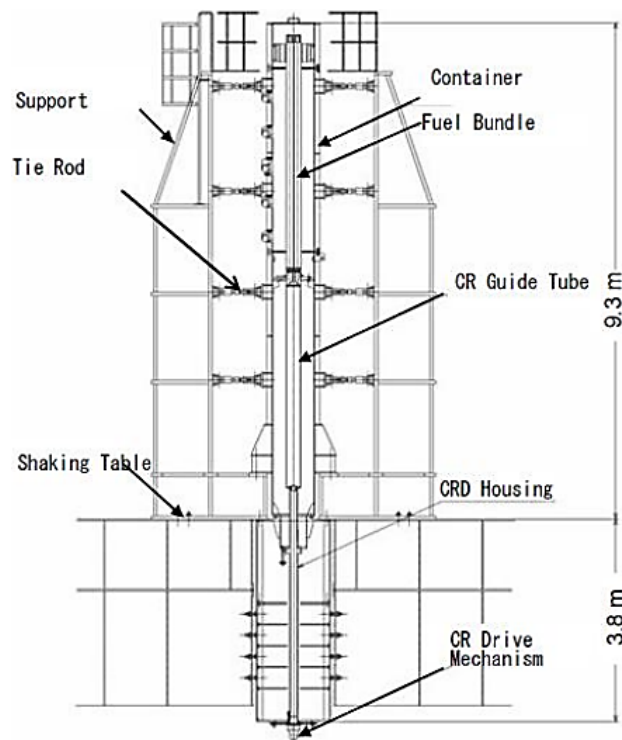


圖 2-35 BWR 控制棒插入系統試驗模型剖面圖
(NUREG/CR-7040, p. 62)

4. 第三部分－大型垂直軸泵

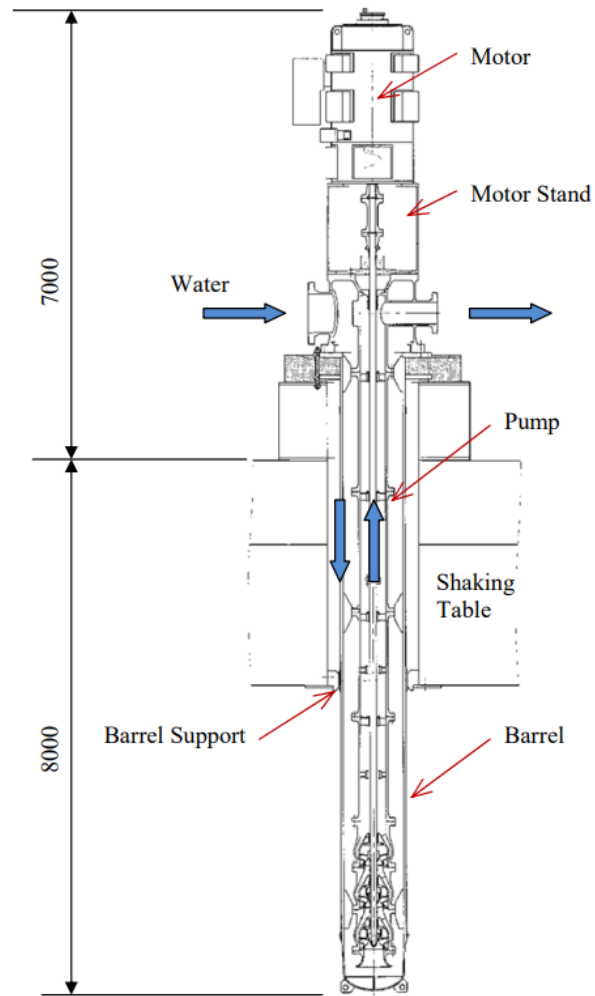


圖 2-36 大型垂直軸泵之尺寸 (NUREG/CR-7040, p. 66)

表 2-21 大型垂直軸泵之規格

項目	規格
流量	$1691 \text{ m}^3/\text{h}$
揚程	92 m
重量	$61 \times 10^3 \text{ kg}$
轉速	1500 rpm
馬達輸出	750 kW

表 2-22 大型垂直軸泵之元件尺寸

元件	內徑 (mm)	高度 (mm)	直徑間隙 (mm)	樣本數
碳軸承(大型)	100	115	0.41~0.48	3
碳軸承(小型)	55	50	0.41~0.48	3
固體潤滑劑 分佈無油軸承	100	80	0.39~0.58	4
樹脂軸承	120	120	0.14~0.34	4
橡膠軸承	100	120	0.14~0.34	4
平面型內襯環	355	50	0.53	3
平面型內襯環	550	45	1.17	3
Kingsbury 型 推力軸承	270 (540 O.D.)	270	-	3
平面平行 推力軸承	250 (470 O.D.)	184	-	3

(六) EPRI 易損性能力的評估方法

元件的抗震設計是基於規範限制和 NRC 要求，這些要求無法實際反映元件抵抗故障的能力，因此設計條件和實際導致失效的條件之間存在的地震餘裕可能相當大。這些因素結合在一起會產生易損性，在許多專家看來，以往對許多元件發生故障可能性的描述過於悲觀，在美國對電器設備和機械設備進行強震動試驗之後，可以證實此說法。

在易損性試驗中，元件（設備）會安裝於振動台上方，承受由特定波形所表徵的輸入運動，該波形描述了輸入強度（地震加速度）隨頻率的變化，如圖 2-37 所示。當元件對此輸入運動的反應（測試反應譜, Test Response Spectrum, TRS）達到或超過原先設定的標準（要求反應譜, Required Response Spectrum, RRS）時，該元件便被認為是「合格」的。在合格測試中，TRS 通常是在元件支撐點進行測量，為獲得易損性數據，需增加輸入強度直至元件「失效」。以第一階段試驗為例，選擇 480 伏特的電機控制中心(Motor Control Center, MCC)為樣本，內含各種類型和尺寸之電驛和電機控制器，如圖 2-38 所示。用於試驗的 MCC 結構，是由三個 20"×21"×90"組成，設備重量約 1080 磅，是可符合輸入振動要求之最大設備。電器設備的功能易損性是以「設備顫振」作為相關的故障模式來評估，也會對設備之結構性故障進行評估，同時測試了機櫃不同的螺栓安裝方式，得出其不同勁度。

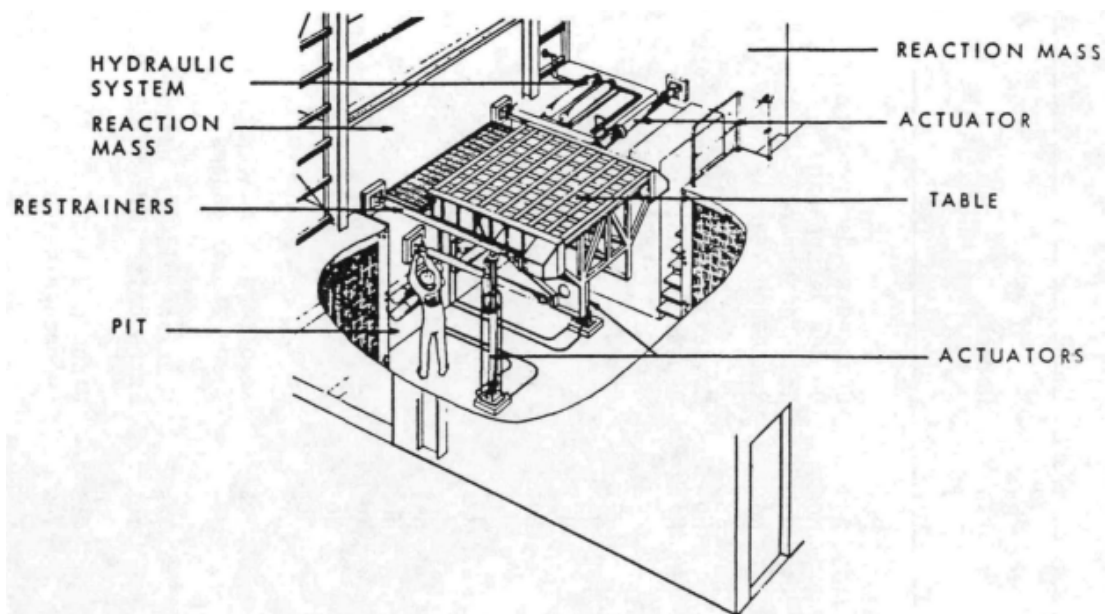


圖 2-37 Wyle Laboratories “G-machine”振動台
(NUREG/CR-4900, p. 3-8)

表 2-23 Wyle Laboratories “G-machine”振動台數據

操作模式	雙軸同時
力額定值	垂直 36,000 磅；水平 29,000 磅
振動台面尺寸	8 英尺 × 8 英尺
試樣最大尺寸	8 英尺 × 8 英尺 × 12 英尺(高)
試樣最大重量	6,000 磅(加速度 2G 時)
最大位移	垂直 9 英寸；水平 12 英寸
雙軸最大速度	垂直:33 英寸/秒(瞬時)；22 英寸/秒(連續)
	水平:46 英寸/秒(瞬時)；31 英寸/秒(連續)
最大加速度	垂直 8G；水平 7G
最大頻率	70 赫茲

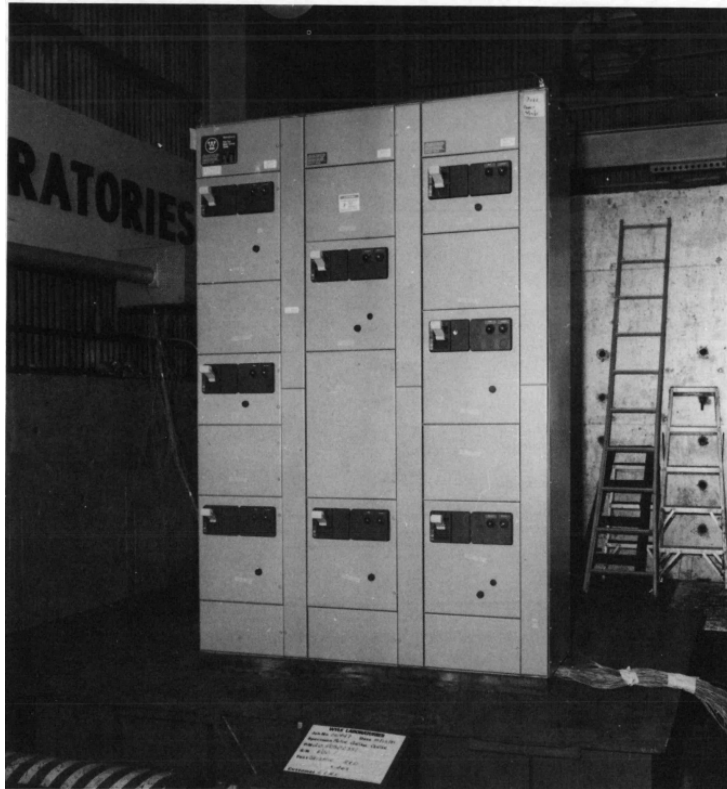


圖 2-38 安裝於振動台上之電機控制中心(MCC)
(NUREG/CR-4900, p. 2-15)

選擇的試驗設備可分為以下三大類：

1. 電器設備

包含機架上的電池、電池充電器、接觸器和電機啟動器、逆變器、電氣穿隔元件、配電盤、電機、電機控制中心、手動控制開關、變壓器、開關、變送器、開關設備、控制面板、儀表架元件、和自動轉換開關等。

2. 機械設備

如電動閥操作器、氣動閥、電磁閥、安全泄壓閥、和冷水機組等。

3. 電驛

測試的電驛可分類為保護電驛 11 個、輔助電驛 13 個、工業用電驛 23 個、定時電驛 6 個、閉鎖式電驛 2 個、旋轉式電驛 3 個、

插座電驛 11 個、以及 1 個濕式含汞舌簧（磁簧）接觸電驛，共對 70 個電驛進行試驗，其中有五個具有調節功能，因此總共測試了 75 種電驛配置。

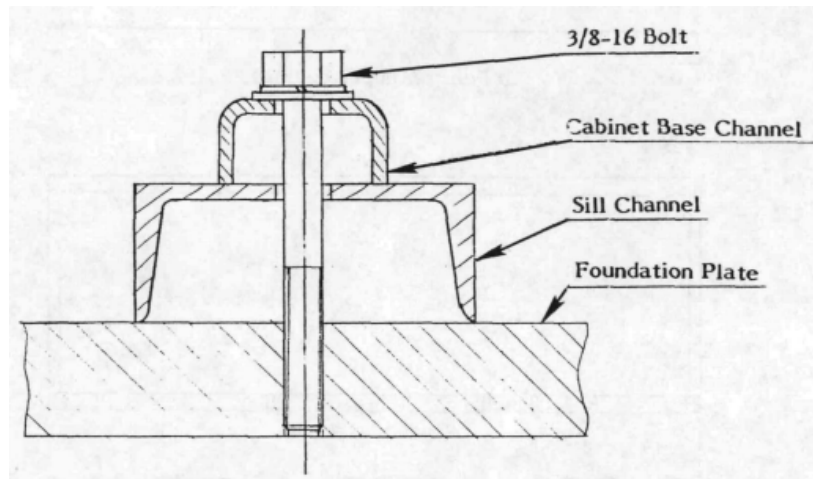


圖 2-39 MCC 機櫃底座上的螺栓配置資訊
(NUREG/CR-4900, p. 2-17)



圖 2-40 安裝於振動台上之 4.16kV 開關裝置、保護電驛、緊急照明電池組、電壓互感器、電池 (NUREG/CR-4899, p. 3-47)

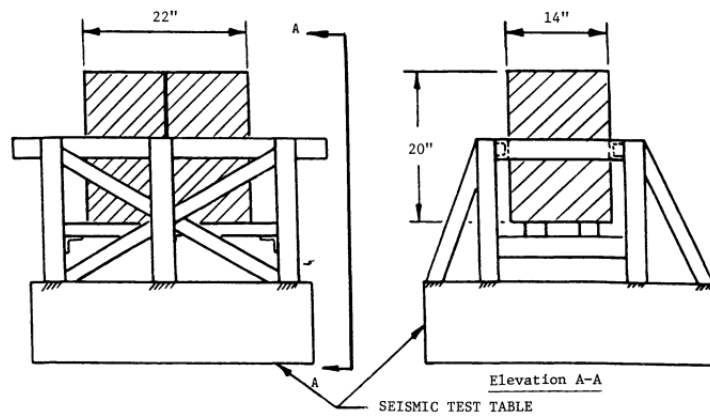


圖 2-41 試驗時兩個電池單元和機架的配置
(NUREG/CR-4899, p. 3-56)

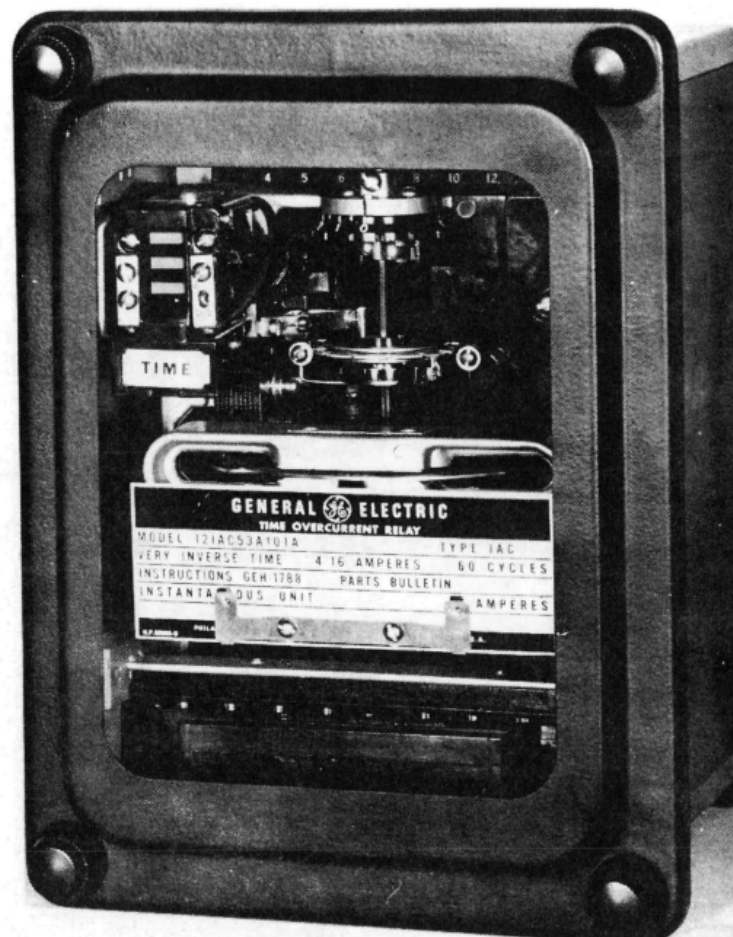


圖 2-42 典型過載電驛 (NUREG/CR-4899, p. 3-37)

(七) EPRI 易損性試驗的結果

收集和分析試驗數據後，發現結構內譜加速度可能比結構內

ZPA 更適合用來定義元件的易損性參數。然而，由於缺少關於元件顫振頻率屬性的合適數據，因此仍選用結構內 ZPA 作為描述元件易損性的參數。

在對電機控制中，MCC 的試驗一共進行了 56 次試驗，其中 43 次是雙軸（垂直軸加一水平軸）隨機運動，振動台的輸入高達 2.5 g ZPA，從而導致設備位置產生的譜加速度達 20 g 以上。對於那些開發了易損性數據的電驛(Squared Type X、Westinghouse Type AR、GE Type CR)，其易損性能力中數（最佳估計曲線，50%故障概率）範圍為 5.2 g 至 6.1 g 結構內 ZPA，HCLPF 範圍為 3.2 g 至 4.3 g 結構內 ZPA。當被視為單一組件時，這些電驛的易損性能力中數估計為 5.6 g，HCLPF 為 3.6 g。

2 號可逆和不可逆起動器的易損性能力中數為 3.9 g，HCLPF 分別為 2.5 g 和 2.3 g。當所有 2 號起動器作為一組時，易損性能力中數和 HCLPF 分別為 3.9 g 和 2.5 g。對於測試的兩個 3 號啟動器，其易損性能力中數為 6.5 g 結構內 ZPA。與 2 號起動器相比，易損性能力明顯不同，很可能是由於起動器尺寸的差異很大所導致。由於只有三個數據點可用於估計易損性參數，而且數據過於稀疏，無法估計隨機變異性，因此無法定義 HCLPF。然而，可以合理地預期 3 號起動器的 HCLPF 至少與 2 號起動器的 HCLPF 一樣高。

進行試驗之設備（無論停機或運轉時）在試驗結束後，其功能性皆未喪失。

表 2-24 電驛與電機啟動器之易損性能力(局部 ZPA)

設備		中位數	HCLPF	β_V	β_R
電驛	Westinghouse Type AR	6.1 g	4.3 g	0.13	0.08
	Square-D Type X	5.2 g	3.2 g	0.2	0.1
	G-E Type CR	5.5 g	3.3 g	0.23	0.08
	All Relays	5.6 g	3.6 g	0.19	0.07
啟動器	Size 2 FVNR	3.9 g	2.3 g	0.25	0.08
	Size 2 FVR	3.9g	2.5 g	0.21	0.06
	Size 3 FVNR	6.5 g	-	0.32	-
	All Size 2	3.9 g	2.5 g	0.21	0.06

表 2-25 以基底局部 ZPA 表示的易損性能力

設備	A_R	A_V	β_V	β_R
4.16kV 開關設備	3.9 g	3.9 g	0.18	0.09
電壓互感器	4.2 g	5.3 g	0.18	0.09
保護電驛	4.2 g	5.3 g	0.18	0.09
緊急照明電池組	4.2 g	5.3 g	0.18	0.09
B.O.P 站電池/架	3.9 g	1.7 g	0.18	0.09

(八)美國與日本資料交叉比對與研析

美國與日本同樣都是利用地震易損性概念進行耐震評估，主要是基於有限的試驗數據和工程判斷，以輸入的地震運動嚴重程度為條件的故障機率來開發。試樣的選擇皆是先確定有哪些電廠系統與電廠安全機制相關，再根據每個系統元件對整體系統功能的重要性和預期的抗震能力，自判定為低耐震能力且最為重要之組件安裝於振動台上，開始進行測試。

美國與日本皆對不同尺寸和類型的各類與反應爐安全相關之關鍵設備進行易損性試驗，雖然美國進行易損性試驗之設備種類較日本來得多，但在選擇進行試驗設備的邏輯相同，易損性評估方法的建立邏輯也相同。以美國電氣設備易損性試驗來說，包括電驛、馬達啟動器、開關設備等等，為了評估其易損性，必須先決定元件「故障」的定義和一種可以參考的故障機率參數。在電器設備易損性試驗中，主要考慮主動功能喪失的問題，這是因為根據廠商提供的資料，試驗所選用之電氣設備通常表現出很高的結構強度，在地震導致結構功能喪失前，主動功能會先失效。因此僅在對 MCC 機櫃進行易損性試驗時，考慮其結構功能喪失之可能。而主動功能喪失則是以接觸器發生顫振，視為「臨界事件」，在試驗期間紀錄了顫振發生的次數、單次顫振持續的時間（範圍從 2 毫秒到 80 毫秒）、以及設備狀態對顫振發生的影響。

三、近期日本地區強震後核電廠最新耐震評估與管制作法之研析

(一) 2024 年日本能登半島地震之特性

1. 地震概要

2024 年 1 月 1 日下午 4 時 10 分(當地時間)，日本能登半島發生地震規模 $M_W = 7.5$ ($M_J = 7.6$) 的強烈極淺層地震，震央位於的石川縣珠洲市北北東方 6 公里處(北緯 37.5 度、東經 137.3 度)。美國地質調查所，以下簡稱 USGS，測得震源深度約 10 km，如圖 3-1、圖 3-2 所示。日本氣象廳，以下簡稱 JMA，則測得震源深度約 16 km，屬於逆斷層。

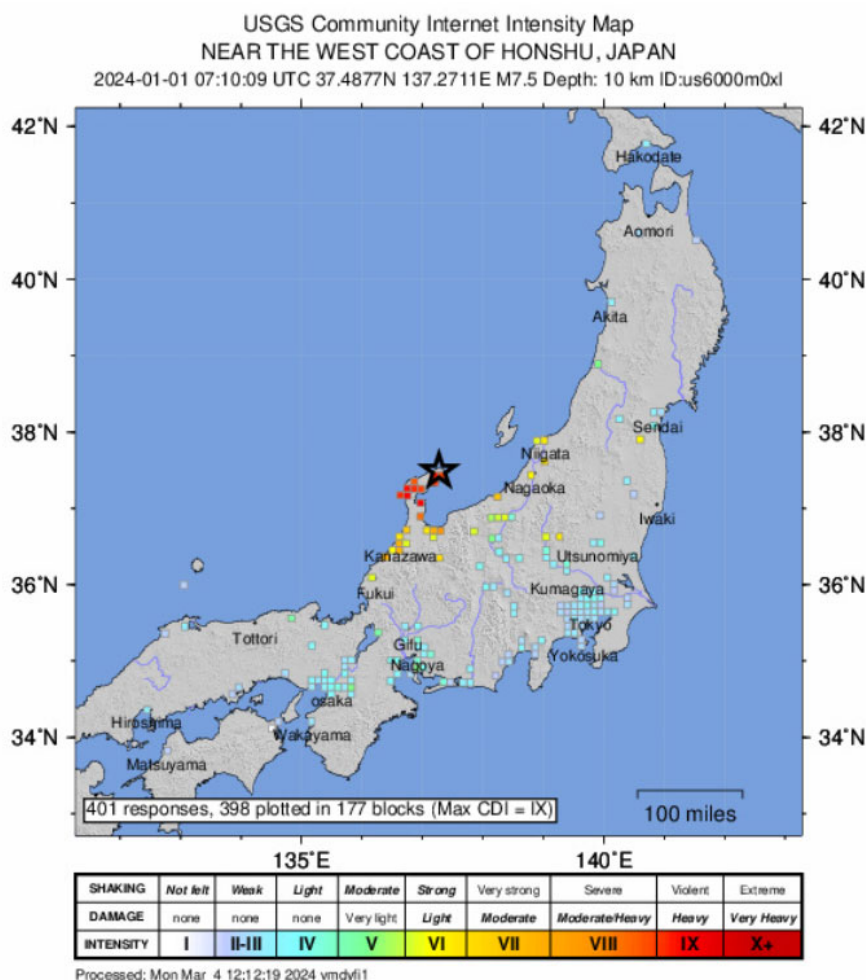


圖 3-1 能登半島地震震度分佈



圖 3-2 震央地理位置

2. 地震規模

能登半島地震由 USGS 測得規模 $M_w = 7.5$ ，而 JMA 測得規模 $M_J = 7.6$ ，如圖 3-3 所示。以下比較 USGS 與 JMA 地震規模測量方式：

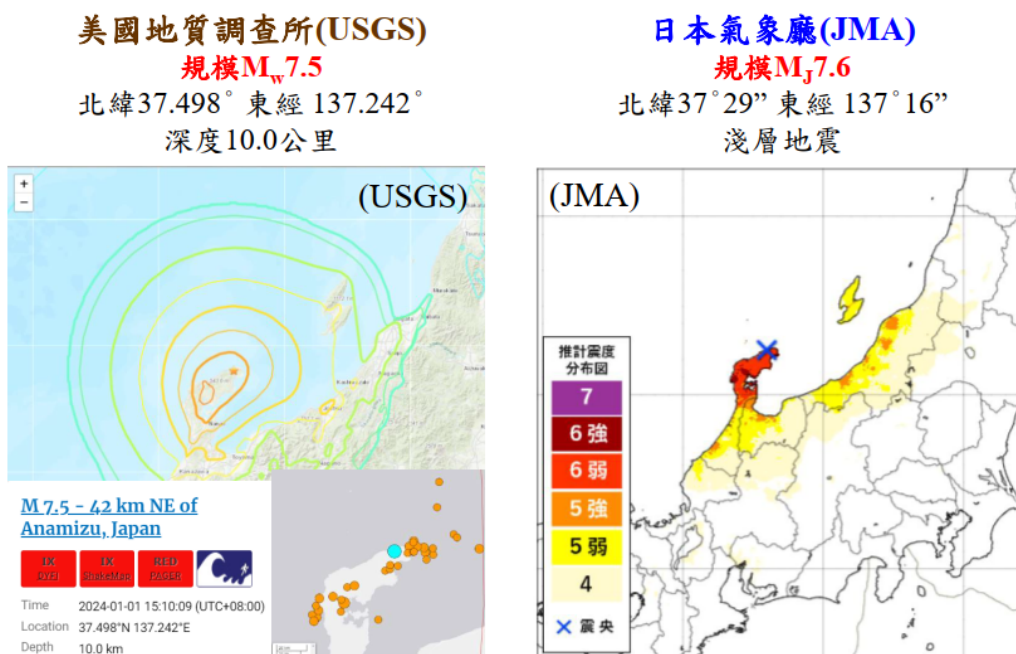


圖 3-3 能登半島地震規模

(1) 日本氣象廳規模 (M_J)

是由地震波形五秒週期之最大振幅值來計算，為經由短週期速度地震計觀測到的速度波形的最大振幅或由加速度地震計觀測到的加速度波形得到的位移波形的最大振幅，透過對速度波形或位移波形的最大幅度添加距離衰減的影響等修正來計算。值得注意的是上述的最大幅度是所有幅度最大值的 $1/2$ 。原理與芮氏規模(M_L)相近，但有用經驗公式修正。其優點是透過讀取地震波形的振幅，可以在震後短時間即能求得規模，適合速報之用。但缺點為其為一個經驗公式，物理意義不明確，且當規模超過 $M_J = 8.0$ 後，具有飽和效應，其 M_J 數值較無法反應正確的規模。

(2) 地震矩規模 (M_w)

與斷層面積和斷層滑移量的乘積成正比，較能反映震源的物理特性（滑動量、斷層面積、地層剛性係數），原理為利用寬頻地震儀觀測到的整個地震波形，再使用 CMT(Centroid Moment Tensor)分析（一種同時確定地震位置、時間、震級(矩震級)和最能解釋觀測到的地震波形的震源機制的分析方法）進行計算。其優點為此法較有力學概念且物理意義明確，並且可以準確知道大地震的規模。缺點為對規模小於 $M_w=3.5$ 的地震會失準，且由於需要詳細分析整個地震波形，因此地震發生後很難立即快速計算與發佈。

3. 地震震度

(1) 等震度圖

如圖 3-4，JMA 提供之等震度圖，於志賀町及輪島市量測到等級最高的 7 級震度，新瀉縣中部則可達到震度 6 強，另外福井縣、石川縣、富山縣、新瀉縣震度都可達 5 強。圖 3-5 為 USGS 統計，

震央附近最大震度達到 8 級(MMI VIII)，有五個城市震度達 7 級 (MMI VII)。

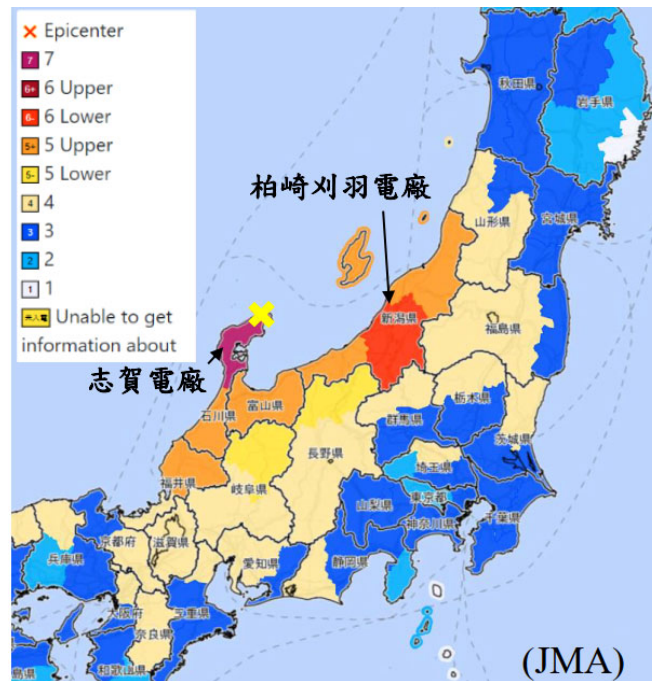


圖 3-4 JMA 等震度圖

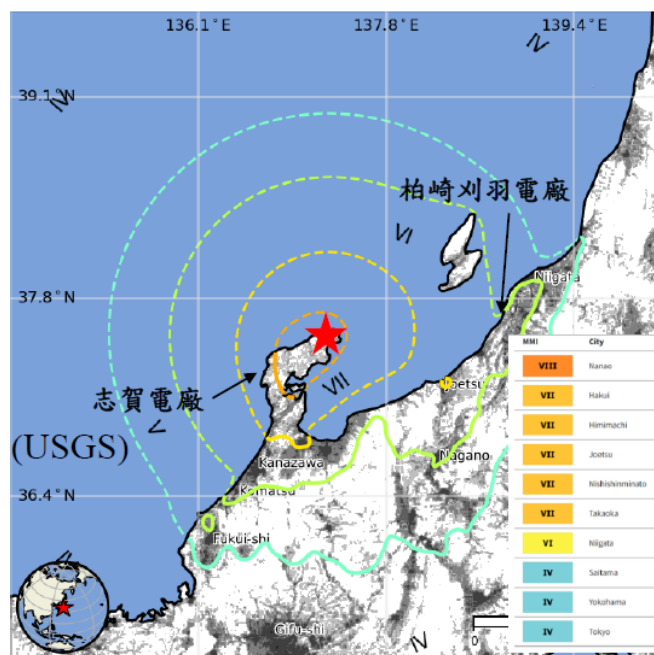


圖 3-5 USGS 等震度圖

(2) 各國震度比較

USGS 採用 MMI 震度指標(Modified Mercalli Intensity)，最高為 12 級。JMA 與臺灣交通部中央氣象署(CWA)震度級數相似，最高為 7 級。可由圖 3-6 得知臺美日三者之震度分級有所不同，臺與日震度級數雖一致，但各震度級距之區間，日本皆以 PGA 去做劃分，而臺灣的分級精神則與美國相同，都是以到達一定之 PGA 後再以 PGV 去做後續的分級。

台美日震度對比表					
PGA (gal)	JMA	CWA	MMI		
0~0.8	0	0	0.05	I	
			0.3	II	
0.8~2.5	1	1	3.75	III	
2.5~8	2	2		IV	
8~25	3	3	6.2	V	
			11.5	VI	
25~80	4	4	21.5	VII	
			49.1	VIII	
80~140	5弱	5弱	74.7	PGV 15~30	IX
140~250	5強	5強	139		
250~440	315 400	6弱 6強	PGV 41.4	50~80	VIII
440~800	7	6強	85.8	80~140	IX
800~		7	178		
			178~ cm/s		X+

圖 3-6 各國震度比較表

4. 震源機制

透過震源機制(Focal Mechanism)的分析與發現，如圖 3-7、圖 3-8，JMA、USGS 所計算之震源走向一致，皆為東北-西南向逆斷層，斷層傾向東南方，僅震源深度略有差異，USGS 為 16.5 km，JMA 約為 10 km。

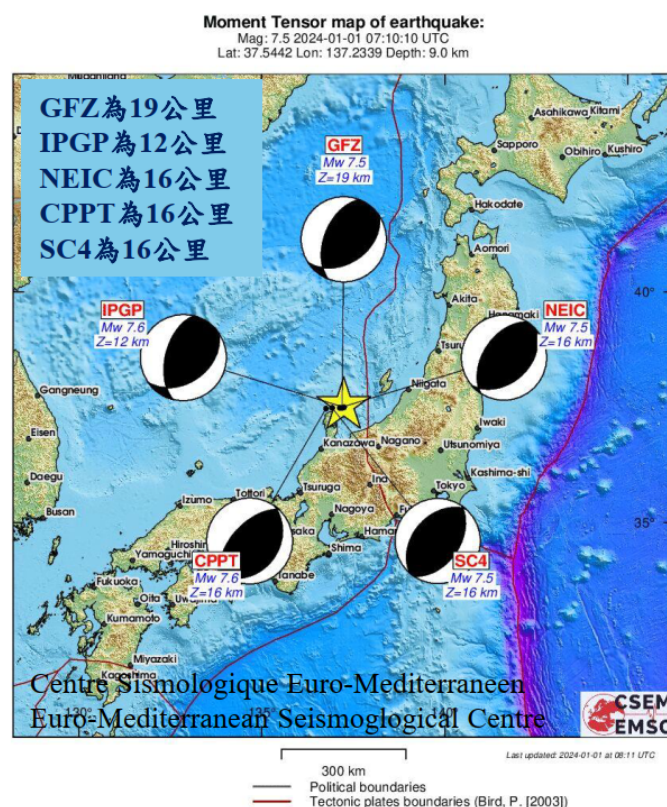
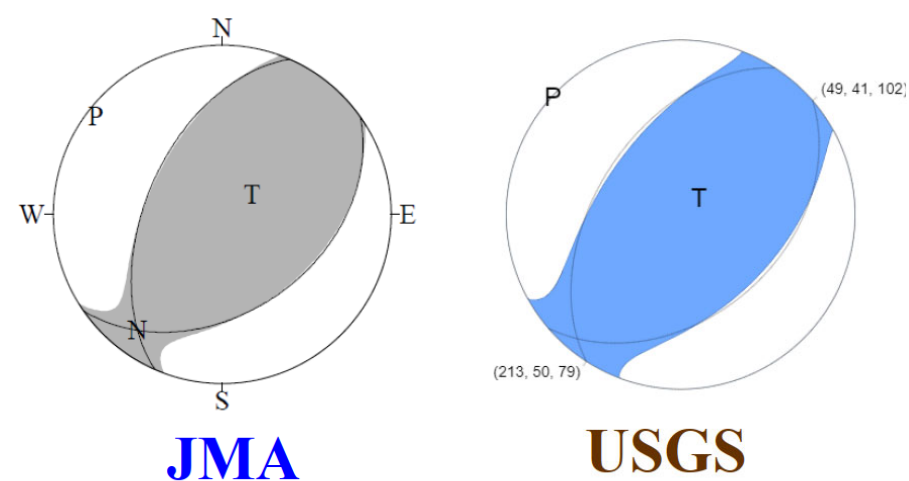


圖 3-7 各單位測得之震源球



Plane	Strike	Dip	Rake
P1	204	53	70
P2	55	42	115

Plane	Strike	Dip	Rake
P1	213	50	79
P2	49	41	102

圖 3-8 美國與日本之 2024 能登半島地震震源球比較

5. 日本能登半島地震歷史

表 3-1 為能登半島區域歷史 $M_J > 5$ 之地震，不包括本次地震，共有九個。圖 3-9 為自 1729 年以來，規模 5 以上地震分布圖。

表 3-1 能登半島歷史地震

$M_J > 5$ 地震發生日期	地震規模(M_J)
1729/08/01	6.6-7.0
1892/12/09	6.4
1892/12/11	6.3
1896/04/02	5.7
1985/10/18	5.7
1933/09/21	6.0
1993/02/07	6.6
2007/03/25	6.9
2023/05/05	6.5
2024/01/01	7.6

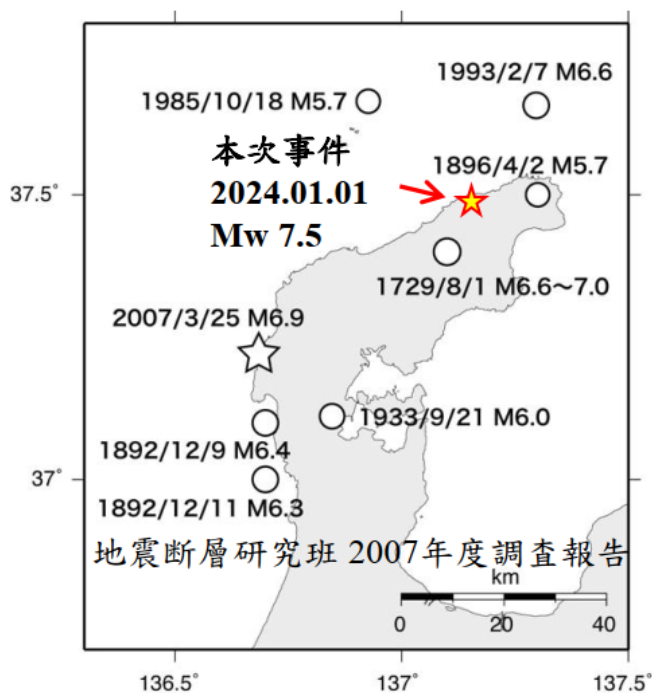


圖 3-9 能登半島歷史地震分佈

6. 板塊與斷層構造

(1) 日本列島板塊構造

日本列島位在歐亞板塊、北美板塊、菲律賓海板塊、太平洋板塊的之交界處，受到南方菲律賓海板塊與東方太平洋板塊的擠壓，如圖 3-10。圖 3-11 與圖 3-12 可知鄰近本次地震最近的地體構造線（大斷層線）為糸魚川-靜岡構造線，是為歐亞板塊與北美板塊交界線。



圖 3-10 日本列島之主要板塊構造 (Civildaily, 2024)



圖 3-11 日本列島之地質構造（高津科學）

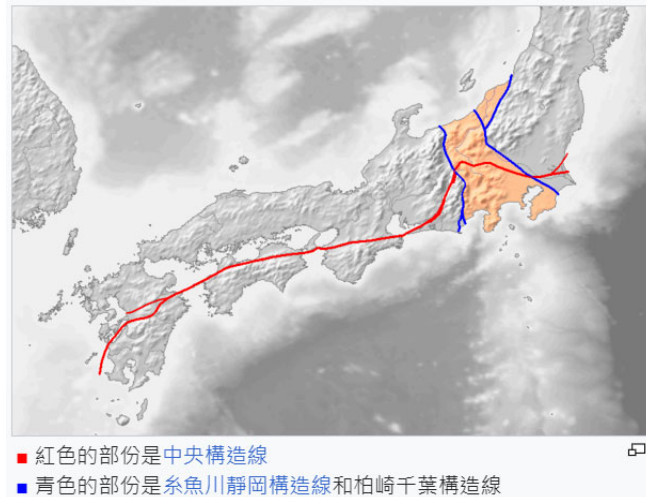


圖 3-12 日本列島之地質構造線（維基百科）

(2) 能登半島鄰近斷層

如圖 3-13 所示，能登半島北岸距北岸 5~10 公里處斷斷續續分佈有東北向西南走向的活動逆斷層。自東向西分別為珠洲沖段、輪島沖段、猿山岬沖段、門前沖段。所有斷層均為南側隆起的東南傾逆斷層。另外，門子野木段已被確認為 2007 年能登半島地震的震源斷層(Inoue 等，2007)至於本次地震的震央位於鈴木段東南方約 4 至 5 公里處，但與活動斷層的關係目前尚不清楚，仍待調查。

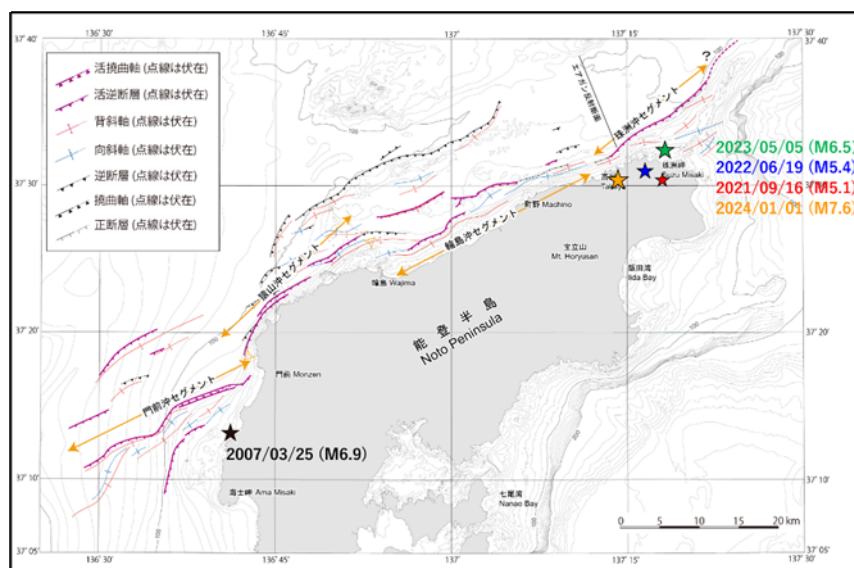


圖 3-13 能登半島之斷層分布（產總研，2024）

圖 3-14 為能登半島北海岸附近的活動斷層，也是 2024 年 1 月 1 日地震的震央（橘色星號處）。根據 JMA 的數據，2007 年 3 月 25 日能登半島地震（M6.9）、2021 年 9 月 16 日地震（M5.1）、2022 年 6 月 19 日地震（M5.4）2023 年 5 月 5 日（M6.5）的震央分別以黑色、紅色、藍色和綠色星星表示。

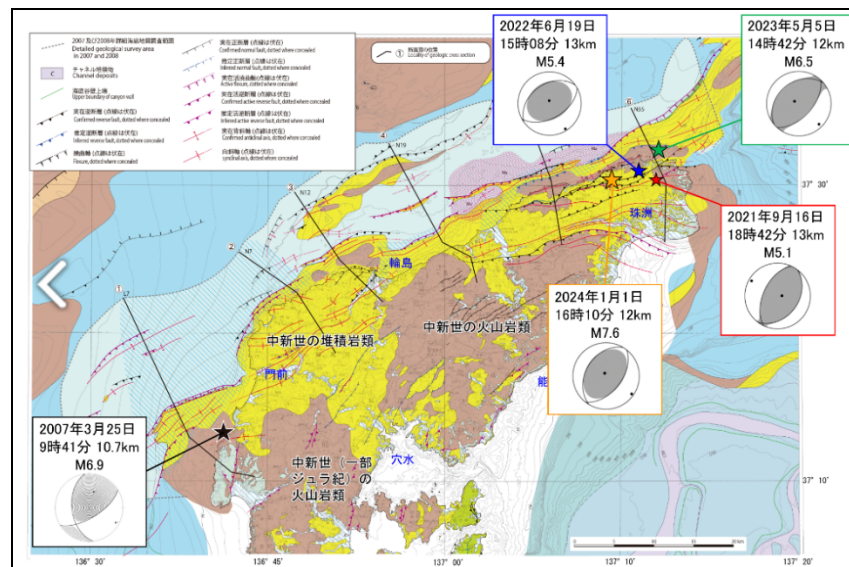


圖 3-14 能登半島地質與斷層分布（產總研，2024）

7. 能登半島地震之成因

(1) 地震成因

圖 3-15 為本次地震的餘震分布，圖 3-16 則顯示 2024 年能登地震斷層移動（破裂面積）約 150 公里，相比 1995 年阪神地震約 50 公里，且地震所釋放的能量約為阪神地震的 8 倍。另外，志賀町記錄到的地表最大加速度為 2,828 gal（神戶大地震為 891 gal，東北大地震為 2933 gal）。當地表加速度超過 1000 gal 時，埋在地表附近的石頭就會飛到地面上，所以本次地震震動相當厲害。此次地震屬於能登半島北部正下方活斷層垂直移動之逆斷層型地震，地震波分析表明，半島北端正下方發生了明顯的剪切運動，半島一側因垂直運

動而上升，導致輪島市的海岸最高抬升了 4 公尺。根據統計，能登半島大約每 5000 年就會發生一次隆起，階梯狀的地形可以被視為這種隆起的證據（吉岡祥一，2024）。

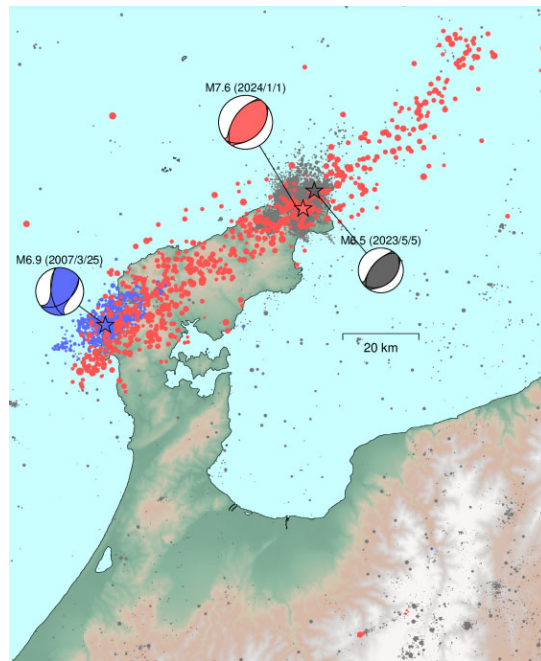


圖 3-15 2024 能登半島地震之餘震分佈（後藤浩之等人，2024）

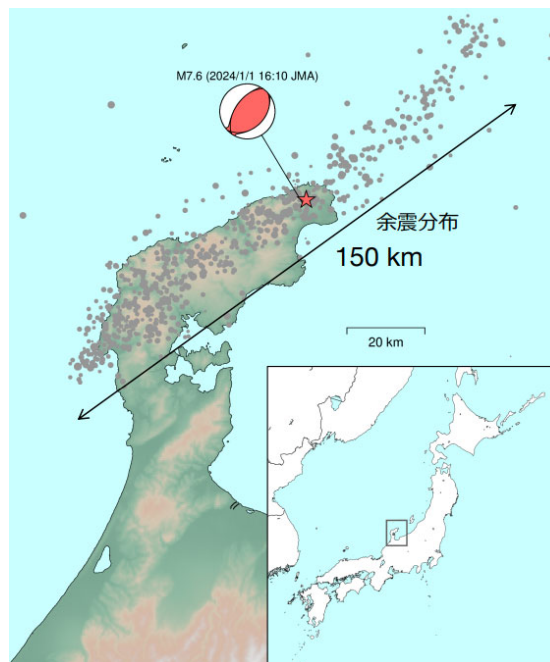


圖 3-16 2024 能登半島地震之破裂面積（後藤浩之等人，2024）

吉岡祥一(2024)提出能登半島的一系列地震成因可能與地下流體或水的運動有關。根據圖 3-17 所示，從太平洋板塊上升的水，岩石中所含的水在一定的溫度和壓力條件下開始溶解。據推測，它在能登半島正下方地區上升並堆積，引發了持續約三年的地震群。這種液體在斷層面之間形成如潤滑劑之物質使其更容易移動。極有可能是此一點點移動的流體刺激了主斷層，進而引發本次地震（吉岡祥一，2024）。

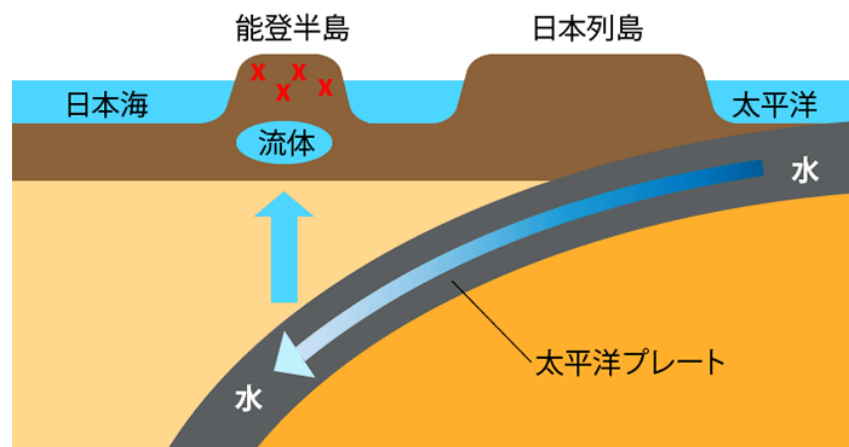


圖 3-17 能登半島地震之地震誘發機制（吉岡祥一，2024）

(2) 震源過程

如圖 3-18 所示，在內陸地殼內發生的逆斷層地震。幾乎整個能登半島北部都位於震源斷層的正上方。而破壞從震央向西南蔓延，珠洲市因此發生持續超過 40 秒的晃動。根據震央過程推算，輪島市西部存在較大滑移區，如圖 3-19，且滑移區對應到地殼發生大變形之位置（後藤浩之等人，2024）。

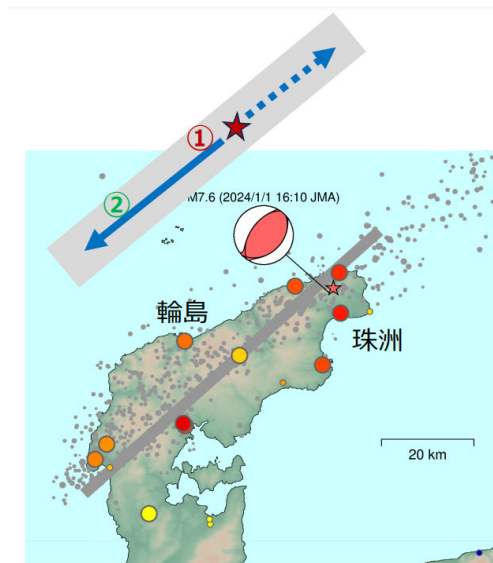


圖 3-18 2024 能登半島地震之震源移動過程
(後藤浩之等人，2024)

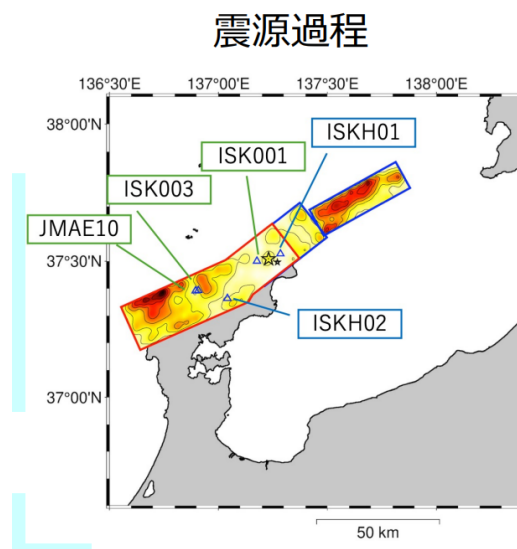


圖 3-19 2024 能登半島地震之滑移區 (後藤浩之等人，2024)

8. 地震後之地殼變動

2024 年能登半島地震後的相關海岸地殼變形調查結果發現，圖 3-20 所示，震央附近地表上升約 2 m，而在石川縣輪島市門前町的抬升幅度高達 4 m。地表左右之移動也有 2~3 m 之程度，可謂變動劇烈。圖 3-21 與圖 3-22 為石川縣輪島市門前町鹿磯漁港測量時的照片，圖 3-23 為地震前後地表高程之比較圖 (後藤浩之等人，

2024)。

地殻変動

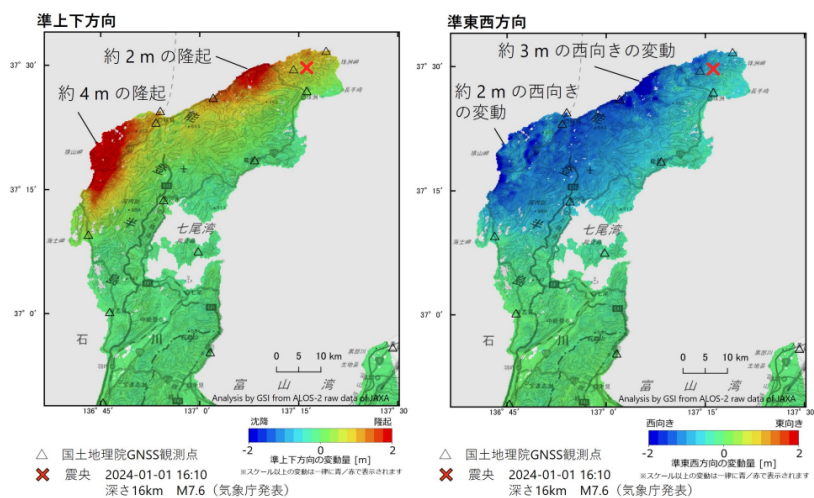


圖 3-20 2024 能登半島地震之地殻變動（後藤浩之等人，2024）

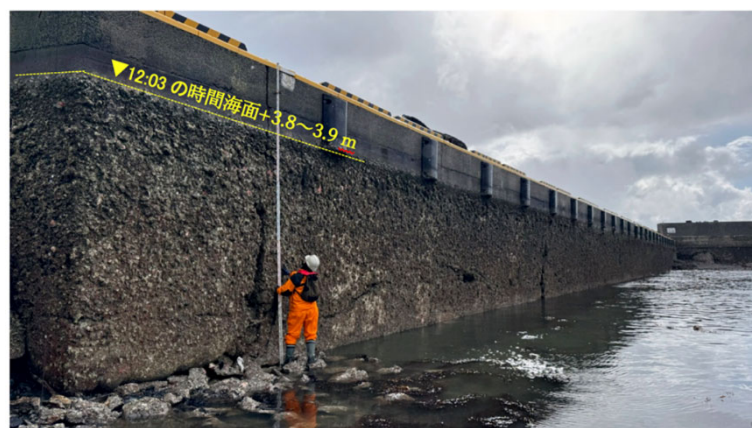


圖 3-21 輪島市門前町鹿磯漁港隆起（後藤浩之等人，2024）



圖 3-22 輪島市門前町鹿磯漁港隆起（後藤浩之等人，2024）

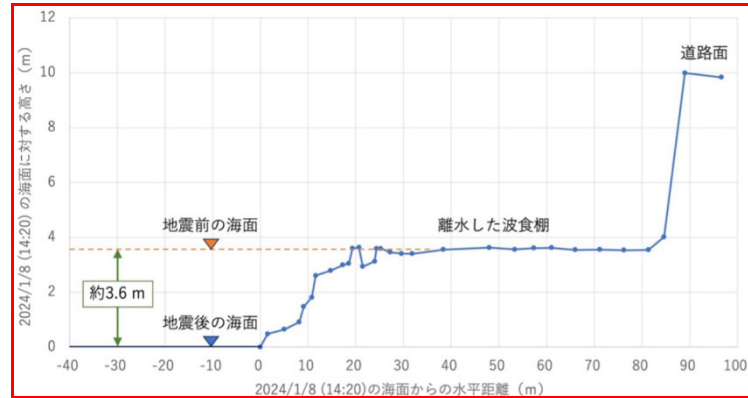


圖 3-23 地震前後地表比較（後藤浩之等人，2024）

9. 地表最大加速度 (PGA)

圖 3-24 為本地震地表最大加速度(PGA)分佈，圖 3-25、圖 3-26、圖 3-27 分別為富來站(ISK006)、輪島站(ISK003)與大谷站(ISK001)地表加速度歷時。可知 PGA（三分量總和）為富來站(ISK006)的 2828.2 gal，次高為輪島站(ISK003)紀錄的 1632.2 gal，最後為大谷站(ISK001)之 1468.7 gal（周中哲等人，2024）。深川良一(2024) 將此次地震與 1995 年阪神地震比較，可以得知數百 gal 的強烈震動持續了至少 30 秒，且震動的強度和持續時間都大於 1995 年阪神地震，如圖 3-28。

最大加速度（水平2成分合成）

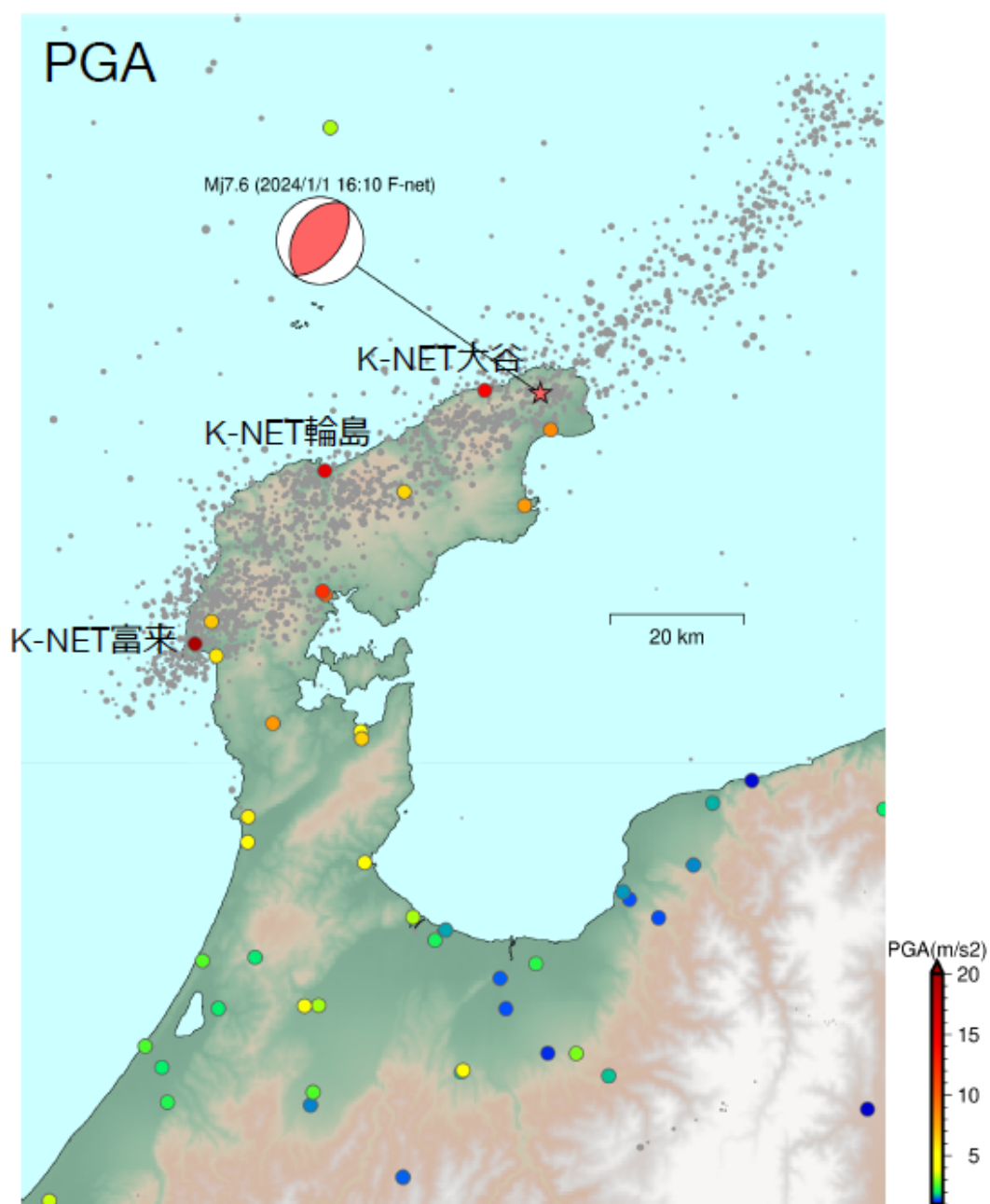


圖 3-24 2024 能登半島地震之 PGA 分佈（後藤浩之等人，2024）

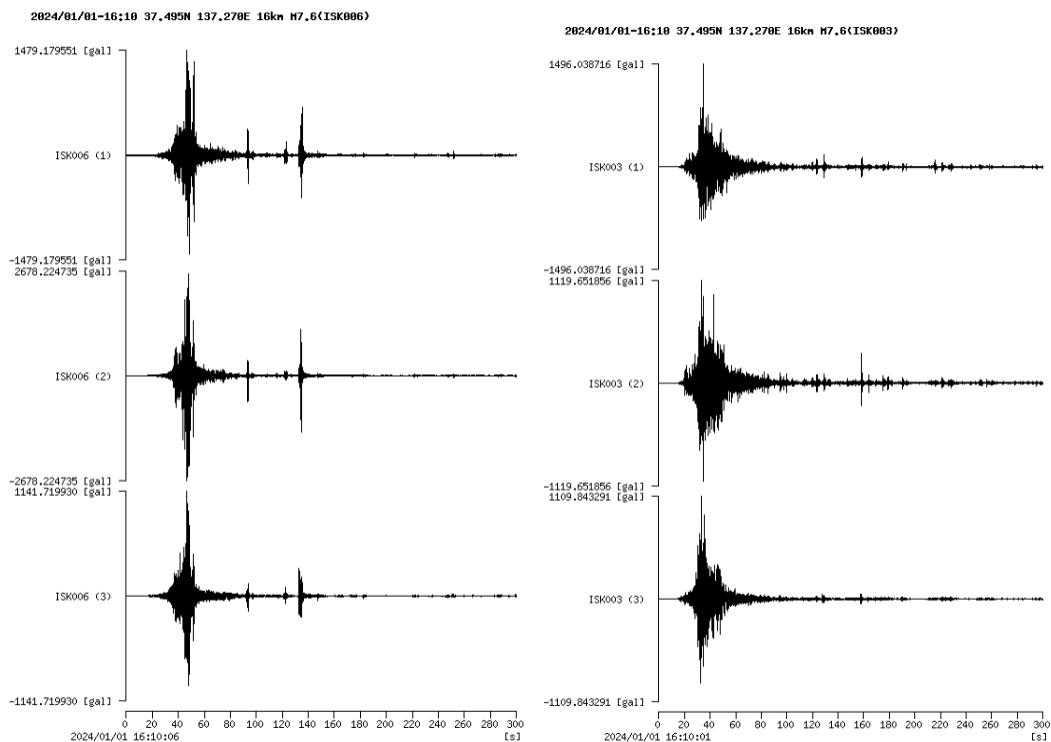


圖 3-25 富來站三向
加速度歷時（周中
哲等人，2024）

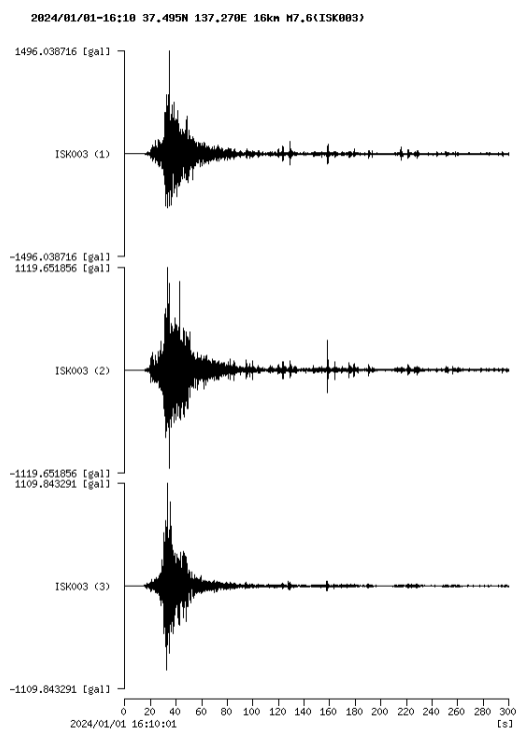


圖 3-26 輪島站三向
加速度歷時（周中哲
等人，2024）

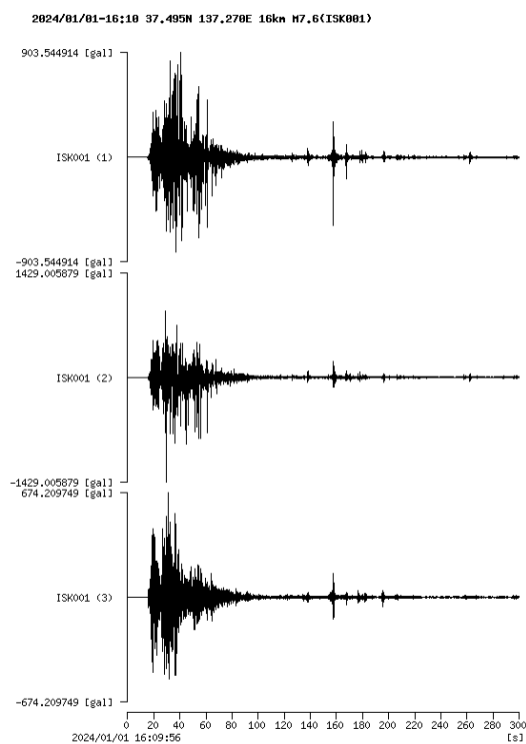


圖 3-27 大谷站三向加速度歷時（周中哲等人，2024）

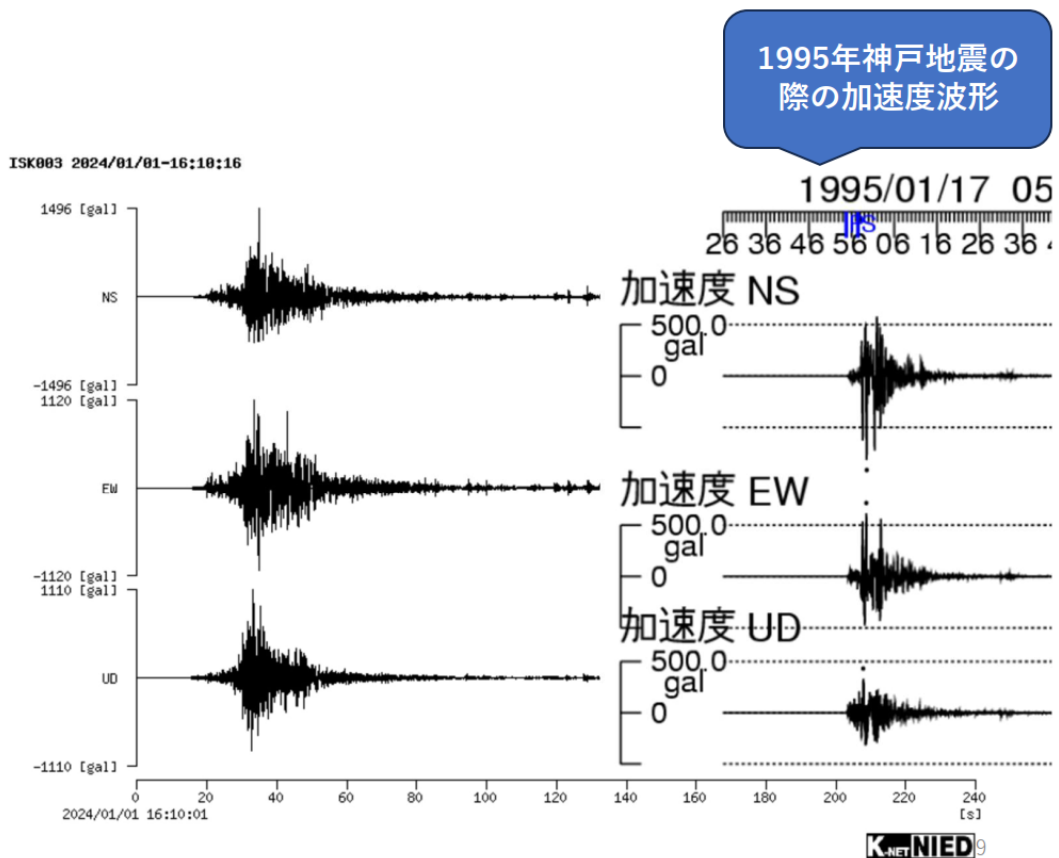


圖 3-28 能登半島地震與 Kobe 地震加速度比較（深川良一，2024）

10. 地表最大速度 (PGV)

圖 3-29 為本地震地表最大速度(PGV)分佈，圖 3-30 為防災科學技術研究所(NIED)所記錄到的速度歷時，最大地表速度(PGV)為穴水站(ISK005)的 1.59m/s，次高為正願站(ISK002)之 1.31m/s，另可得知穴水和正院以水平向速度為主且以週期約 1 秒持續震動（周中哲等人，2024）。

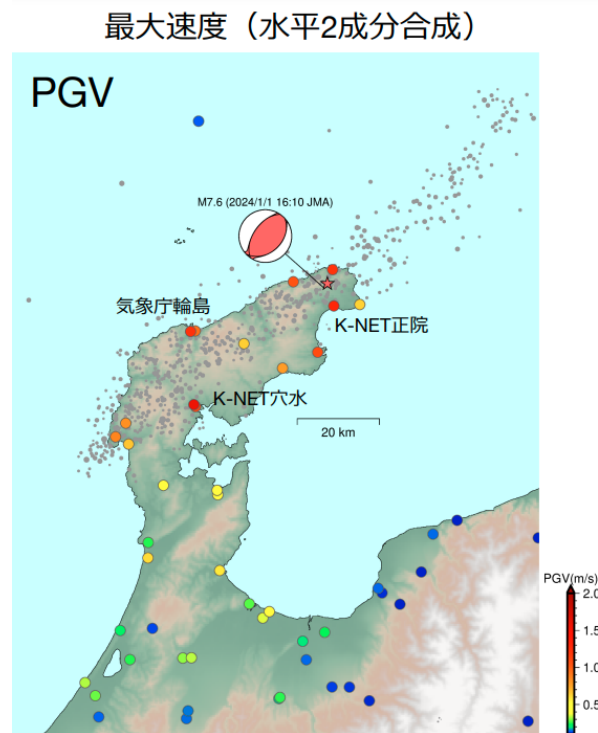


圖 3-29 PGV 分佈（後藤浩之等人，2024）

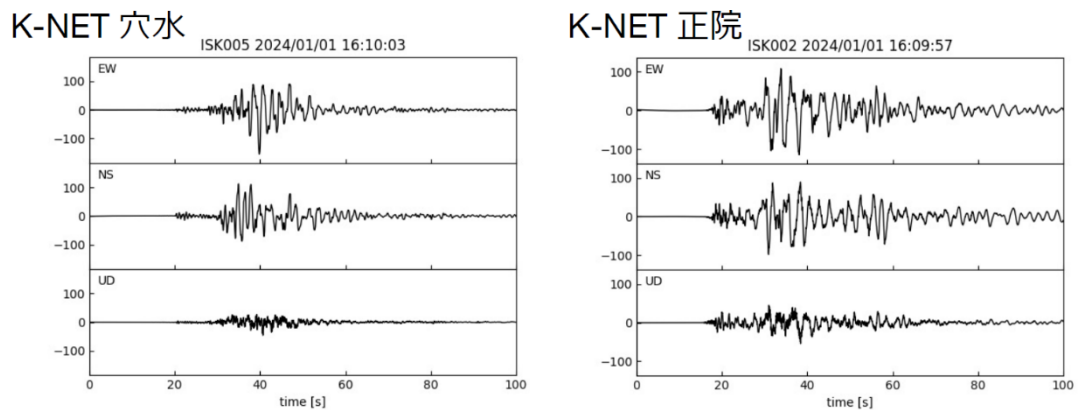


圖 3-30 穴水站與正院站之三向速度歷時（後藤浩之等人，2024）

11. 能登半島地震之加速度反應譜

如圖 3-31 所示，富來站(ISK006)的水平方向譜加速度峰值皆約在 0.2 秒左右達到極值，其中 EW 向最高可達 11268 gal，而 UD 向約在 0.1 秒達到峰值 4173 gal。如圖 3-32 所示，輪島站(ISK003)的三向譜加速度峰值則皆約在 0.1 秒附近，EW 向最高可達 5305 gal。

大谷站(ISK001)的三向譜加速度則皆約在 0.1~0.4 秒達到極值，EW 向極值可達 3043 gal，如圖 3-33 所示（周中哲等人，2024）。後藤浩之(2024)將富來站與輪島站譜加速度與 1995 年日本兵庫縣南部地震之加速度反應譜比較，如圖 3-34，可得知富來站之加速度反應譜以短週期表現較為明顯。

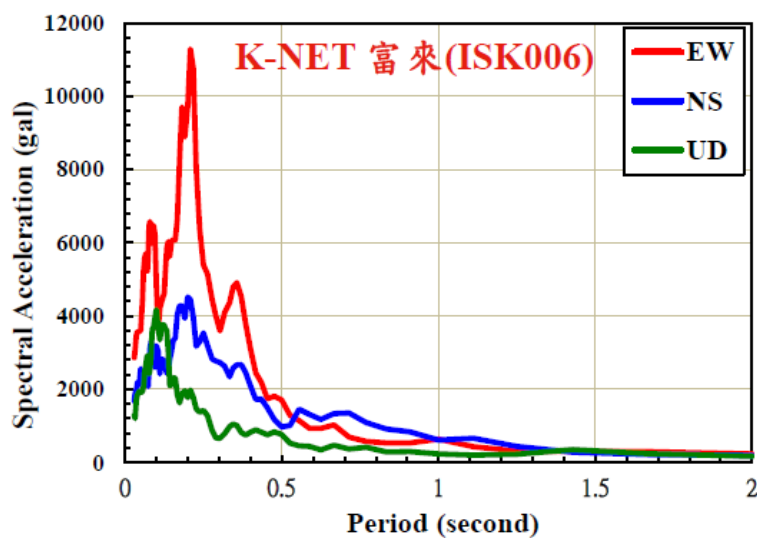


圖 3-31 富來站三向擬加速度反應譜（周中哲等人，2024）

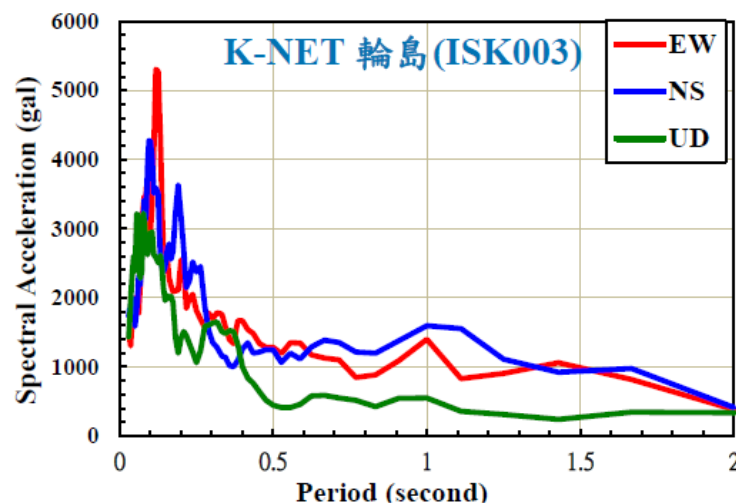


圖 3-32 輪島站三向擬加速度反應譜（周中哲等人，2024）

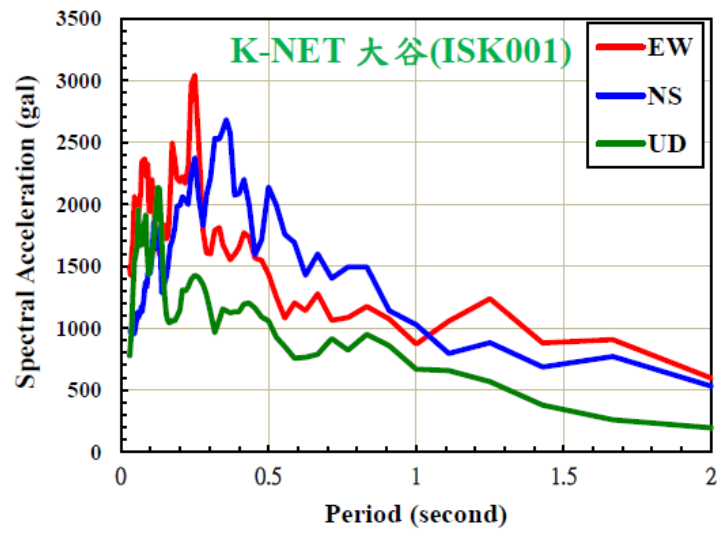


圖 3-33 大谷站三向擬加速度反應譜（周中哲等人，2024）

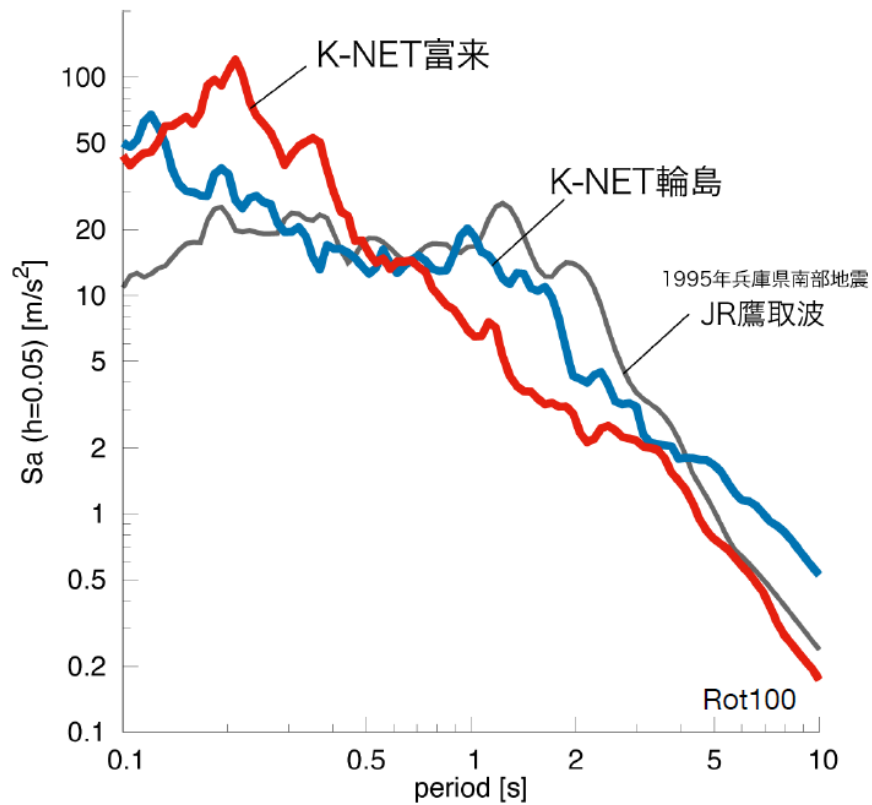


圖 3-34 各測站與 1995 年兵庫縣地震之對數反應譜（周中哲等人，2024）

12. 災情（周中哲等人，2024）

(1) 珠洲市災情

珠洲市地震後約 1000 棟房屋全毀，如圖 3-35 所示。地震後亦引發約 1.2 m 高海嘯侵襲，造成石川縣沿岸的珠洲市和能登町約 100 公頃的面積淹水，如圖 3-36 所示，相當於 21 座東京巨蛋。



圖 3-35 珠洲市房屋倒塌（周中哲等人，2024）



圖 3-36 珠洲市淹水（周中哲等人，2024）

(2) 輪島市災情

輪島市地震後發生大火，發生二次災害，朝市通り周圍至少燒毀約 200 棟建築物，如圖 3-37 與圖 3-38 所示。



圖 3-37 輪島市發生火災（周中哲等人，2024）



圖 3-38 輪島市街道損毀（周中哲等人，2024）

(二) 2024 年日本能登半島地震之現地調查報告 (原子力規制廳第 67 回技術情報檢討會，2024)

1. 調查經過

針對 2024 年 1 月 1 日發生的「令和 6 年能登半島地震」，日本原子力規制廳進行了相關訊息的收集，並於第 64 次技術資訊研討會(2024 年 3 月 27 日)及第 6 次原子力規制委員會(2024 年 5 月 8 日)中報告。隨後在第 7 次原子力規制委員會(2024 年 5 月 15 日)中，委員石渡明對原子力規制廳之地震・海嘯研究部門下達指示，要求在 2024 年 8 月左右對「令和 6 年能登半島地震」進行現地調查。

2. 調查目的

針對「令和 6 年能登半島地震」引發的地盤隆起、海嘯、地表變動、液化等大範圍的損害狀況，由以地震・海嘯研究部門的中堅至年輕職員為核心的團隊前往現場進行直接確認，藉此累積調查經驗並提高技術能力。調查結果等將有助於今後的安全研究及其他各種相關工作。

3. 調查行程

此次現地調查之行程，如表 3-2 所示，分為二日。原子力規制廳之地震・海嘯研究部門的管理職及轄下的地質班、海嘯班、土木・建築班成員均有參加。第一日主要觀察海岸隆起，從輪島市出發至珠洲市；第二日的地點在珠洲市，以觀察海嘯與液化痕跡為主。此次調查行程路線圖如圖 3-39 所示。

表 3-2 現地調査行程表

	地點	時間	觀察事項
8 月 19 日 (星期一)	① 輪島市鹿磯漁港	10:30~10:50	觀察海岸隆起（包括離水生物遺骸群集等）
	② 輪島市小崎周邊（西方）	11:20~11:50	觀察海岸隆起（已報告的低位台地等）
	② 輪島市小崎周邊（東方）	12:00~12:30	觀察海岸隆起(海岸線向大海後退等)
	③ 輪島市鴨浦	14:30~15:20	觀察海岸隆起（因隆起而暴露的鹽水池狀況等）
	④ 珠洲市堂崎 ④ 珠洲市大崎	17:20~18:20	觀察海岸隆起(與 2023 年的地震比較)
8 月 20 日 (星期二)			
	⑤ 珠洲市若山町	9:20~10:40	地表變化的觀察（斷層位移等）
	⑥ 珠洲市飯田港	11:05~11:15	海嘯痕跡的觀察（房屋的損害等）
	⑦ 珠洲市鵜飼漁港	11:35~12:25	海嘯痕跡及液化痕跡的觀察
	⑧ 能登町內浦綜合運動公園	12:55~13:10	海嘯痕跡的觀察（海嘯堆積物等）
	⑨ 內灘町	15:35~16:30	液化痕跡及側向流動的觀察



圖 3-39 現地調查路線圖

4. 各調查地點之報告

(1) 海岸隆起

(i) 輪島市鹿磯漁港（地點①）

產業技術綜合研究所於 2024 年 1 月 8 日進行的變動調查中，在鹿磯漁港的船埠（圖 3-40）證實發生 3.6~3.9 m 的隆起，也確認了離水生物遺骸群集在岸壁上的附著情況。鹿磯漁港在 2007 能登半島地震(M_w 6.7)中，也記錄到最大 0.24 m 的隆起，如圖 3-41。



圖 3-40 鹿磯漁港地理位置



圖 3-41 鹿磯漁港地表隆起

(ii) 輪島市小崎周邊（地點②）

輪島市小崎周邊（圖 3-42）與過去數千年間地震隆起痕跡的低位台地(L1、L2 面)相比，本次隆起形成了更寬的台地面，如圖 3-43 所示（宍倉等，2020）。但由於地形受到了人工改變的影響，因此再次增加判定台地的困難性。另外海岸的白色部分為離水生物遺骸群集，如圖 3-44 所示，可觀察到此次地震引起的海岸線向大海後退。



圖 3-42 輪島市小崎地理位置



圖 3-43 全新世形成之低位台地



圖 3-44 離水生物群集

(iii) 輪島市小崎東方：皆月灣（地點②）

證實地震隆起導致海岸線向大海後退，如圖 3-45 所示。雖然幾乎無法觀察到金田等(2024)所提到的離水生物遺骸群集高度差異（隆起量變化），如圖 3-46，但應考慮海岸原有的坡度差異影響。



圖 3-45 皆月灣海岸線移動圖

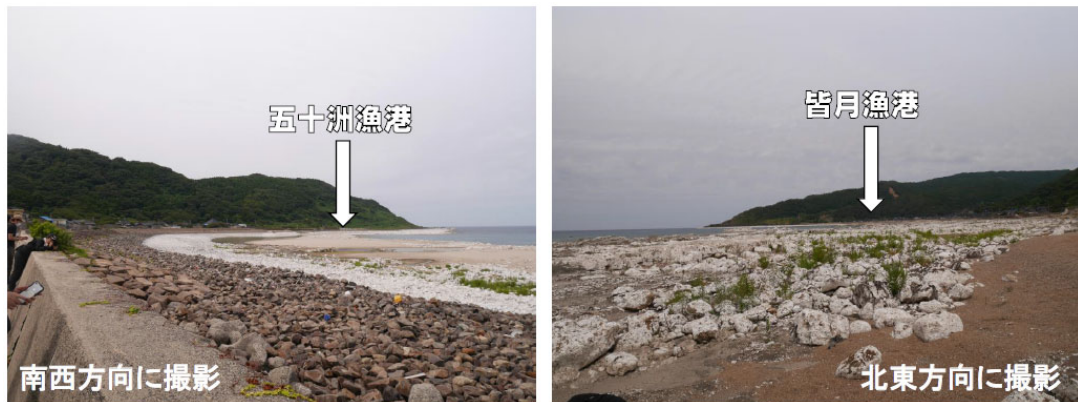


圖 3-46 各漁港之離水生物群集

(iv) 輪島市鴨浦（地點③）

與輪島市鹿磯漁港（地點①）及輪島市小崎東方（地點②）不同，此地的離水生物遺骸群集看起來較少（或剝離較為嚴重）。從遠處眺望西側的袖濱海岸，隆起的跡象並不明顯，這表明隆起量可能存在地域性差異。石山等(2024)提出鹽水池已經乾涸，海水原本能夠自然流入和流出，因此次地震伴隨的隆起（約 2.2 m），導致海水無法再流入，如圖 3-47 所示。



圖 3-47 鹽水池乾涸

(v) 珠洲市大崎～堂崎（地點④）

穴倉等(2024)已確認於 2023 年 5 月 5 日發生的 M6.5 地震造成約 0.24 m 的隆起，在 2023 年的地震中，淺海底並未出現離水現象，但此次地震伴隨著 1.48 m 的高度變化，並且在廣大範圍內出現了離水現象，如圖 3-48 所示。確認了 2023 年 5 月 5 日的地震隆起和此次地震隆起所引起的離水生物遺骸群落。估計後者的隆起量更為顯著。

如圖 3-49 所示，深色部分為 2023 年 5 月 5 日地震導致的隆起，在一年的時間裡，先前附著的生物遺骸族群已經明顯脫離。白色部分為最近的地震導致之隆起，可以得知新的生物遺骸仍然完好無損。其中生物的遺骸為鈣質藻類和蠕蟲，附著在海浪影響較大的岩石海岸上，並不像懸崖上一樣能發現牡蠣。



圖 3-48 堂崎之離水生物遺骸



圖 3-49 離水生物附著情況

(vi) 珠洲市大崎（地點④）

如圖 3-50，確認大崎島由於地震導致隆起而與大陸相連，也證實由於 2024 年地震，海岸線向海的方向後退。如圖 3-51 所示，從遠處看，可以清楚地追蹤到 2023 年 5 月 5 日地震隆起和 2024 年 1 月 1 日地震隆起對應的新的生物遺骸族群，但如果近距離觀察時，就變得很難辨認了。



圖 3-50 大崎島由於地震導致隆起而與大陸相連

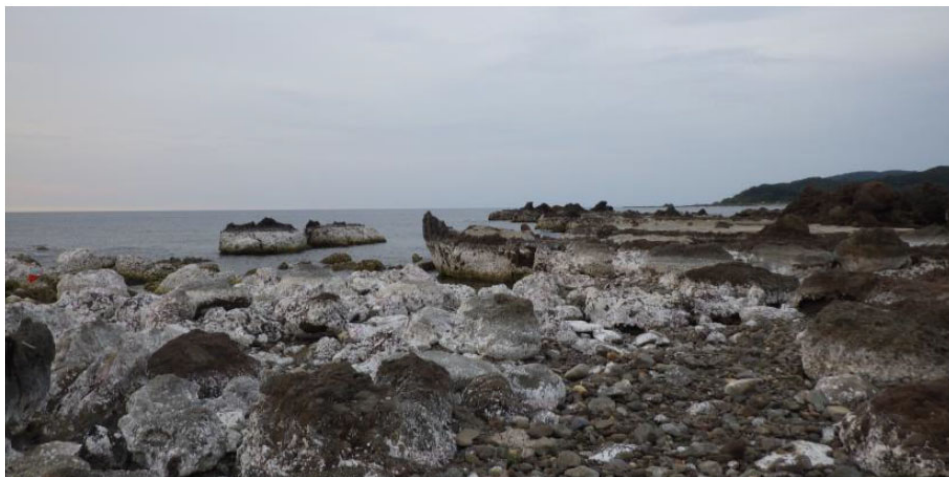


圖 3-51 能登半島地震隆起對應的新的生物遺骸族群

(2) 地表變形

(i) 珠洲市若山町（地點⑤）

如圖 3-52 所示，遠離地震斷層的位置出現了地盤變形，經現場確認南側隆起約 2 m，向左位移約 1 m。如圖 3-53 與圖 3-54，觀察斷層陡坡及周邊地區，確認岩盤暴露於表層土壤下方，所以很明顯確定滑動發生在岩盤內部，而不是地表。

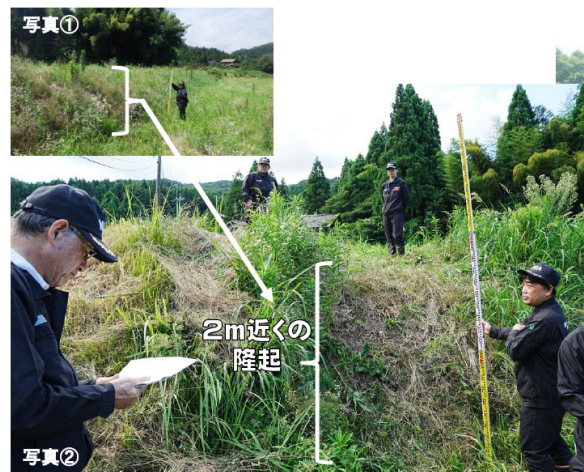


圖 3-52 若山町南側之 2 m 隆起

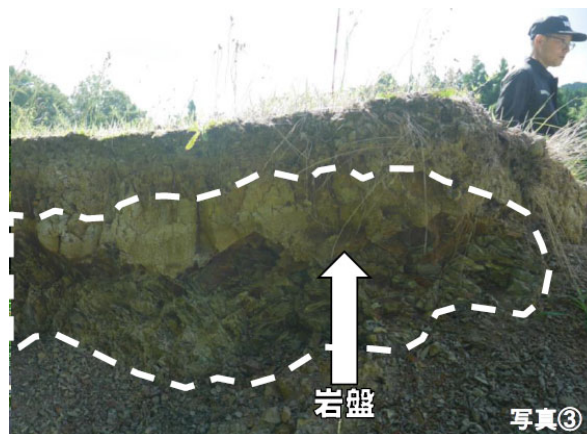


圖 3-53 岩盤露出



圖 3-54 岩盤暴露於表層土壤下方

(3) 海嘯

(i) 珠洲市飯田港（地點⑥）

海嘯對珠洲市消防局飯田分局造成破壞，並且從消防隊駐地附近的一棟建築物的二樓確認了地層下陷的情況，如圖 3-55 與圖 3-56 所示。在飯田港見到防波堤下沉，如圖 3-57，並確認了建築物內的洪水狀況和海嘯沉積物。隨著時間的推移，痕跡已經變得模糊不清，也更加意識到立即反應調查的重要性。



圖 3-55 飯田消防局駐地受海嘯破壞 a



圖 3-56 消防局駐地受海嘯破壞 b



圖 3-57 飯田港防波堤沉陷

(ii) 珠洲市鵜鰯漁港（地點⑦）

根據海嘯痕跡推算，飯田町的海嘯高度為 4.3 m，寶立町鵜鰯於漁港為 2.7~2.9 m。Tagagi 等人(2024)，海嘯的能量集中在飯田灣沿岸淺水區的舌狀區域。第一波海嘯到達海灣後，在兩個海角處產生散射波，在海灣內引起衍射和反射，導致兩次或多次海嘯在某些地點重疊，導致海嘯在飯田灣內擴大。因此造成海堤結構的破壞，經討論認為物理破壞的發生不但可能是因為海嘯，也可能是由於地震活動、液化等原因，隨後的海嘯可能導致斷裂的海堤發生移動，

如圖 3-58 所示。而因液化而凸出的人孔蓋，如圖 3-59，其四周似乎為因砂湧所堆積的砂石。



圖 3-58 鵜鵜漁港受海嘯海堤破壞



圖 3-59 液化凸起之人孔蓋

(iii) 能登町內浦綜合運動公園（地點⑧）

在被海嘯淹沒的能登町內浦綜合運動公園，堆積著似乎是從海底帶來的沙子和泥土。岡田等人(2024)稱，海嘯沉積物（主要是沙子，上面有一層薄薄的黏土）直接沉積在草坪上。在田徑場內，整個場館已累積 2.5 cm 以上的沙質沉積物。此外，在河口附近還發現大量植物碎片、樹木等雜物。當我們觀察草地附近沉積的沙子時，我們可以看到輕微的漸變結構，如圖 3-60 所示。但尚不清楚早期沉積結構保存到什麼程度，因為風雨可能沖走了表面的細顆粒，使相對粗的顆粒更明顯，所以很難將其與液化引起的噴砂區分開來。



圖 3-60 海嘯沉積物與原土壤

(4) 液化/流動

(i) 內灘町(地點⑨)

該地區位於內灘沙丘（西側）和河北方的沖積地（東側）的邊界附近，已證實液化損傷受地質和地形因素的影響較大。如圖 3-61 所示，沙丘本身並沒有崩塌且已證實由於液化、表面裂縫、隆起、砂湧、建築物和構築物傾斜、沉降造成的損壞。以及突出的沙井和排水溝而導致明顯的側向流動。也確認了內灘沙丘一側的西荒屋兒童公園中可見的地面裂縫和東側北部幼兒園的鋪路磚的隆起，並討論了拉力區和壓力區之間的位置關係。且試圖從裂縫和沙丘之間的重疊來了解此事件的背景，但由於海嘯痕跡是如何隨著時間的推移而消失，所以這並不容易。



圖 3-61 液化造成地表裂縫、沙湧與沉陷

5. 小結

「2024 年能登半島地震」造成的大規模破壞情況，包括地面隆起、地表變形、海嘯和液化，均由日本地震和海嘯研究部門的成員現場直接確認。確認項目如下：

- (1) 此次地震造成的最大隆起和生物遺骸的附著狀況。
- (2) 本次地震引起的抬升與過去數千年的抬升趨勢對比。
- (3) 遠離震源斷層位置出現的地表變形。
- (4) 海嘯破壞的建築物痕跡和其他結構的損壞以及海嘯痕跡的消失。
- (5) 液化造成的大規模側流。

（三）地震後日本志賀核電廠之應對作為與核管單位之管制作為

1. 日本核電廠地震後之受災情況（原子力規制委員會，2024）

本次 2024 年日本能登半島地震發生的北陸地區附近有兩處核電廠，分別是：(1)北陸電力志賀核電廠、(2)東京電力柏崎刈羽核電廠。地理位置如圖 3-62 所示，分別距離此次地震 64 公里及 120 公里。



圖 3-62 2024 年日本能登半島地震震央與附近核電廠的距離

以下介紹此次 2024 年日本能登半島地震對周圍核設施之受災情況。

(1) 目的

報告 2024 年日本能登半島地震對核設施等的影響及因應措施。

(2) 背景

關於 2024 年日本能登半島地震，核電廠所在地石川縣志賀町於 2024 年 1 月 1 日（星期一）和 1 月 6 日（星期六）觀測到震度 6 弱以上之地震，因此成立了原子能管制委員會和內閣府核事故聯合警報總部（以下簡稱「警報總部」），並與北陸電力志賀核電廠（以下簡稱「志賀核電廠」）、東京電力柏崎刈羽核電廠（以下簡稱「柏崎刈羽核電廠」）等相關組織共享信息，警報總部對志賀核電廠的主要回應如下：

2024 年 1 月 1 日（一）

- 16:10 發生地震，震央位於石川縣能登地區（志賀町，震度 7）
- 16:19 設立原子能管制委員會/內閣府志賀核電廠聯合事故警報總部。
- 16:22 日本氣象廳向石川縣能登市發布重大海嘯警報。
- 16:26 原子能管制委員會/內閣府與志賀核電廠成立地方聯合事故警報總部。
- 16:49 確認反應器「停止、冷卻、鎖定」功能及用過的燃料「冷卻」狀態均無異常。
- 20:30 日本氣象廳將重大海嘯警報改為海嘯警報。
- 21:50 撤銷志賀核電廠相關原子能管制委員會/內閣府聯合事故警

報總部。

2024 年 1 月 6 日（六）

23:20 發生地震，震央位於石川縣能登地區（志賀町，震度 6 弱）

23:41 聯合原子能管制委員會/內閣府與志賀核電廠相關的事故成立。

23:50 原子能管制委員會/內閣府成立地方聯合事故警報總部。

2024 年 1 月 7 日（日）

0:09 確認反應器「停止、冷卻、鎖定」功能及用過的燃料「冷卻」狀態均無異常。

0:20 撤銷志賀核電廠相關原子能管制委員會內閣府聯合事故警報總部。

(3) 地震對核設施的主要影響

(i) 志賀核電廠（志賀町，震度 7）

【停止、冷卻、鎖定功能】

① 停止

（1 號機）因定期檢查停止運轉

（2 號機）因定期檢查停止運轉

② 冷卻

（1 號機）

- 用過燃料池冷卻淨化系統泵浦在地震發生後立即跳閘，但於 16 時 49 分左右重新啟動，以維持用過燃料池的冷卻。
- 用過燃料池因晃動而發生潑濺，但控制區域外未發生洩漏，池水位及冷卻功能未見異常。

(2 號機)

- 用過燃料池因晃動而發生潑濺，但控制區域外未發生洩漏，池水位及冷卻功能未見異常。

③ 鎖定

- 排氣煙囪監測儀和監測數值均無異常。

【電源】

(1 號機)

- 從志賀原子能電力線(275kV)接受外部電力時，由於啟動變壓器漏油，手動將電力切換到赤津線(66kV)以維持受電狀態。
- 三台緊急柴油發電機處於待命狀態。
- 我們檢查了 2 號機組備用電力變壓器和 2 號機組電力交換聯絡線的 275kV 受電情況。

(2 號機)

- 原本從志賀中能登線（500kV）接受外部電源，但由於主變壓器漏油，電力自動切換至志賀原子能電力線（275kV），維持受電狀態。
- 兩台緊急柴油發電機處於待命狀態（另一台正在檢修），如圖 3-63。
- 一輛大容量供電車待命（另一台正在檢修），如圖 3-64。
- 1 號機換電聯絡線已檢查。

志賀核能發電廠外部電源受損情況如下圖 3-65 與圖 3-66 所示：

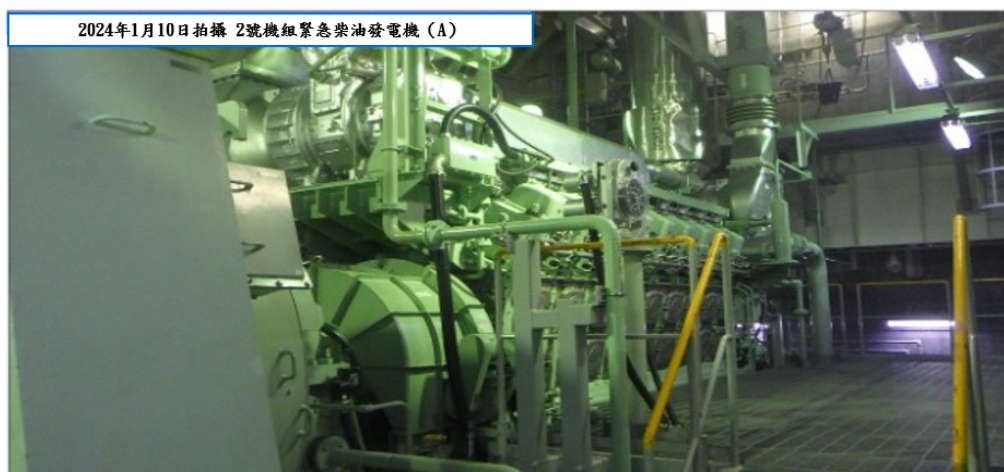


圖 3-63 備用電源－緊急柴油發電機（北陸電力株式會社）



圖 3-64 備用電源－大容量電源車（北陸電力株式會社）

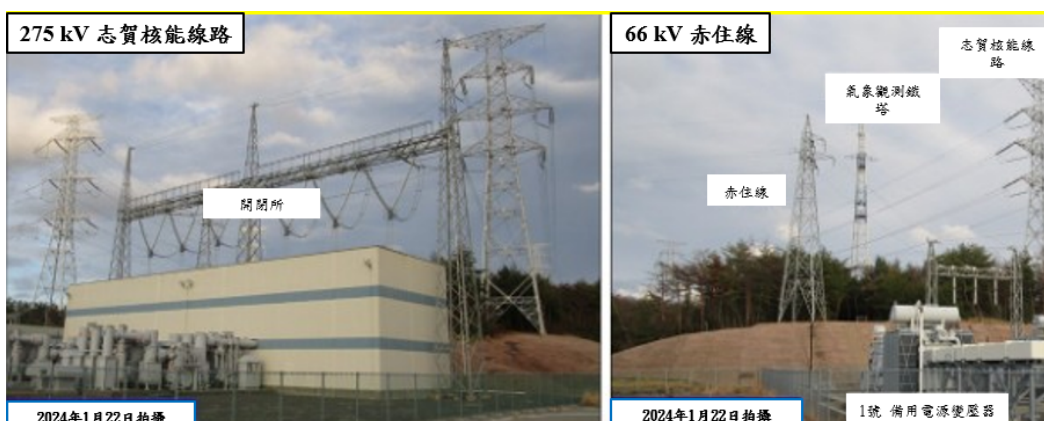


圖 3-65 志賀核電線路(275 kV)開閉所及赤住線路(66 kV)
（北陸電力株式會社）

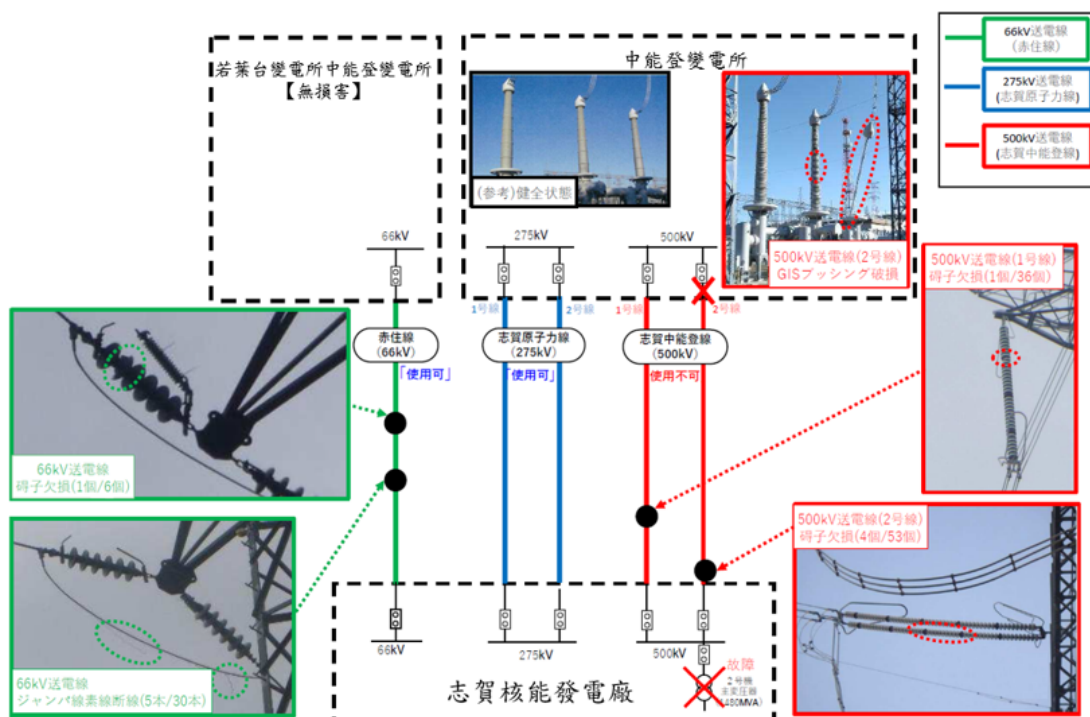


圖 3-66 志賀核能發電廠外部電源受損情況概要圖
(北陸電力株式會社)

北陸電力公司擁有以下有關停電時用過燃料池水溫的資訊：1 號機用過燃料池水溫達到 65℃需要 8 天，2 號機需要 14 天；1 號機用過燃料池水溫達到 100℃需要 17 天，2 號機需要 29 天。

【其他】

① 變壓器漏油

(1 號機)

- 確認啟動變壓器漏油，但漏出的絕緣油都在圍堰內，1 月 2 日已全部回收。

(2 號機)

- 確認主變壓器漏油，但漏出的絕緣油都在圍堰內，1 月 5 日已全部回收。
- 1 月 7 日詳細檢查時，確認主變周圍的排水溝、道路水面以

及電廠場地前海面均漂浮有浮油，已用中和劑處理。

- 最初報告為主變壓器著火，但隨後的現場調查證實並非火災。

② 取水箱內海平面上升

- 經確認，2 號機取水箱內的海平面比正常高出約 3 公尺。這裡所說的海平面上升是通過海底隧道進水通道的取水箱水位的上升，並不是海嘯實際海面高度的測量，目前正在詳細調查中。

③ 發電廠內部狀況

- 確認裝卸碼頭混凝土路面部分發生沉降，並計畫進行詳細調查與修復。
- 確認 1 號機排水池及 1 號機輔機冷卻排水連通池防潮牆基礎沉降，並伴隨防潮牆傾斜。不存在倒塌風險，計畫在未來進行修復。
- 高壓供電車進出路線有段差，計畫今後進行修復。高壓供電車運作沒有問題。

【未來的應對】

- 北陸電力目前正在調查 1 號機啟動變壓器和 2 號機主變壓器漏油的原因（尚未確定恢復日期）。
- 確保緊急柴油發電機等長期運轉所需的燃料。
- 1 月 5 日對輸電設備進行檢查，確認赤津線鋼塔跳線和絕緣子損壞，將在做好準備後立即實施。

(ii) 柏崎刈羽核電廠（柏崎市，震度 5 強）

【停止、冷卻、鎖定功能】

① 停止

- 1 號至 7 號機目前因定期檢查而停止運轉。

② 冷卻

- 2、3、4、6、7 號機用過燃料池因晃動而發生潑濺，但控制區域外未發生洩漏，池水位及冷卻功能未見異常。

③ 鎖定

- 排氣煙囪監測儀和監測數值均無異常。

(4) 在核設施中觀測到的地震運動

(i) 志賀核電廠

根據北陸電力公司的報告，已證實觀測到的地震運動的加速度反應譜在某些週期帶上略微超過了設計加速度 1(Ss-1)。然而，在相關週期帶內不存在具有自然週期的安全重要設施。

(ii) 柏崎刈羽核電廠

根據東京電力公司的報告，已確認觀測到的地震運動的加速度反應譜在所有週期頻帶內均低於設計加速度 2。志賀核能發電廠與柏崎刈羽核能發電所的加速度反應譜比較如下圖 3-67 至圖 3-72 所示。

— 根據令和6年能登半島地震的觀測記錄計算（核反應爐建築物基礎上）
 — 基準地震動Ss-1（大湊側）

※紅色數字表示在0.02秒時的加速度

6號機

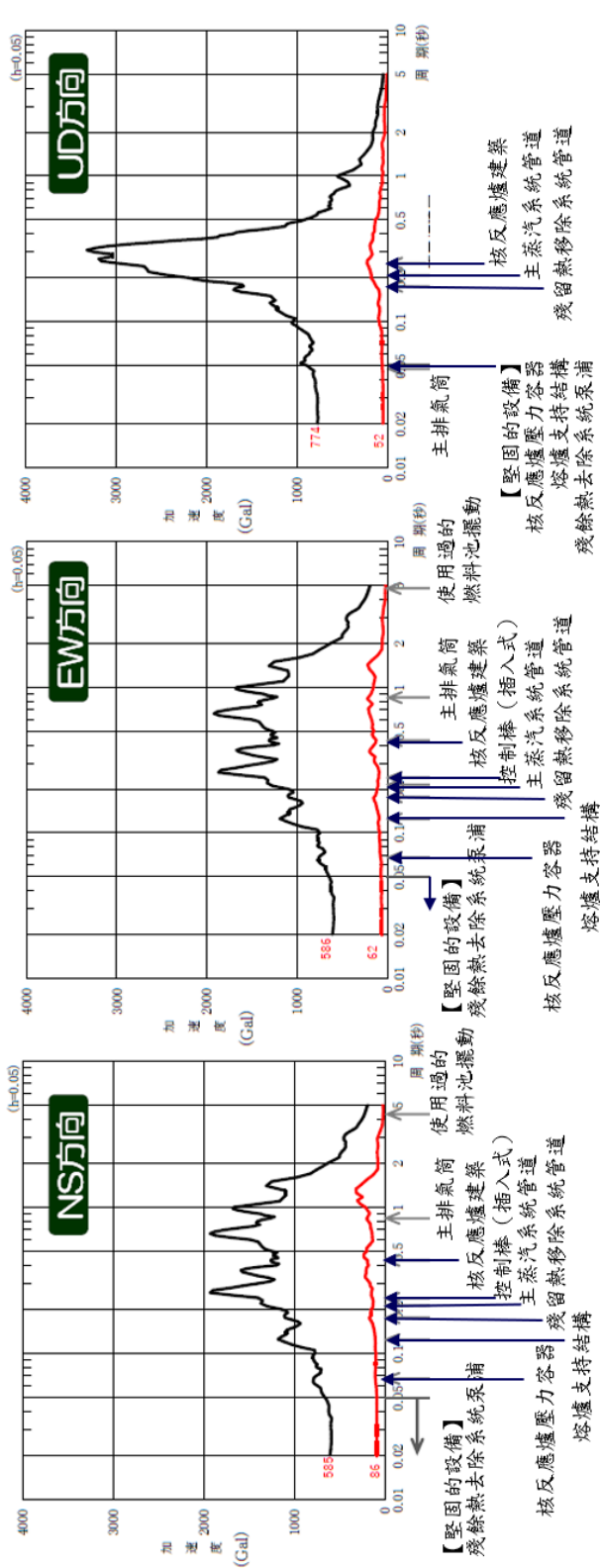


圖 3-69 柏崎刈羽核能發電所的加速度反應譜比較

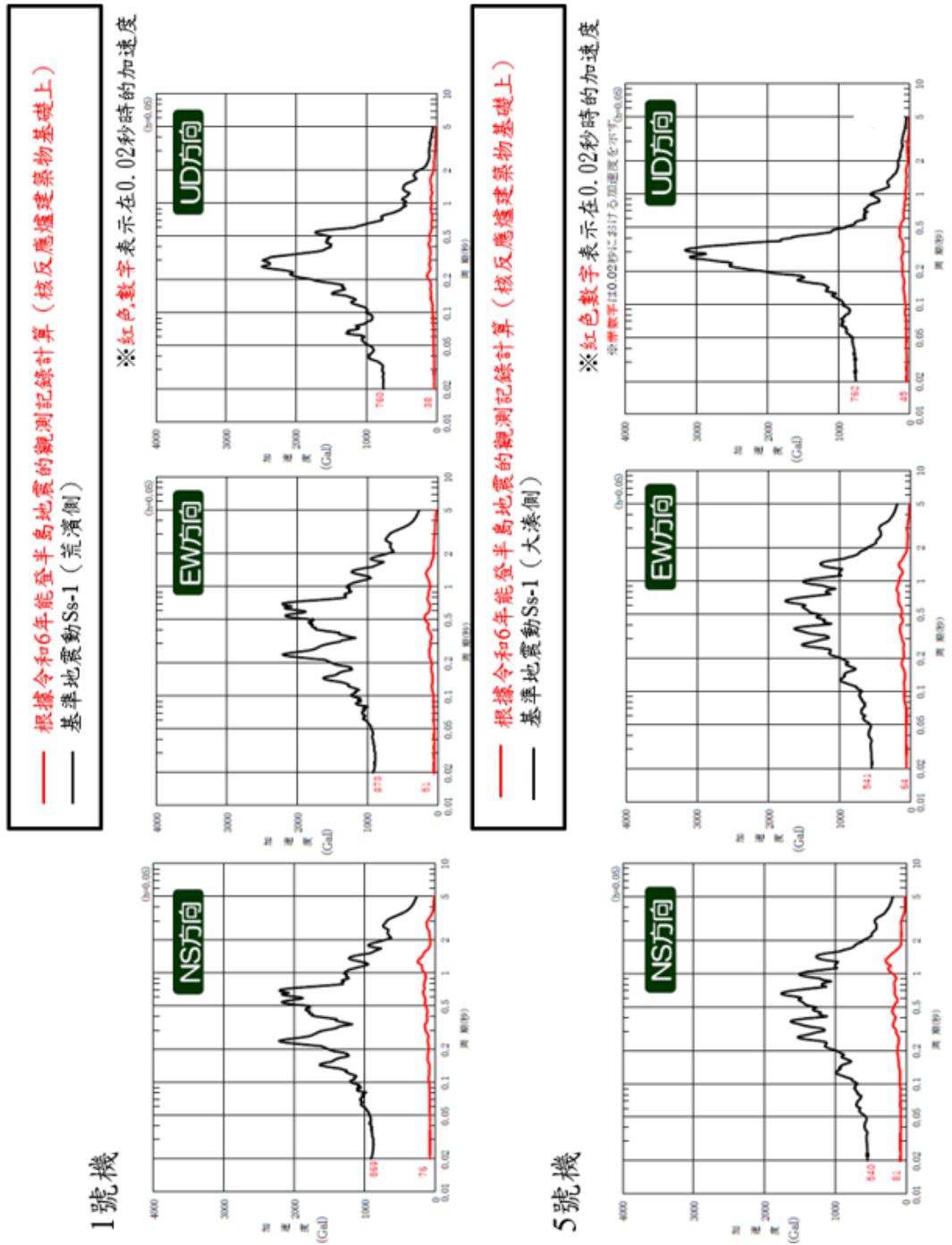
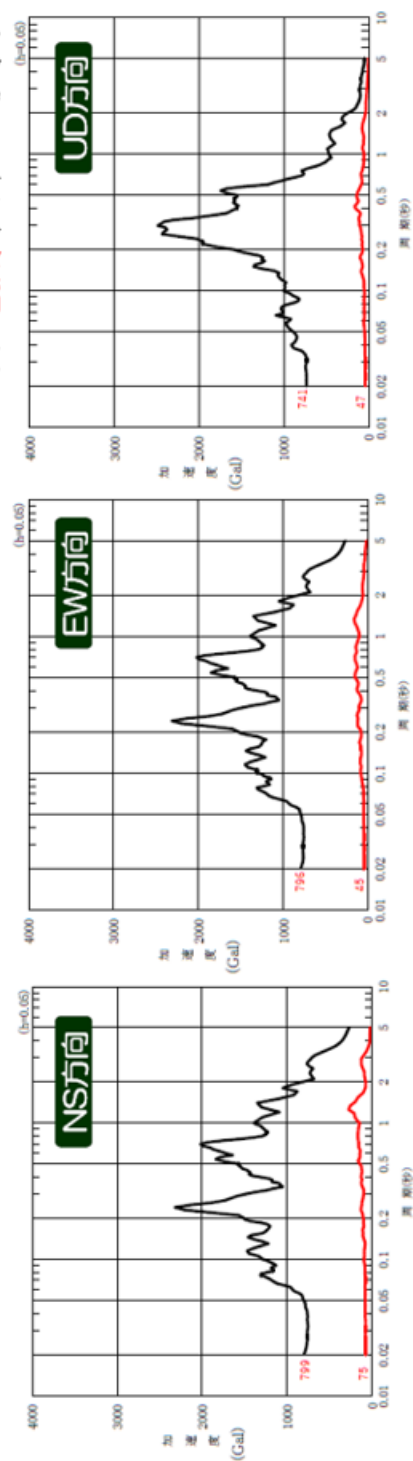


圖 3-70 柏崎刈羽核能發電所的加速度反應譜比較

—— 根據令和6年能登半島地震的觀測記錄計算（核反應爐建築物基礎上）
 —— 基準地震動Ss-1（荒濱側）

2號機



※紅色數字表示在0.02秒時的加速度

3號機

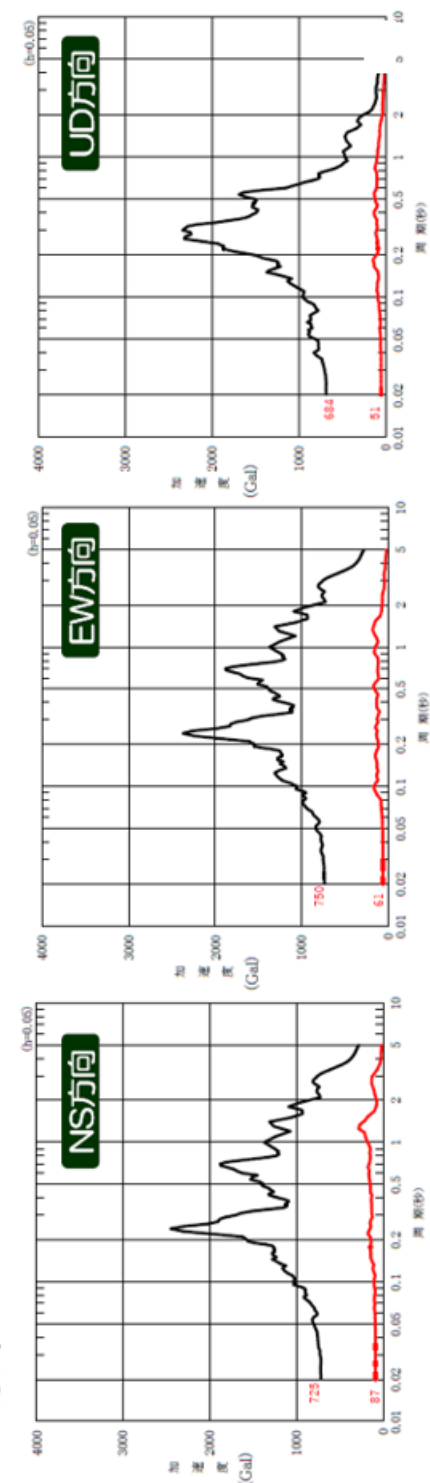


圖 3-71 柏崎刈羽核能發電所的加速度反應譜比較



※紅色數字表示在0.02秒時的加速度

4號機

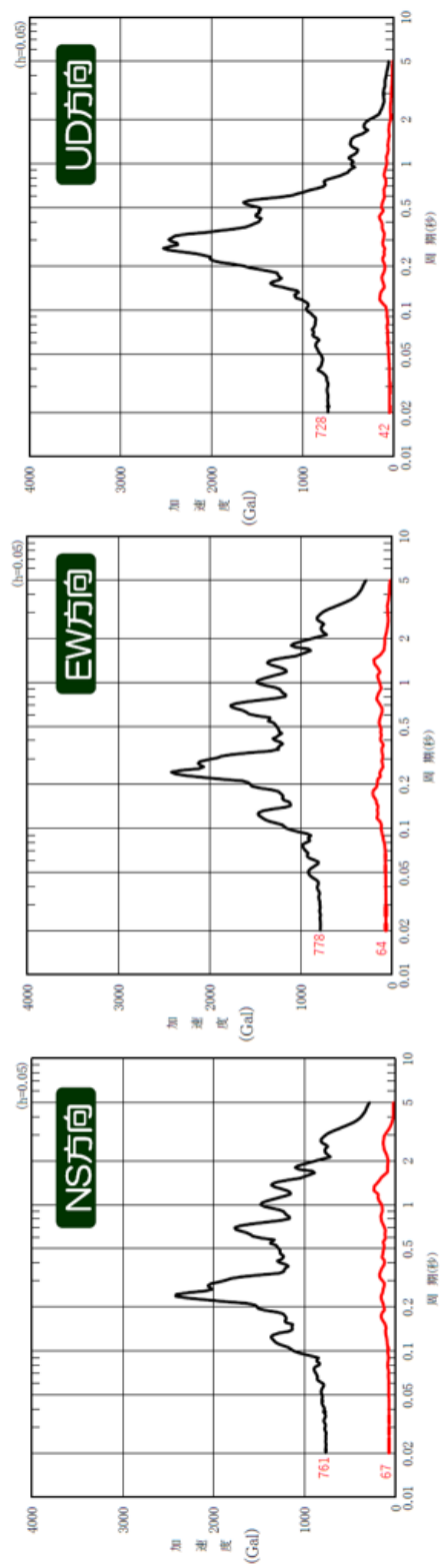


圖 3-72 柏崎刈羽核能發電所的加速度反應譜比較

(5) 核設施周邊監測站現狀

(i) 志賀核電廠

志賀核電廠周邊 116 個監測站中，有 18 個監測站曾一度缺失，主要位於核電廠以北 15 公里處。此後，缺失點逐漸減少，截至 2024 年 1 月 9 日 18 時，缺失測量點有 7 個，其中 3 個站設置了便攜式監測點。根據現場確認結果和通訊恢復情況，推測通訊問題是測量缺失的主要原因。目前，在石川縣，我們正在繼續進行現場檢查，包括在已進行測量的監測站進行。原子能管制委員會也在準備利用飛機進行監控，以防萬一。

(ii) 柏崎刈羽核電廠

柏崎刈羽核電廠周邊的監測站，沒有因 2024 年能登地震的影響而缺失的監測點。

(6) 原子能管制委員會的未來行動

(i) 志賀核電廠

北陸電力對設施故障原因的調查和修復工作將透過核能監管檢查確認。此外，在新的監管標準符合性審查中，我們還將檢視 2024 年日本能登半島地震的知識如何體現。

(ii) 監測站點恢復

關於志賀核電廠周圍的監測站，石川縣正在繼續監測道路狀況，並致力於了解和恢復測量缺失的原因，今後我們將致力於改進輻射監測系統。

2. 志賀核電廠之受災情況

志賀核電廠(北陸電力公司)距離震央約 64 公里，所在志賀町的震度為 7，迄今為止已確認的主要損壞類型如下。

(1) 主要的損壞

(i) 1 號機

A. 用過燃料池水因地震搖晃而溢出

由於地震，用過燃料池水濺到了反應爐大樓四樓的地板上。因此，燃料池冷卻淨化系統幫浦暫時停止，但於 1 月 1 日 16 時 49 分重新啟動。此外，濺出的池水已經擦拭乾淨，已用燃料儲存池水照片及主要溢出區域如圖 3-73 與圖 3-74 所示。

- 濺水量：約 95 公升
- 放射量：約 17,100 Bq
- 放射性量低於 3.7×10^6 Bq，不超過實用反應器規則第 134 條第 10 項的範圍

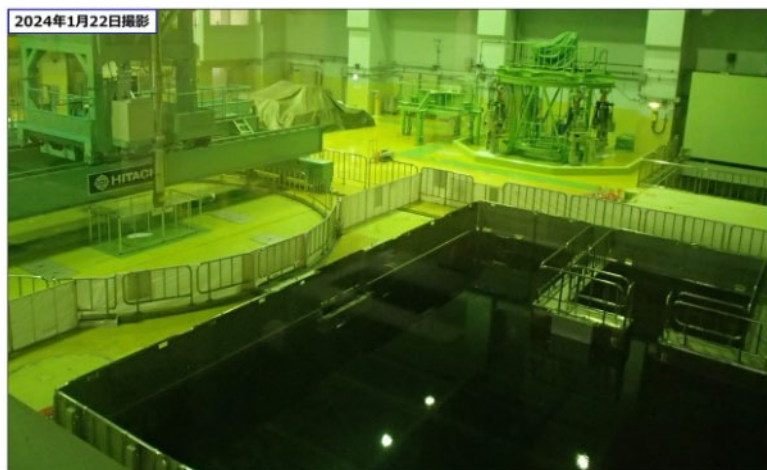


圖 3-73 1 號機已用燃料儲存槽（北陸電力株式會社）

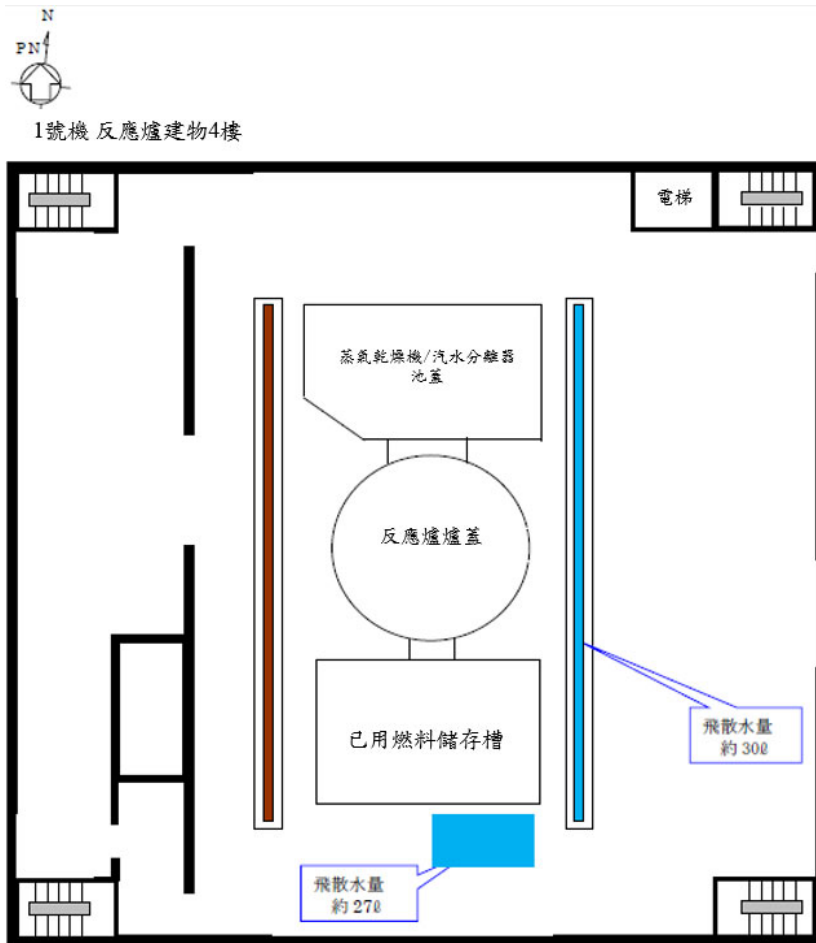


圖 3-74 1 號機已用燃料儲存池水主要溢出區域
(北陸電力株式會社)

B. 啟動變壓器漏油及洩壓板動作、噴霧滅火設備啟動

- 由於確認變壓器漏油，因此於 1 月 1 日 19 點 23 分進行了備用備用電力變壓器的切換作業。
- 我們對變壓器進行了現場檢查，估計大約有 3,600 公升絕緣油從變壓器中洩漏，但絕緣油被包含在圍堰內，對外部沒有造成影響。漏油收集已完成桶裝（1 月 2 日 16 時 47 分完成），最終收集量為 4200 公升（含雨水和噴霧滅火的水）。
- 確認地震發生時，變壓器的洩壓板已啟動，噴霧滅火設備已手動啟動。目前正在調查洩壓板啟動的原因。此外，尚未確認沒有發生火災。

1 號機變壓器漏油概況如圖 3-75 至圖 3-78 所示：



圖 3-75 1 號機啟動變壓器（北陸電力株式會社）

當初的漏油量估算是根據以下情況進行的：
在1月2日時，考慮到變壓器油箱油面降至零，
假設整個變壓器油箱的油都已經漏出。
①變壓器部分：約3,600公升
總計：約3,600公升

①變壓器的斷面積約為1.4平方公尺，長度約為4.3公尺，油面高度為0.6（60%）。

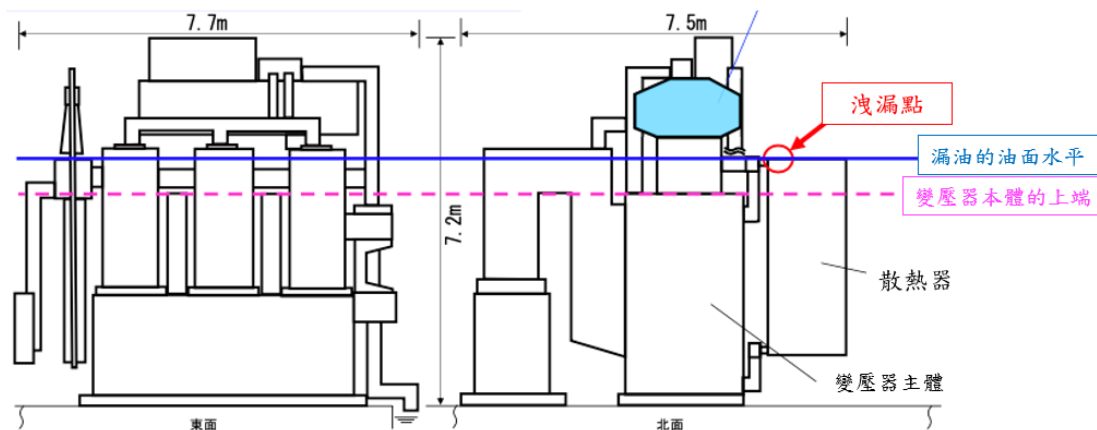


圖 3-76 1 號機起動變壓器漏油量的估算（北陸電力株式會社）

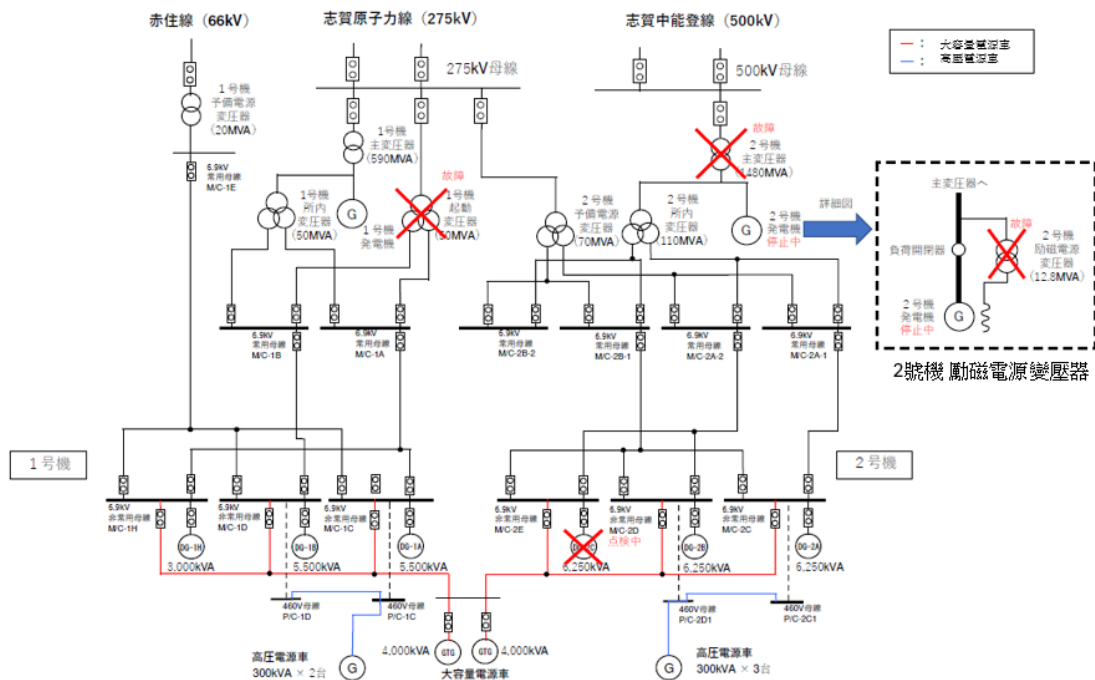


圖 3-77 1 號機與 2 號機單線節線圖（北陸電力株式會社）

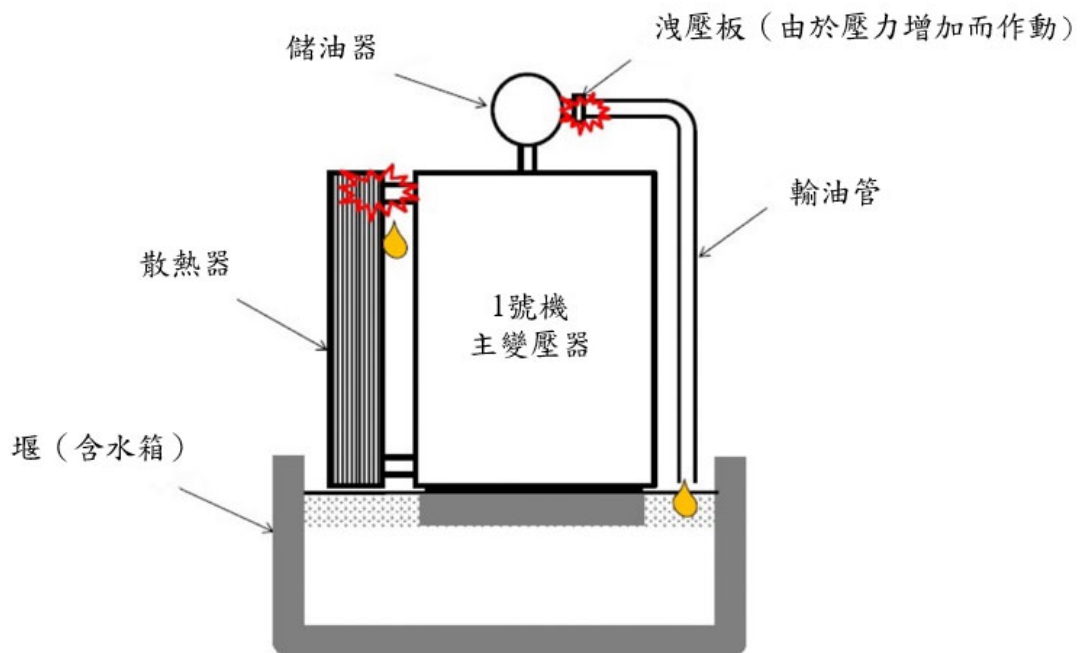


圖 3-78 1 號機主變壓器漏油示意圖（北陸電力株式會社）

C. 內部變壓器及主變壓器的洩壓板的運作

- 確認了內部變壓器及主變壓器的洩壓板的運作，確認緊急情況

下使用不會有問題。

內部變壓器及主變壓器的洩壓板啟動概況如圖 3-79 與圖 3-80 所示：

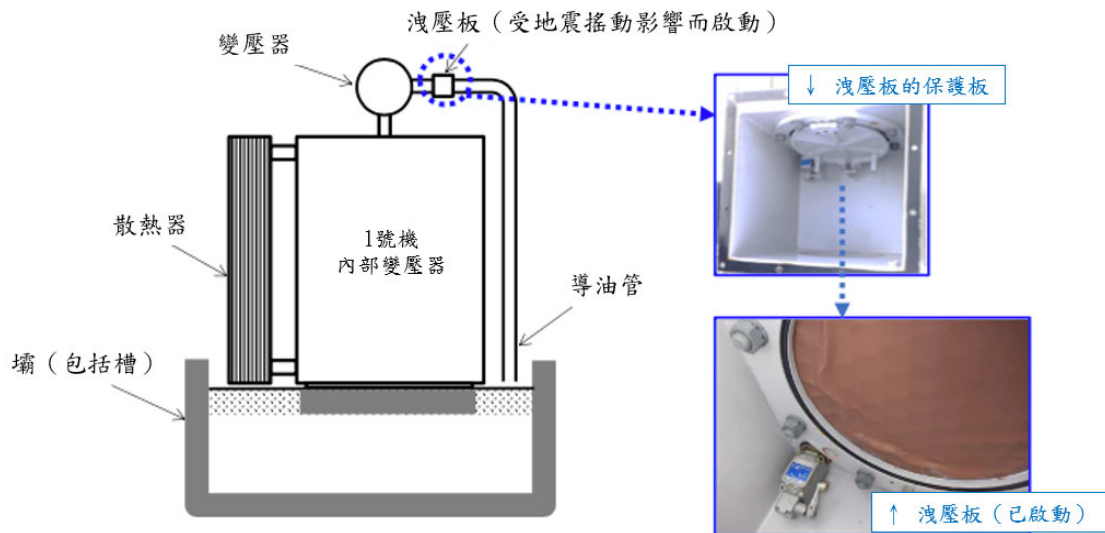


圖 3-79 1 號機內部變壓器的洩壓板啟動概況圖
(北陸電力株式會社)

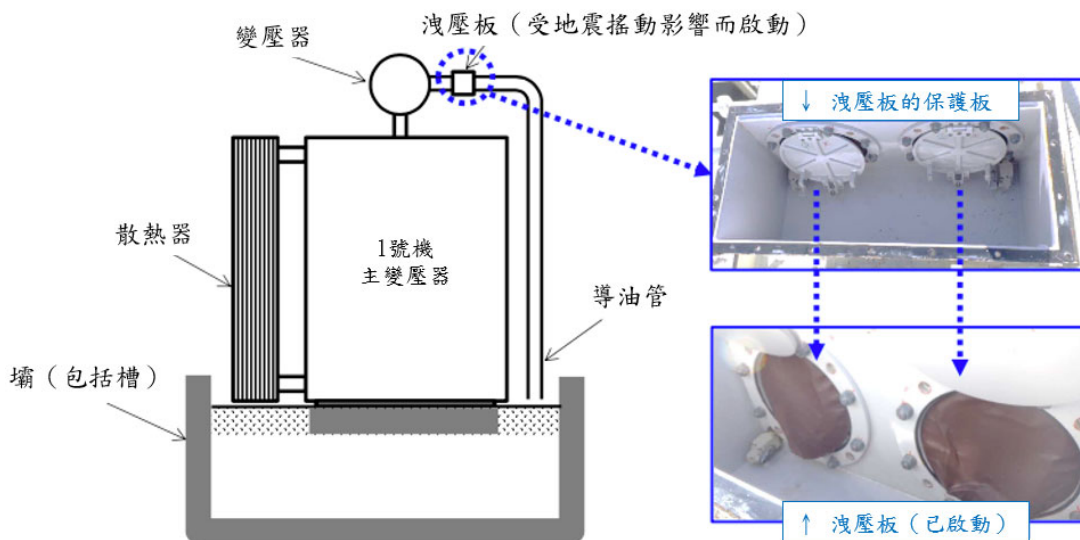


圖 3-80 1 號機主變壓器的洩壓板啟動概況圖 (北陸電力株式會社)

(ii) 2 號機

A. 用過燃料池水因地震搖晃而溢出

- 濺水量：約 326 公升
- 放射量：約 4,600 Bq
- 放射性量低於 3.7×10^6 Bq，不超過實用反應器規則第 134 條第 10 項的範圍

已用燃料儲存池水照片及主要溢出區域如圖 3-81 與圖 3-82 所示：

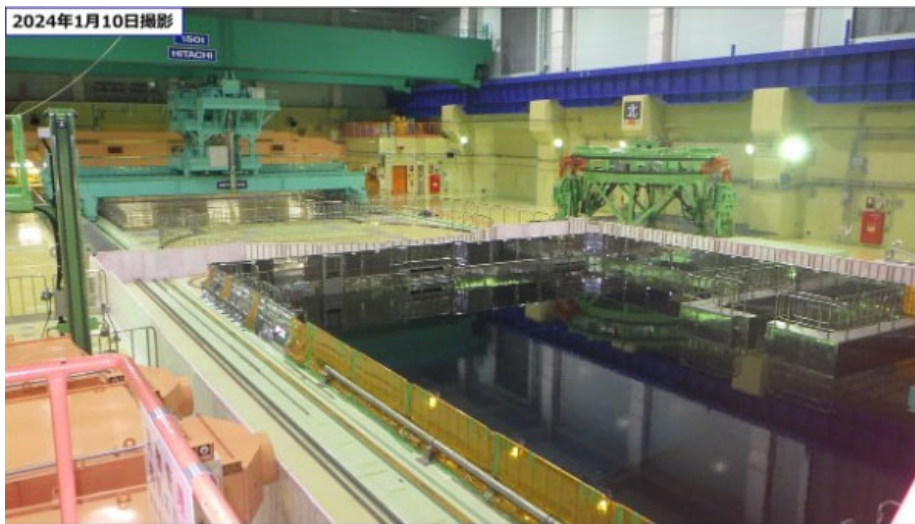


圖 3-81 2 號機已用燃料儲存槽（北陸電力株式會社）

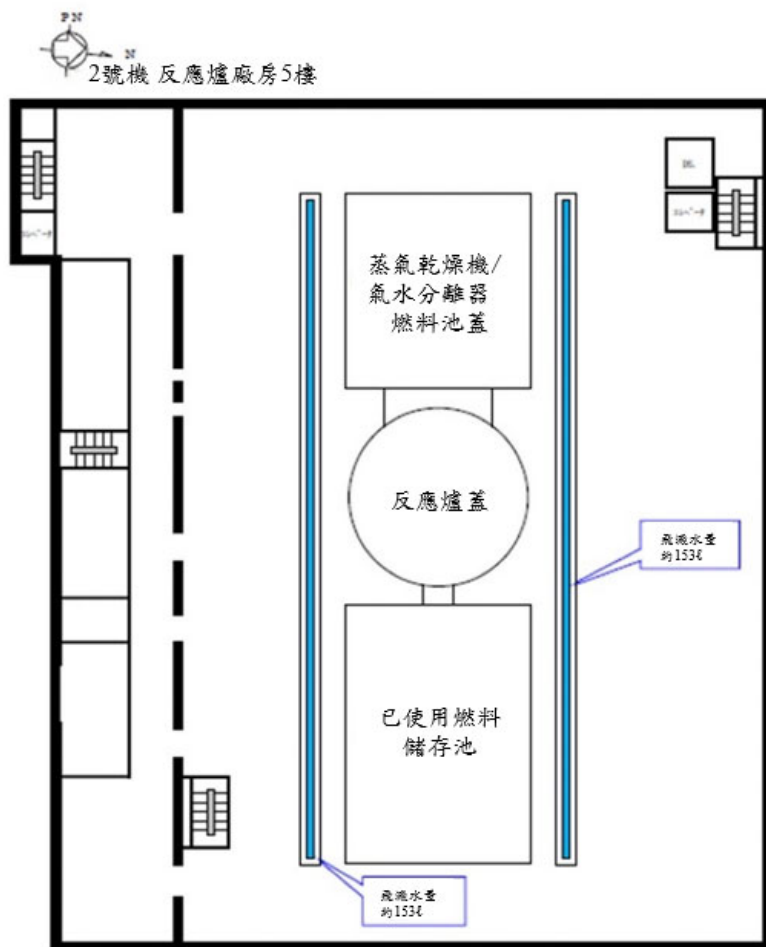


圖 3-82 2 號機已用燃料儲存池水主要飛濺區域
(北陸電力株式會社)

B. 啟動變壓器漏油及洩壓板動作、噴霧滅火設備啟動

- 確認了變壓器洩壓板的動作以及噴霧滅火裝置的啟動。這也自動切換到備用電源變壓器。
- 對變壓器進行了現場檢查，變壓器確實有絕緣油洩漏，但絕緣油被包含在圍堰內，對外部沒有造成影響。最初，由於安裝在變壓器儲油櫃（防止油變質的裝置）中的油位計顯示為 0，因此估計洩漏量約為 3,500 公升，但實際上，油也從冷卻管和變壓器本體頂部洩漏，因此最終量預計約 20,000 公升。

- 目前正在調查噴霧滅火裝置啟動和洩壓板啟動的原因，但油中氣體分析結果檢測到乙炔，顯示可能發生了內部短路。請注意，尚未確認發生火災。
- 目前正在將洩漏的油回收到桶中。

內部變壓器及主變壓器的洩壓板啟動概況如圖 3-83 至圖 3-86 所示：

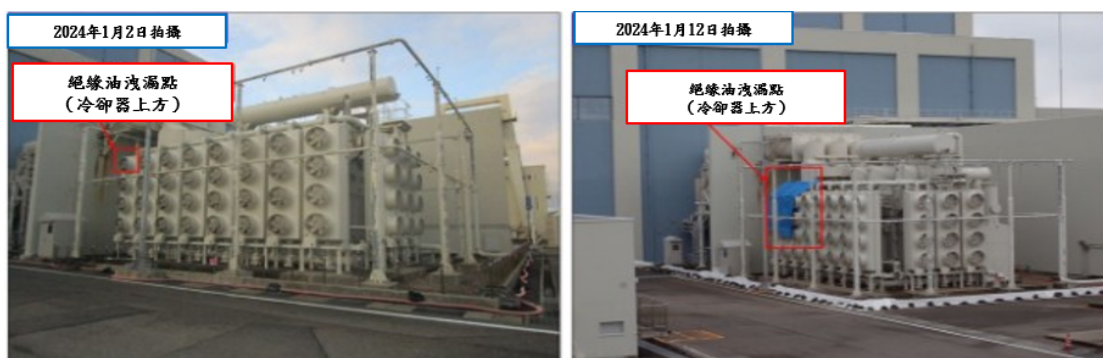


圖 3-83 2 號機主變壓器（北陸電力株式會社）



圖 3-84 2 號機備用電源變壓器（北陸電力株式會社）

當初的漏油量估算是根據以下情況進行的：在1月2日時，考慮到變壓器油箱油面降至零，假設整個變壓器油箱的油都已經漏出。

①變壓器部分：約3,500公升

總計：約3,500公升

(漏油量估算更新) 這次的漏油量估算是假設漏油處以上的油已流失的情況：

②冷卻器配管：約1,800升

③變壓器本體：約14,500升

①、②、③總計：約19,800升

②冷卻器配管的斷面積約為0.07平方公尺*長度約為25公尺。

①變壓器的斷面積約為1.5平方米，長度約為9公尺，油面高度為0.25（25%）。

③變壓器本體的尺寸是寬約3.5公尺×深度約7.2公尺×高約0.6公尺。

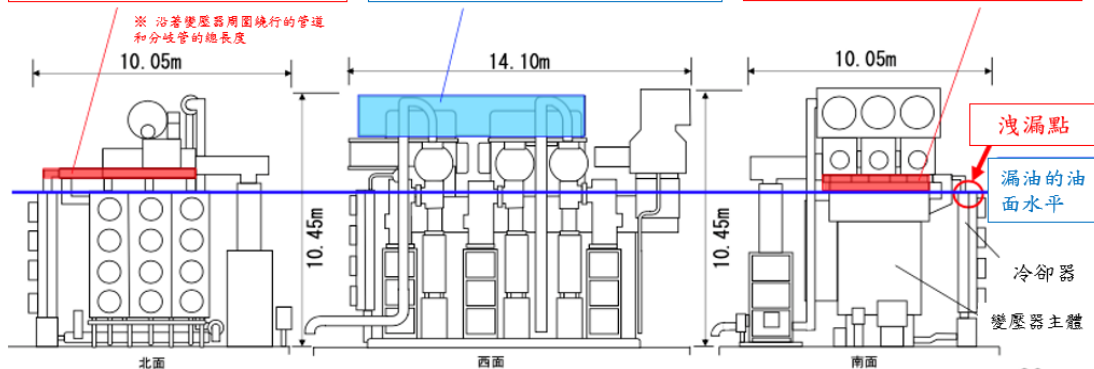


圖 3-85 2 號機主變壓器漏油量的估算（北陸電力株式會社）

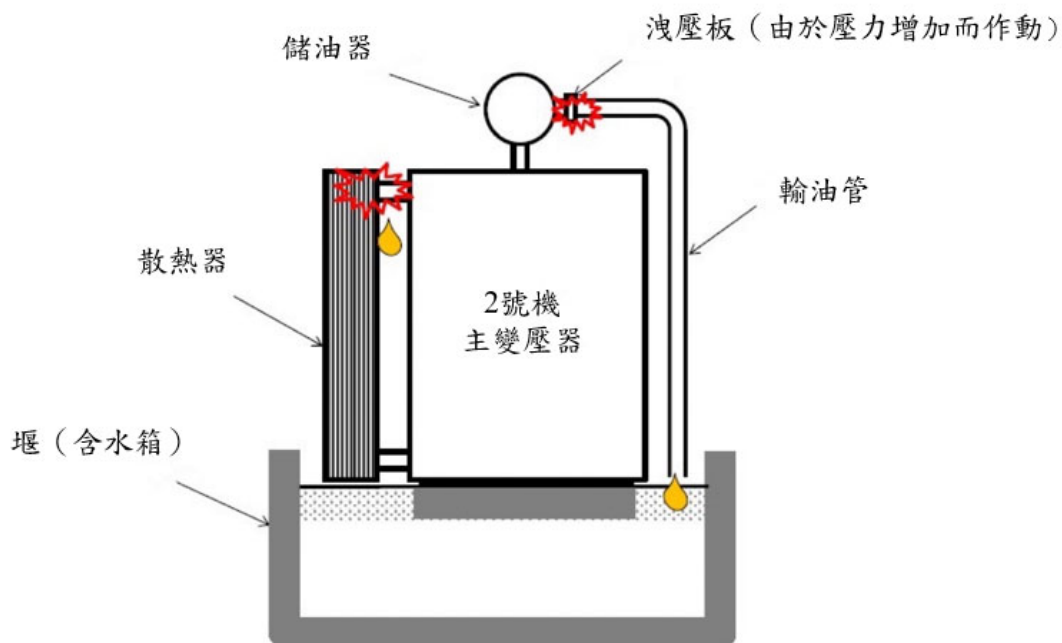


圖 3-86 2 號機主變壓器漏油示意圖（北陸電力株式會社）

(2) 其它的損壞

(i) 1 號機

○ 管制區域內

A. 渦輪機輔助冷卻水系統調壓箱水位下降

冷卻水從反應器廠房和渦輪機廠房通風和空調系統的冷卻盤管洩漏。經確認，水位確實有下降。透過找出洩漏點、關閉閥門等方式阻止洩漏。如下圖 3-87 所示。

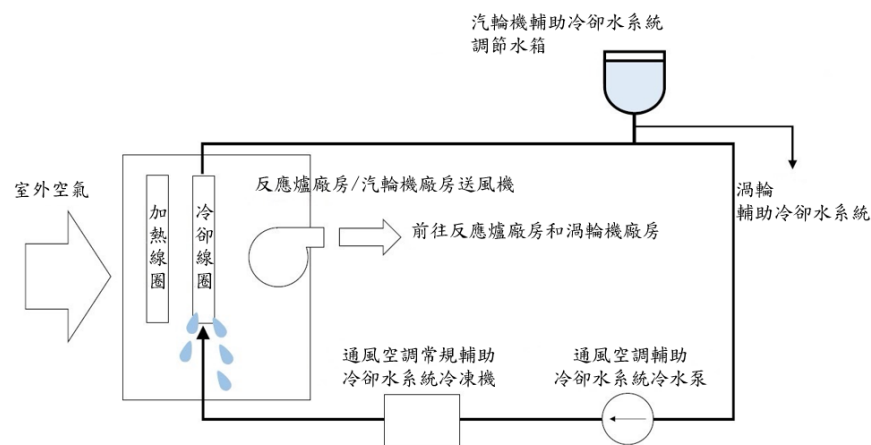


圖 3-87 1 號機渦輪機輔助冷卻水系統調節水箱水位下降示意圖
(北陸電力株式會社)

○ 管制區域外

A. 場內狀況

a. 卸貨區的混凝土路面出現段差

由於地震影響，卸貨區的混凝土路面出現段差，如下圖 3-88 所示。

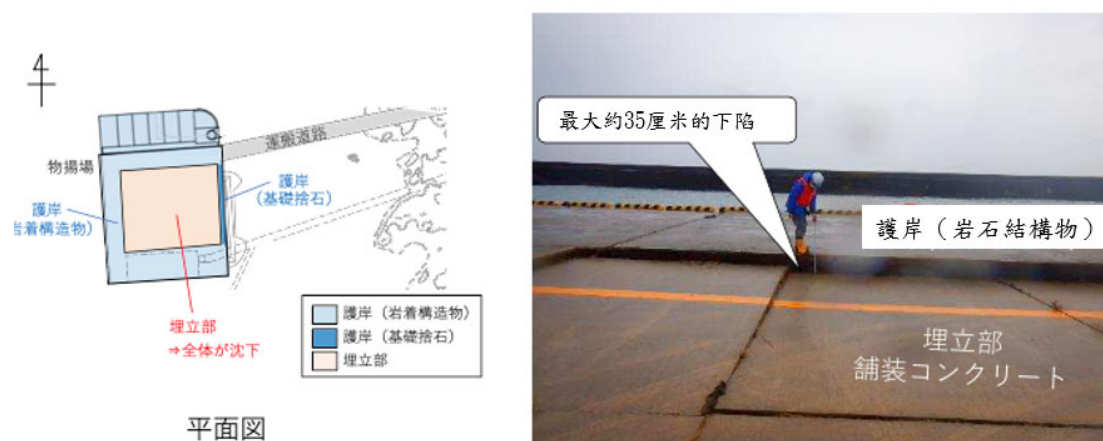


圖 3-88 港口卸貨區垃圾掩埋段鋪設混凝土下陷概況圖
(北陸電力株式會社)

b. 排水槽防洪牆傾斜

在 1 號機組排水槽（總周長約 108 m）周圍為了防範海嘯而修建的鋼製堤防（高 4m）的南牆因地震而傾斜了數公分。但其他側的牆完好，不存在倒塌的危險，如下圖 3-89 與圖 3-90 所示。



圖 3-89 1 號機組防洪牆基礎與地基間的空隙（北陸電力株式會社）

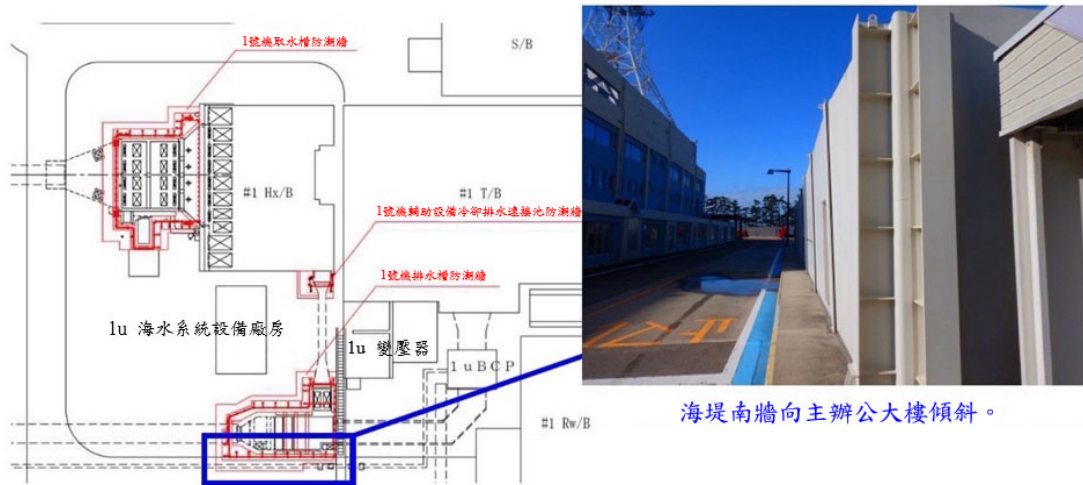


圖 3-90 1 號機排水槽防潮牆傾斜（北陸電力株式會社）

c. 高壓供電車進出路線出現段差

高壓供電電車進出路線上發現三處段差，但並不妨礙通行，如下圖 3-91 所示。



圖 3-91 高壓電源車通道的段差（北陸電力株式會社）

B. 1 號機組與 2 號機組廢棄物處理場伸縮縫密封蓋脫落

連接 1 號機組廢棄物處理廠和 2 號機組廢棄物處理場的橡膠密封部件（擴張部件）上方的金屬蓋脫落。由於密封件本身沒有損壞，因此外部不會受到放射性的影響，如下圖 3-92 所示。



圖 3-92 1 號機與 2 號機垃圾處理廠房伸縮縫覆蓋板脫落
（北陸電力株式會社）

C. 純水箱水位下降

經證實，儲存用於補充發電廠冷卻純水的水箱中的水位每分鐘下降約 7.3 公升(438 公升/小時)。此水箱用於補充純水，與純水生產能力(2 萬公升/小時)相比，洩漏量較小，因此對電廠的冷卻功能沒有影響。目前洩漏地點正在調查中。值得注意的是其他儲存槽中的水不得用於補充用過燃料儲存池，因此用過燃料儲存池的冷卻功能不會受到影響。

(ii) 2 號機組

○ 管制區內

A. 低壓渦輪機出現了「伸長量過大」的警報

據推測，「伸長量過大」警報是由於地震引起的晃動而發出的。推力軸承可能受到過大的力，導致渦輪葉片損壞，如下圖 3-93 與圖 3-94 所示。



圖 3-93 2 號機組渦輪機房內（北陸電力株式會社）

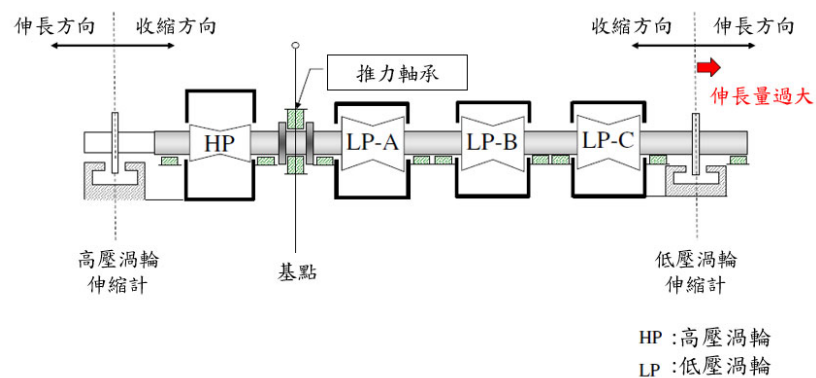


圖 3-94 2 號機組渦輪機示意圖（低壓渦輪機伸長量過大）
（北陸電力株式會社）

B. 用過燃料儲存池掉落物

經確認儲存在用過燃料儲存池中的反應器冷卻劑再循環泵部分水池檢查設備已落入用過燃料儲存池底部。掉落物是循環泵葉輪檢查設備的一部分。由於兩件物品均墜落距離燃料約 4 m，因此對燃油儲存池內的燃油沒有造成影響，如下圖 3-95 所示。

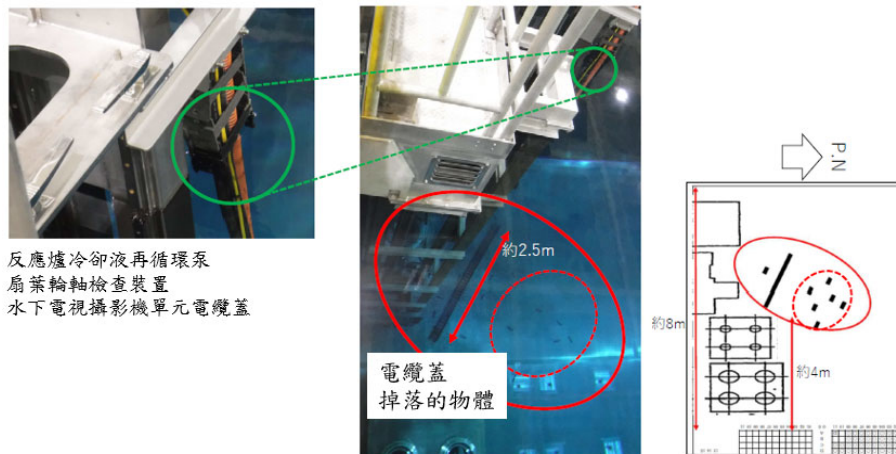


圖 3-95 2 號機已使用燃料儲存池掉落物體（北陸電力株式會社）

○ 管制區域外

A. 勵磁變壓器漏油

對變壓器進行了現場檢查，發現變壓器內洩漏的絕緣油約為 100 公升。另外，絕緣油都洩漏在圍堰內，對外界沒有影響。估計洩漏的油是透過安裝在變壓器頂部的洩壓閥的操作通過導油管排出的，如下圖 3-96 所示。

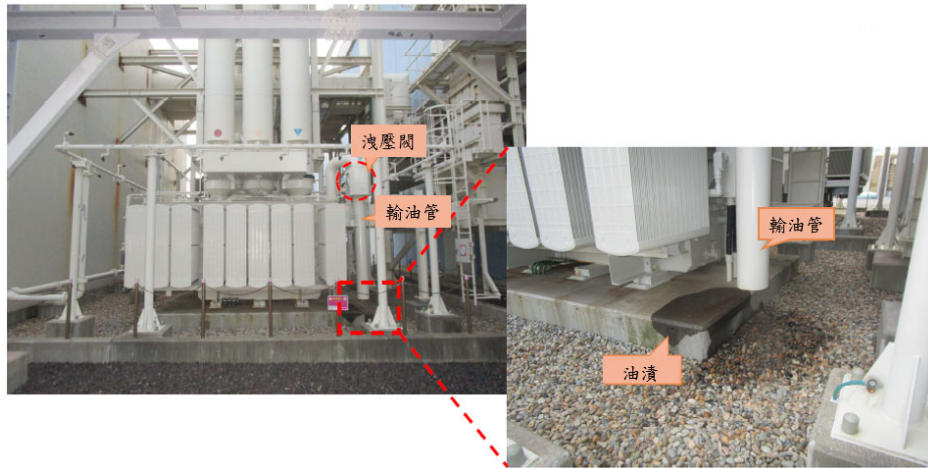


圖 3-96 2 號機勵磁電源變壓器漏油（北陸電力株式會社）

B. 取水池海平面上升情形

當我們檢查 1 月 1 日發電廠的數據時，我們確認下午 5 點 45 分左右，取水箱內的海平面比正常水平上升了約 3 公尺。這是通過海底隧道進水通道後取水箱內水位的上升情況，並沒有測量海嘯在海面的準確高度。此外，電廠廠址上方 11 公尺處已設置 4 公尺高的海堤及防洪堤，對電廠設施未造成影響，如下圖 3-97 所示。志賀核電廠廠址內地面的調查狀況，目前已確認的現場地面勘察結果如下圖 3-98 所示。

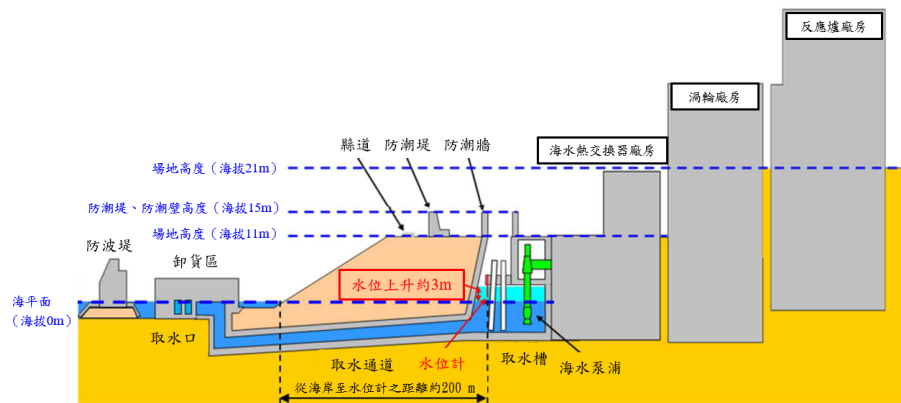


圖 3-97 志賀核電廠取水槽側視圖（北陸電力株式會社）



圖 3-98 志賀核電廠廠址內地面的調查狀況（北陸電力株式會社）

3. 志賀核電廠 1 號機與 2 號機變壓器之損壞與應對作為

(1) 志賀 1 號機組啟動變壓器絕緣油洩漏

經詳細檢查後，發現為 4 號散熱器上部管路連接處（約 60mm）以及加強板和連接件有損壞，並檢查焊接區域是否有裂痕。對此進行了斷口表面觀察和結構分析。損壞的原因推測為散熱器與地震產生共振，對散熱器上部管道連接產生了超過設計中考慮的 0.5g 靜水平加速度的加速度，使構件產生了過大的應力，超過了設計中考慮的 0.5g。並觀察斷裂面，確認延性斷裂面主要在 4 號散熱器上部配管連接處及加強板上，斷裂面細部圖如圖 3-99 所示。

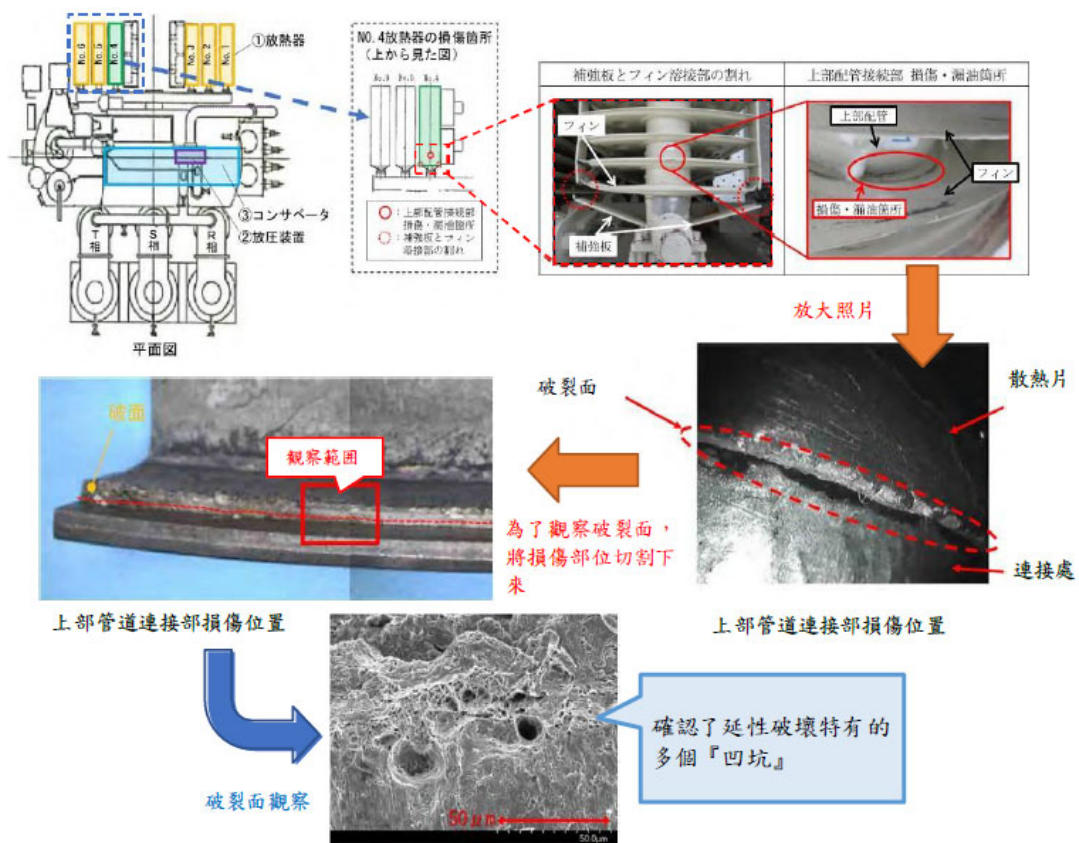


圖 3-99 觀察破裂面（北陸電力株式會社）

針對 1 號機組進行結構分析與動態分析，結構分析結果顯示，經由特徵值分析後確認變壓器本體（油箱部分）具有剛性結構，並確認散熱器具有有利於共振的結構。而動態分析結果顯示，確認損傷部位產生了超過 0.5g 的靜態水平加速度的加速度，並且確認損傷部位產生了超過容許值的應力，如圖 3-100 所示。

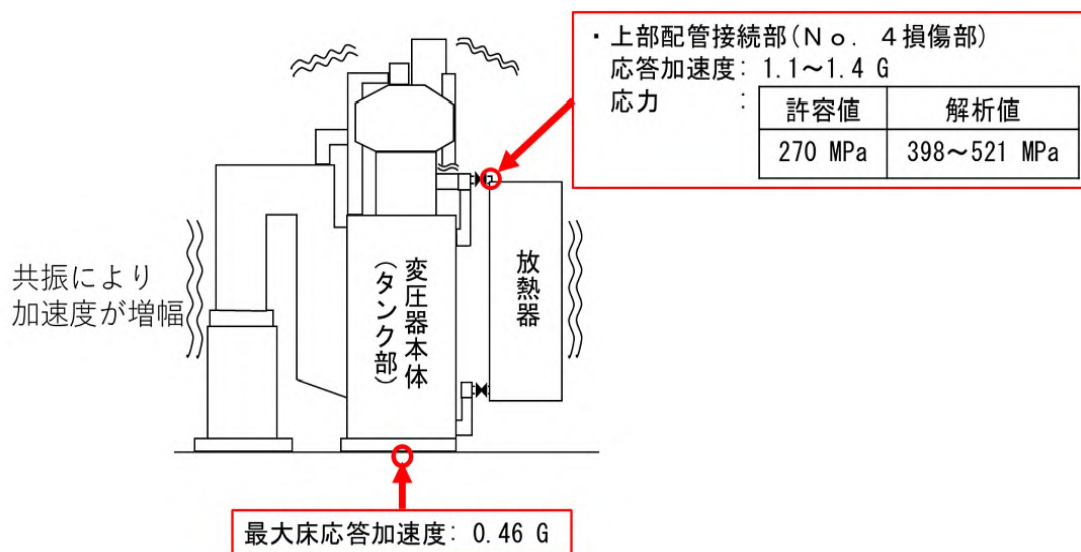


圖 3-100 動態分析（北陸電力株式會社）

經由後續分析，得到此次絕緣油洩漏的事件發生順序，首先，散熱器因地震而產生共振，接著翅片加強板焊接處應力超過容許值而斷裂，再來 4 號散熱器加強板與加強板焊接處產生裂紋，導致其斷裂，然後加強板斷裂，導致散熱器晃動加大，最後上部配管連接處應力超過容許值，造成損壞，如圖 3-101 所示。

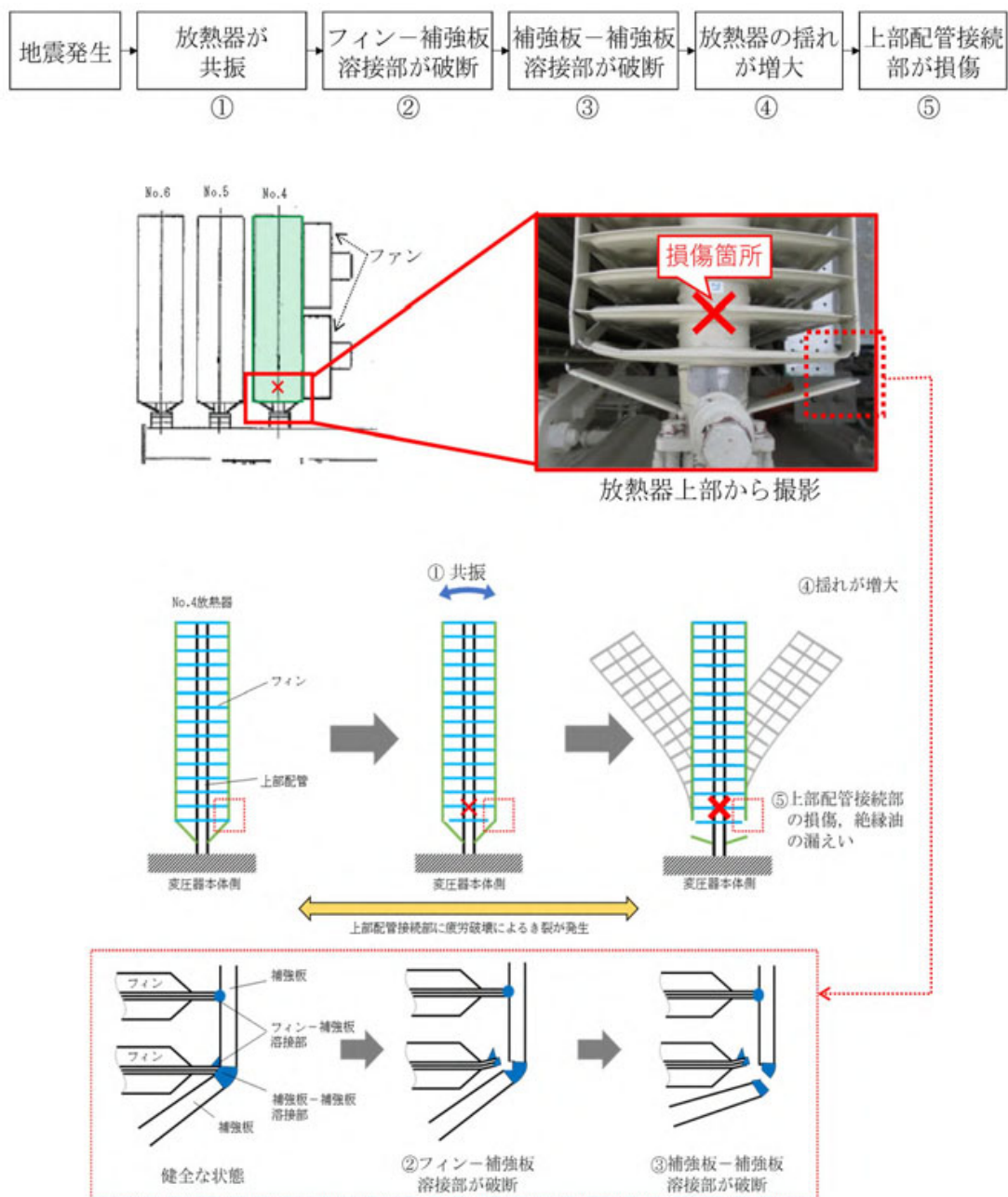


圖 3-101 事件發生順序（北陸電力株式會社）

(2) 志賀 2 號機組啟動變壓器絕緣油洩漏

經過檢查發現，11 號冷卻器的上部配管連接部有損傷（約 130 mm），因此絕緣油洩漏。對此進行了斷口表面觀察和結構分析，推測損壞原因是冷卻器與地震產生共振，對冷卻器上部管道連接處產生了超過設計中考慮的 0.5g 靜水平加速度的加速度，使構件產生重

複應力。觀察其斷裂面，確認為低週疲勞破壞時產生的裂紋擴展寬度較大的條紋狀圖案，位置在上部管路連接處，斷裂面細部圖如圖 3-102 所示。

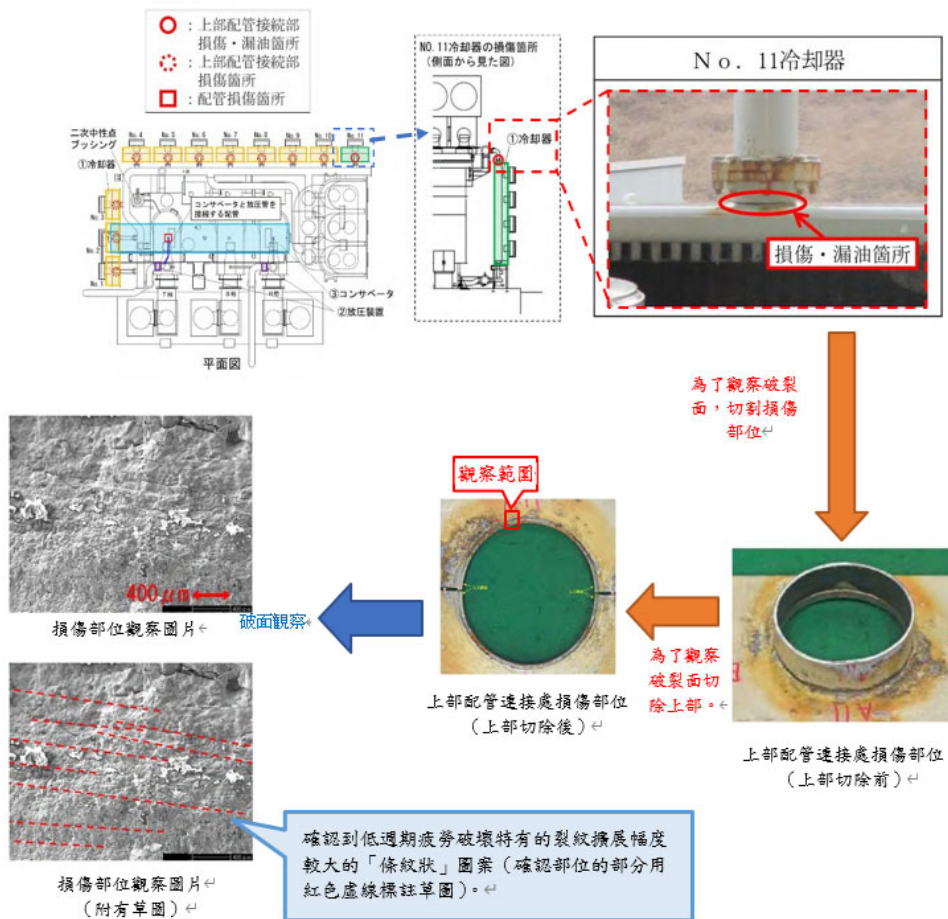


圖 3-102 觀察破裂面（北陸電力株式會社）

對洩漏絕緣油的 2 號機組進行結構與動態分析，其結果顯示，經過結構分析之特徵值分析確認變壓器整體結構有可能發生共振。而在動態分析部分，確認損傷部位產生了超過 0.5g 的靜態水平加速度的加速度，並確認損傷部位產生了超過容許值的應力，確認重複應力次數超過容許值（根據地震波形評估），動態分析之結果如下圖 3-103 所示。

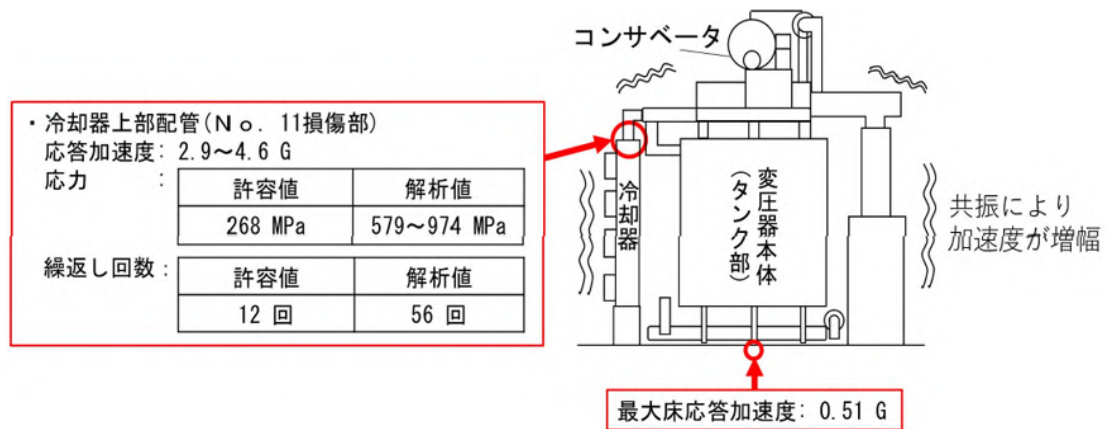


圖 3-103 動態分析（北陸電力株式會社）

經後續分析，得出此次絕緣油洩漏事件之發生順序。首先，冷卻器因地震產生共振，接著共振狀態持續，使上部配管連接處產生重複應力。No.11 冷卻器上部配管連接處因反覆應力超過允許值而發生疲勞斷裂，造成損壞，而其他 1 號至 10 號冷卻器的上部管路連接也被確認損壞，如圖 3-104 所示。

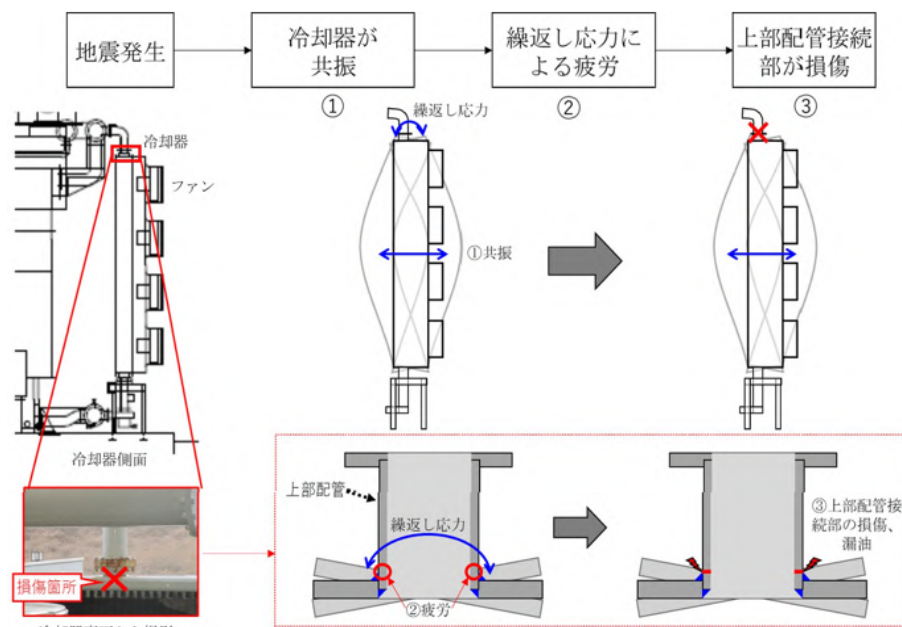


圖 3-104 事件發生順序（北陸電力株式會社）

(3)處理對策

此次損壞的變壓器將會進行修復。另外，由於地震的發生，變

壓器的部分部位發生共振，因此，為了進一步提高可靠性，將根據近期的地震情況，採取抑制共振等地震對策。以下為 1 號機組啟動變壓器恢復概況，為了防止絕緣油洩漏，將 1 號機組啟動變壓器更換為配備地震對策的散熱器，如圖 3-105 所示。

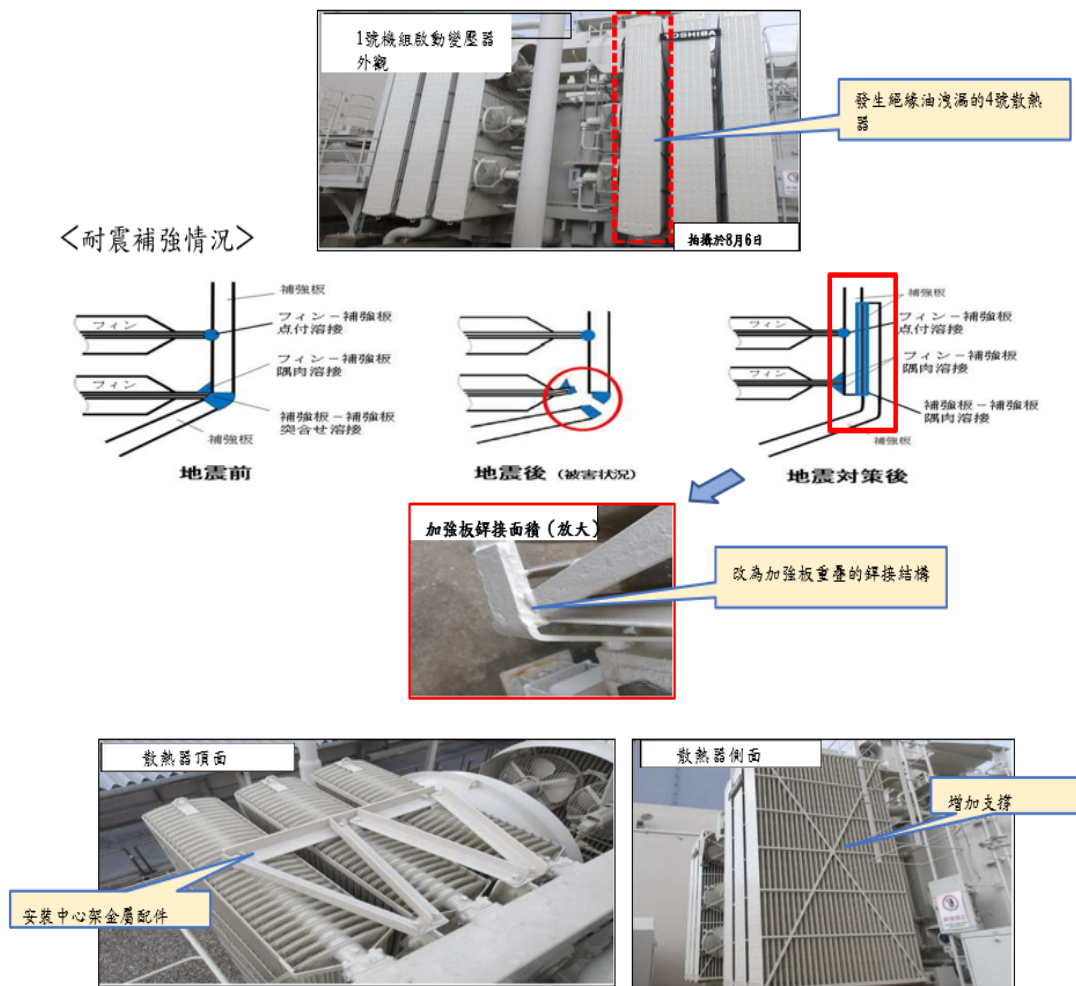


圖 3-105 1 號機組恢復與補強概況（北陸電力株式會社）

4. 志賀核電廠之應對作為與日本 NRA 之管制作為

在 2024 年日本能登半島地震發生後，志賀核電廠與日本原子能管制委員會(Nuclear Regulation Authority, NRA)做出了一系列應對及管理之作為，以下圖 3-106 至圖 3-118 列舉出了截至 2024 年 9 月 30 日為止之志賀核電廠 1 號機與 2 號機發生的事件和處理對策。

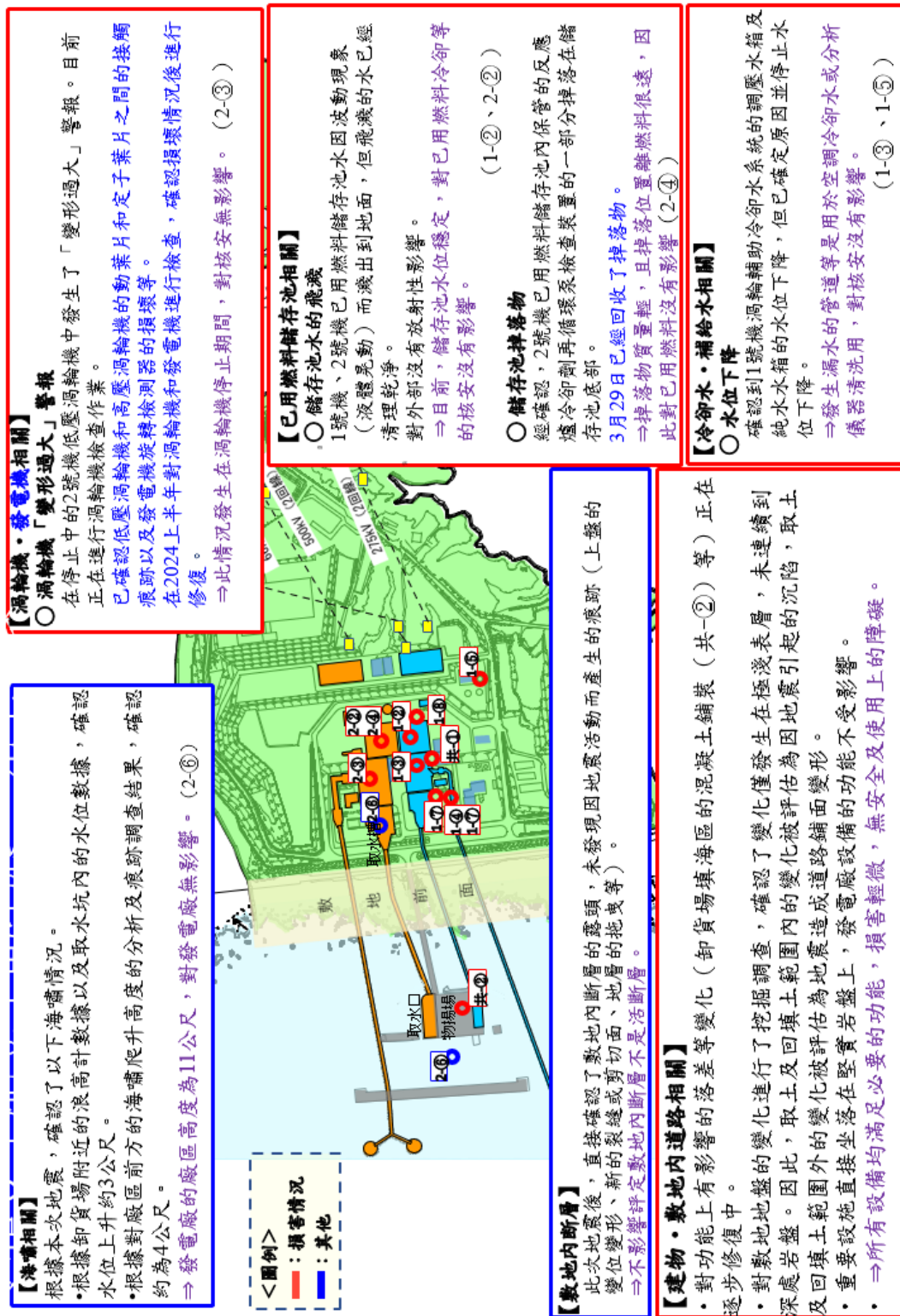


圖 3-107 2024 年能登半島地震後志賀核電廠的現況
(北陸電力株式會社)

[截至 2024 年 9 月 30 日]

※藍色部分為8月8日發布後更新
※黃色陰影部分為已完成的部份 (所有緊急措施等已完成)

志賀核電廠1號機組

No.	發布日期	事件名稱	事件摘要	處理對策
1-①	2024/1/2	1號機組 啟動變壓器漏 油及洩壓板動 作、噴霧滅火 設備啟動	- 確認到約3,600公升(估計)的變壓器絕緣油洩漏至圍堰內。 ※總容量：52,200公升(變壓器本體：42,000公升) - 確認地震發生時洩壓板已動作。 - 手動啟動噴霧滅火設備。 - 切換至備用電源變壓器，並從赤住線(66 kV)接收電力。通過從2號機內部電源系統的供應，也能從志賀核電線(275 kV)接收電力。此外，已確保緊急柴油發電機、大容量電源車以及高壓電源車作為備用電源。 ⇒所需的外部電源和緊急電源已確保，核電安全如用過的燃料冷卻等並未受到影響。	- 截至1月2日，已回收約4,200公升，包括雨水等混入的液體。 - 關閉洩漏絕緣油的放熱器的閥門，並採取防護措施以防止雨水滲入。此外，為防止其他放熱器因餘震而洩漏絕緣油，也關閉了其閥門。 - 已拆除4號放熱器並更換了蓄油器內的橡膠袋。 - 已進行低壓電測試，未發現異常。 - 為提高抗震性，已在除4號以外的所有放熱器頂部安裝了防搖晃支架作為臨時措施。 - 已進行確認測試，並恢復至可接收電力的狀態。 3月14日，將志賀1號機從志賀核電線(275 kV)受電的方式，由2號機內部電源供應轉換為啟動變壓器受電。 - 經破損面觀察和結構分析，推測原因是由共振引起的延性破壞。 8月7日，對所有6台放熱器進行了地震對策(改進結構以避免補強板出現應力集中)並完成更換，並開始從志賀核電線接收電力。

圖 3-108 迄今為止發生的事件和處理對策(北陸電力株式會社)

No.	發布日期	事件名稱	事件摘要	處理對策
1-②	2024/1/5	1號機組使用後的燃料儲存池水濺出	• 確認使用後的燃料儲存池水出現波動（晃動）現象。 • 濺水量約95公升（相當於儲存池水位下降0.8毫米），放射性量約17,100 Bq，對外部沒有放射性影響 ⇒ 水池水位幾乎沒有變化，確保對使用後的燃料等核安全沒有影響。	• 1月4日已擦拭完畢。 • 目前，使用後的燃料正在穩定的冷卻。
1-③	2024/1/5	1號機組渦輪機輔助冷卻水系統調壓箱水位下降	• 經確認，反應爐廠房及汽輪機廠房通風空調系統冷卻管道出現冷卻水洩漏，水位下降。 ⇒ 這是空調冷卻水，對確保核安全沒有影響。	• 確認閥門已關閉，水位已停止下降。 • 2月29日已修復了冷卻管道。
1-④	2024/1/5	1號機組排水槽防潮牆傾斜	• 經確認，在1號機組排水槽（總週長約108 m）周圍為了防範海嘯而修建的鋼製堤防（高4m）的南牆因地震而傾斜了數公分。 ⇒ 變形較小，不影響功能。請注意，在其他側的牆壁沒有觀察到傾斜。	• 在排水槽海堤與混凝土基礎之間的縫隙中安裝了沙袋。 • 我們將進行沉降測量等詳細調查，並根據結果計劃於2024年恢復該區域。
1-⑤	2024/1/5	1號機組純水槽水位下降	• 確認純水槽中的水位以每分鐘約7.3公升（438 公升/小時）的速度下降。 • 與純水產出能力（20,000公升/小時）相比，洩漏量較小。 ⇒ 純水槽內的水用於清洗分析設備等，對確保核安全沒有影響。	• 發現地下管線外洩。已確認閥門已關閉，水位已停止下降。 • 將透過其他方式向偵測到洩漏的管道供應純水。 • 洩漏部位的修復已於8月21日完成。

圖 3-109 迄今為止發生的事件和處理對策（北陸電力株式會社）

No.	發布日期	事件名稱	事件摘要	處理對策
1-⑥	2024/1/5	1號機組 站內變壓器 及主變壓器 的洩壓板 運作	• 確認地震發生時1號機組之站內變壓器及1號機組主變壓器的洩壓板正在運轉。（地震導致變壓器內部油液晃動，導致內部壓力暫時升高，洩壓板工作正常，經確認，不存在與此事件相關的漏油情況。） ⇒ 確認站內變壓器及主變壓器的洩壓板的運作情況，發現運作正常，沒有出現問題。	• 對主變壓器進行了外部檢查，確認沒有異常情況。 • 對站內變壓器進行了外部檢查，發現所有散熱器的加強板和鰭片之間的部分焊接處存在裂紋，但已確認功能沒有異常。 • 4月19日，更換1號機組的站內變壓器及主變壓器洩壓板。
1-⑦	2024/1/5	1號機組 排水池及1 號機組輔助 冷卻排水連 通池防潮牆 基礎發生沉 降。	• 1號機組排水槽和1號機組輔助設備冷卻排水連接池周圍為了防範海嘯而修建的鋼製堤防（4 m高）的基礎部分因地震而下沉了數厘米。 ⇒ 除了堤防主體（1-4）部分傾斜外，未見異常，且沉降區出現的數公分間隙已被沙袋完全封堵，對其無影響此時的功能。	• 在排水槽堤防與混凝土基礎之間的縫隙中安裝了沙袋。 • 將進行包括沉降測量在內的詳細調查，並根據結果計劃於2024年中恢復該區域。
1-⑧	2024/1/5	1號機組 高壓供電車 使用的區域 附近產生段 差	• 經確認，1號機高壓供電車使用區域附近的道路存在數公分的段差。 ⇒ 高壓供電車可以放置在附近的其他地方，所以不會有影響。	• 該區域目前已標示管制出入的分區標記。 • 有段差的瀝青路面於8月2日重新鋪設完成。

圖 3-110 迄今為止發生的事件和處理對策（北陸電力株式會社）

No.	發布日期	事件名稱	事件摘要	處理對策
1-⑨	2024/1/17	1號機組高壓爐芯噴霧柴油發電機試運轉過程中自動停止	1月16日志賀町發生強度5弱的地震後，作為安全確認措施，啟動柴油機並進行試運轉，並將發電機在柴油機接入現場供電系統時，自動停止。1月1日滋賀町發生7度地震後，試運轉（1月4日進行）期間未見異常。 ⇒ 已經確保了3條外部電力線（赤住線（66 kV 1線）和志賀核電線（275 kV 2線）），並且3台1號應急柴油發電機中的2台正常，因此沒有電力供應方面的影響。	- 事故原因調查中，未發現設備異常。而且，之後進行的實際負載測試也沒有發現任何異常。 - 針對推測原因所採取的措施已反映在程序手冊中，高壓爐芯噴霧柴油發電機處於備用狀態。
1-⑩	2024/4/10	1號機組控制桿驅動機構外殼掉落時支撐件掉落	- 令和6年能登半島地震後對發電設備整體進行抗震完整性檢查（3月1日至3月27日進行）時，確認控制桿驅動機構外殼掉落時，支撐控制桿驅動機構的部件脫落。 ⇒ 此零件不為控制桿驅動機構，但安裝是為了預防控制桿驅動機構外殼掉落，因此不會影響控制桿驅動機構的功能。即使在運作過程中發生這種情況，控制桿驅動機構也會正常運作。 - 此外，在令和6年能登半島地震後對整體發電設備的抗震完整性檢查中，包括本次事件在內，不存在影響確保核安全的缺陷。	4月2日掉落的零件已被收集。 4月15日收集的零件已安裝。 5月31日，當控制桿驅動機構外殼掉落時，我們檢查了整個支撐部件是否有錯位並進行了修正。

圖 3-111 迄今為止發生的事件和處理對策（北陸電力株式會社）

志賀核電廠2號機			
No.	發表日期	事件名稱	事件概述
2-①	2024/1/2	2號機主變壓器的漏油以及噴霧滅火設備的啟動，和放壓板的動作	• 確認到變壓器的絕緣油※約3,500升（估計）已經洩漏到圍堰內。※儲存量：122,500升（變壓器本體：122,500升） • 確認到噴霧滅火設備自動啟動，並且放壓板已經動作。 • （確認沒有發生火災。） • 切換到備用電源變壓器，並通過志賀核電線(275kV)接收電力。透過所內電源系統的切換，也可以從赤住線(66kV)接收電力。另外，作為應急電源，應急柴油發電機、大容量電源車及高壓電源車均已備好。 ⇒ 已確保必要的外部電源和應急電源，對於使用過的燃料冷卻等核安全保障沒有影響。
應對措施			• 1月5日已回收約19,800升油（估計）。若包含雨水等，則約為24,600升。（回收量修正於1月5日） • 在關閉漏油的散熱器隔離閥的同時實施了防止雨水滲入的保護措施。此外，為了防止其他散熱器因餘震而造成的損壞導致絕緣油洩漏，也進行了關閉隔離閥的措施。 • 已實施No.11冷卻器的拆卸。 • 在T相絕緣套管上確認到放電痕跡及套管損傷。此外，還在套管外殼上確認到放電痕跡。 • 在變壓器本體的壁面上發現有破沉積，但確認到線圈和鐵芯無異常。管外殼均無異常。 • 對於No.1～10冷卻器上部配管連接處目視檢查後，已確認到損傷。推測其原主變所的是壓破，將從中更換。此外，在變電所，以便從500kV更改為66kV，預設度上主變力。此以外，電壓計對年壓進行66kV受年整換。預計更換。

圖 3-112 迄今為止發生的事件和處理對策（北陸電力株式會社）

No.	發表日期	事件名稱	事件概述	應對措施
2-②	2024/1/2	2號機 使用過的燃料儲存池水飛濺	- 確認到使用過的燃料儲存池出現了波動現象（液體晃動）。 - 飛濺的水量約為326升（水位下降約1.3毫米），放射性物質質量約為4,600貝克，對外部沒有放射性影響。 ⇒儲存池的水位幾乎沒有變化，對使用過燃料的冷卻等核安全保障沒有影響。	- 已於1月3日完成擦拭處理。 - 目前，正在穩定地冷卻使用過的燃料。
2-③	2024/1/2	2號機 低壓渦輪機出現 了『伸長差異過大』的警報。	由於地震的晃動，發生了『伸長差異過大』的警報。 ⇒此情況發生在渦輪機停止運行期間，對核安全沒有影響。	- 自3月8日起開始進行渦輪機的檢查作業 - 為了切斷渦輪機與發電機的軸連接部，啟動了渦輪機潤滑油系統時，發電機軸承下部出現了油滴（每分鐘1滴），並確認到銲接部位有部分裂紋。未來將進行修復。 - 確認了推力軸承箱的浮起情況以及螺栓的鬆動等。未來將進行詳細檢查和修復。 ※：用於容納承受軸向力的推力軸承的箱體。 - 確認了低壓渦輪機（A）、（B）、（C）的動翼與靜翼之間的接觸痕跡。 - 確認了高壓渦輪機的動翼與靜翼之間的接觸痕跡。 - 確認了推力軸承的密封環變形及金屬部件的凹陷。 - 確認了推力軸承周圍連接管凸起部的損壞。 - 確認了軸連接部的渦輪機與發電機聯軸器的油封變形。 - 確認了軸連接部的渦輪機伸長差的損壞。

圖 3-113 迄今為止發生的事件和處理對策（北陸電力株式會社）

No.	發表日期	事件名稱	事件概述	應對措施
				- 確認發電機旋轉檢測器及旋轉檢測用齒輪的損傷。 - 確認發電機推力鍵固定螺栓的折損。 - 確認了發電機軸承定位鍵周圍的損傷等。 9月26日完成了渦輪機和發電機的詳細檢查。渦輪機的主要部件，如驅動葉片和靜態葉片沒有發現重大損壞。 - 將對受損區域進行必要的修復。
2-④	2024/1/2	2號機 使用過的燃料儲存池中的掉落物。	確認到在2號機使用過燃料儲存池內儲存的原子爐冷卻再循環泵的檢查裝置的一部分已掉落至使用過燃料儲存池的底部。 ⇒掉落物為輕量（聚酯製）材料，且掉落位置距離燃料約4米，因此對使用過的燃料沒有影響。	3月29 日已收集到掉落物。
2-⑤	2024/1/3	2號機 勵磁電力變壓器洩壓閥的操作	由於變壓器上部的放壓閥動作，透過導油管確認約100升（估計）的變壓器絕緣油已排放至堰內。 （因為地震使變壓器內部的油液晃動，導致內部壓力暫時上升，洩壓閥正常運作） ⇒勵磁電源變壓器是在工廠運行時使用的變壓器，對原子能安全沒有影響。	1月5日已經收集了約100公升油。 2月26日前更換低壓電氣測試和洩壓閥。

圖 3-114 迄今為止發生的事件和處理對策（北陸電力株式會社）

No.	公布日期	事件名稱	事件概要	應對狀況
2-⑥	2024/1/3 2024/3/25 (追加)	2號機取水槽內海面 水面上升	- 通過對1月1日發電廠數據的重新確認，發現2號機取水槽內的海水面上升約3米，超過正常水平。 ⇒在發電廠的敷地高度11米處，已設置了高度4米的防潮堤和防潮壁，因此約3米的上升不會對發電廠設備造成影響。	通過2號機取水槽內的水位計確認了約3米的水位上升，並計劃對海域的水位變動進行解析。隨後，利用取水槽內的水位數據進行的分析結果顯示，取水口附近的水位上升約3米。此外，通過收集、分析和評估波高計數據，發現物揚場附近的水位也上升了約3米。新進行的解析和痕跡調查結果顯示，因此次地震造成敷地前方的津波遡上高度約為4米。

圖 3-115 迄今為止發生的事件和處理對策（北陸電力株式會社）

志賀核能發電廠1・2號機共通

〔截至2024年9月30日〕

No.	公布日期	事件名稱	事件概要	應對狀況
共①	2024/1/2	1、2號機廢棄物處理建屋擴張接頭密封蓋脫落	- 確認到連接1號機廢棄物處理建屋和2號機廢棄物處理建屋的橡膠密封部件（擴張部件）上方的金屬蓋脫落。此外，該密封蓋是用於防止密封部件劣化的部件。⇒確認密封部件本身沒有損傷，且對外部沒有放射能等影響。 - 在物揚場的填埋區，確認由於地震影響，鋪裝混凝土發生沉降並產生了高度差。⇒物揚場的結構本身沒有問題。	已於3月19日更換了密封蓋。
		物揚場填埋區的鋪裝混凝土發生沉降		- 通過詳細調查確認了沉降範圍和沉降量。 - 已進行土袋的臨時修復以消除高度差。 - 已於9月26日完成沉降處的混凝土修補。
共②	2024/1/7	在發電廠前方海面上確認到油膜	- 在志賀核能發電廠前方的海面上確認到油膜（約5米×10米）漂浮。 - 推測在1月1日地震時，變壓器絕緣油漏洩時噴霧滅火設備的作動導致油液飛散，並在後續降雨中通過側溝等流入前方海域的絕緣油。 ⇒漏洩的油已進行中和和回收等處理，對環境沒有影響。	- 已於1月7日進行了中和劑等對油膜的處理。 - 已確認發電廠全域內沒有油漏洩等情況。 - 對側溝等進行了重點檢查，確認沒有油的存在。
		在發電廠前方海面上確認到油膜		- 對側溝中設置的油吸附墊的安裝方法進行了改善並加強了監視。 - 已撤去漏油積聚的防油堤鋪設的砂礫，並確認防油堤和地下儲藏罐沒有損傷。 - 已將油飛散的防油堤外的碎石區、側溝及道路（鋪裝部）確定為油流出源，並進行了碎石的清除和洗淨。
共③	2024/1/10			

圖 3-116 迄今為止發生的事件和處理對策（北陸電力株式會社）

No.	公布日期	事件名稱	事件概要	應對狀況
				- 已建立發現場內油污時的應對程序（如排水閘門的運用等），並開始運行。 - 已在側溝內設置油分離槽等設備。 （預計於2024年10月）
共④	2024/1/9	外部電源（輸電線路・變電所設備）的狀況	- 對連接志賀核能發電廠的送電線進行了檢查，確認如下： （志賀核能線 275kV 2號線） - 無異常 （赤住線 66kV 1號線） - 已確認送電線的絕緣用絕緣子有一處缺損，以及跳線（連接鐵塔前後絕緣裝置的電線）有一處素線斷裂，但目前送電線的功能沒有問題。 №5鐵塔：6個中有1個缺損] [№3鐵塔：30根電線中有5根斷線]・已確認赤住線№10鐵塔的跳線部分接續端子的變形（1處），並於2月9日已通知。 （志賀中能登線 500kV 兩回線） - 已確認中能登變電所內的GIS（氣體絕緣開關設備）有一處絕緣用的瓷套（絕緣管）破損，以及送電線的絕緣用絕緣子有兩處缺損。 [2號線開閉所引留鐵樑：53個中有4個缺損] [1號線№2鐵塔：36個中有1個缺損] - 志賀中能登線的兩線路中有一線路可用，但由於2號機主變壓器無法使用，因此無法接收電力。 - 志賀核能發電廠的外部電源共有三條回線（志賀核能線1號線、志賀核能線2號線、赤住線）。	（赤住線 66kV） - 已於1月13日進行了缺損的絕緣用絕緣子（1處）和斷裂的跳線（1處）的更換。 - 已於2月10日進行了跳線部分接續端子及跳線（1處）的更換。 （志賀中能登線 500kV） - 已於1月31日進行了送電線絕緣用絕緣子的2處更換。 - 已於6月14日對志賀中能登線 500kV 中能登變電所內的GIS（氣體絕緣開關設備）進行了絕緣用瓷套（絕緣管）的更換。

圖 3-117 迄今為止發生的事件和處理對策（北陸電力株式會社）

No.	公布 日期	事件名稱	事件概要	應對狀況
			雖然如此，但1號機和2號機各自都能夠供電。 此外，作為應急電源，已確保了應急柴油發電機、大容量電源車以及高壓電源車。 ⇒已確保必要的外部電源和應急電源，對使用過的燃料冷卻等核安全的保障沒有影響。	

圖 3-118 迄今為止發生的事件和處理對策（北陸電力株式會社）

(四) 志賀核電廠之耐震評估作為

1. 核反應爐建築物的耐震健全性確認

(1) 評估方法（北陸電力株式會社）

利用在核反應爐建築物獲得的觀測記錄，透過以下方法確認核反應爐建築物的耐震健全性已得到保證，評估方法如圖 3-119。

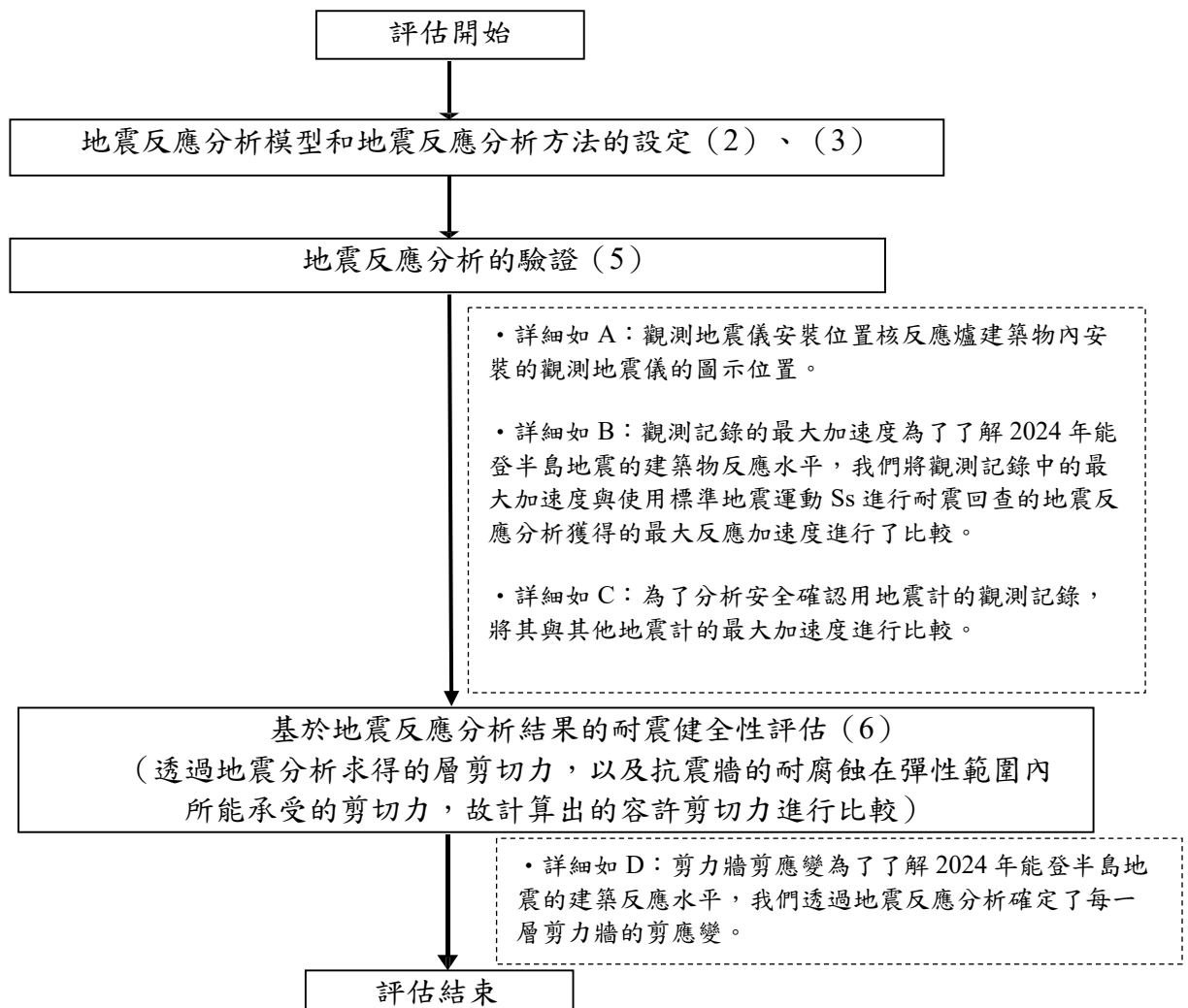


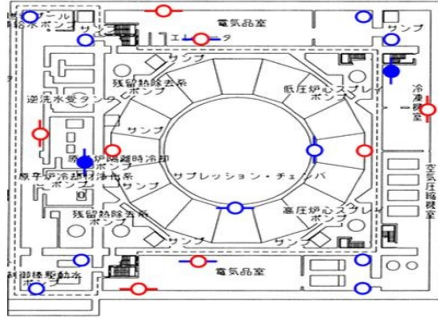
圖 3-119 核反應爐建築物的耐震健全性評估方法

A. 觀測地震儀安裝位置示意圖

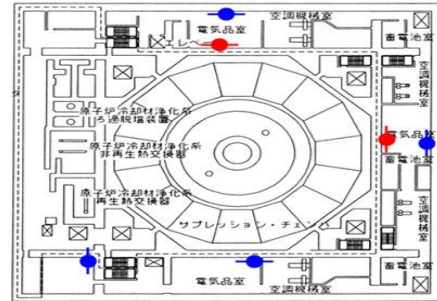
觀測地震儀用於證實地震反應分析的有效性

上述以外的觀測地震儀

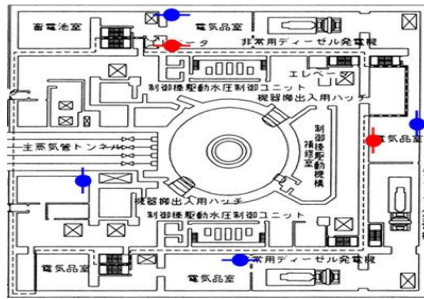
● : NS方向 ● : EW方向 ○ : UD方向
● : NS方向 ● : EW方向 ○ : UD方向



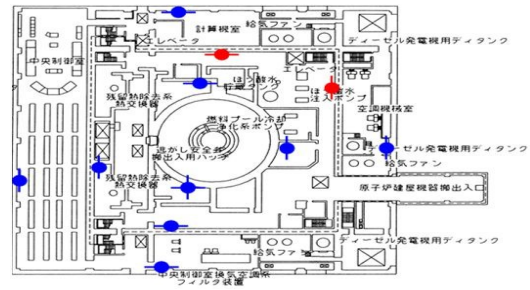
(a) 地下 2 階(EL 1.60m)



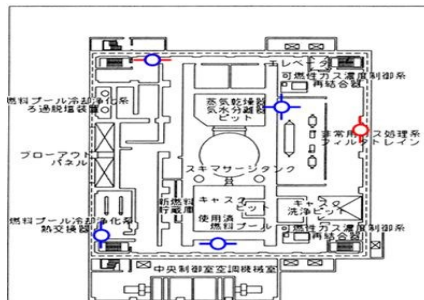
(b) 地下 1 階(EL 5.30m)



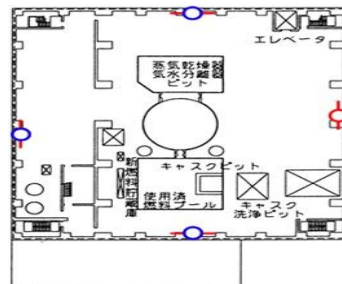
(c) 1 階(EL 11.30m)



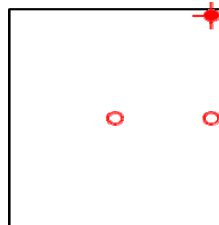
(d) 2 階(EL 21.30m)



(e) 3 階(EL 28.30m)



(f) 4 階(EL 37.63m)



(g) 屋上階(EL 54.83m)

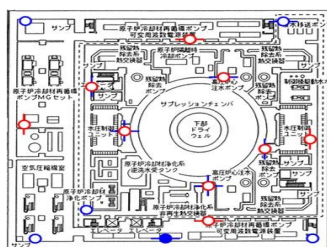


(h) 方位

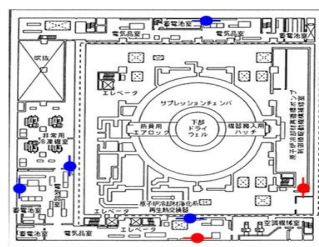
圖 3-120 1 號機組核反應爐建築物內安裝的觀測地震儀位置

觀測地震儀用於證實地震反應分析的有效性
上述以外的觀測地震儀

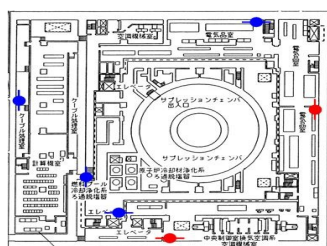
● : NS方向 ● : EW方向 ○ : UD方向
● : NS方向 ● : EW方向 ○ : UD方向



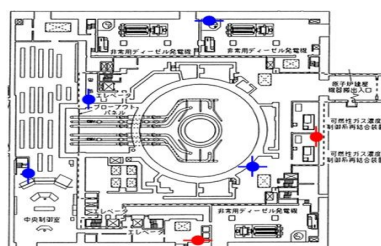
(a) 地下 2 階(EL 0.80m)



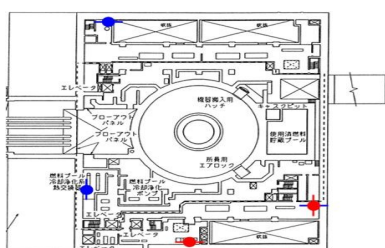
(b) 地下 1 階(EL 7.30m)



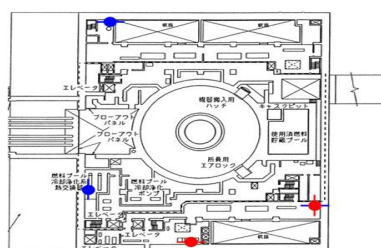
(c) 1 階(EL 13.80m)



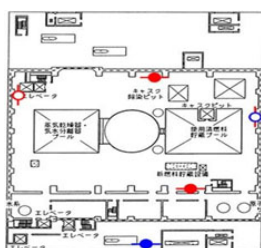
(d) 2 階(EL 21.30m)



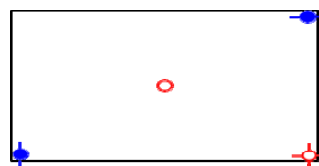
(e) 3 階(EL 27.10m)



(f) 4 階(EL 32.50m)



(g) 5 階(EL 40.70m)



(h) 屋上階(EL 58.85m)



(i) 方位

圖 3-121 2 號機組核反應爐建築物內安裝的觀測地震儀位置

B. 觀測記錄中之最大加速度

為了了解 2024 年能登半島地震時建築物的反應水平，我們使用標準地震運動 Ss 計算了圖 3-129 及圖 3-130 所示的觀測地震儀觀測到的各樓層的最大加速度的分佈，觀測到的結果如圖 3-122 與圖 3-123 所示。與反應分析確定的最大反應加速度進行比較。此外，由於使用新規範標準中的標準地震運動 Ss-1 至 Ss-7 的地震反應分析結果計劃在施工審批階段進行解釋，因此使用標準地震運動 Ss-1 至 Ss-3 的地震反應分析結果將在施工審批階段進行解釋。由表 3-3 中可以知道觀測記錄中的最大加速度低於基於耐震回查的標準地震運動 Ss 的最大反應加速度。其中，標示「*1」表示如果每個方向有多個觀測點，則顯示每個值，標示「*2」表示基於用於耐震回查的標準地震運動 Ss-1 至 Ss-3 的最大反應加速度的最大值，標示「*3」表示 UD 方向表示對應於觀測地震儀安裝位置的 IW 軸（請參閱圖 3-120 及圖 3-121）的反應值。

表 3-3 最大加速度表

位置			觀測紀錄的 最大加速度 ^{*1} (cm/s ²)			用於耐震回查的標準地震運動 Ss 產生 的最大反應加速度 ^{*2、*3} (cm/s ²)		
建築	樓層	EL (m)	NS 方 向	EW 方向	UD 方向	NS 方向	EW 方向	UD 方向
1 號機 核反應 爐建築	天花板 樓層	54.83	1614	1526	2364	1865	2531	2758
	4 樓	37.63	1002	788	366	1136	1229	675
	3 樓	28.30	641	711	432	852	989	561
	2 樓	21.30	560	544	-*4	742	859	517
	1 樓	11.30	433	427	-*4	564	715	495
	地下 1 樓	5.30	383	391	-*4	545	630	478
	地下 2 樓	-1.60	389	318	378	517	511	452
2 號機 核反應 爐建築	天花板 樓層	58.85	1158	1572	1992	1627	2233	2401
	5 樓	40.70	913	949	450	1052	1110	816
	4 樓	32.50	758	566	416	904	946	713
	3 樓	27.10	665	576	-*4	823	816	628
	2 樓	21.30	595	537	-*4	684	742	601
	1 樓	13.80	475	483	-*4	586	673	564
	地下 1 樓	7.30	381	436	-*4	535	542	502
	地下 2 樓	0.80	325	375	293	492	485	431
備註	*1：如果每個方向有多個觀測點，則列出每個觀測點的最大值。 *2：列出了基於用於耐震回查的標準地震運動 Ss-1 至 Ss-3 的最大反應加速度的最大值。 *3：對於 UD 方向，列出了與觀測地震儀安裝位置相對應的 IW 軸（請參閱圖 3-120 及圖 3-121）的反應值。對於屋頂地板，列出了屋頂中心的反應值。 *4：沒有安裝觀察 UD 方向的觀測地震儀。							

▲ : 觀察記錄*1 — : 用於耐震回查的標準地震運動Ss*2、*3
 △ : 觀察記錄 (屋頂中心) ● : 用於耐震回查的標準地震運動Ss(屋頂中心)*2

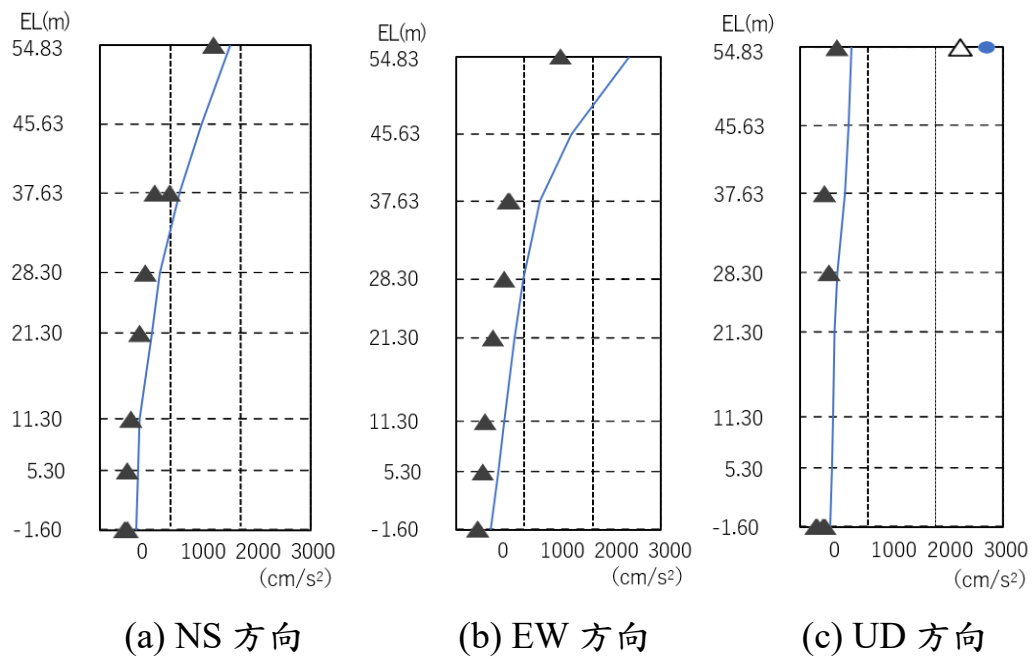


圖 3-122 1 號機組核反應爐建築物之最大加速度分佈

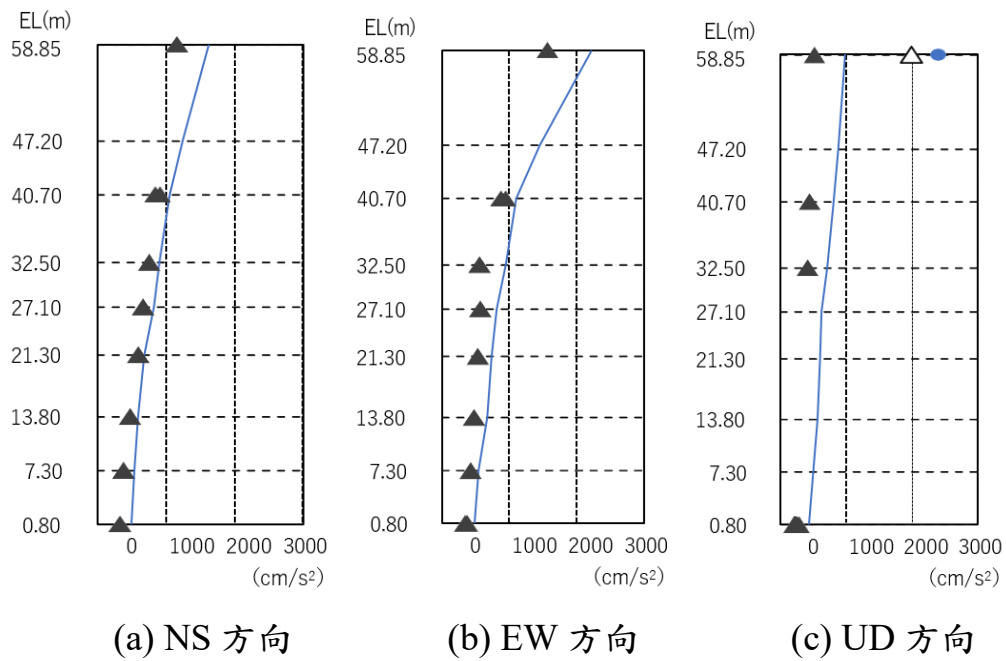


圖 3-123 2 號機組核反應爐建築物之最大加速度分佈

C. 地震儀觀測紀錄比較

在用於安全確認的地震儀中，水平方向的最大加速度為 336.4 (cm/s^2)，垂直方向的最大加速度為 329.9 (cm/s^2)，如表 3-4 所示。由於垂直方向的最大加速度相對較大，因此將對其原因進行分析。另外，在用於安全確認的地震儀中，水平方向和垂直方向的最大加速度大小相近，但在自由地盤地震觀測點中，水平方向的最大加速度約為垂直方向最大加速度的 1.5 倍。由此可見，用於安全確認地震計中垂直加速度較大的原因，並非由於地震的特性，而是由於建築物的振動特性所導致，安全確認用地震儀安裝位置及地面地震觀測點圖如圖 3-124 所示。

表 3-4 安全確認地震儀與自由地盤地震觀測點之 PGA 比較表

觀測點	PGA (cm/s^2)			H/V*2
	NS 方向	EW 方向	UD 方向	
 用於安全確認的地震儀(EL 1.6m)	335.3*3	318.8*3	329.9*3	1.02
 自由地盤地震觀測點(EL 19.5m)	717	858	602	1.43
 自由地盤地震觀測點(EL 10m)	250	313	192	1.63
 自由地盤地震觀測點(EL 100m)	178	247	144	1.72
 自由地盤地震觀測點(EL 200m)	164	209	139	1.50
備註	*1: 表示每次組合 NS 方向和 EW 方向的加速度時的最大加速度。 *2: 最大水平加速度(H)與最大垂直加速度(V)之比。 *3: NS 方向、EW 方向、UD 方向的加速度各時刻合計時的最大加速度為 399 (cm/s^2)。			



圖 3-124 安全確認用地震儀安裝位置及地面地震觀測點圖

用於比較的觀測地震儀是選擇與安全確認地震儀接近的代表，比較表如表 3-5 所示。觀測地震儀①東西向最大加速度為 310cm/s^2 ，安全確認地震儀為 318.8cm/s^2 ，二者數值相近。UD 方向的最大加速度隨著接近建築物的外周而趨於增大，如圖 3-125，其中，*3 括號內的數字表示最大加速度，單位為 cm/s^2 。由此看來，安全確認地震儀的最大垂直加速度與最大水平加速度大致相同的原因被認為是由於核反應爐建築物的鎖定而導致垂直加速度減小。

表 3-5 安全確認地震儀與觀測地震儀的最大加速度比較表

觀測點	EL (m)	最大加速度 (cm/s^2)		
		NS 方向	EW 方向	UD 方向
● 觀測地震儀①※1	-1.60	-(※2)	310	378
▲ 用於安全確認的地震儀	-1.60	335.3	318.8	329.9
● 觀測地震儀②※1	-1.60	-(※2)	-(※2)	250
備註	※1：選擇靠近安全確認地震儀的觀測地震儀。 ※2：本地震儀不觀測此方向。			

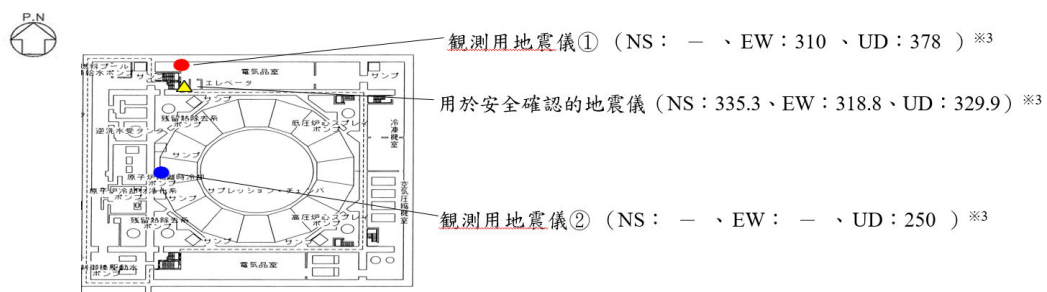


圖 3-125 以 1 號機組核反應爐建築物地下 2 階(EL 1.60m)為例之用於安全確認的地震儀位置及附近觀測地震儀

D. 剪力牆剪應變分析

為了了解 2024 年能登半島地震的建築反應水平，我們將檢查剪力牆的剪應變，分析後得到的結果如表 3-6。經證實，1 號機組反應器廠房剪力牆最大反應剪應變最大值為 0.23×10^{-3} (NS 方向)，2 號機組反應器廠房剪力牆最大反應剪應變最大值為 0.22×10^{-3} (NS 方向)、在這兩種情況下，都需要獲得許可才能確保結構強度並維持支撐功能。確認低於《核電廠抗震設計技術規程(JEAC4601-2008)》(日本電氣協會)中規定之容量限制(2.0×10^{-3})，且其安全係數為鋼筋混凝土剪力牆極限剪應變的兩倍。此外，這與牆體中出現第一個剪切裂縫時的剪應變標準值(0.2 至 0.3×10^{-3})與《鋼筋混凝土結構計算標準及評註—許用應力設計方法》(日本建築學會，1999)大致相同，且地震後立即目視檢查表明抗剪牆反應器廠房未確認有剪切裂縫。由上可知，剪力牆的剪應變足夠小，保證了抗震安全性。

表 3-6 由地震反應分析確定各層剪力牆之最大反應剪應變表

 ：每棟建築的最大值

位置			分析結果		確保結構強度和維持支撐功能的公差限制
建築	階	EL(m)	NS 方向	EW 方向	2.0×10 ⁻³
1 號機 核反應 爐建築	起重機 樓板	45.63~54.83	0.13×10 ⁻³	0.13×10 ⁻³	
	4 樓(更換燃料 床)	37.63~45.63	0.12×10 ⁻³	0.15×10 ⁻³	
	3 樓	28.30~37.63	0.13×10 ⁻³	0.15×10 ⁻³	
	2 樓	21.30~28.30	0.12×10 ⁻³	0.14×10 ⁻³	
	1 樓	11.30~21.30	0.15×10 ⁻³	0.14×10 ⁻³	
	地下 1 樓	5.30~11.30	0.23×10 ⁻³	0.18×10 ⁻³	
	地下 2 樓(在基 礎板上)	-1.60~5.30	0.15×10 ⁻³	0.12×10 ⁻³	
2 號機 核反應 爐建築	天花板 樓層	47.20~58.85	0.14×10 ⁻³	0.12×10 ⁻³	
	5 樓	40.70~47.20	0.16×10 ⁻³	0.08×10 ⁻³	
	4 樓	32.50~40.70	0.16×10 ⁻³	0.09×10 ⁻³	
	3 樓	27.10~32.50	0.20×10 ⁻³	0.13×10 ⁻³	
	2 樓	21.30~27.10	0.22×10 ⁻³	0.14×10 ⁻³	
	1 樓	13.80~21.30	0.20×10 ⁻³	0.15×10 ⁻³	
	地下 1 樓	7.30~13.80	0.21×10 ⁻³	0.16×10 ⁻³	
	地下 2 樓	0.80~7.30	0.21×10 ⁻³	0.17×10 ⁻³	

(2) 地震反應分析模型（北陸電力株式會社）

以下為分析模型的六個條件：

- 地震反應分析模型以建設工程認可的模型為基礎，並根據 2024 能登半島地震時的情況，採用不考慮積雪荷重的模型。
- 水平方向的地震反應分析模型考慮建築物與地盤的相互作用，並考慮耐震牆的彎曲剛性及剪力剛性，採用質點系統模型（非線性模型）。
- 垂直方向的地震反應分析模型考慮建築物與地盤的相互作用，並考慮耐震牆的軸向剛性、剪力剛性，以及屋頂桁架的彎曲剪力剛性，採用質點系統模型（線性模型），如圖 3-126 與圖 3-127 所示。
- 剪力牆的復原力特性是根據「核電廠抗震設計技術準則 (JEAG4601-1991 補充版)」(日本電氣協會)設定的。
- 基礎底面上的地盤彈簧是根據振動容許度理論計算得出的，並通過近似方法將其常數化來使用。
- 建築物的阻尼係數在鋼筋混凝土結構為 5%，而在鋼結構為 2%。

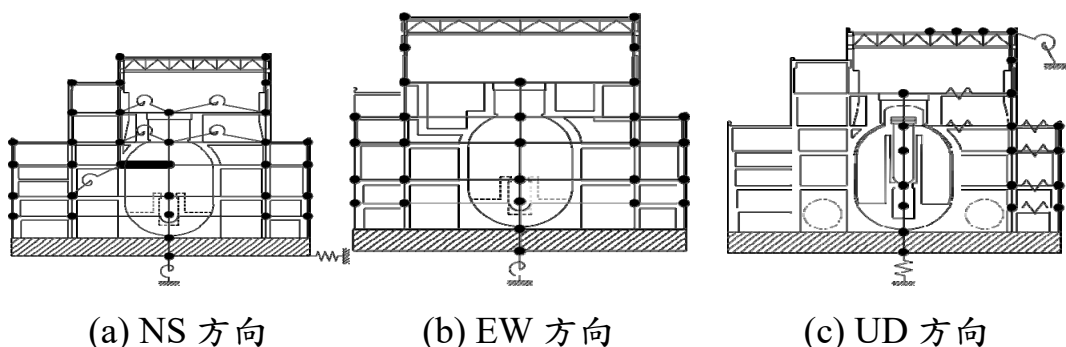


圖 3-126 1 號機組核反應爐建築物地震反應分析模型

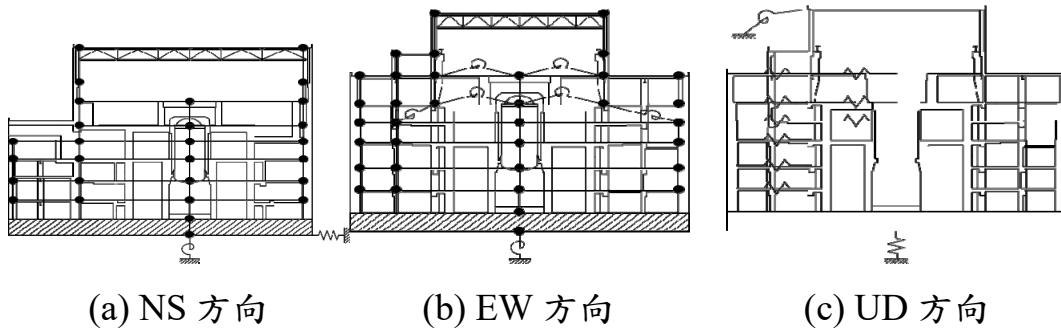


圖 3-127 2 號機組核反應爐建築物地震反應分析模型

(3) 地震反應分析方法（北陸電力株式會社）

地震反應分析是通過基礎板上之觀測記錄所計算的輸入波，經由安裝於基礎板下端的地盤彈簧進行時程反應分析來進行的。輸入波是將建築物視為線性模型，並利用基礎板上觀測記錄，通過頻率反應分析來計算的，地震反應分析方法如圖 3-128 所示。

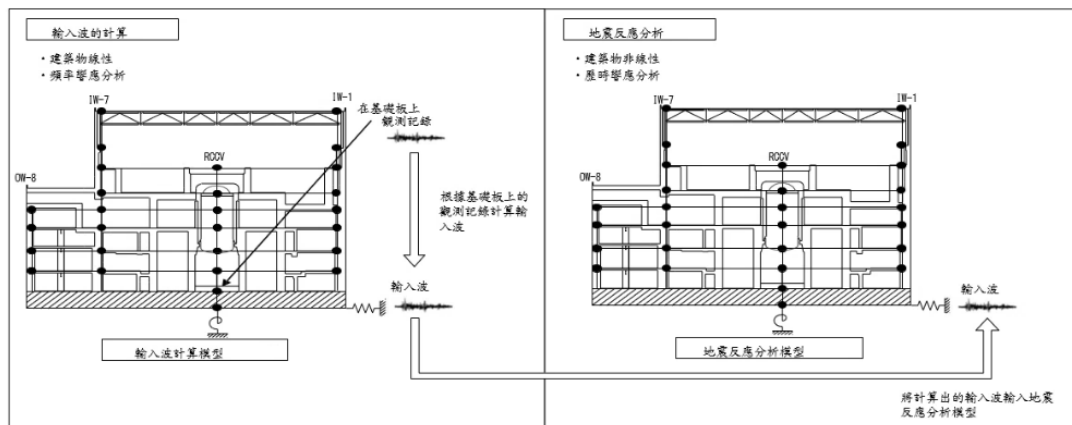


圖 3-128 地震反應分析方法概述
(以 2 號機組 NS 方向核反應爐建築物為範例)

(4) 用於確認地震反應分析有效性的觀測地震儀（北陸電力株式會社）

為了確認 1 號核反應器建築地震反應分析的有效性，在地下二層到屋頂樓層具有明顯結構連續性的抗震牆附近安裝了一面牆，以了解建築物的基本振動特性。對於屋頂層，也將使用屋頂中心觀測

地震儀的觀測記錄，其中垂直反應占主導地位，地震儀安裝位置如圖 3-129 與圖 3-130 所示。

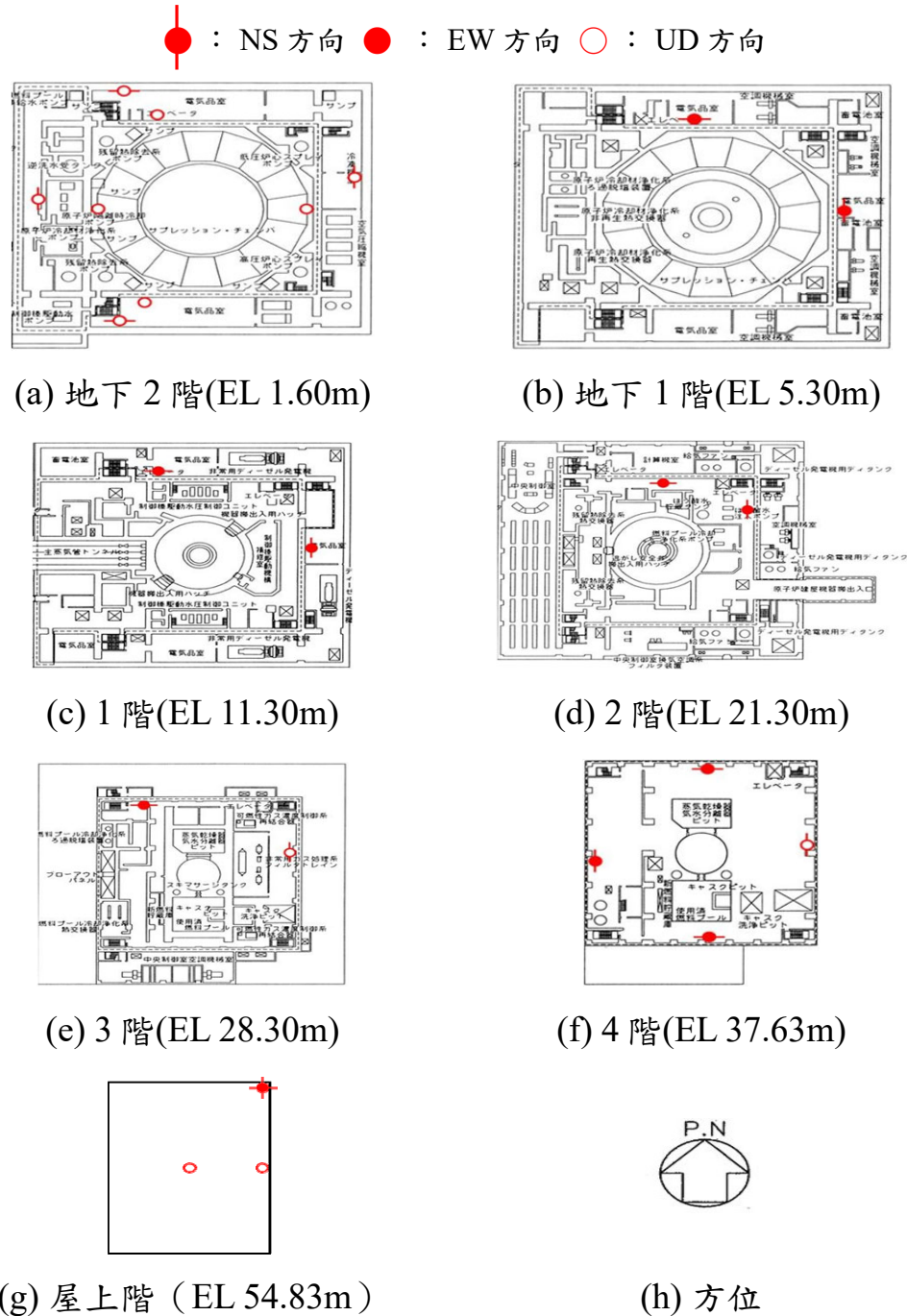
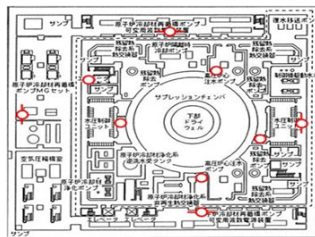
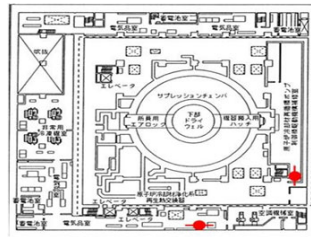


圖 3-129 用於確認 1 號機組核反應爐建築物地震反應分析有效性的觀測地震儀安裝位置

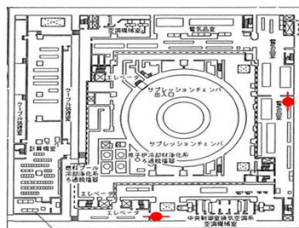
● : NS 方向 ● : EW 方向 ○ : UD 方向



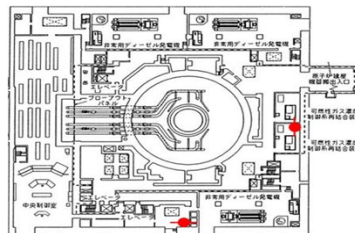
(a) 地下 2 階(EL 0.80m)



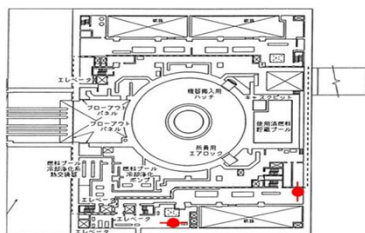
(b) 地下 1 階(EL 7.30m)



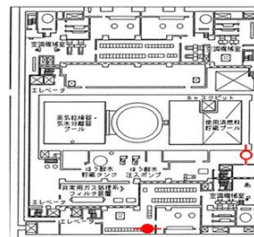
(c) 1 階(EL 13.80m)



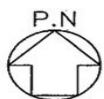
(d) 2 階(EL 21.30m)



(e) 3 階(EL 27.10m)



(f) 4 階(EL 32.50m)



(i) 方位

圖 3-130 用於確認 2 號機組核反應爐建築物地震反應分析有效性的觀測地震儀安裝位置

(5) 地震反應分析驗證（北陸電力株式會社）

地震反應分析所確定的最大反應加速度與觀測記錄中的最大加速度大致相符，證實了地震反應分析的有效性。圖 3-131 及圖 3-132 中黑色實心三角形之觀察記錄代表若每個方向有多個觀測點，則顯示每個值；紅色線條之分析結果代表 UD 方向對應於觀測地震儀安裝位置的 IW 軸（請參閱地震反應分析模型）的反應值。

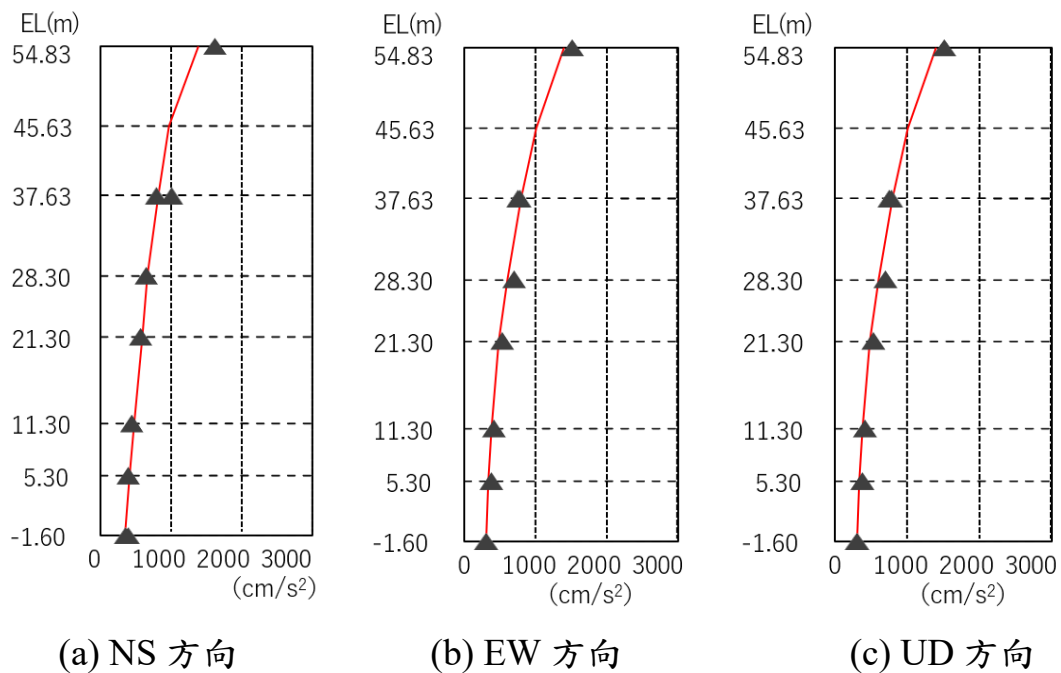
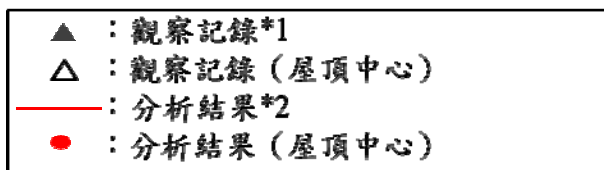


圖 3-131 1 號機組核反應爐建築物之地震反應分析
所確定的最大反應加速度

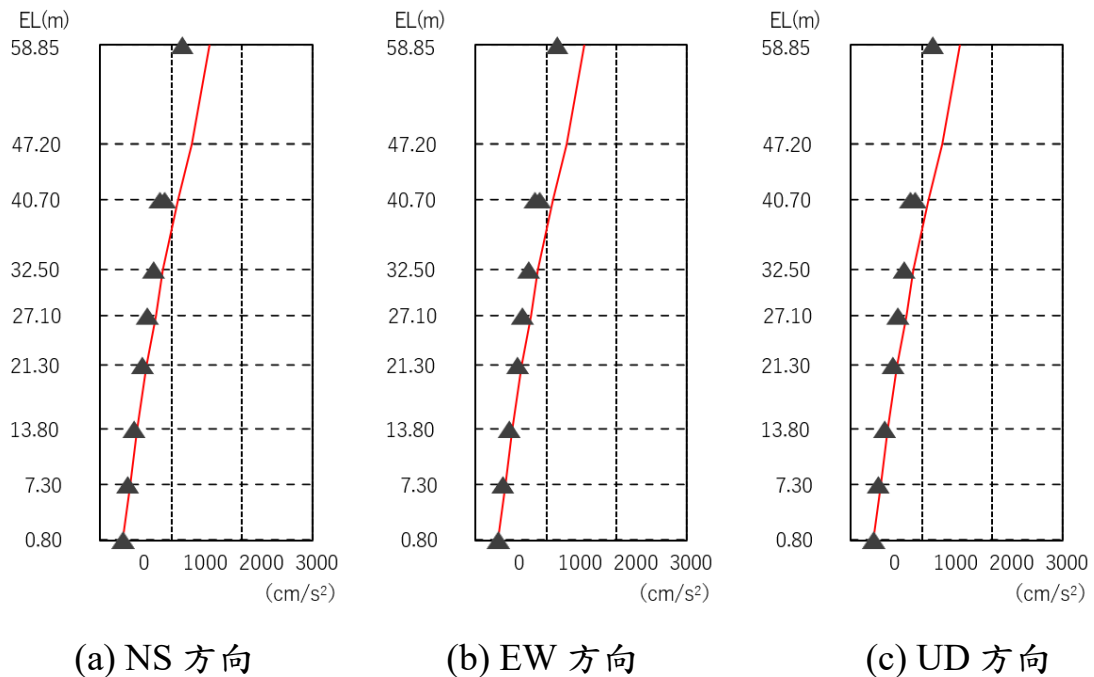


圖 3-132 2 號機組核反應爐建築物之地震反應分析
所確定的最大反應加速度

(6) 基於地震反應分析結果的耐震健全性評估（北陸電力株式會社）

A. 經過

在 2024 年能登半島地震中，考慮到 2007 年發生的能登半島地震在 1 號核反應爐建築最底層地下 2 樓觀測到的 226 加侖，這次觀測到了超過 399 加侖的數值，因此決定對核反應爐建築及其內部設備進行耐震健全性確認。（請參見下一章核反應爐建築內設備的耐震健全性確認），分析示意圖如圖 3-133 所示。

B. 確認方法

核反應爐建築的耐震健全性確認是透過比較核反應爐建築主要耐震要素—耐震壁上發生的力（層剪力）與允許值來進行的，是依據建設時的工事計畫認可的相同方法進行。具體來說，針對 1 號和 2 號核反應爐建築，將利用在最底層地下 2 樓安裝的地震計針對此

次地震所記錄的觀測數據，且為了研究場址地盤和建物的振動特性，未來計畫公開透過地盤及建物上安裝的地震計獲得的觀測記錄數據。通過解析計算各樓層的層剪力，並與允許值進行比較，如圖 3-134。

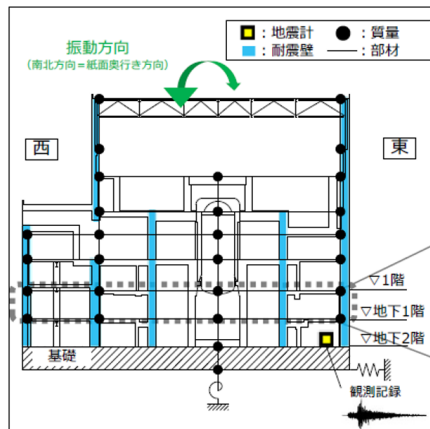


圖 3-133 分析示意圖
(以 2 號核反應爐建築
NS 方向為例)

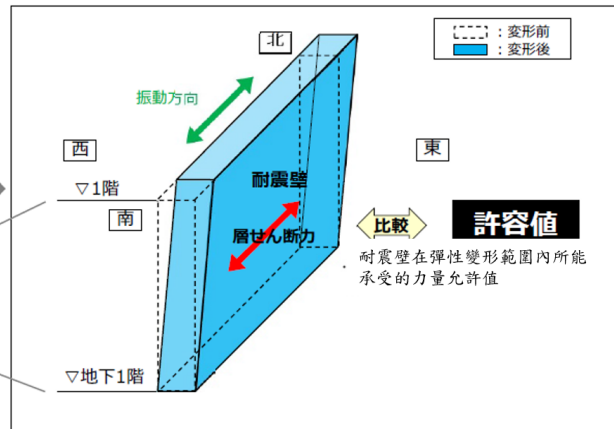
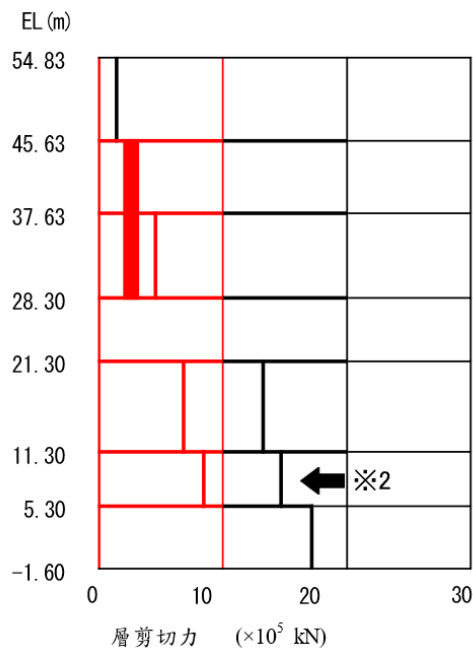


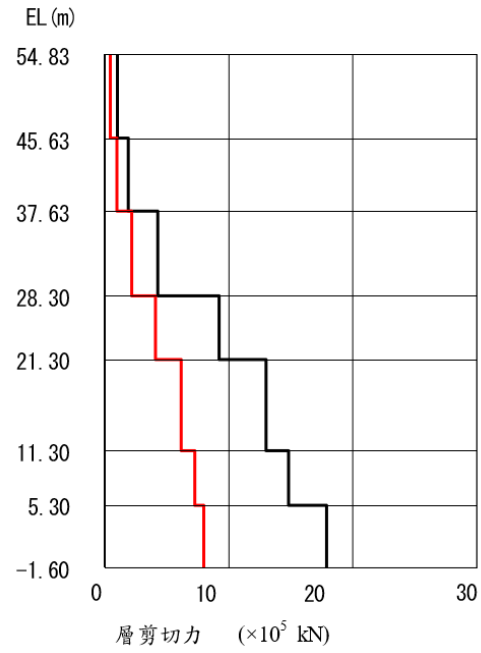
圖 3-134 核反應爐建築耐震健全性
確認示意圖 (以地下 1 層為例)

C. 評估結果

經確認，層剪力低於根據剪力牆鋼筋單獨的彈性範圍內可承受的剪應力($p_w \times \sigma_y$)計算出的容許剪力，且 p_w 為剪力牆實際配筋率， σ_y 為配筋短期容許剪應力，未考慮混凝土用量。圖 3-135 及圖 3-136 為透過地震反應分析所得到的層剪力，黑色線條代表容許剪力，紅色線條代表層剪力。圖中※2 代表比率最大值 (層剪力／容許剪力)，可以得到 1 號機組核反應爐建築物(NS 方向，EL 5.30m 至 EL 11.30m)之比率最大值為 0.58；2 號機組核反應爐建築物(NS 方向，EL 0.80m 至 EL 7.30m)之比率最大值為 0.82。

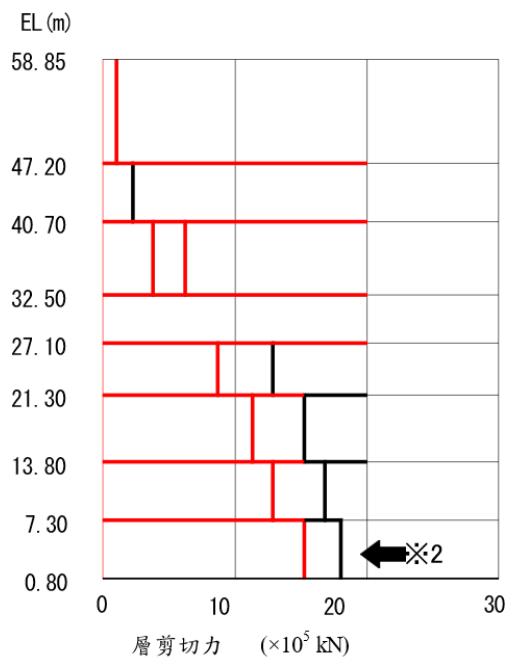


(a) NS 方向

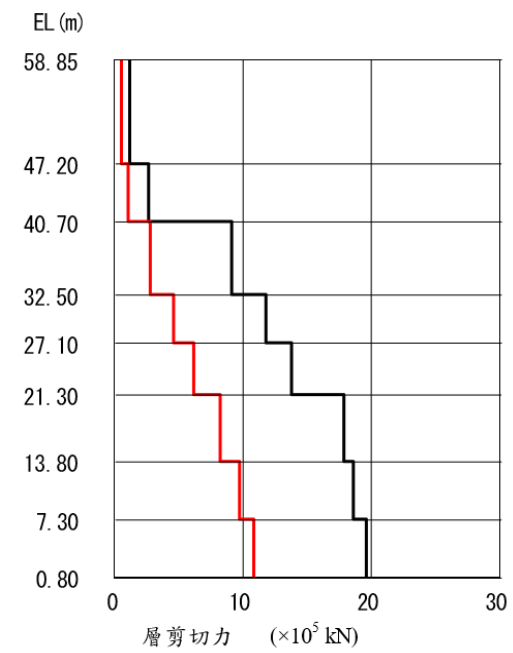


(b) EW 方向

圖 3-135 1 號機組核反應爐建築物



(a) NS 方向



(b) EW 方向

圖 3-136 2 號機組核反應爐建築物

對於 2024 年能登半島地震核反應爐建築耐震安全性確認結果，各層剪力牆產生的層剪力均低於允許值，故確定核反應爐建築耐震安全性是安全無虞的，確認結果如圖 3-137 所示。

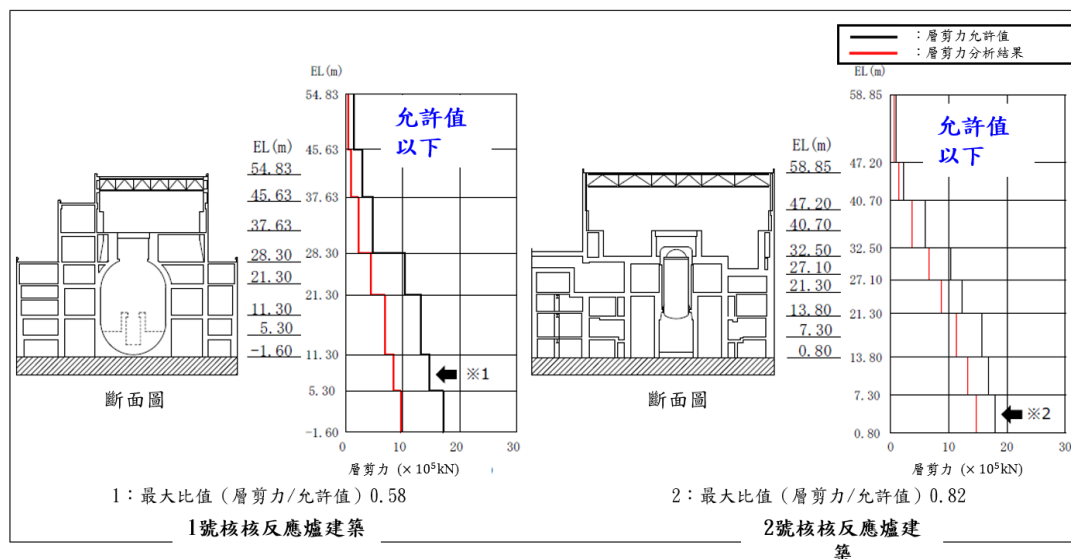


圖 3-137 核反應爐建築耐震完整性確認結果
(以 NS 方向為例)

2. 核反應爐建築物內設備的耐震健全性確認

(1) 概要（北陸電力株式會社）

核反應爐建築物內設備的耐震健全性確認係基於令和 6 年能登半島地震災後，針對志賀核電廠其具備「停止」、「冷卻」、「封閉」功能的設備進行耐震評估，評估對象之清單如表 3-7，耐震評估以下將以耐震健全性代稱。評估流程圖如圖 3-138 所示，將針對不同評估對象有以下兩種評估方式。

A. 結構強度評估：

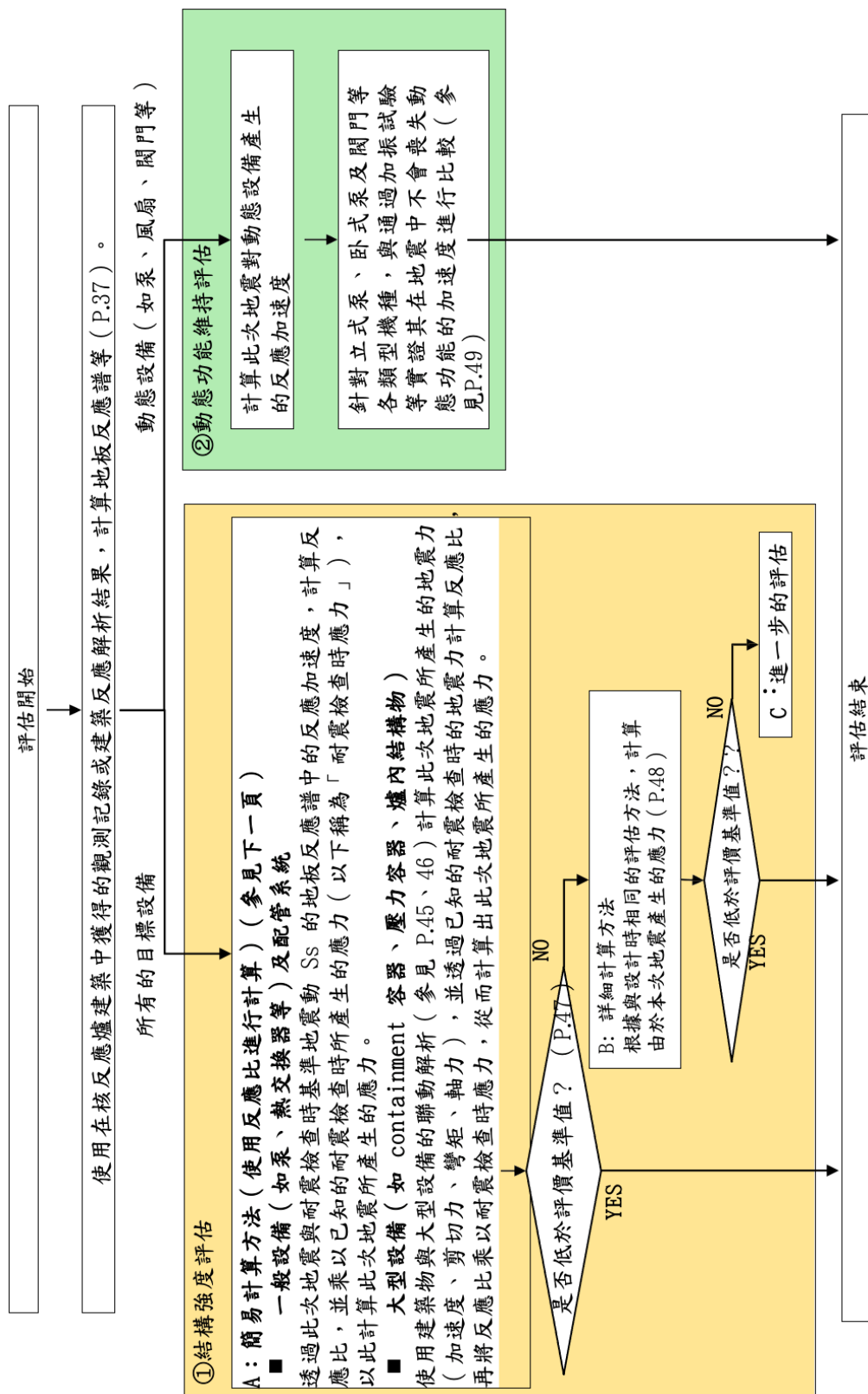
計算此次地震對各設備產生的應力，並確認其低於評估基準值。評估對象包括核反應爐建築內耐震重要度高(S級)的設備。

B. 動態功能維持評估：

計算此次地震對各設備產生的加速度，並確認其低於評估基準值。評估對象包括需要動態功能的設備，如泵、風扇及閘門等。

表 3-7 主要評估設備

功能	主要的評估對象設備或系統
停止	• 爐心支持結構 • 水壓控制單元 • 硼酸水注入系統
冷卻	• 殘餘熱去除系統 • 核反應爐隔離時冷卻系統 • 高壓爐心噴霧系統、高壓爐心注水系統 • 壓抑水池（抑制池）
封閉	• 核反應爐壓力容器 • 核反應爐安全殼
波及影響評估對象	• 燃料更換機 • 核反應爐建築起重機 • 核反應爐屏蔽牆



※「應力」除了應力之外，根據設備不同，還可能包含荷重或變形等。

圖 3-138 評估流程圖

(2)評估方法（北陸電力株式會社）

A.結構強度評估：

結構強度評估之流程為先進行『簡易計算方法』，意即利用反應比進行計算，需先將反應歷時經過數學轉換，轉換成反應譜，如圖 3-139 反應譜所示，且對於柔性設備（自然週期大於 0.05 秒）及剛性設備（自然週期小於等於 0.05 秒）有不同的反應比計算方式，柔性和剛性設備示意圖如圖 3-140 剛性與柔性設備示意圖所示。

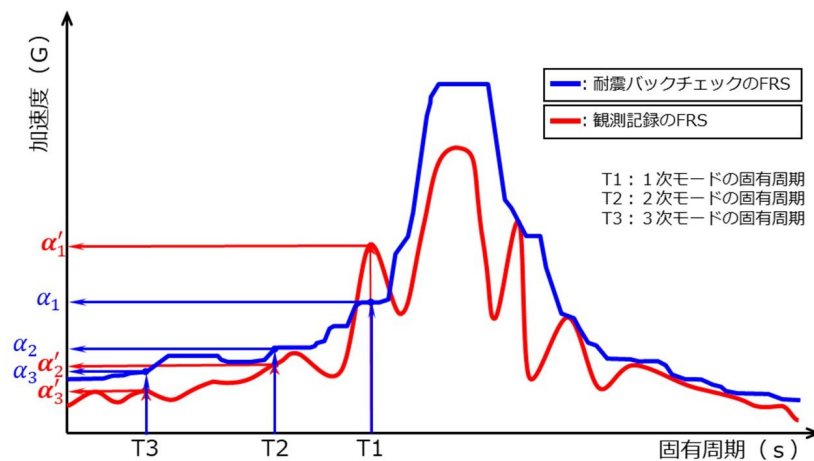


圖 3-139 反應譜

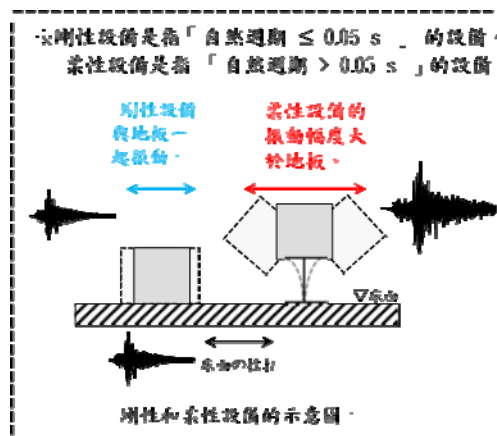


圖 3-140 剛性設備與柔性設備示意圖

對於柔性設備而言，求出每個自然週期（第 1、第 2、第 3…）的樓板反應譜的加速度比，並計算這些加速度比的最大值作為反應比，如圖 3-141 反應比參數與反應譜對應關係所示，根據反應譜選取反應比之參數帶入對應設備之公式進而計算反應比，公式如式(3-1)柔性設備反應比所示。而對於剛性設備亦同做法，其反應比為施加於地面最大反應加速度之比，公式如式(3-2)剛性設備反應比所示。最後將地震回算時的應力乘以此反應比，計算出本次地震所產生的應力。

$$\begin{aligned} \text{柔性設備反應比 } B &= \left[\frac{\text{基於地震觀測紀錄的地板反應譜加速度}}{\text{地震回算中標準地震 } S_s \text{ 地面反應譜加速度}} \right]_{\max} \\ &= \left[\frac{\alpha'_1}{\alpha_1}, \frac{\alpha'_2}{\alpha_2}, \frac{\alpha'_3}{\alpha_3} \right]_{\max} \end{aligned} \quad (3-1)$$

$$\begin{aligned} \text{剛性設備反應比 } B &= \left[\frac{\text{基於地震觀測紀錄的最大樓板反應加速度}}{\text{地震回算中標準地震 } S_s \text{ 最大地面反應加速度}} \right]_{\max} = \frac{\beta'_0}{\beta_0} \end{aligned} \quad (3-2)$$

在『簡易計算方法』中，針對一般設備，如泵、熱交換器及配管系統等，透過此次地震與耐震檢查時基準地震動 S_s 的地板反應譜中的反應加速度，計算反應比，並乘以已知的耐震檢查時所產生的應力，以下稱為「耐震回查時應力」，以此計算此次地震所產生的應力；針對大型設備，如安全殼、壓力容器及爐內結構物等，使用建築物與大型設備的耦合解析計算此次地震所產生的地震力，包含加速度、剪力、彎矩和軸力，並透過已知的耐震檢查時的地震力計算反應比，再將反應比乘以耐震回查時應力，從而計算出此次地震所產生的應力，如式(3-3)簡易計算法計算地震力所示。

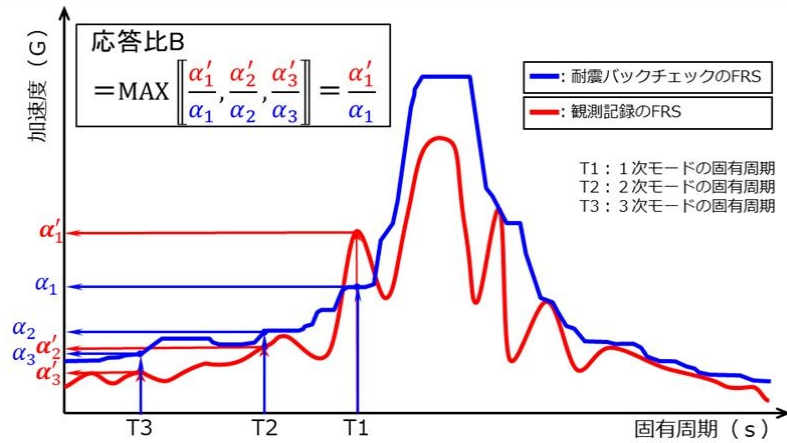


圖 3-141 反應比參數與反應譜對應關係

根據簡易計算法計算的地震力

= $B \cdot$ 由耐震回查FRS產生的地震力

$$= B \cdot \sqrt{(A_1 \cdot \alpha_1)^2 + (A_2 \cdot \alpha_2)^2 + (A_3 \cdot \alpha_3)^2} \quad (3-3)$$

$$= \sqrt{[A_1 \cdot (B \cdot \alpha_1)]^2 + [A_2 \cdot (B \cdot \alpha_2)]^2 + [A_3 \cdot (B \cdot \alpha_3)]^2}$$

如評估流程表所示，利用『簡易計算方法』檢核完畢後，若該設備評估後的應力值低於評價基準值，則需再進行『詳細計算方法』，透過樓板反應頻譜 (FRS) 計算各固有週期的最大反應，再根據各個固有週期對應的反應進行均方根疊加，作法如同簡易計算法由反應譜選取對應之參數代入公式進行計算，參數之選定如圖 3-142，如式(3-4)詳細計算法計算地震力所示。

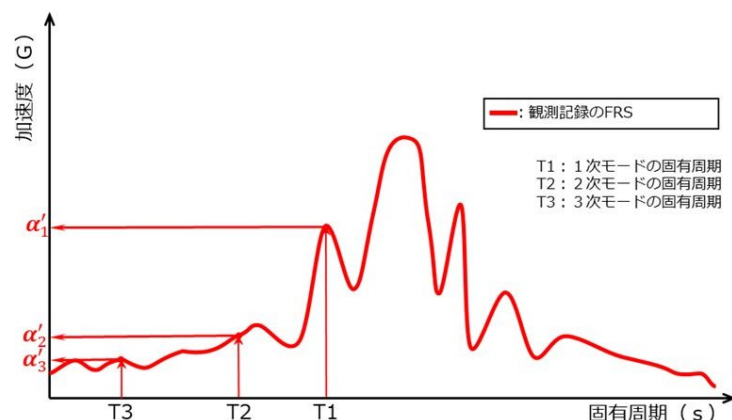


圖 3-142 反應比參數與反應譜對應關係

根據詳細計算法計算的地震力 = $\sqrt{(A_1 \cdot \alpha'_1)^2 + (A_2 \cdot \alpha'_2)^2 + (A_3 \cdot \alpha'_3)^2}$ (3-4)

在圖 3-143 中，將『簡易評估方法』的 FRS（綠色）和使用觀測記錄做計算的『詳細計算法』的 FRS（紅色）進行比較，由此觀察兩種計算方法結果的差別，可以看到在固有週期(T1~T3)範圍內，『簡易評估方法』的 FRS 包絡『詳細計算法』的 FRS，由保守性來看，『簡易計算方法』是一種比『詳細計算方法』更保守的評估方法。

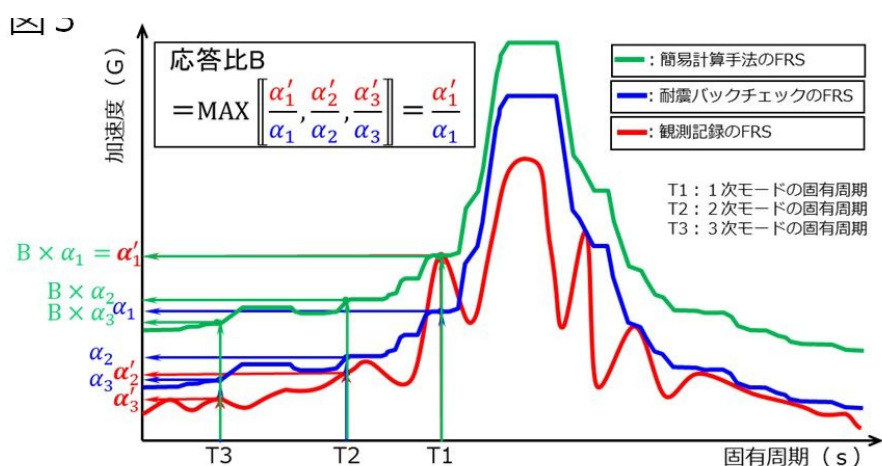


圖 3-143 兩種計算方法比較

下表為 1 號機組核反應爐與 2 號機組核反應爐主要設備結構強度的評估結果及其評估後之應力值，如表 3-8 至表 3-13 所示，表格中標示 A 意即使用『簡易計算法』進行評估，標示 B 意即使用『詳細計算法』進行評估。結果顯示，1 號機組核反應爐與 2 號機組核反應爐主要設備結構強度經兩種計算法評估後，應力值均低於評價基準值，其結構強度仍處安全階段，仍有設計容量。

表 3-8 1 號機組一般機器評估結果

評估設備	評估部位	應力的計 算方法	應力值 (MPa)	評價 基準值 (MPa)	評估 結果
硼酸水注入泵	基礎螺栓	A	11	133	OK
殘留熱去除泵	基礎螺栓	A	18	350	OK
低壓爐心噴霧泵	基礎螺栓	A	9	350	OK
高壓爐心噴霧泵	基礎螺栓	A	12	350	OK
原子爐隔離時冷卻系統蒸汽 驅動渦輪	渦輪安裝螺栓	A	46	443	OK
原子爐隔離時冷卻泵	基礎螺栓	A	32	455	OK
非常用柴油發電設備柴油機	基礎螺栓	A	50	254	OK
非常用柴油發電設備發電機	機械側軸承座安裝 螺栓	A	15	117	OK
高壓爐心噴霧柴油發電設備 柴油機	基礎螺栓	A	50	254	OK
高壓爐心噴霧柴油發電設備 發電機	機械側軸承座安裝螺 栓	A	15	117	OK
非常用氣體處理系統排風機	排風機安裝螺栓	A	25	150	OK
可燃性氣體濃度控制系統再 結合裝置	基座安裝焊接部	A	25	52	OK
中央控制室送風機	基礎螺栓	A	50	180	OK
中央控制室排風機	基礎螺栓	A	8	180	OK
中央控制室再循環送風機	基礎螺栓	A	9	180	OK

表 3-9 1 號機組大型機器評估結果

評估設備	評估部位	應力的計算方法	應力值 (MPa)	評價基準值 (MPa)	評估結果
罩支撐	下部筒體	A	93	161	OK
爐心罩	中間筒體	A	55	92	OK
爐心支撐板	支撐板	A	122	214	OK
噴射泵	升降支撐	A	105	174	OK
控制棒驅動機構外殼支撐金具	限制梁端部	A	127	201	OK
給水噴流器	減徑管	A	5	92	OK
高壓及低壓爐心噴霧噴流器	集管	A	11	139	OK
原子爐壓力容器基礎螺栓	基礎螺栓	A	147	207	OK
原子爐壓力容器筒體	筒板	A	170	303	OK
差壓檢測及硼酸水注入系統配管 (原子爐壓力容器內部)	差壓檢測管	A	30	160	OK
殘留熱去除系統配管 (原子爐壓力容器內部)	環	A	4	142	OK
干井(圓柱部・基部)	基部	A	0.29 (挫屈 評估)	1 (挫屈 評估)	OK

表 3-10 1 號機組配管評估結果

評估設備	評估部位	應力的計算方法	應力值 (MPa)	評價基準值 (MPa)	評估結果
主蒸汽系統配管	配管本體	B	91	308	OK
給水系統配管	配管本體	A	157	209	OK
原子爐冷卻劑再循環系統配管	配管本體	A	232	274	OK
控制棒驅動系統配管	配管本體	B	81	159	OK
硼酸水注入系統配管	配管本體	A	138	283	OK
殘留熱去除系統配管	配管本體	B	140	219	OK
低壓爐心噴霧系統配管	配管本體	A	194	221	OK
高壓爐心噴霧系統配管	配管本體	A	176	221	OK
原子爐隔離時冷卻系統配管	配管本體	B	139	187	OK
原子爐冷卻劑淨化系統配管	配管本體	B	122	182	OK
燃料池冷卻淨化系統配管	配管本體	A	21	188	OK
放射性排水轉移系統配管	配管本體	A	147	211	OK
原子爐輔助機組冷卻水系統配管	配管本體	B	168	233	OK
高壓爐心噴霧柴油輔助機組冷卻水系統配管	配管本體	A	219	229	OK
非常用氣體處理系統配管	配管本體	A	154	215	OK
惰性氣體系統配管	配管本體	B	202	219	OK
可燃性氣體濃度控制系統配管	配管本體	A	175	211	OK

表 3-11 2 號機組一般機器評估結果

評估設備	評估部位	應力的計算方法	應力值 (MPa)	評價基準值 (MPa)	評估結果
硼酸水注入泵	泵安裝螺栓	A	14	122	OK
殘留熱去除泵	基礎螺栓	A	9	350	OK
高壓爐心注水泵	基礎螺栓	A	12	350	OK
原子爐隔離時冷卻系統蒸汽 驅動渦輪	渦輪安裝螺栓	A	26	443	OK
原子爐隔離時冷卻泵	基礎螺栓	A	28	455	OK
非常用柴油發電設備柴油機	基準軸承面壓	A	18	25	OK
非常用柴油發電設備發電機	機械側軸承座下部 基座安裝螺栓	A	106	243	OK
硼酸水注入泵	泵安裝螺栓	A	14	122	OK
殘留熱去除泵	基礎螺栓	A	9	350	OK
高壓爐心注水泵	基礎螺栓	A	12	350	OK
原子爐隔離時冷卻系統蒸汽 驅動渦輪	渦輪安裝螺栓	A	26	443	OK
原子爐隔離時冷卻泵	基礎螺栓	A	28	455	OK
非常用柴油發電設備柴油機	基準軸承面壓	A	18	25	OK
非常用氣體處理系統排風機	排風機安裝螺栓	A	64	148	OK
可燃性氣體濃度控制系統 再結合裝置	基座安裝焊接部	A	19	52	OK
中央控制室送風機	基礎螺栓	A	12	173	OK
中央控制室排風機	基礎螺栓	A	4	180	OK
中央控制室再循環送風機	基礎螺栓	A	4	139	OK

表 3-12 2 號機組大型機器評估結果

評估設備	評估部位	應力的計算方法	應力值 (MPa)	評價基準值 (MPa)	評估結果
罩支撐	下部筒體	A	49	128	OK
爐心罩	下部筒體上端	A	41	127	OK
爐心支撐板	支撐板	A	120	213	OK
原子爐冷卻劑再循環泵	標準螺栓	A	189	300	OK
控制棒驅動機構外殼限制梁	板	A	117	176	OK
給水噴流器	集管	A	23	213	OK
低壓爐心注水噴流器	集管	A	19	213	OK
高壓爐心注水噴流器	集管	A	34	213	OK
原子爐壓力容器基礎螺栓	基礎螺栓	A	195	499	OK
原子爐壓力容器筒板	筒板	A	185	303	OK
高壓爐心注水系統配管 (原子爐壓力容器內部)	配管	A	20	213	OK
原子爐再循環泵差壓檢測配管	配管 (爐外)	A	6	85	OK
乾井上鏡面	凸緣板 (上側)	A	26	264	OK

表 3-13 2 號機組配管評估結果

評估設備	評估部位	應力的計算方法	應力值 (MPa)	評價基準值 (MPa)	評估結果
主蒸汽系統配管	配管本體	B	153	281	OK
給水系統配管	配管本體	A	144	182	OK
控制棒驅動系統配管	配管本體	A	188	243	OK
硼酸水注入系統配管	配管本體	A	254	283	OK
殘留熱去除系統配管	配管本體	B	85	198	OK
高壓爐心注水系統配管	配管本體	A	151	219	OK
原子爐隔離時冷卻系統配管	配管本體	A	172	182	OK
原子爐冷卻劑淨化系統配管	配管本體	B	157	187	OK
燃料池冷卻淨化系統配管	配管本體	A	20	188	OK
放射性排水轉移系統配管	配管本體	A	215	231	OK
原子爐輔助機組冷卻水系統配管	配管本體	B	137	233	OK
非常用氣體處理系統配管	配管本體	A	79	214	OK
惰性氣體系統配管	配管本體	A	75	225	OK
可燃性氣體濃度控制系統配管	配管本體	A	155	231	OK

B.動態功能維持評估：

此評估方法之主要評估對象為耐震 S 級中在地震期間或地震後期待具有動態功能的設備，包括旋轉設備，如泵、風扇、電動機等，以及閥門設備，如電動驅動閥、空氣作動閥等。對於這些設備，透過建築物的地震響應分析計算地震期間施加的加速度，並與評價基準值進行比較，若評價基準值大於其作用於目標設備的反應加速度，則動態功能維持正常。其中評價基準值的定義為對每種機型，如泵、風扇、閥門等，透過實機振動試驗或詳細分析確認其動態功能不受損的加速度，如圖 3-144 所示。

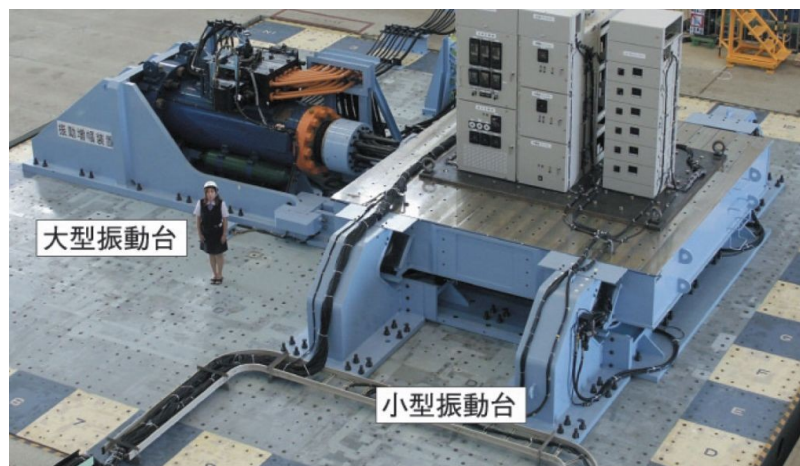


圖 3-144 振動試驗設備

反應爐 1 號機組及 2 號機組動態功能維持評估結果如表 3-14 至表 3-17 所示，其結果顯示，1 號機組及 2 號機組的一般機器與閥門設備經兩種計算方法評估後，評估出的應力值均小於評價基準值，表示其動態功能皆正常，仍有設計容量。

表 3-14 1 號機組一般機器動態評估結果

評估設備	水平加速度(g)		垂直加速度(g)		評估結果
	反應 加速度	評價 基準值	反應 加速度	評價 基準值	
硼酸水注入泵	0.93	1.6	0.66	1.0	OK
殘留熱去除泵	0.40	2.5	0.63	1.0	OK
低壓爐心噴霧泵	0.40	2.5	0.27	1.0	OK
高壓爐心噴霧泵	0.40	2.5	0.27	1.0	OK
原子爐隔離時冷卻系統蒸汽驅動渦輪	0.40	2.4	0.63	1.0	OK
原子爐隔離時冷卻泵	0.40	1.4	0.63	1.0	OK
非常用柴油發電設備柴油機	0.66	1.1	0.43	1.0	OK
非常用柴油發電設備發電機	0.66	1.1	0.43	1.0	OK
高壓爐心噴霧柴油發電設備柴油機	0.66	1.1	0.43	1.0	OK
高壓爐心噴霧柴油發電設備發電機	0.66	1.1	0.43	1.0	OK
非常用氣體處理系統排風機	1.03	2.3	0.45	1.0	OK
可燃性氣體濃度控制系統再結合裝置	1.03	2.6	0.45	1.0	OK
中央控制室送風機	1.03	2.3	0.45	1.0	OK
中央控制室排風機	0.93	2.6	0.66	1.0	OK
中央控制室再循環送風機	0.93	2.6	0.66	1.0	OK

表 3-15 1 號機組閥門設備動態評估結果

評估設備	水平加速度(g)		垂直加速度(g)		評估結果
	反應 加速度	評價 基準值	反應 加速度	評價 基準值	
主蒸汽系統閥	3.57	10.0	0.57	6.2	OK
給水系統閥	1.23	6.0	3.27	6.0	OK
硼酸水注入系統閥	3.36	6.0	1.82	6.0	OK
殘留熱去除系統閥	4.39	6.0	1.74	6.0	OK
低壓爐心噴霧系統閥	5.25	6.0	1.96	6.0	OK
高壓爐心噴霧系統閥	2.53	6.0	1.38	6.0	OK
原子爐隔離時冷卻系統閥	1.63	6.0	0.92	6.0	OK
原子爐冷卻劑淨化系統閥	5.01	6.0	1.10	6.0	OK
放射性排水轉移系統閥	3.50	6.0	0.90	6.0	OK
原子爐輔助機組冷卻水系統閥	4.76	6.0	2.14	6.0	OK
高壓爐心噴霧柴油輔助機組冷卻水系統閥	4.29	6.0	4.46	6.0	OK
非常用氣體處理系統閥	1.57	6.0	2.18	6.0	OK
惰性氣體系統閥	2.76	6.0	4.29	6.0	OK
可燃性氣體濃度控制系統閥	5.22	6.0	3.88	6.0	OK

表 3-16 2 號機組一般機器動態評估結果

評估設備	水平加速度(g)		垂直加速度(g)		評估結果
	反應 加速度	評價 基準值	反應 加速度	評價 基準值	
硼酸水注入泵	0.84	1.6	0.48	1.0	OK
殘留熱去除泵	0.39	2.5	0.27	1.0	OK
高壓爐心注水泵	0.39	2.5	0.27	1.0	OK
原子爐隔離時冷卻系統蒸汽驅動渦輪	0.40	2.4	0.27	1.0	OK
原子爐隔離時冷卻泵	0.40	1.4	0.27	1.0	OK
非常用柴油發電設備柴油機	0.65	1.1	0.64	1.0	OK
非常用柴油發電設備發電機	0.65	1.1	0.64	1.0	OK
非常用氣體處理系統排風機	0.86	2.3	0.48	1.0	OK
可燃性氣體濃度控制系統再結合裝置	0.63	2.6	0.64	1.0	OK
中央控制室送風機	0.55	2.3	0.44	1.0	OK
中央控制室排風機	0.55	2.6	0.44	1.0	OK
中央控制室再循環送風機	0.55	2.6	0.44	1.0	OK

表 3-17 2 號機組閥門設備動態評估結果

評估設備	水平加速度(g)		垂直加速度(g)		評估結果
	反應 加速度	評價 基準值	反應 加速度	評價 基準值	
主蒸汽系統閥	4.80	9.6	1.23	6.1	OK
給水系統閥	1.24	6.0	0.62	6.0	OK
硼酸水注入系統閥	1.40	6.0	0.58	6.0	OK
殘留熱去除系統閥	1.43	6.0	0.53	6.0	OK
高壓爐心注水系統閥	3.81	6.0	1.73	6.0	OK
原子爐隔離時冷卻系統閥	1.51	6.0	1.84	6.0	OK
原子爐冷卻劑淨化系統閥	4.01	6.0	1.46	6.0	OK
放射性排水轉移系統閥	4.38	6.0	0.99	6.0	OK
原子爐輔助機組冷卻水系統閥	1.13	6.0	0.53	6.0	OK
非常用氣體處理系統閥	3.30	6.0	0.63	6.0	OK
惰性氣體系統閥	1.86	6.0	3.54	6.0	OK
可燃性氣體濃度控制系統閥	1.08	6.0	0.80	6.0	OK

(3)反應譜分析（北陸電力株式會社）

反應頻譜又稱反應譜，反應譜分析在地震工程中運用廣泛，透過反應譜可以觀察到該建築物在特定頻率或是特定週期其對應的峰值反應，藉以了解該建築物對特定頻率或是特定週期的振動特性，並利用該特性作為結構的設計的基礎，為工程師帶來更精確之分析。

從量測到的加速度歷時數據換算至反應譜過程如下，首先，蒐集有安裝地震計之樓層的觀測紀錄之數據，並根據此數據計算反應爐核心大樓樓層搖晃程度的時間變化，最後針對各個特徵頻率模型，計算振動程度的時間變化，最後將其繪製成 x 軸為固有週期、 y 軸為加速度的圖表，稱為樓板反應頻譜 (Floor Response Spectra, FRS)，FRS 轉換流程如圖 3-145 所示。

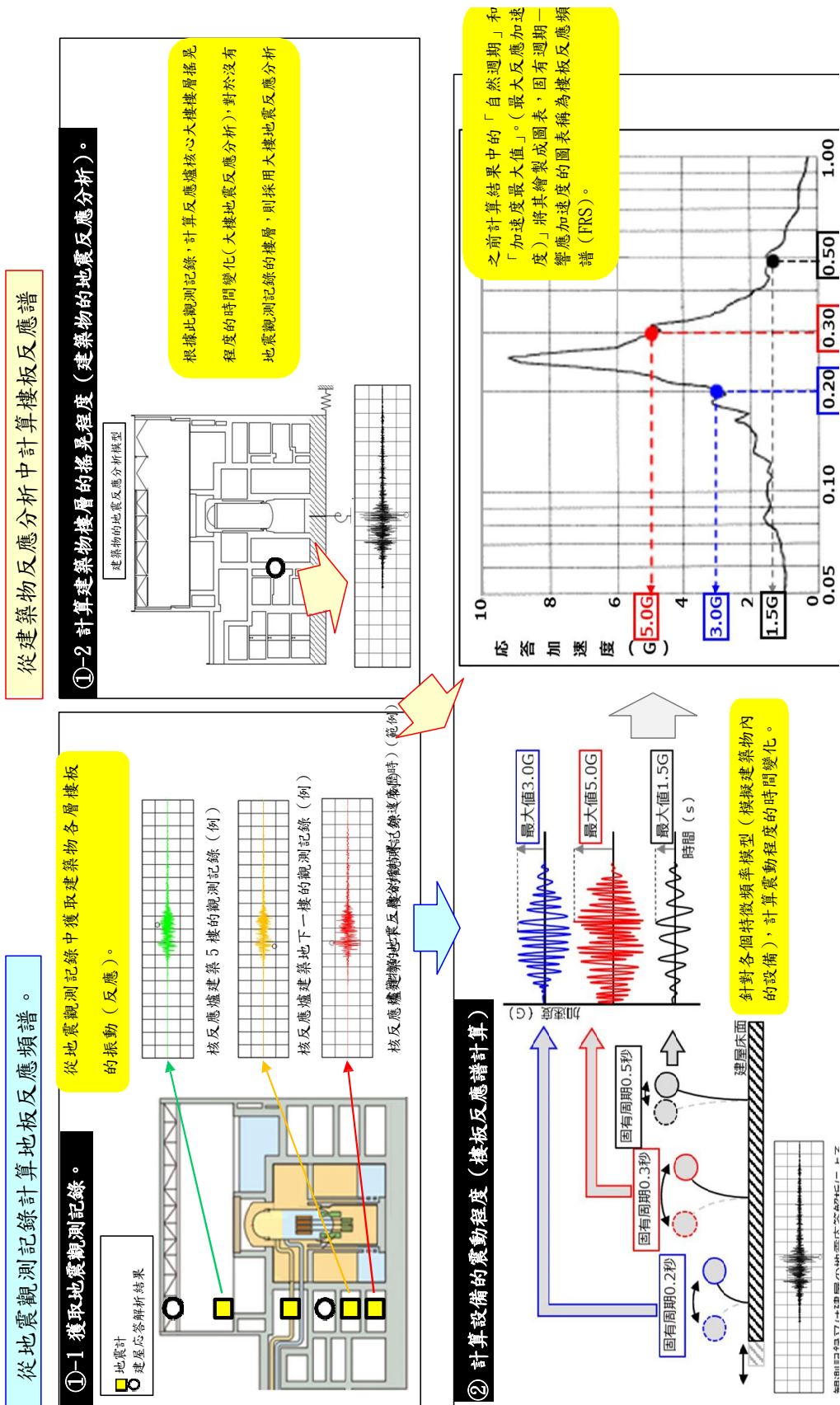


圖 3-145 反應譜轉換流程

以下為 1 號機組與 2 號機組核反應爐建築各樓層的樓板反應頻譜分析結果，對於有設置地震計的樓層，將使用地震計的觀測記錄來計算樓板響應頻譜和最大加速度，對於沒有設置地震計的樓層，將以核反應爐建築地下 2 樓的地震計觀測記錄為基礎，使用建築反應分析中計算出的結果作為觀測記錄的替代。表 3-18 至表 3-23 為其分析結果，反應譜中，藍色線為耐震回查地震波（包絡波），紅色線為令和 6 年能登半島地震波，樓層由高至低排序，表格由上至下依序為頂樓天花板、4 樓、3 樓、2 樓、1 樓、地下 1 樓、地下 2 樓，其中方向又分為南北向、東西向以及垂直向。其結果顯示，在高樓層的加速度反應峰值相較於低樓層皆較高，其中又以天花板樓層加速度反應峰值最高。表 3-24 為反應譜中兩個波的最大反應加速度數值的統整，有標註之數值為根據建築反應分析結果計算出的最大樓板反應加速度，由表中亦可觀察到 1 號機組與 2 號機組均有天花板樓層峰值較其他樓層高之現象。

表 3-18 1 號機組反應譜（天花板樓層與 4 樓）

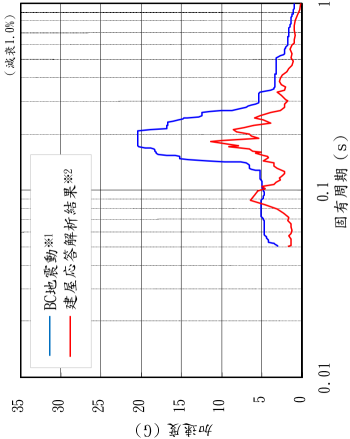
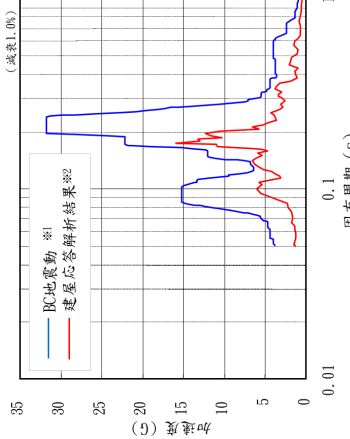
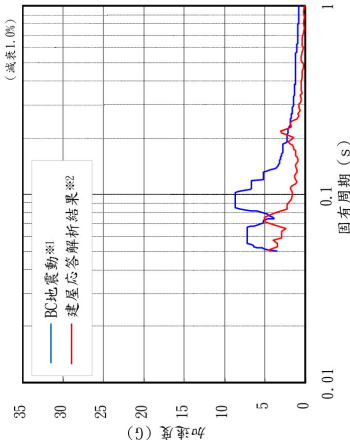
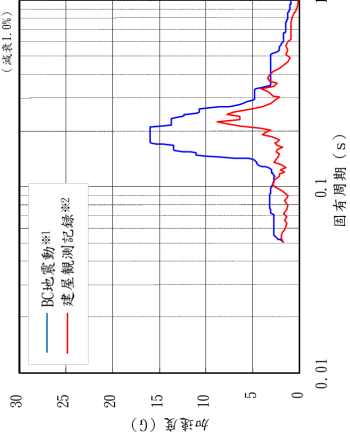
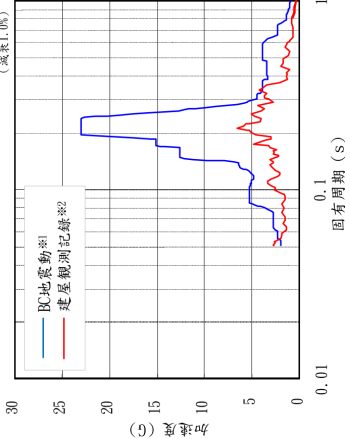
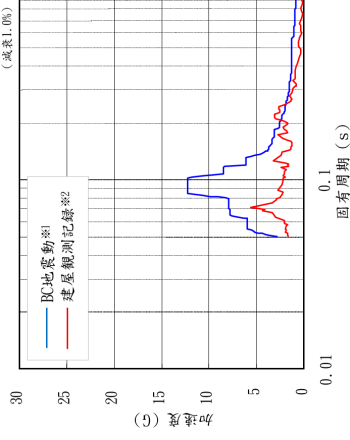
1 號機組核反應爐建築 樓板反應頻譜				
EL (m)	NS 方向	EW 方向	UD 方向	
天花板樓層 45.63m				
4樓 37.63m				

表 3-19 1 號機組反應譜 (3 樓、2 樓與 1 樓)

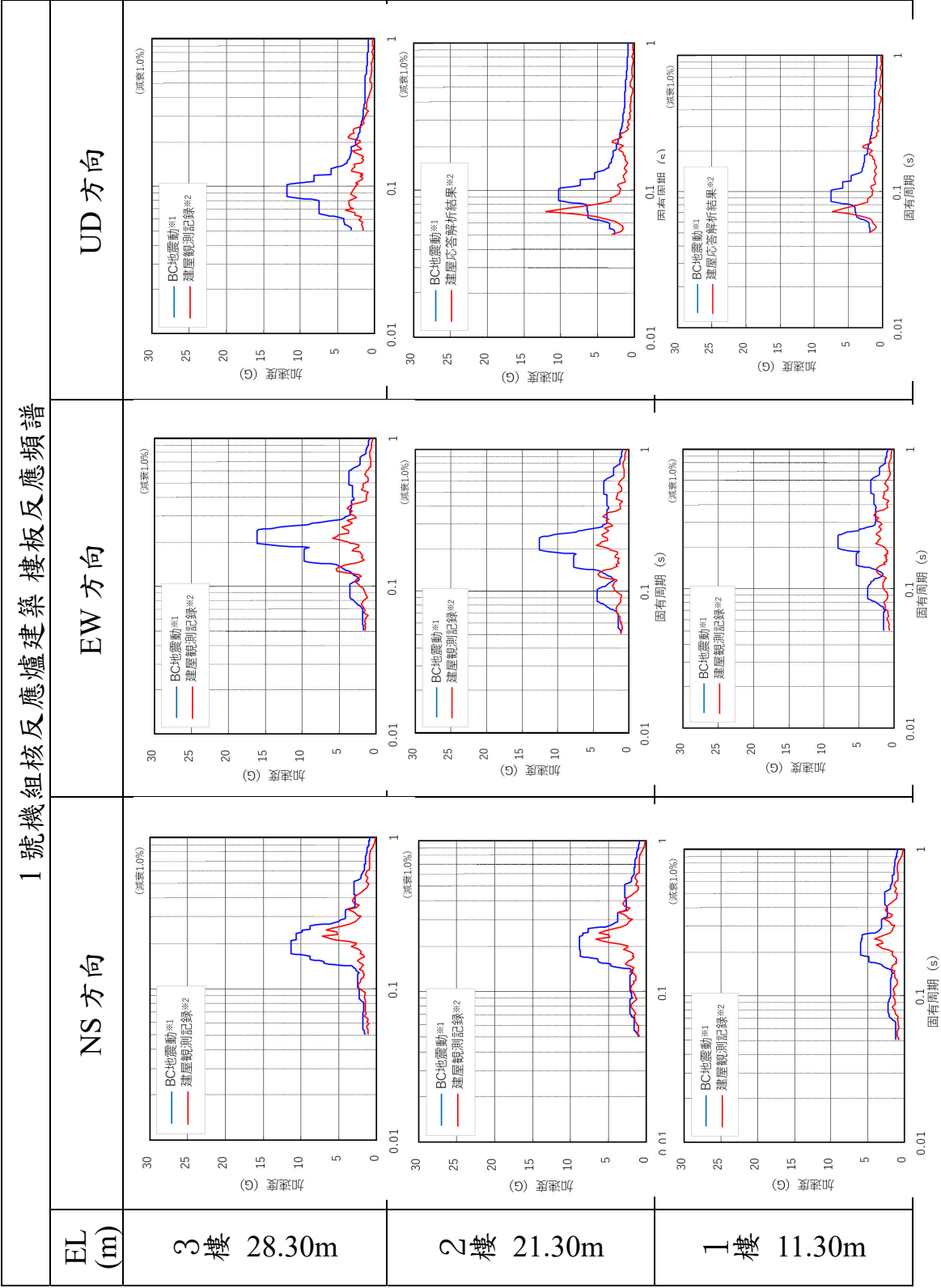


表 3-20 1 號機組反應譜（地下 1 樓與地下 2 樓）

1 號機組核反應爐建築樓板反應頻譜				
EL (m)	NS 方向	EW 方向	UD 方向	
地下 1 樓 5.30m				
地下 2 樓 -1.6m				

表 3-21 2 號機組反應譜(天花板樓層、5 樓與 4 樓)

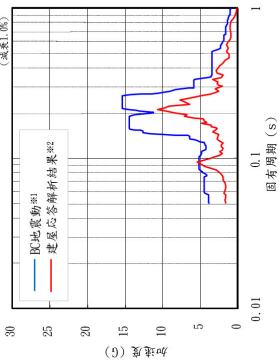
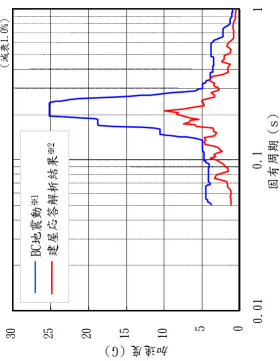
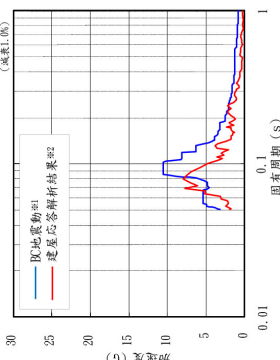
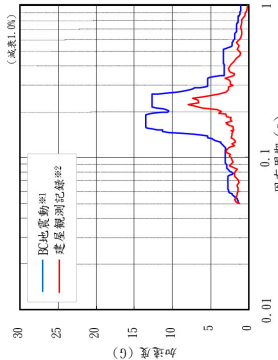
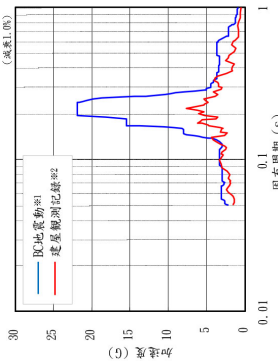
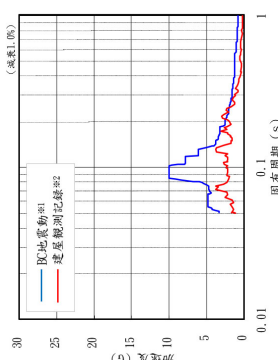
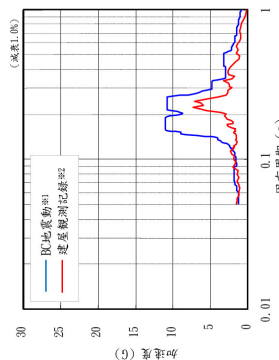
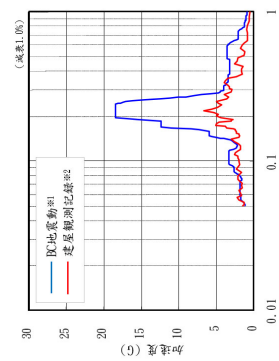
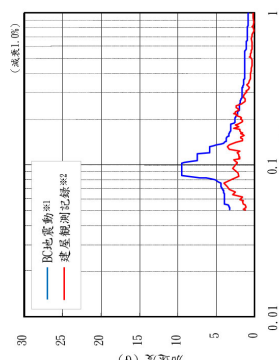
2 號機組核反應爐建築 樓板反應頻譜				
EL (m)	NS 方向	EW 方向	UD 方向	
天花板樓層 48.70m				
5 樓 40.70m				
4 樓 32.50m				

表 3-22 2 號機組反應譜 (3 樓、2 樓與 1 樓)

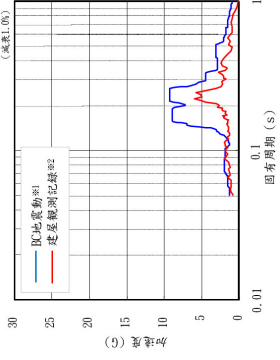
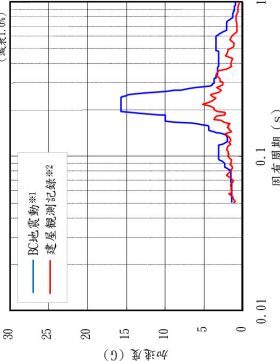
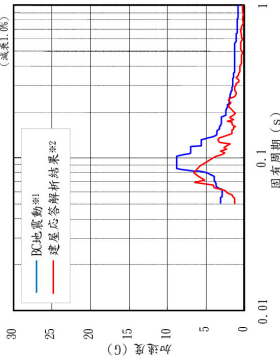
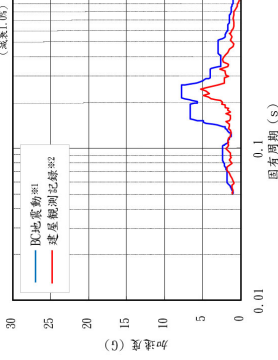
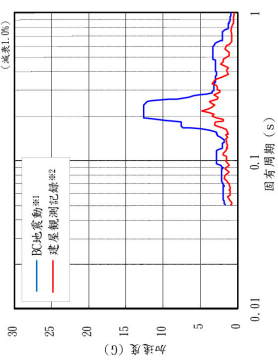
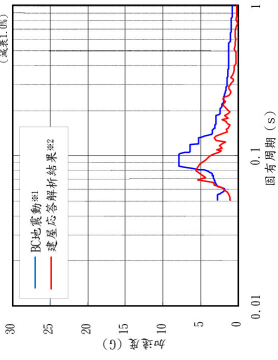
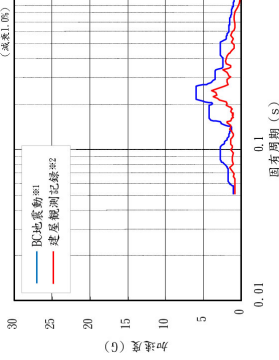
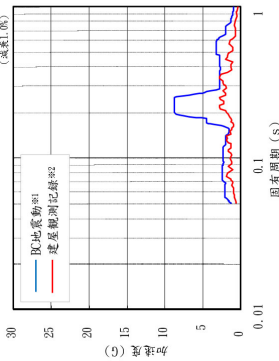
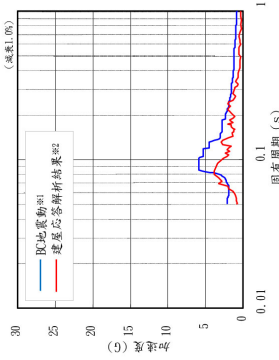
2 號機組核反應爐建築 樓板反應頻譜			
EL (m)	NS 方向	EW 方向	UD 方向
3 樓 27.10m			
2 樓 21.30m			
1 樓 13.80m			

表 3-23 2 號機組反應譜（地下 1 樓與地下 2 樓）

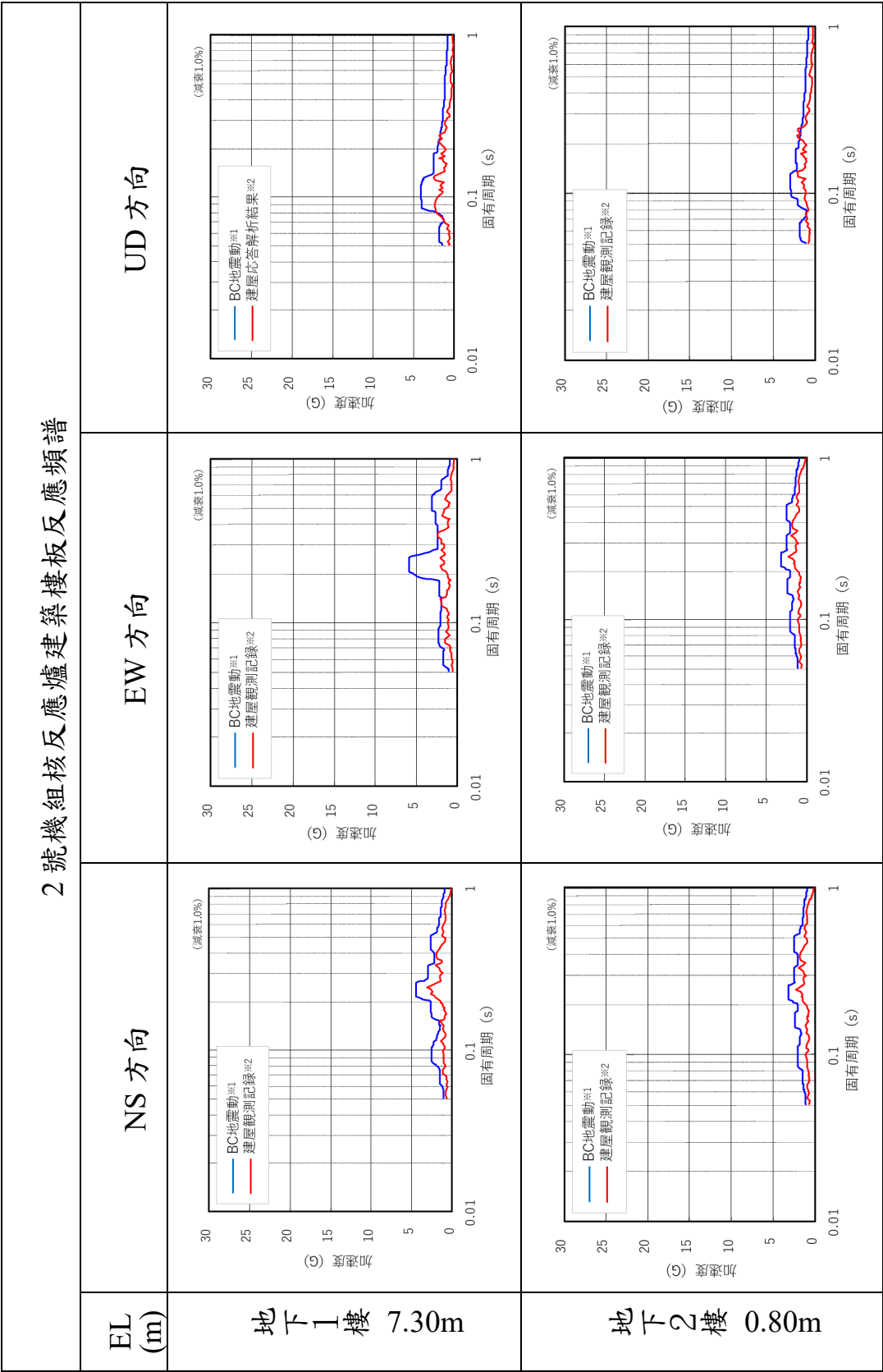


表 3-24 1 號機組與 2 號機組樓板反應加速度最大值

位置			觀測記錄 的最大樓板反應加速度(g)			耐震回查中的基準地震波 Ss 的最大地板反應加速度(g)		
建築	樓層	EL (m)	NS 方向	EW 方向	UD 方向	NS 方向	EW 方向	UD 方向
1 號機 核反應 爐建築	天花板 樓層	45.63	0.99 [※]	1.04 [※]	0.55 [※]	1.49	1.73	0.75
	4 樓	37.63	1.03	0.81	0.5	1.16	1.26	1.03
	3 樓	28.30	1.03	0.77	0.45	0.87	1.01	1.00
	2 樓	21.30	0.93	0.62	0.66 [※]	0.76	0.88	0.91
	1 樓	11.30	0.66	0.48	0.43 [※]	0.58	0.73	0.76
	地下 1 樓	5.30	0.6	0.41	0.31 [※]	0.56	0.65	0.63
	地下 2 樓	-1.60	0.4	0.33	0.27	0.53	0.53	0.46
2 號機 核反應 爐建築	天花板 樓層	48.70	1.33 [※]	0.96 [※]	0.85 [※]	1.31	1.55	0.92
	5 樓	40.70	0.93	0.97	0.46	1.08	1.14	0.84
	4 樓	32.50	0.81	0.84	0.48	0.93	0.97	0.76
	3 樓	27.10	0.68	0.69	0.73 [※]	0.84	0.84	0.73
	2 樓	21.30	0.63	0.63	0.64 [※]	0.70	0.76	0.70
	1 樓	13.80	0.55	0.53	0.44 [※]	0.60	0.69	0.63
	地下 1 樓	7.30	0.45	0.45	0.29 [※]	0.55	0.56	0.54
	地下 2 樓	0.80	0.34	0.39	0.27	0.51	0.50	0.44

(4) 小結（北陸電力株式會社）

本節針對令和 6 年能登半島地震，對各設備進行了結構強度評估和動態功能維持評估，結果顯示，各設備的發生應力和發生加速度等均低於評估基準值，因此確認了核反應爐建築內設備的耐震健全性。未來將會確認渦輪建築、海水熱交換器建築及其內部設備等的耐震健全性。並且在今後的耐震評估中，將進行與令和 6 年能登半島地震相關的分析及知識的收集，並將新的知識確實反映在基準地震動 Ss 的制定及耐震評估中，以進一步提高安全性。

3. 敷地地盤の地震觀測記錄分析

(1) 前言（北陸電力株式會社）

在地震過後，作為暫定性檢討，將敷地岩盤中的地震波與 2014 年新規範中申請的基準地震波 Ss-1(1000 gal)進行比較，結果確認其低於新規範中申請的基準地震波 Ss-1(1000 gal)，兩者反應譜比較圖如圖 3-146 所示(以 EW 方向做為範例)。其中，基準地震波是作為沒有表層地盤的地表面上的地震波而制定的，然而岩盤中的地震波包含了表層地盤的影響，因此在與基準地震波比較時，需要透過解析剝離表層地盤的影響，而解析出的震波又稱剝離波，檢討模式如圖 3-147 所示。

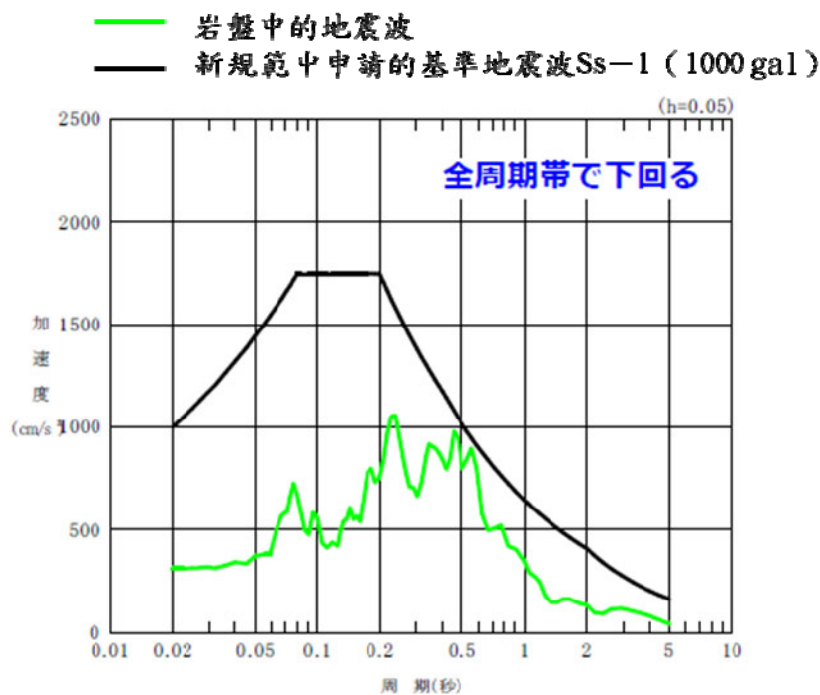


圖 3-146 岩盤中的地震波與新規範中申請的基準地震波 Ss-1 反應譜比較

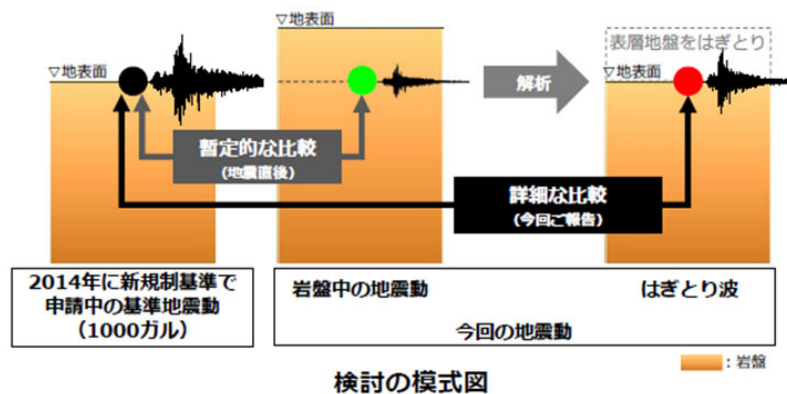


圖 3-147 檢討模式

(2) 解析後的剝離波結果比較（北陸電力株式會社）

目前已確認解析後的剝離波低於新規範中申請的準地震波 Ss-1 至 Ss-7(1000 gal)的任一值，如下圖 3-148 (d)、(e)、(f)所示，經過加速度歷時轉換成反應譜，剝離波在所有週期範圍均低於新規範中申請的準地震波。在未來的地震波評估中，除了此次的地震波外，還將進行令和 6 年能登半島地震相關知識的收集，並將新獲得的知識確實反應在準地震波 Ss 的制定中，以進一步提升安全性。

在地震過後，作為暫時性檢討，將敷地岩盤中的未解析的地震波僅與目前的基準地震波 Ss-1(600 gal)進行比較，結果顯示在 EW 方向的周期 0.4 至 0.5 秒內，超過了目前的基準地震波 Ss-1(600 gal)，如圖 3-149(a)所示。在後續對進行敷地岩盤的地震波進行解析後，得到剝離表層地盤影響的剝離波，其結果顯示，剝離波在 EW 方向的周期 0.4 至 0.5 秒，以及大約 0.2 秒的周期和 UD 方向的約 0.1 秒的周期內，均超過了現行基準地震波 Ss-1 至 Ss-3(600 gal)，其反應譜比較如圖 3-149 (b)、(c)、(d)所示。

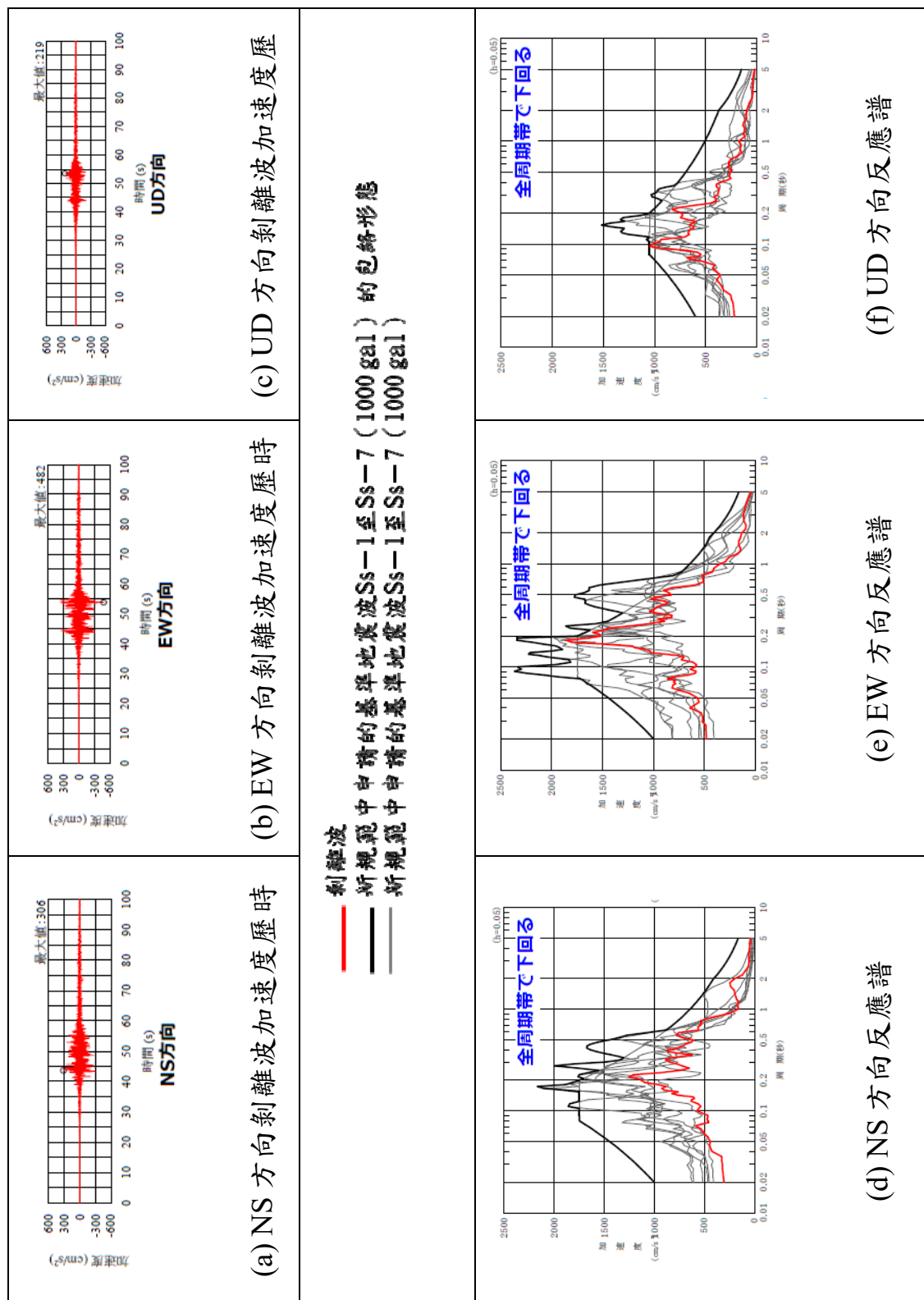


圖 3-148 剝離波與新規範申請中的準地震波(1000gal)的反應譜比較

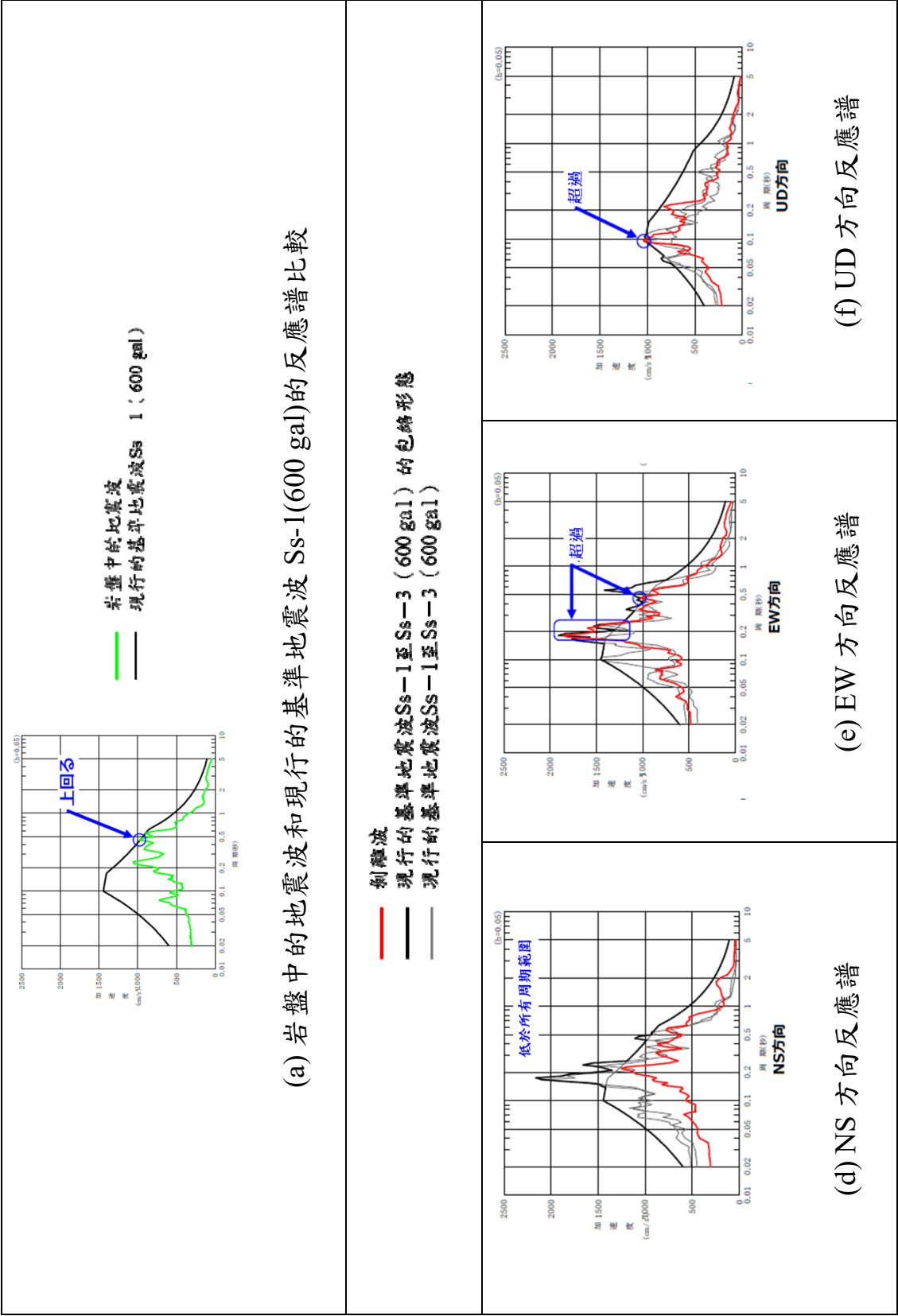


圖 3-149 剝離波與現行準地震波(600gal)的反應譜比較

四、用過燃料池結構於除役階段耐震安全性評估與管制之研析

本研究主要首先參考 ASCE/SEI43-19 (ASCE, 2021)，以最新準則檢視核電廠設施包含 SFP 的耐震性能判斷標準；其次，探討對於除役電廠 SFP 的地震危害度分析方法，並以美國電廠為例，探討除役電廠 SFP 的失效機率標準；對於無法進行詳細地震危害度評估的 SFP 結構，建議進行十項檢核清單以確保 SFP 可以達到一定的耐震標準；較小地震作用下的 SFP 檢查方法也將一併進行討論；本研究最後再以 SFP 結構可能發生的老化與劣化進行文獻的整理。以下內容將區分為 1. ASCE/SEI43-19 對於核電廠設施之耐震設計規定、2. 地震危害度分析方法、3. 十項檢核清單、4. 較小地震作用下的 SFP 檢查方法、5. SFP 結構老劣化與耐久性。

台灣目前已有對核電廠的地震危害度分析，但 SFP 結構體的易損性仍不易評估，圖 4-1 為針對台灣各縣市的機率式地震危害評估結果(葉錦勳，2006)，並著重於不同地區在未來 50 年內以 10% 與 2% 機率發生的地震加速度，圖中分為三種不同的指標來呈現地震強度：

- (1) PGA (Peak Ground Acceleration)：用來表示地震瞬間釋放的能量，並以此做為評估地震影響的指標。
- (2) SA - 0.3 (Spectral Acceleration at 0.3 sec)：0.3 秒週期的反應譜加速度，適用於較低樓層結構的反應分析。
- (3) SA - 1.0 (Spectral Acceleration at 1.0 sec)：1.0 秒週期的反應譜加速度，適用於較高樓層結構的反應分析。

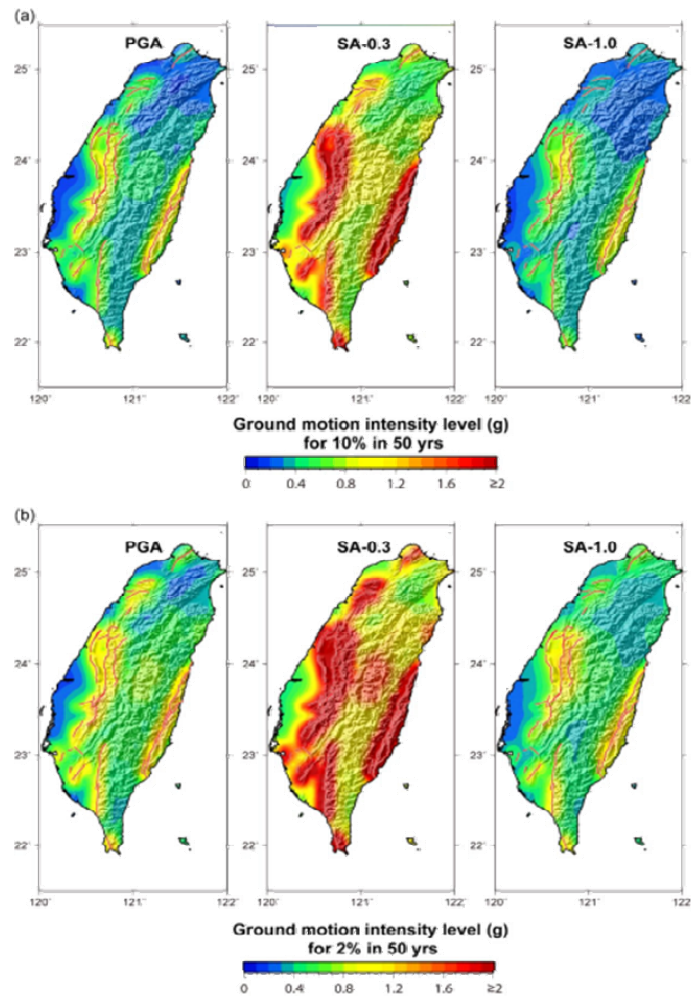


圖 4-1 台灣機率式地震危害評估結果(葉錦勳，2006)

圖 4-2 呈現台灣六個城市的危害度曲線(葉錦勳，2006)，橫軸為地表加速度 (PGA)，縱軸為發生機率。這些曲線顯示不同區域在相同地震的反應譜地表加速度下各縣市的危害機率。從圖中可以觀察到，位於台灣北部的台北，其各地表加速度的發生機率為六個城市中最低，顯示出較低的地震風險；而位於東部的花蓮，由於地質結構的特殊性及鄰近板塊交界的地理位置，其地表加速度發生機率在各城市中最高，呈現出相對較高的地震脆弱性。圖中標註指出六縣市的地震狀況，檢視其加速度反應譜，反映出台灣各地在面對地震時的脆弱性與相對風險程度。這些分析數據對專家學者在核電

廠除役及其他大型工程的耐震設計與風險評估具有重要的參考價值。透過危害度曲線的分析，工程師可以針對各地的地震風險特性進行精準的耐震設計。例如，在地震風險較高的地區，可以考慮採用更高的耐震規範、加強基礎結構以及採取隔減震技術，以減少結構物在強震中的損害；而在風險較低的地區，則可根據情境需求適度調整耐震標準，達到資源配置的最佳化。

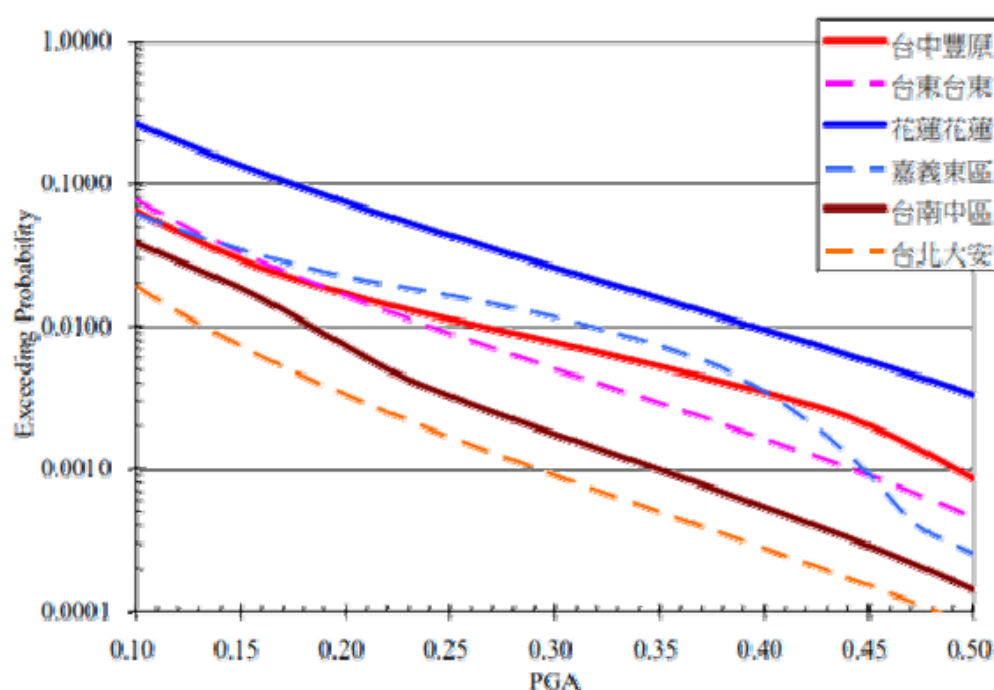


圖 4-2 六縣市的危害度曲線(葉錦勳，2006)

圖 4-3 所示為台灣各縣市在不同迴歸模式與震源分佈組合下的危害曲線(葉錦勳，2006)，每個縣市測站皆透過 9 種不同的迴歸模式與震源分佈組合情境，來更貼近未來可能面臨的地震情境。從圖中可以觀察到隨著地表加速度(PGA)的增加，各組曲線呈現不同的形狀變化，反映出台灣不同區域在多種地震模型下的危害度差異。特別是高地表加速度值下的風險機率變化，展現出各地區的耐震需求差異。透過此種多情境分析，相關單位可以更細緻地了解不同地

區的地震特性，進而制定因地制宜的耐震規範，以降低未來地震可能帶來的損害。

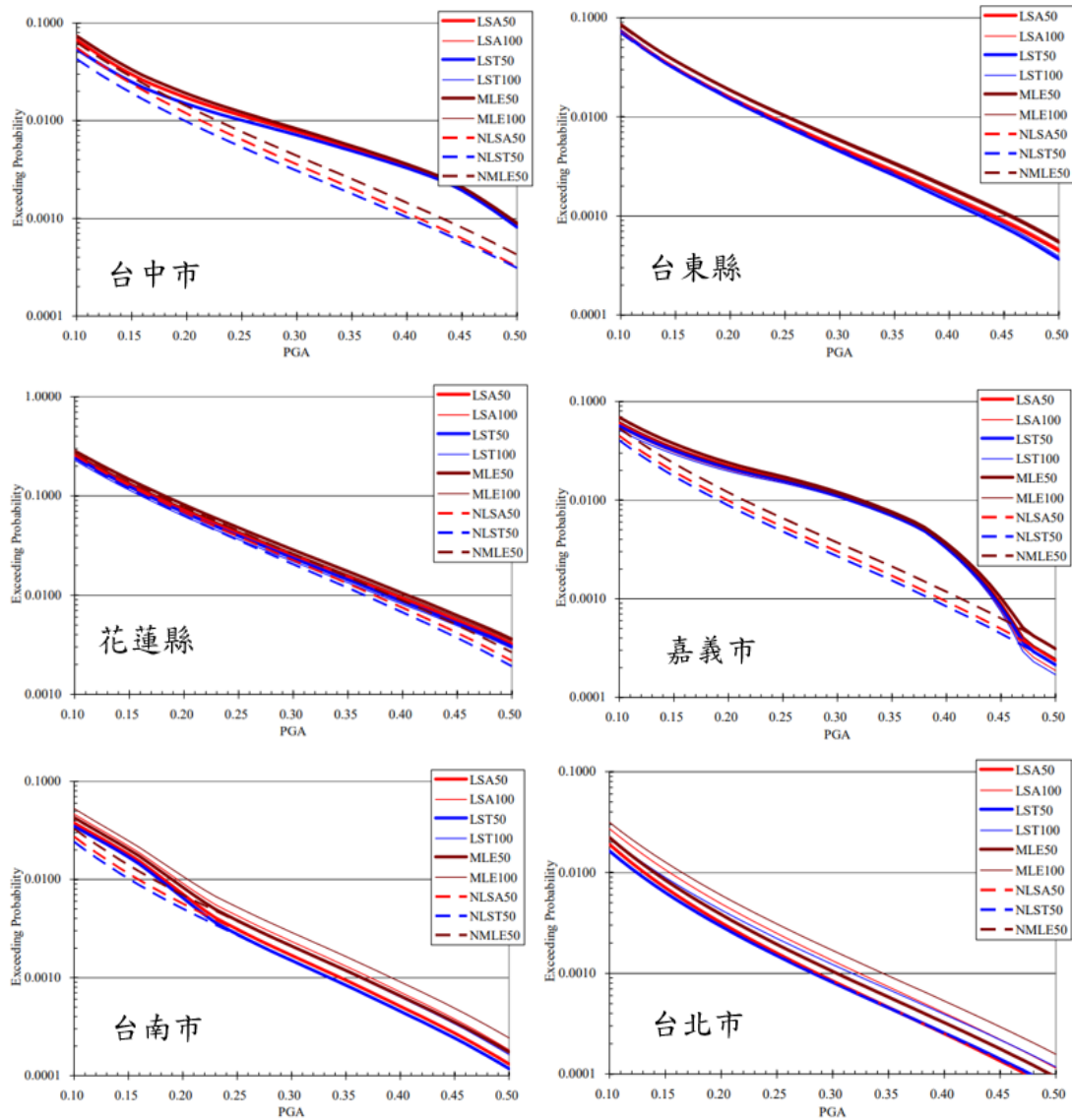


圖 4-3 各縣市在相異迴歸模式與震源分佈組合下的危害度曲線
(葉錦勳，2006)

台灣位處地震活躍帶，地震風險評估對於建築與基礎設施的設計極其重要。雖然危害度曲線已提供不同地區在地表加速度(PGA)下的地震發生機率，讓我們能初步理解各地的地震風險分佈，但若要進行更精確的地震風險量化與不確定性分析，則需仰賴於台灣 SSHAC (Senior Seismic Hazard Analysis Committee)的評估方法。這

一種方法結合科學分析與專家意見，提供一套嚴謹的科學框架，旨在提升高風險設施的耐震設計精確度，尤其像核能設施這樣的高安全需求場所。

SSHAC 評估依據不同地震危害水準、設施的耐震設計需求以及執行的過程、參與的人員與組織架構的差異，分為四個等級 (Level 1 至 Level 4)。表 4-1 透過最大考量地震(MCE, Maximum Considered Earthquake)譜加速度，將地震危害劃分為低、中、高三個水準。此外，根據耐震設計分類(SDC)、地震潛勢水準及議題不確定度三項指標，以決定 SSHAC 作業等級，如表 4-2 所示。台灣核電廠皆位於地震活動頻繁地區，參考表 4-2 之 SSHAC 作業等級，建議為 Level 3 或 Level 4。在考量有限資源下，透過建置精確的震源與地動模型，可最大化作業效率與成果品質，因此以 SSHAC 之 Level 3 作為地震危害評估之等級(葉錦勳，2006)。

表 4-1 依地表加速度選擇危害等級

Table 2 of the Standard ANSI/ANS-2.29-2008	
MCE spectral response acceleration ^a	Nominal ground motion hazard level
< 0.1g	Low
0.1 to 0.3g	Moderate
> 0.3g	High
^a Maximum considered earthquake (MCE) defined as the average of 0.2-and 1.0-second period spectral responses (for 5 percent damping and assuming Site Class B) from U.S. Geological Survey maps in ASCE/SEI 7-05.	

表 4-2 PSHA 分級依據

Table 3 of the Standard ANSI/ANS-2.29-2008			
SDC	Nominal ground motion hazard level	Level of uncertainly and controversy	Recommended PSHA Level ^a
3	Low Moderate High	Low	1
		High	1
		Low	1
		High	2
		Low	2
		High	2
4	Low Moderate High	Low	1
		High	2
		Low	2
		High	2
		Low	2
		High	3
5	Low Moderate High	Low	2
		High	3
		Low	3
		High	4
		Low	3
		High	4

^aMinimum level of PSHA permitted

(一) ASCE/SEI43-19 對於核電廠設施之耐震設計規定

本研究首先研析 ASCE/SEI 43-19 (ASCE, 2021)標準對於核電廠與其設施(SSC, Structures, Systems and Components)之耐震需求，同時包含 ANSI/ANS-2.26-2004 (ANS, 2017)對於結構設施的分類標準。此外，也針對美國 EPRI (Electric Power Research Institute)對於 SFP 之詳細耐震分析(EPRI, 2013b; EPRI, 2017)進行初步的研析。以下將對各部分進行說明。

ASCE/SEI 43-19 (ASCE, 2021)提供了最新核電廠設施耐震設計要求，對於不同分類下的核電廠結構與設施提出設計標準與目標需求。ANSI/ANS-2.26-2004 (ANS, 2017)則提供了一系列的標準以作為結構與設施的分類依據。ASCE/SEI 43-19 主要架構與內容如下：

1. 地震動評估

描述 SSC 耐震性能表現(Seismic performance)須包含可接受的極限狀態(Limit states)以及超出可接受極限狀態的年超越頻率

(annual frequency that damage will exceed the acceptable level)。如表 4-1 所示，不同耐震設計分類(SDC, Seismic Design Category)所對應的性能目標(P_F ，超出極限狀態之最高年超越頻率)皆有所不同，SDC 分類數字愈大，代表愈重要結構設備，性能目標 P_F 愈嚴格(超出極限狀態之最高年超越頻率必須愈低)，簡而言之，SDC 分類數字愈低，則為失效不會導致任何放射性或毒性後果的 SSC；SDC 分類數字愈高，則為具有儲藏大量放射性物質，以及處理核能物質安全相關的 SSC。由圖 4-4 可知，SDC2、SDC3、SDC4 與 SDC5 分別對應於 250 年、1000 年、2500 年與 10000 年回歸期之地震危害(年超越頻率 H_D 分別為 4×10^{-3} 、 1×10^{-3} 、 4×10^{-4} 與 1×10^{-4})。表 4-2 為各 SDC 在發生地震事件後未採與任何阻止策略所導致之後果(BNL/USNRC, 1997)。SFP 在電廠進入除役後，若仍儲存具放射性燃料，一旦發生失效導致洩漏，對於廠內工作人員與周圍環境應具有生命危害的風險，因此 SFP 應歸類於 SDC4 或 SDC5。

可接受的極限狀態如表 4-5 與圖 4-5 所示，極限狀態也可視為結構設備在地震力作用下應有的變形表現。Limit state A 代表允許結構設備發展較大的變形，因此適用於不具危險性的 SSC；Limit state D 則代表地震力作用下不得出現非線性變形，因此適用於具有危險性的 SSC。Limit state A 適用於含有較不危險內容物，或洩漏物可被另一個 SSC 限制在局部區域，不會對工人產生直接影響之 SSC，洩漏事故後可以恢復，但結構體不太可能修復。Limit state B 適用於內容物隨著時間透過裂縫緩慢釋放，或洩漏物可被另一個 SSC 限制在局部區域，不會對工人、公眾或環境造成任何後果之 SSC，洩漏事故後可以恢復。適用於儲存中度危險液體或低危險低

壓氣體之結構體之 SSC。Limit state C 適用於含有危險性、洩漏可能會傷害工人的低壓容器或儲存槽，較小損壞且通常不需修理。Limit state D 適用於即使是少量的內容物洩漏也會對工人或公眾造成危險，因此須確保密封，適用於中等和高度危險的高壓氣體或液體，須確保震後可以恢復運作之 SSC。

表 4-3 ASCE/SEI 43-19 耐震設計分類所對應之性能目標 P_F
(ASCE, 2021)

Table 1-1. Summary of Earthquake Design Provisions.

	Seismic Design Category			
	2	3	4	5
Target performance goal, P_F	4×10^{-4}	1×10^{-4}	4×10^{-5}	1×10^{-5}
DBE response spectrum or acceleration time series	SF $\times$ UHRS; Chapter 2 in this standard			
Damping for structural evaluation	Section 3.3.3			
Analysis methods for structures	ASCE 4 and Chapter 3 in this standard			
Analysis methods for systems and components	In-structure response spectra; ASCE 4 and Chapter 8 in this standard			
Load factor	1.0			
Inelastic energy absorption factors	Table 5-1 and/or Table 8-1 in this standard			
Material strength	Minimum specified value			
Component design strength	Design strength according to materials standards unless exceptions are made in this standard			
QA program	Chapter 10 in this standard			
Independent peer review	Chapter 10 in this standard			

表 4-4 不同 SDC 在未採取阻止策略後所引發的影響(ANS, 2017)

SDC	設工作人員	公眾區域	環境
SDC1	無放射性或毒害物質釋放，但 SSC 故障可能造成傷害風險	無放射性或毒害物質釋放	無放射性或毒害物質釋放
SDC2	放射性或毒害物質暴露，不會有永久的健康影響，但可能對更多工人造成傷害風險，或可能使緊急設施運轉面臨風險	少量放射性或毒害物質暴露，無需發小物質暴露健康影響警告	無放射性或毒害物質破後化學環境之壞果
SDC3	放射性或毒害物質暴露，且使工人受到長期健康影響	放射性或毒害物質暴露，但不會造成健康影響，但需緊急計劃確保公眾安全	無長期環境破壞，但需進行一段時間的環境監測
SDC4	放射性或毒害物質暴露，導致暴露位置附近或鄰近設施的工人出現長期健康問題或危及生命	放射性或毒害物質暴露可能對在隔離區邊界內停留 2 小時以上的個人造成長期健康問題	需要進行環境監測，並對特定區域進行污染清除工作
SDC5	放射性或毒害物質暴露可能導致工人喪生	放射性或毒害物質暴露可能對在隔離區邊界內停留 2 小時以上的個人造成長期健康問題	需要進行環境監測，並對永久隔離區域進行污染清除工作

表 4-5 極限狀態(Limit states)與變形之關係(ASCE, 2021)

Limit state	預期變形	預期破壞
A	大量永久變形，但未達倒塌	嚴重
B	中等程度的永久變形	可修復
C	微小程度的永久變形	輕微
D	幾乎處於彈性變形	可忽略

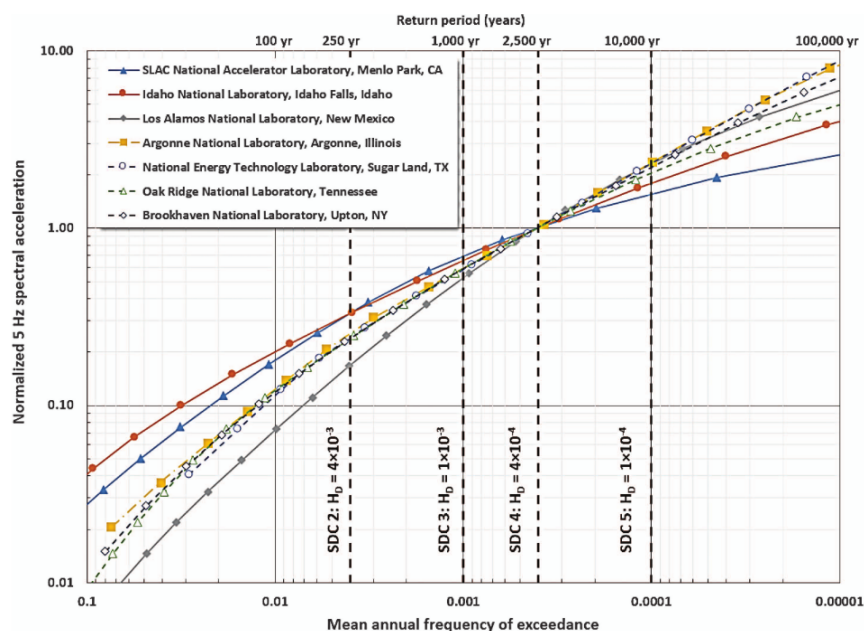


圖 4-4 美國能源部制定場址的 5 Hz 規範譜加速度(ASCE, 2021)

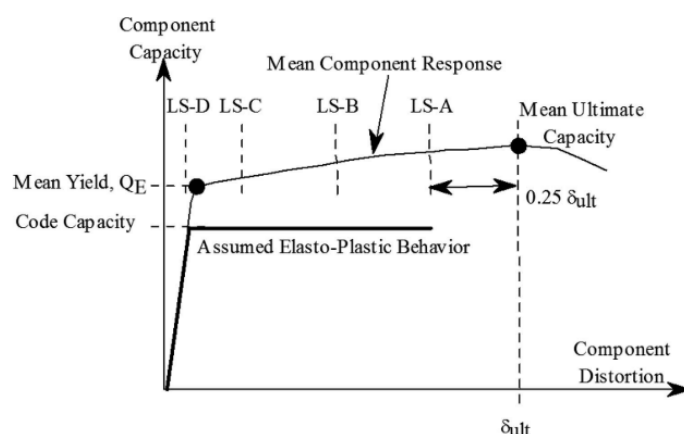


圖 4-5 結構設備受力變形關係與可接受的極限狀態示意圖 (ASCE, 2021)

2. 地震力需求評估

在設計地震力方面，決定設計地震(Design Basis Earthquake, DBE)所需的設計反應譜(Design Response Spectrum, DRS)可由下式計算：

$$DRS = SF \times UHRS_{H_p} \quad (4-1)$$

其中， $UHRS_{H_p}$ 為均勻危害度反應譜(Uniform Hazard Response Spectrum, UHRS)； H_p 則代表年超越頻率， SF 為縮放倍數，並由以

下公式計算：

$$SF = \max(A_R^{-1.0}, 0.6A_R^{-0.2}, 0.45) \quad (4-2)$$

$$A_R = \frac{SA_{H_p}}{SA_{H_D}} \quad (4-3)$$

$$H_p = P_F, \quad H_D = 10 \times P_F \quad (4-4)$$

根據表 4-3 所示，各個 SDC 可對應到相應的 P_F ，並且利用上述計算式可以算出各個 SDC 等級的 P_F 以及相對應的地震力需求。

進行結構分析時，分析模型所採用之質量與勁度皆須依據規範 (ASCE, 2017) 規定，而阻尼比則需要依照表 4-6 之規定，其中的 Response Level（反應標準）代表結構體發展的變形等級。對於 SFP 結構來說，應屬於 Prestressed concrete structures 或 Reinforced concrete structures。反應標準的數字越高，代表結構發展較大的塑性變形，反應標準越低則代表結構發展的變形量極小。以下為各反應標準的說明：

(1) Response Level 1（反應標準 1）

在此變形下，其所對應之阻尼比可用於產生樓板反應譜，且僅用於由生彈性挫屈與疲勞破壞控制之結構分析。也能應用於能將結構非線性變形引發之遲滯耗能納入分析模型中之非線性動力分析。此變形下的鋼結構應力應較低，對於鋼梁、柱和斜撐，其力量需求低於容量的 50%。混凝土牆、梁和柱無明顯開裂。混凝土柱和梁的力量需求小於標稱強度的 50%。低高寬比且剪力牆度控制的牆體中，剪力需求在小於 $3f'_c{}^{1/2}$ 。

(2) Response Level 2（反應標準 2）

在此變形下，鋼梁、柱和斜撐，其力量需求約為容量的

50%~100%。混凝土牆、梁和柱有明顯開裂。混凝土柱和梁的力量需求為標稱強度的 50%以上。剪力牆度控制的牆體中，剪力需求大於 $3f'_c{}^{1/2}$ ($f'_c = 28$ 天混凝土抗壓強度、psi)。此變形下的阻尼比可用於 Limit state D 之評估。

(3) Response Level 3 (反應標準 3)

結構反應從「有限的永久變形」到「大的永久變形」，應於 ASCE 43-05 的 Limit state C、B 或 A。在分析過程使用的載重組合 (loading combination) 中，使用非線性變形消能因子 (inelastic energy absorption factor) $F_\mu = 1$ 計算的結構桿件力量需求，必須超過規範規定之標稱容量，或在主要抗側力系統中，桿件應力高於其降伏應力。此變形下之阻尼比可用於在沒有考慮 Limit state A、B 或 C 的實際狀況下，透過彈性分析評估結構構件中的地震力需求。

表 4-6 結構分析 SSC 所採用之阻尼比(ASCE, 2021)

Table 3-1. Specified Damping Values for Dynamic Analysis.

Type of Component	Damping (% of Critical)		
	Response Level 1	Response Level 2	Response Level 3
Welded and friction-bolted metal structures	2	4	7
Bearing-bolted metal structures	4	7	10
Prestressed concrete structures (without complete loss of prestress)	2	5	7
Reinforced concrete structures	4	7	10
Steel-plate composite (SC) walls	3	5	10
Reinforced masonry shear walls	4	7	10
Piping	5	5	5
HVAC:			
• Pocket lock	7	10	
• Companion angle	5	7	^a
• Welded	3	4	
Distribution systems:			
• Cable trays 50% or more full and in-structure response spectrum zero period acceleration of 0.25 g or greater	5	10	15
• For other cable trays, cable trays with rigid fireproofing and conduits	5	7	7
Massive, low-stressed mechanical components (e.g., pumps, compressors, fans, and motors)	2	3	^a
Light welded instrument racks	2	3	^a
Electrical cabinets and other equipment	3	4	5 ^b
Liquid containing metal tanks:			
• Impulsive mode	2	3	4
• Sloshing mode	0.5	0.5	0.5

3. 結構耐震容量評估

結構系統應具有足夠的強度和韌性，以承受設計基準地震以及更強烈的震動。提供圍束功能的結構系統還必須具有足夠的勁度，以減少變形並防止外部構件開裂。非韌性抗側力系統，均禁止用於新建之核設施。

與 SFP 結構相關之 RC 剪力強度(ACI349-13) (ACI, 2014)尺寸修正係數 κ ，應如下計算(Reineck, 2013)：

$$\text{符合最小剪力鋼筋比需求 } \kappa = 1 \quad (4-5)$$

$$\text{未符合最小剪力鋼筋比需求 } \kappa = \frac{14.1\sqrt[4]{100\rho}}{\sqrt{d}} \quad (4-6)$$

其中， ρ 為縱向鋼筋比， d (mm)為有效深度(<127 mm)；RC 板牆面內(In-plane)面外(Out-of-plane)互制需求強度比應計算如下：

$$\left(\frac{V_u}{\phi V_n} \right)_{\text{In-plane}}^2 + \left(\frac{V_u}{\phi V_n} \right)_{\text{Out-of-plane}}^2 \leq 1.0 \quad (4-7)$$

4. 載重組合與設計標準

結構系統需考慮不同的載重需求，包含地震作用、靜載重與活載重等。依據規範(ASCE 43-19) (ASCE, 2021)規定，計算地震加載的需求需包含非線性變形消能因子 F_μ ，以反應材料在地震下的能量吸收及變形能力，這些因子能夠對剪力需求進行調整，從而進一步降低結構設計需求(ASCE, 2019)。

首先，對於彎矩、平面內剪力以及對角斜撐軸力，總外力需求(D)由非地震作用對構件的力量需求(D_{NS})和設計基準地震下的地震力需求(D_S)所組成，並透過非線性變形消能因子(F_μ)進行調整。

$$\text{總外力需求：} D = D_{NS} + \frac{D_S}{F_\mu} \quad (4-8)$$

非線性變形消能因子表示構件在地震中的能量吸收能力，當構件具有較高的延展性時，可以減少實際地震載重需求，從而降低設計要求。這一點對於耐震設計非常重要，因為適當的消能設計有助於控制地震反應，減少結構損壞。

此外，對於軸力、剪力和扭矩的計算，則需將地震作用分為非地震作用對構件的力量需求(D_{NS})和設計基準地震下的地震力需求(D_S)，並根據不同構件需求採用 1.0 或更高的安全係數進行計算，以保證設計的安全性。

$$D = D_{NS} + \frac{D_S}{1.0} \quad (4-9)$$

其概念與柱之軸彎互制設計驗證構件的強度需求相似，確保其在多重載重作用下仍然能夠滿足設計標準。

$$\text{柱軸彎互制設計：} \frac{P_{NS} + P_S}{\phi P_n} + \frac{M_{NS} + M_S / F_\mu}{\phi M_n} \leq 1.0 \quad (4-10)$$

當進行變形設計時，僅需考慮非地震作用對構件的力量需求(D_{NS})與設計基準地震下的地震力需求(D_S)的組成，不需再進一步進行調整，從而簡化了設計步驟。此種設計方法有助於提升地震下結構的抗變形能力，並且在減少計算量的同時，也能確保結構的耐震性。

非線性變形消能因子(F_μ)為評估不同構件的非線性消能能力的重要參數。其中，規範(ASCE 43-19) (ASCE, 2021)根據因為不同情境的需要，共分為構件非線性變形消能因子($F_{\mu C}$)、軟弱層效應($F_{\mu 1}$)、高頻非線性消能因子($F_{\mu 2}$)與累積殘餘變形效應($F_{\mu 3}$)。

(1) 構件非線性變形消能因子($F_{\mu C}$):

$F_{\mu C}$ 構件非線性變形消能因子用於評估不同構件在各種破壞模

式及不同極限狀態下的性能表現。根據不同的極限狀態（A、B、C），其對應的 $F_{\mu C}$ 值提供了設計參考，如表 4-7。

- (a) **極限狀態 A**：構件處於彈性範圍內，構件未達到永久變形或損傷，因此 $F_{\mu C}$ 值較高，允許構件具備更大的變形吸能能力。
- (b) **極限狀態 B**：考慮構件可能發生輕微的塑性變形，但整體結構仍維持基本完整， $F_{\mu C}$ 值適中，代表在一定變形情況下消能能力的適當減少。
- (c) **極限狀態 C**：構件進一步進入塑性變形範圍，甚至接近破壞點，故 $F_{\mu C}$ 值較低，表明此時構件的消能能力已顯著降低，設計上需考慮更高的安全裕度。

其中，除役後燃料池與表格內「特殊鋼筋剪力牆與鋼板剪力牆複合牆」所描述結構較為相似，故可依此分類標準進行參考。

表 4-7 非線性變形消能因子($F_{\mu C}$)選擇依據

Table 5-1. Inelastic Energy Absorption Factor, $F_{\mu C}$.

Limit State		Reduction Factor, F_{μ} ^a		
		LS A	LS B	LS C
Special reinforced concrete moment frames:				
Beams	$15 \leq \ell/h$	5.25	4.0	2.5
	$\ell/h \leq 10$	3.25	3.0	2.5
Columns ^b		2.0	1.75	1.5
Reinforced concrete shear walls and steel-plate composite walls, in-plane:				
Flexure-critical walls, $\frac{h_w}{\ell_w} \geq 2.0$	$6\sqrt{f'_c} < f_v$	2.25	2.0	1.75
	$f_v < 3\sqrt{f'_c}$	2.5	2.25	1.75
Shear-critical walls, $\frac{h_w}{\ell_w} < 2.0$		2.0	1.75	1.5
Special steel moment frames:				
Beams and columns ^b	$P < 0.2\phi P_n$	5.25	3.5	2.5
Columns ^b	$P = 0.3\phi P_n$	4.25	3.0	1.25
Columns ^b	$P = 0.4\phi P_n$	3.25	2.25	1.25
Columns ^b	$P = 0.5\phi P_n$	1.75	1.5	1.25
Columns ^b	$P > 0.5\phi P_n$	1.0	1.0	1.0
Steel braced frames:				
Special concentric (bracing members)		4	3	2
Ordinary concentric (bracing members)		2.5	2.0	1.5
Eccentric:				
Shear-critical link beam		6	4	2
Flexure-critical link beam		5	3.5	2.5
Buckling-restrained		6	4	2
Chevron		2.5	2.0	1.5
Slab-wall moment frames:				
Roof slabs, floor slabs, beams, and walls of reinforced concrete	$15 \leq \ell/h$	2.5	2.25	2.0
	$\ell/h \leq 10$	2.25	2.0	2.0

Notes: f'_c = concrete compressive strength; f_v = average shear stress, which is equal to shear divided by the shear area; h_w = height of the entire shear wall or a segment of the shear wall considered; P = nominal axial load; ϕP_n = design axial strength; ℓ = span length; h = beam depth; and ℓ_w = length of shear wall or segment of shear wall considered in direction of shear force.

^a $F_{\mu C} = 1.0$ for Limit State D.

^b $F_{\mu C}$ for compression and shear in columns shall be taken as 1.0.

(2) 軟弱層效應 ($F_{\mu 1}$):

$F_{\mu 1}$ 為針對軟弱層構件（如在結構中具有軟弱層或軟弱柱）的非線性變形消能因子。此因子應對在地震作用下，結構中弱層可能出現的集中變形問題，造成此區域承受大部分的地震能量，進而增加該區域的破壞風險。

與軟弱層相關之非線性消能因子($F_{\mu 1}$)，計算如下：

$$\text{不含軟弱層： } F_{\mu 1} = F_{\mu C} \quad (4-11)$$

$$\text{含軟弱層： } F_{\mu 1} = 1 + 2(F_{\mu C} - 1) \frac{n - k + 1}{n(n + 1)} \quad (4-12)$$

n ：總樓層數

k ：最高軟弱層樓層位置

(3) 高頻非線性消能因子($F_{\mu 2}$)：

$F_{\mu 2}$ 為針對高頻非線性消能需求的因子，用以評估構件在高頻率地震作用下的消能能力。與其他非線性消能因子不同， $F_{\mu 2}$ 特別考量高頻地震加速度的影響。高頻地震通常會造成結構較劇烈的震動和加速度變化，使得某些構件在高頻環境下必須具備更高的消能能力，以減少結構破壞的風險。

與高頻振動相關之非線性消能因子($F_{\mu 2}$)，計算如下：

$$F_{\mu 2} = F_{\mu 1} \left[\frac{SA(f_n)}{SA(f_e)} \right] \geq 1.0 \quad (4-13)$$

$$f_e = \begin{cases} f_n & \text{if } f_n \leq f_{PEAK SA} \\ f_n \sqrt{2 / (F_{\mu 1}^2 + 1)} \geq f_{PEAK SA} & \text{if } f_n > f_{PEAK SA} \end{cases} \quad (4-14)$$

$SA(f_n)$ ：主要結構模態頻率 f_n 的譜加速度

$SA(f_e)$ ：非線性地震反應有效自然頻率 f_e 的譜加速度

$f_{PEAK SA}$ ：DRS 放大加速度區域的頻率上限

(4) 累積殘餘變形效應($F_{\mu 3}$)：

$F_{\mu 3}$ 為針對構件累積殘餘變形的非線性消能因子，適用於多次地震循環載重後可能產生累積塑性變形的狀況。此因子量化構件在反覆地震作用下抵抗累積變形的能力，藉此增強結構的耐震韌性，降低因重複震動引發的永久變形風險及結構強度退化的可能性。

與累積殘餘變形效應之非線性消能因子($F_{\mu 3}$)，計算如下：

$$F_{\mu 3} = \alpha \times (F_{\mu 2} - 1) + 1, \begin{cases} \alpha_{F_{\mu}} = 1 & \text{for } D_{NS} / C = 0 \\ \alpha_{F_{\mu}} = 0.6 & \text{for } 0.1 \leq D_{NS} / C \leq 0.4 \\ \alpha_{F_{\mu}} = 1 & \text{for } D_{NS} / C \geq 0.6 \end{cases} \quad (4-15)$$

5. SSC 耐震品質要求

首先，核能設施支撐結構系統的設計基礎必須包括上層與下層結構組合支撐，並依循規範 ANS-2.26 (ANS, 2017)進行。分析方法方面，結構設計可以採用等效靜態分析或動力分析(ASCE, 2017)。

耐震設計中對於阻尼值的規範應根據 ASCE/SEI 43-19 的第 3.3.3 節(ASCE, 2021)中表格確定阻尼比。此外，若結構材料具有非線性變形消能能力，可以使用非線性消能因子 F_{μ} 來提升耐震韌性，但對於已具備消能機制的構件則不可使用此因子，此設計能避免多餘的消能需求。最後，需特別強調總外力需求的計算，應考量地震載重、重力載重與應變極限，並基於應力峰值 σ_{peak} 評估結構的承載能力。

表 4-8 耐震設計中對於阻尼值的規範

Table C8-1. (TRS/RRS) Ratios as a Function of Hazard Curve Slope Factor (A_R).

A_R	$F_{50\%R}$	SF	(TRS/RRS)
	$\beta = 0.40$	Eq. (C2-6)	
1.50	1.58	0.667	1.27
1.75	1.39	0.571	1.30
2.00	1.30	0.522	1.33
2.25	1.26	0.510	1.32
2.50	1.22	0.500	1.31
2.75	1.20	0.490	1.31
3.00	1.18	0.482	1.31
3.25	1.17	0.474	1.32
3.50	1.16	0.467	1.33
3.75	1.15	0.461	1.34
4.00	1.14	0.455	1.34
4.25	1.14	0.450	1.36
4.50	1.13	0.450	1.35
4.75	1.13	0.450	1.35
5.00	1.12	0.450	1.33
5.25	1.12	0.450	1.33
5.50	1.11	0.450	1.32
5.75	1.11	0.450	1.32
6.00	1.11	0.450	1.32

STANDARD ASCE/SEI 43-19

結構系統的耐震設計不僅依賴於理論計算，還需要通過嚴格的測試與經驗認證來確保其在地震環境下的穩定性與安全性。以下為測試與經驗資格認證說明。

(1) 測試數據資格認證：

為確保結構系統在地震環境下的性能達到規範要求，所有測試數據需通過嚴格的資格認證符合多項國際標準，如 IEEE 344 (IEEE, 2013)和 ASME QME-1 (ASCE, 2017)等。這些標準涵蓋結構的強度測試和易損性測試(fragility test)，目的是模擬地震載重下結構的受力行為，進而準確評估其耐震能力。在測試過程中，還會考量內部元件之間的相互作用，並根據 IEEE 382 (IEEE, 2006)的規範進行內部驗證，以全面評估整體結構的承載能力和穩定性。此外，為確保結構能在地震衝擊下持續運轉，進行容量(C)的認證。其以地震模擬測試(TES)數據轉化的測試經驗譜(EES)為依據，界定了結構在正常運作下的地震反應極限速度。

(2) 經驗數據資格認證：

透過過去地震事件中收集的數據來評估和驗證結構的耐震性能，是地震工程中的重要實務。此類測試通常依據經驗譜(Experience Earthquake Spectrum, EES)，即來自歷史地震事件的實測數據，為設計與驗證提供依據。根據 IEEE 344 標準(IEEE, 2013)，在地震轉換測試(Test of Earthquake Simulation, TES)中，會將歷史地震數據轉化為模擬測試條件，並在模擬的地震環境下對結構進行測試，以驗證其耐震性能是否達到預期的標準(ASCE, 2021)。

EES 測試側重於從特定地震事件中提取的數據，這些數據真實反映了結構在不同地震強度下的動態反應。另外，經驗數據資格認

證亦包含對結構容量(Capacity, C)的評估。此為基於特定地震事件的反應所計算，考量結構在歷次振動衝擊後的應變與變形特徵 (ASCE, 2021)。

(二) 地震危害度分析方法

在進行結構易損性評估時，通常需要考慮結構對不同地震加速度的抵抗能力。為了確保結構在地震中的安全性，可透過易損曲線來描述結構在特定地震加速度下的失效機率，易損曲線(EPRI, 1999)的建立需考慮中數的不確定性、易損曲線上欲求的離散值及失效機率。易損曲線建立步驟簡要說明如下：

(1) 中數的不確定性

$\tilde{a}_i$ 為中數的不確定性(uncertainty in the median)是用來針對給定 ζ_i 調整中數的不確定性，可由下列公式計算：

$$\tilde{a}_i = A_m e^{\beta_U \zeta_i} \quad (4-16)$$

其中， A_m 為基準中數易損性(median fragility，沸水反應爐 BWR 為 1.4 g，壓水反應爐 PWR 為 2.0 g)， β_U 為中數位置不確定性的對數標準差(lognormal standard deviation of the $\tilde{a}$ distribution)， ζ_i 代表標準常態變量。

(2) 易損曲線上欲求的離散值

$$a = \tilde{a}_i e^{\beta_R Z} \quad (4-17)$$

a 為在特定失效頻率 Z 下的加速度值， β_R 為隨機不確定性的對數標準差，用於表示中數的不確定性。 Z 為標準常態變量。

(3) 失效機率

下列公式可用加速度計算對應的失效機率，以量化在不同地震情況下結構的易損性：

$$F_i(a) = N\left(\frac{\ln(a / A_m e^{\beta_U \zeta_i})}{\beta_R}\right) = N(Z) \quad (4-18)$$

其中， $F_i(a)$ 為在加速度 a 下導致 SFP 失效的機率， $N(Z)$ 為 Z 的標準常態累積分佈函數。

圖 4-6、圖 4-7 及圖 4-8 為 Vermont Yankee 廠址生成的一組危害曲線。圖 4-6 是基於 1989 年 LLNL (Lawrence Livermore National Laboratory) 模型的結果，並使用 95 百分位數來估算 β 值。圖 4-7 則基於 1993 年 LLNL 模型的結果，使用 85 百分位數來估算 β 值。圖 4-8 是基於 1989 年 EPRI (Electric Power Research Institute) 模型的結果，亦使用 85 百分位數來估算 β 。

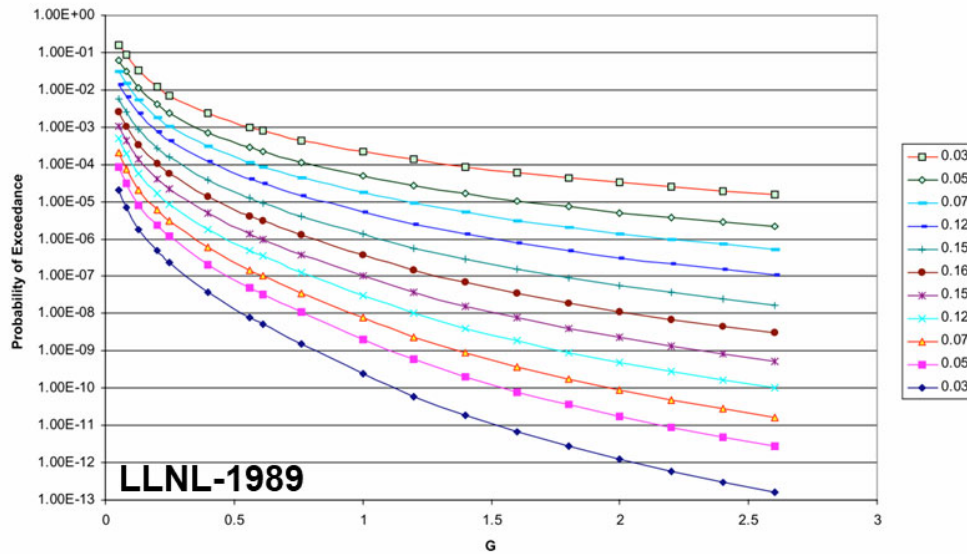


圖 4-6 使用 LLNL-1989 之 Vermont Yankee 危害曲線族群

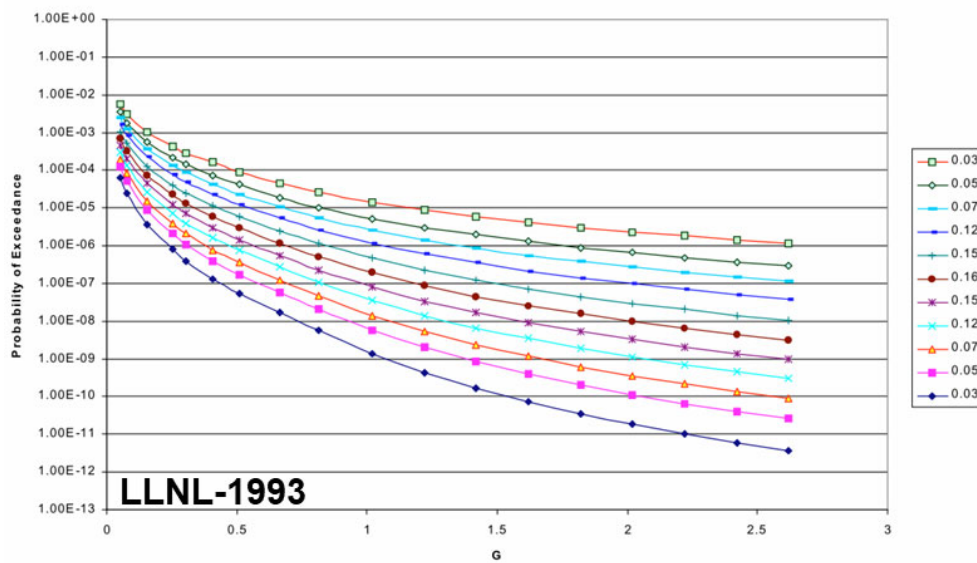


圖 4-7 使用 LLNL-1993 之 Vermont Yankee 危害曲線族群

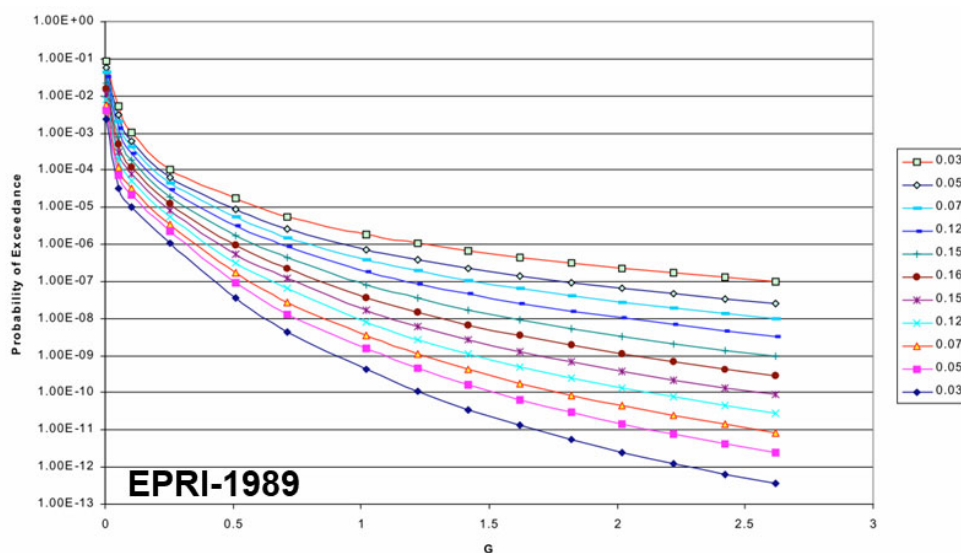


圖 4-8 使用 EPRI-1989 之 Vermont Yankee 危害曲線族群

為簡化 SFP 容量評估，美國核能協會(Nuclear Energy Institute, NEI)提出了一套地震檢查清單(NRC, 2001; Kennedy, 1999)，該清單可用來確保 SFP 在約 1.2g 的峰值譜加速度(PSA)下能保持其結構完整性。根據此標準，該檢查清單可以確保 SFP，在超出 SSE 與低於 1.2g PSA 之地震作用下，不會因結構設計缺失或使用 SFP 引起之劣

化而導致失效。此外，估算由地震事件引起的火災的年機率，並結合場址特定的地震危害度估算，頻率範圍介於每年高於 1×10^{-7} 到低於 1×10^{-5} 之間。

SFP 在地震情境下的抗震容量以及相應的失效機率，主要依據「高信度且低故障機率」(High Confidence of Low Probability of Failure, HCLPF)的概念進行分析。HCLPF 是評估設施在地震事件中抗震能力的常用指標，特別適用於核電設施等需承受低機率高風險事件的基礎設施。HCLPF 值表示在最大地表加速度(Peak Ground Acceleration, PGA)下，設施仍能維持結構完整的地震加速度上限；一旦超出此值，結構便可能失效。

根據美國核能管制委員會(Nuclear Regulatory Commission, NRC)在 NUREG-1738 報告中的假設，SFP 應具備足夠的抗震能力，以確保在 0.4 至 0.5g PGA 範圍內不會失效。

該報告指出，若 SFP 的 HCLPF 容量達到此範圍，則其失效機率可控制在 1%的有效機率以下。此方法常用於保守估算設施失效風險，以降低在極端情況下對安全的影響。因此，HCLPF 的容量值需要大於 1%失效機率所對應的最低容量 $C_{1\%}$ ，以確保其設施的抗震設計達到規範要求。

在缺乏用於評估 SFP 耐震能力的具體結果時，若需要評估 SFP 的容量，可透過 NRC 所提供的 SFP 耐震性能檢查清單(NRC, 2001)可提供對 SFP 容量的保證。NEI 提出之檢查清單可用於證明 SFP 在 PSA 為 1.2 g (或 PGA 約為 0.5g) 的地震中的穩定性。

此外，報告(Kennedy, 1999)也提出核電廠抗震能力的篩選標準，分為兩個等級。等級一的篩選標準包括最大地表加速度達到

0.3g PGA，對應的地震譜加速度(PSA)為 0.8g；而等級二的標準則為 0.5g PGA 和 1.2g PSA。這些標準使得監管單位能夠在地震發生時依據不同反應爐的抗震能力進行相應的風險管理與評估。此外，使用 PSA 對於損傷相容性評估具有良好的適用性。然而，即便在等級二的抗震標準下，即 PSA 達到 1.2g 或 PGA 達到 0.5g，仍有以下幾點需要特別注意，

1. SFP 混凝土牆和底板的面外撓曲與剪力破壞模式：

- (a) 設計階段主要考量板狀結構的平面內破壞模式，地震荷載造成面外撓曲和剪力則較少關注，特別是在壁體缺乏土壤回填支撐時。
- (b) 壁體結構面外變形之強度與韌性與設計階段的配筋設計有很高的關聯性。若設計階段無詳細考慮配筋使牆體發展充足的延展性，則無法確認牆壁和地板能否通過高達 1.2g PSA (0.5g PGA) 的抗震 HCLPF 能力篩選。應對個案例進行詳細計算評估。

2. SFP 內燃料支撐架：

- (a) 燃料架的嚴重結構失效可能導致失效，且未對燃料支撐架定義詳細的 HCLPF 能力篩選標準。

3. Level 2 篩選要求：

- (a) 在 1.2g PSA (0.5g PGA) 的 HCLPF 能力下進行篩選，混凝土牆壁要求符合 ACI 318.71 或 ACI 349.76 或更新版的韌性和鋼筋伸展長度要求。
- (b) 早期規範對於此類要求較不嚴格。

本報告的風險評估結果，核電廠除役過程中需評估是否有必要

將「超出設計基準的事故」納入緊急應變計畫，特別是燃料池火災（鋁合金氧化）的事故，本報告重新評估燃料池在地震引發下的風險，並提供了制訂除役緊急應變計畫的基礎。

NUREG-1353 報告(Throm, 1989)提供燃料池事件發生機率的評估數據，指出燃料池事件的發生機率約為每年 2×10^{-6} 。PWR 的 SFP 損壞因地震所致之機率超過 90%，對於 BWR 則接近 95%，如表 4-9 所示。此外，使用 LLNL (1993 年)與 EPRI (1989 年)更新的地震危害度數據，依據最新的地震資料重新計算的結果顯示，燃料池事故的機率在不同地區有所變化，使用 LLNL 的數據得出的年發生頻率為 5.6×10^{-7} ，而 EPRI 的數據則顯示年發生頻率約為 1.8×10^{-7} 。本次評估結果符合 SRP 2.2.3 (NRC, 1981)的排除標準，報告中指出顯著降低估計的失效機率，並用以作為取消核電廠除役的場外緊急應變計畫之有效證明。

表 4-9 PWR 和 BWR 在各類事故中的失效頻率和風險範圍

Summary of Accident Sequence Quantification from NUREG-1353				
Accident Sequence	PWR Frequency		BWR Frequency	
	Best Estimate (per R-year)	Upper Bound (per R-year)	Best Estimate (per R-year)	Upper Bound (per R-year)
Structural Failures				
1. Missiles	1.0 E-8	1.0 E-7	1.0 E-8	1.0 E-7
2. Aircraft crashes	6.0 E-9	2.0 E-8	6.0 E-9	2.0 E-8
3. Heavy Load Drop	3.1 E-8	3.1 E-7	3.1 E-8	3.1 E-7
Pneumatic Seal Failures	3.0 E-8	5.0 E-7	3.0 E-8(1)	5.0 E-7(1)
Inadvertent Drainage	1.2 E-8	1.0 E-7	1.2 E-8	1.0 E-7
Loss of Cooling/Make-up	6.0 E-8(2)	1.4 E-6	6.0 E-8(2)	1.4 E-6
TOTAL	1.5 E-7	2.4 E-6	1.5 E-7	2.4 E-6
Seismic Structural Failure	1.8 E-6		6.7 E-6	

在核電廠的安全設計與運轉中，NUREG-1353 報告(Throm, 1989)中指出，由 SFP 水位下降導致火災的年平均發生機率估計為

2×10^{-6} ，而由地震引發的 SFP 水位下降是火災的主要原因。然而，對於超越設計基準的事故而言，其風險雖然不可忽略，但已達到無需進一步減低的程度。報告中，SFP 的 HCLPF 約在 $0.5 \sim 0.65g$ PGA，大約為設計基準地震的三倍，而 SFP 的容量範圍則在 $1.4 \sim 2.0g$ 之間。這些數據表示，即使在極端情況下，SFP 的設計仍具有一定的抗震能力，能夠防止事故進一步擴大。

使用更新的地震災害數據，SFP 故障頻率大幅降低，LLNL 1993 年的地震危害度模型中指出，SFP 的年平均故障機率已降低至 5.6×10^{-7} ；EPRI 1989 年的模型中，年平均故障機率降至 1.8×10^{-7} 。由 LLNL 和 EPRI 的地震危害度模型結果證明(NRC, 1981)，SFP 超出設計基準事故造成的風險基本上可以忽略不計。

（三）十項檢核清單

由 Dr. Robert Kennedy 審查(Kennedy, 1999)認為，該檢查清單標準對美國中部和東部的大多數場址已足夠。此檢查清單可以證明，SFP 在 PSA 達到約 $1.2g$ 時，仍能保持結構完整性（目前的數據只涵蓋至 $1.2g$ PSA）。此外，該檢查清單可以確保，當地震超出 SSE 但仍低於 $1.2g$ PSA 時，SFP 不會因結構設計缺陷或使用中劣化而導致失效。

以下為檢查清單主要內容：

1. 以目視檢查現有 SFP 結構之混凝土與內襯不鏽鋼的退化情形：
應對 SFP 混凝土與不鏽鋼襯板的退化狀況進行詳細檢查，目的是準確評估 SFP 混凝土和襯板的材料狀況，以確保在後續的地震篩查評估中正確考慮這些現有的材料狀況。
2. 確保 SFP 之牆體結構具有足夠之韌性：

對於符合 ACI 318-71、ACI 349-76 或更新版本建築規範要求，且設計 SSE 至少為 0.1g PGA 之第 1 類結構，其 HCLPF 容量至少為 0.5g PGA。此結論是基於剪力牆結構具有足夠的韌性。然而，若牆體開口過大或是配筋量不足，則無法達到牆體的韌性需求。

3. 確保 SFP 之底板與頂板達到剛性樓板的要求：

SFP 的頂板和底板可能因開口或管道設計而無法滿足剛性樓板的要求。由於大部分的設備通常固定於頂板和底板，因此相較於牆體損壞，頂板與底板的損壞對 SFP 的影響更為嚴重。

當頂板與底板的結構設計所依據的 SSE 大於 0.1g PGA 時，應確保其設計滿足以下條件，

(a) 使用動力分析方法模擬荷載。

(b) 符合 ACI 318-71 或 ACI 349-76 或更新版本對於韌性設計的要求。

否則須採用超越設計基準 (beyond-design-basis) 且 PGA 約 0.45~0.5g 進行動力分析。

4. 確保 SFP 之牆體與頂板底板具有充足之強度以抵抗面外變形：

對於完全或部分嵌入 PWR 的 SFP，地震引起災難性的面外變形破壞的可能性非常低；但對於 BWR 的 SFP，在超越設計基準地震 SSE 載荷下，面外變形破壞有可能發生。面外變形的評估應考量 3 倍 SSE 所引致之荷載，包括池水和儲存架的質量引起的靜載荷、地震慣性力、晃動效應及其他可能產生之衝擊力。除非設計時滿足 ACI 318-71 或 ACI 349-49 的要求，否則須證明牆體具備足夠的能力來抵抗面外變形。

5. 驗證 SFP 上部結構鋼和混凝土構架的耐震強度：

若 SFP 上方的牆體和屋頂為鋼結構，此鋼結構通常設計以承受超越設計基準的地震載荷與風載荷。此構架應確保能抵抗 0.45-0.5g PGA 之超越設計基準地震力。此外，需評估鋼結構上部結構失效情況下，對 SFP 是否能維持水位之影響。

6. 驗證 SFP 滲漏的可能性：

評估 SFP 在 0.45-0.5g PGA 超設計基準地震，可能發生裂損導致滲漏或虹吸，以及 SFP 閘門和閘門密封件之滲漏問題。

7. 評估對鄰近結構影響的可能性：

結構間需設計有足夠的間隙，以避免在 SSE 下發生碰撞。對於低於 0.5g PGA，可能的損害包括電氣設備故障和局部結構損壞。這些損害可能導致 SFP 無法維持其所需之水位高度。

8. 評估掉落物之荷載：

當超越設計基準地震達到 0.45-0.5g PGA 時，可能導致牆或設備支撐結構倒塌，進而造成損壞的結構體掉落到 SFP 中。此掉落可能會引發 SFP 的水位下降，並對 SFP 的結構體造成損傷。

9. 其他失效模式的評估：

需審查特定場地的地質狀況和結構設計細節，並確保不存在任何設計弱點及與土壤相關的失效模式，如液化和邊坡不穩定。

10. 其它降低風險策略：

若無法滿足檢查清單之要求，可採取以下替代方案：

- (a) 確保因地震引發 SFP 火災的風險已降至無可能性。
- (b) 進行結構耐震補強，以改善無法滿足檢查清單要求的部分
(但此選項對於解決大地震引發的故障問題效果有限)

(c) 對特定電廠進行地震危害分析，以證明與 SFP 失效相關的地震風險處於可接受範圍內；雖然可接受的風險尚未精確量化，通常預計在每年的 1×10^{-6} 範圍內。

確認使用檢查清單後，SFP 的 HCLPF 已足夠高，以保證 SFP 燃料暴露頻率低於或等於每年 1×10^{-6} 。

NRC NUREG-1738 (NRC, 2001) 中 SDA#6 如表 4-10 所示，在通過檢查清單後，需對除役核電廠 SFP 進行耐震評估，SFP 將確保其 HCLPF 至少為 1.2g PSA。

表 4-10 SDA#6

SDA #6	Each decommissioning plant will successfully complete the seismic checklist provided in Appendix 2B to this study. If the checklist cannot be successfully completed, the decommissioning plant will perform a plant specific seismic risk assessment of the SFP and demonstrate that SFP seismically induced structural failure and rapid loss of inventory is less than the generic bounding estimates provided in this study ($<1 \times 10^{-5}$ per year including non-seismic events).
--------	---

NRC (NRC, 2001) 認為 EPRI 和 LLNL 的評估同樣有效。在大多數場址中，LLNL 預測的失效頻率高於 EPRI。以監管目的而言，應嚴謹考量所使用之參數（例如具有較短回歸期之大地震）。使用 LLNL 的地震危害度估算，大部分中部和東部場址在 1.2g PSA 地震下預期引發的鎔火災機率低於 SFP 性能指南(Pool Performance Guideline, PPG 1×10^{-5} /每年)。使用 EPRI 的地震危害度估算，只有一個場址在 1.2g PSA 下的預期地震引發火災頻率超過 1×10^{-6} （仍低於 1×10^{-5} /每年）。

（四）較小地震作用下的 SFP 檢查方法

除了採用 Checklist (NUREG-1738) 之替代方法，EPRI NP-6041-SL Revision 1 (EPRI, 1991b) 也提供了另一種檢核 SFP 的方法，分別針對 5% 阻尼比結構物之 PSA 進行分類，採取不同的檢核模式。

SFP 及其支撐結構的配置包括多種設計，涵蓋鋼筋混凝土剪力牆、鋼筋混凝土抗彎矩構架、鋼結構構架，以及預力儲存結構。這些結構配置均包含於 EPRI NP-6041 中的表 2-3，SFP 結構部件如表 4-11 中所列的篩選標準，再對應表 4-12 所提供之方法進行檢核或對照其他規範所建議方法。此標準涵蓋了關鍵性基準，以保障核電廠用過燃料池結構的安全性和可靠性，確保設計能有效應對潛在的應力與損傷風險。

根據 EPRI NP-6041 的規定，篩選標準設置為 0.8g，即 review level earthquake (RLE) 的峰值譜加速度應小於或等於 0.8g。此標準確立了 RLE 條件下結構的地震穩定性要求。為了進一步評估 SFP 結構在地震作用下的安全性，通常採用場地特定的地面運動反應譜 (GMRS) 作為 RLE 的替代參數。GMRS 的使用有助於更精確地反映場地特有的地震特性，從而提升對 SFP 結構耐震性能的評估精度，確保結構在可能的地震載荷下保持穩定和安全。

表 4-11 SFP 中不同部件對應檢核方法(EPRI, 1991b)

結構部件	< 0.8g	0.8g – 1.2g	> 0.8g
Concrete containment (post-tensioned and reinforced)	No	a*	b
Shear wall, footing and containment shield walls	e	f	Yes
Category I concrete frame structures	e	f	Yes
Category I steel frame structures	e	h	Yes

表 4-12 SFP 中不同部件對應檢核方法(EPRI, 1991b)

Table 2-3 (continued)

SUMMARY OF CIVIL STRUCTURES SCREENING CRITERIA FOR SEISMIC MARGIN EVALUATION
(Page 2 of 2)

NOTES:

- a. Major penetrations should be evaluated.
- b. Major and minor penetrations should be evaluated. The concrete containment structure only needs to be evaluated for a 5-percent damped peak spectral acceleration exceeding 2.0g.
- c. No evaluation required if base mat is integral part of pressure boundary or steel pressure boundary is keyed to base mat to prevent slipping.
- d. Mark I tori require evaluation for earthquakes exceeding the design basis.
- e. Evaluation not required for Category I structures if design was for a SSE of 0.1g or greater.
- f. Evaluation not required for Category I structures if design was by dynamic analysis for a SSE of 0.1g or greater, and if the structure complies with ACI 318-71 or ACI 349-76 or later editions ductility detailing requirements.
- g. Evaluation not required for Category I structures if design was by dynamic analysis for a SSE of 0.1g or greater, and if the diaphragm complies with ACI 381-71 or ACI 349-76 or later editions ductility detailing requirements, provided the diaphragm seismic loads were explicitly calculated.
- h. Evaluation not required if structures were designed using dynamic analysis and meet the requirements of AISC, 7th Edition, 1970 or later.
- i. Inspect for adequacy of bracing or safety wiring.
- j. Investigation can be limited to potential for electrical malfunction (relay or contactor chatter) and loss of equipment anchorage in immediate vicinity of impact.
- k. Evaluation not required provided the structure is capable of meeting the 1985 UBC Zone 4 requirements.
- l. Refer to Appendix C and Section 7 for screening criteria.

透過下列四點要求，此 31 個電廠可以證明其 SFP 在 GMRS 下之安全性，圖 4-9 整理了核電廠在此要求下符合的數量：

1. GMRS 小於或等於 0.8g 譜加速度。
2. SFP 的結構之設計 SSE 至少為 0.1g。
3. SFP 所處的結構體須為鋼筋混凝土剪力牆、鋼筋混凝土抗彎矩構架、鋼結構構架和預力混凝土構架。
4. SFP 結構已根據 NRC 維護規則(NRC, 1991)納入民用檢查計畫中。

根據報告 ML13133A132 (NRC, 2013)，在峰值地表加速度(PGA)為 0.5g 的條件下，SFP 的牆板結構面外具有相對較高的高置信度低失效機率(HCLPF)，這表示在該地震強度下，SFP 牆板的抗震性能有著很高的安全裕度，且其失效的機率極低。

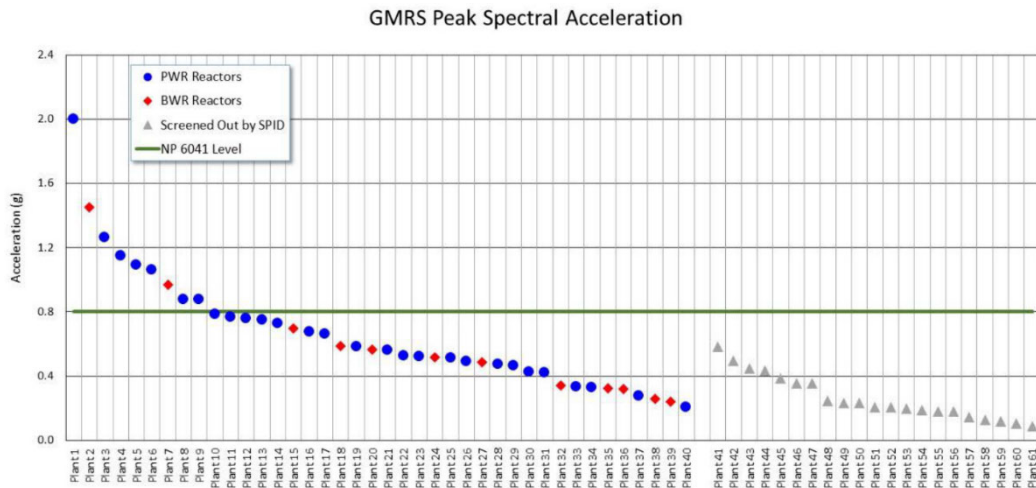


圖 4-9 核電廠可使用 EPRI NP-6041 檢核之數量

由於 SFP 振動可能導致內部水位外溢，進而使水位下降。SFP 的振動頻率約在 0.5Hz 以下，因此需要對此現象進行穩定性評估。SPID 7.3.2 (EPRI, 2013b)中所提供的分析結果採取了極為保守的假設，這些假設相較於精確的數值分析結果及福島核電廠案例，保守程度約高出 4 至 5 倍。然而，儘管如此保守的分析，該結果仍具參考價值，可用於預估在振動狀況下的水位變化情形。此外，剩餘水位還可作為後續討論沸騰蒸發損失時的初始水位，為 SFP 的冷卻管理提供重要依據。

SPID 7.3.2 中計算振動導致內部水位外溢方法如下所示：

$$f_{cl} = \frac{1}{2\pi} \left[\frac{3.16g}{L} \tanh \left(\frac{3.16g}{L} \right) \right]^{0.5} \quad (4-16)$$

其中，

f_{cl} ：矩形池水面在垂直方向基本對流模態的自然頻率

L ：晃動方向上的水池長度

h ：水深

g ：重力

$$h_{s1} = \frac{1}{2}L \left(\frac{SA_{cl}}{g} \right) \quad (4-17)$$

h_{s1} ：液面晃動高度

SA_{cl} ：晃動方向上，以頻率 f_{cl} 在水池頂部的 0.5% 阻尼水平譜加速度

$$h_s = 0.6L(SA_{cl} / g) \quad (4-18)$$

h_s ：總估計晃動高度，考慮高階的對流晃動模式和非線性晃動效應

根據上式(4-16)到(4-18)可以將 31 個核電廠因振動導致水溢出造成損失的情形整理於圖 4-10，用於預估在振動狀況下的水位變化情形。透過此資料，工程人員可以進一步了解 SFP 在特定地震事件中水位的潛在變化，並確保在此情況下仍能保持足夠的冷卻能力。

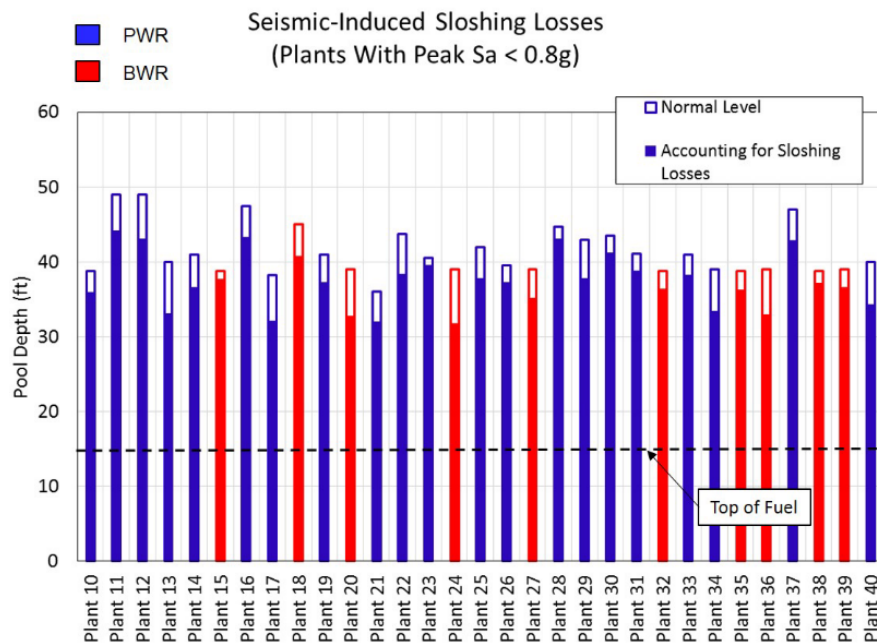


圖 4-10 計算預估水溢出高度圖(EPRI, 2013b)

SFP 水位因沸騰蒸發而逐漸下降的情形可使用 EPRI1025295 (EPRI, 2013b)中所提供的方法進行評估。根據該分析方法，計算水位下降至 SFP 高度的 1/3 所需的時間。分析結果顯示，在所有核電廠的案例中，水位下降至 SFP 高度的 1/3 所需時間均超過 72 小時，如圖 4-11 所示。此結果表明，即便在無補水情況下，SFP 也具備充足的冷卻緩衝時間，有助於操作人員在水位接近臨界水平之前進行必要的緊急補水或其他操作，以維持燃料安全。

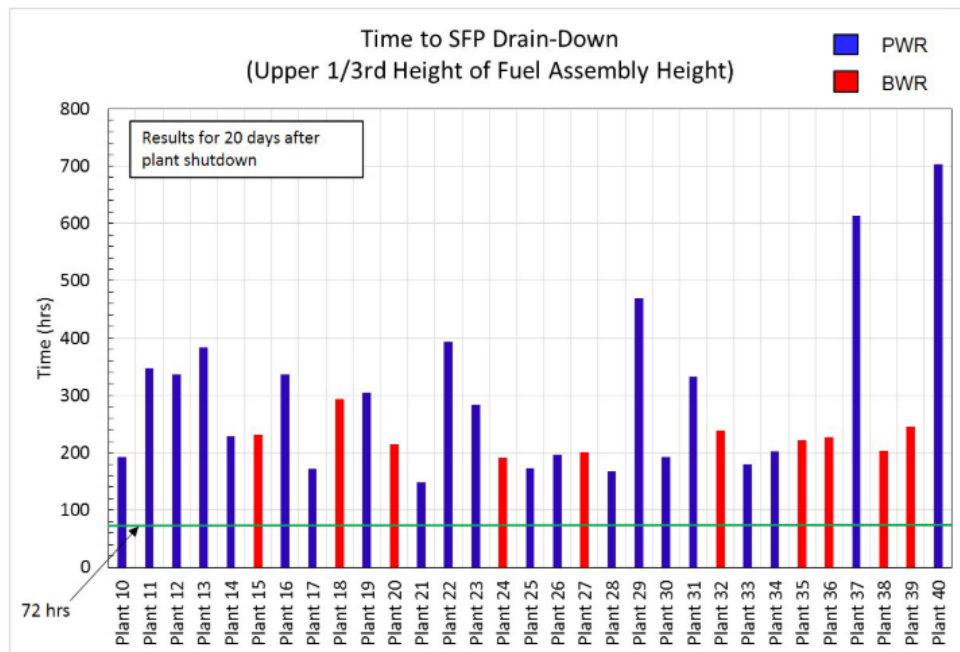


圖 4-11 SFP 排水所需時間圖(EPRI, 2013b)

所有非結構體之評估方法以及適用範圍整理於下表 4-13：

表 4-13 各部件評估方法及適用範圍

評估項目	評估方法	適用範圍
Refueling gate 燃料門	燃料門極為堅固，在 GMRS $S_a < 0.8g$ 地震中不致失效	無特定適用範圍
Piping connection 管道系統	管道系統極為堅固，在 SSE 考量地震下不失效	評估 SSE 地震下管道連接處與閘門之耐震性
Siphoning 虹吸作用	配有反虹吸裝置之管道不致使水位大幅下降，於管徑較小之連接處應確保有穩定之支撐結構	管徑較小之連接處應確保有穩定之支撐結構
Sloshing SFP 振動	振動導致之水位下降之損失極小，保守估計因振動下降之水位為 0.91m，並以此作為沸騰蒸發評估之起始水位	最大 SFP 長寬小於 38.1m，深度大於 10.97m，GMRS 於 0.3Hz 對應之峰值 $S_a < 0.1g$
Boil-Off Losses 沸騰蒸發損失	因沸騰蒸發損失使水位下降至 SFP 高度 1/3 所需之時間皆超過 72 小時	SFP 面積超過 $46.5m^2$ ，功率小於 4,000 兆瓦/機組

評估 SFP 的安全應從滲漏開始，識別其滲透模式並分為三類。基本檢驗流程可以參考圖 4-12 進行分析(Mirhosseini, 2010)。

1. SFP 滲漏點位於燃料頂部以上

當滲漏點位於燃料頂部以上時，儘管這樣的滲漏並不會直接導致水位迅速下降到達燃料的頂部以下，但這種情況仍可能對 SFP 內冷卻液體的總存量產生不利影響。如果冷卻液體損失無法被即時補充，長期下來會影響冷卻的穩定性。對於滲漏的評估，應特別針對該滲漏是否會在 72 小時內導致燃料暴露於空氣中而進行仔細分析，這可以通過 SFP 本身的耐震性能，來確認在地震等意外情況下的結構穩定性，或者是驗證系統是否具有足夠的能力即時補充冷卻液，確保冷卻功能的完整性及安全性。以下分別針對不同的評估項目進行介紹。

(a) 對於相對較大的故障，分析應假設 SFP 水位在故障發生的

同時下降到滲漏點的底部。對於較小的故障，水位下降到滲漏點底部所需的時間可能較長。

(b) 考慮因晃動導致的水位下降。

(c) 參考表 4-14 評估項目進行。

針對發生在燃料池頂部以上的滲漏情況，水位僅會下降至滲漏點所對應的高度，因此補充水量時必須特別考量衰變熱所產生的影響。由於燃料的衰變熱會隨著時間推移而逐漸減少，但在滲漏情況下仍需確保冷卻效果，避免過多的熱量累積。為此，保持 SFP 中的水位不低於燃料高度的三分之二是一個重要的標準，這樣可以有效防止燃料因水位下降而暴露過多，從而避免出現因過熱而可能導致安全隱患或損壞風險。因此，根據衰變熱的變化來合理計算補水量是維持 SFP 穩定運轉的關鍵。

在進行評估時，應詳細記錄滲漏點的具體位置以及補水系統的能力評估，確保所有相關數據都能準確反映現場情況。此外，應特別考慮所有可能導致冷卻液體減少的累積效應，包括因滲漏所造成的損失、地震引起的晃動導致的水位波動，以及由於高溫或其他環境因素造成的蒸發損失。如果補水系統在某些條件下存在容量或流量上的限制，這些潛在問題應該在 SFP 的地震評估報告中詳細揭露，以確保系統的運轉狀態透明化，並便於制定合適的應對策略來減少可能的風險。

2. SFP 滲漏點位於燃料頂部以下

在美國的核電廠中，SFP 通常設計沒有位於存放燃料頂部以下的穿孔，這樣的設計限制了在燃料頂部以下發生滲漏的可能性。然而，某些 SFP 設施中可能仍然存在少數位於燃料頂部以下的穿孔，

比如排水管線或其他用途的通道。這些穿孔在某些情況下可能會成為潛在的滲漏來源，一旦發生滲漏事件，可能會導致水位下降到燃料頂部以下，從而影響燃料的冷卻狀態和安全性。因此，這些潛在的風險需要在設計和評估階段予以重視，以便提前制定緊急措施來應對可能的水位下降，確保在各種情況下用過核子燃料的穩定性和安全性。以下同樣分別針對不同的評估項目進行介紹。

(a) 對於相對較大的故障，分析應假設 SFP 水位在故障發生的同時下降到滲漏點的底部。對於較小的故障，水位下降到滲漏點底部所需的時間可能較長。

(b) 考慮因晃動導致的水位下降。

(c) 參考表 4-14 之評估項目進行，將結果與 GMRS 需求比較。

在進行系統評估時，需確認補水系統是否具備足夠的耐震能力，以確保能在地震或其他意外情況後迅速恢復並穩定維持 SFP（用過燃料貯存池）的水位。如果 SFP 內的穿透口位於燃料高度的三分之二以上，則在此水位下的補水操作應足以防止燃料因水位下降而過熱。評估報告應詳細記錄所有穿透口的設計和位置，以及補水系統的運轉狀況，特別是在地震等突發事件中是否能維持正常功能。報告還應考慮所有可能導致水位下降的累積效應，包括滲漏、晃動以及蒸發等潛在因素。若評估顯示補水系統在某些極端情況下存在能力上的限制或不足，則應在 SFP 的地震評估報告中明確揭露，並建議進一步的改進措施，以確保 SFP 系統在各種情境下的穩定運作和燃料的安全冷卻。

3. 從 SFP 的虹吸水

SFP 的冷卻系統設計中，排放管線通常會部分延伸到 SFP 內

部，以便有效地進行水循環。冷卻水通常是從池底引入，以確保冷水能夠直接對用過核子燃料進行冷卻，而吸水管線則設計在靠近池頂的位置，用來吸取相對較暖的水，從而達到均勻的冷卻效果。然而，如果 SFP 冷卻系統因故障而無法正常運作，可能會導致通過排放管線產生虹吸效應，將池內的冷卻水不受控地抽回池外。為了防止此類虹吸現象，通常會在排放管線中設置防虹吸裝置，以確保水位穩定。然而，如果這些防虹吸裝置出現故障，可能會產生類似於在燃料頂部以下發生的破裂效果，這將直接影響 SFP 內的水位穩定性，增加用過核子燃料暴露和過熱的風險。因此，對這些關鍵裝置的狀況進行定期檢查和維護是確保冷卻系統可靠運轉的必要步驟。以下分別列出三種評估項目：

- (a) 檢查 SFP 冷卻系統，確認是否具備有效的隔離功能防止 SFP 水位流失。
- (b) 評估補水能力。
- (c) 使用表 4-14 評估防虹吸裝置的耐震能力，並將 HCLPF 與 GMRS 進行比較。

表 4-14 SPRA 技術整理表格

SPRA 主題	參考文件標題	來源
SPRA	Seismic Probabilistic Risk Assessment Implementation Guide	EPRI 1002989 (Dec 2003)
	Seismic Evaluation of Existing Nuclear Power Plants	Safety Report Series No. 28
	Probabilistic Safety Assessment for Seismic Events	IAEA Tecdoc-724 (Oct 1993)
地震易損性	Seismic Fragility Application Guide Update	EPRI Report 1019200 (Dec 2009)
	Seismic Fragility Application Guide	EPRI 1002988 (Dec 2002)
	Methodology for Developing Seismic Fragilities	EPRI TR-103959 (June 1994)
	A Methodology for Assessment of Nuclear Plant Seismic Margin	EPRI NP 6041 (Oct 1988)
地震危害度	PRA Procedures Guide: A Guide to the Performance of Probabilistic Risk Assessment for Nuclear Power Plants	NUREG/CR-2300 (1983)
	Recommendations for Probabilistic Seismic Hazard Analysis: Guidance on Uncertainty and Use of Experts	NUREG/CR-6372 (1997)
	Practical Implementation Guidelines for SSHAC Level 3 and 4 Hazard Studies	NUREG-2117 (2012)
	Technical Basis for Revision of Regulatory Guidance on Design Ground Motions: Hazard- and Risk-Consistent Ground Motion Spectra Guidelines	NUREG/CR-6728 (Oct 2001)

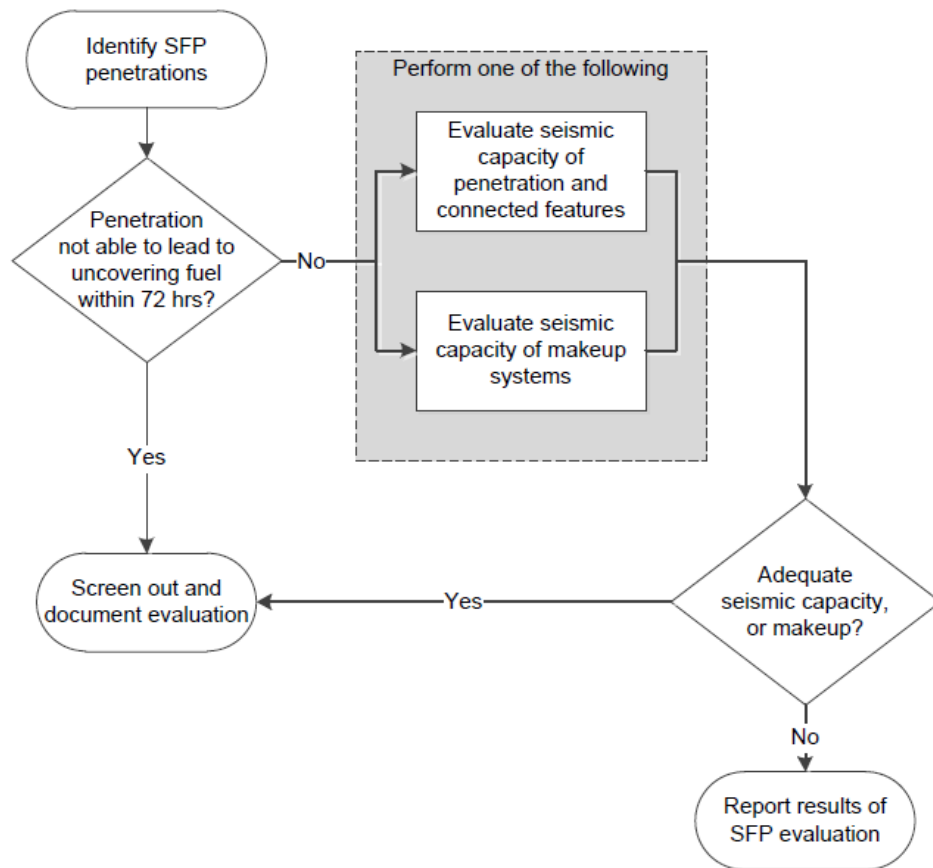


圖 4-12 評估 SFP 滲漏導致潛在故障的基本流程(Mirhosseini, 2010)

(五) SFP 結構老劣化與耐久性

全世界超過 16%的電力以及美國 20%以上的電力由核電廠提供，而美國 100 多座反應爐大部分建造於 1950 年代，因此 NRC 在這 20 年間將研究方向著重在核電廠老劣化的影響上(Nie *et al.*, 2008)。

根據老劣化的研究，NRC 與許多研究室合作，例如 Oak Ridge National Laboratory (ORNL), Idaho National Laboratory (INL), Brookhaven National Laboratory (BNL) 及 Electric Power Research Institute (EPRI)等等，NUREG 6424、6679 和 6715 整理了上述研究室的成果(NRC, 2007)，整理列舉如下圖 4-13：

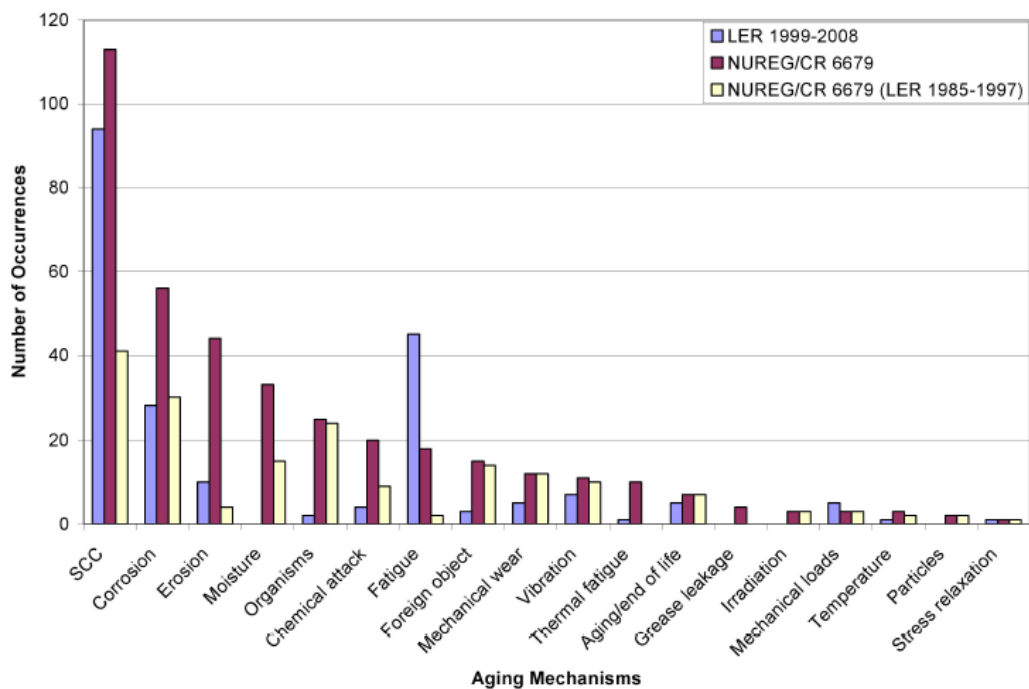


圖 4-13 各研究對核電廠老劣化發生次數圖(NRC, 2007)

混凝土的老劣化過程受多種因素影響，包括其組成材料的質量、結構物所處的地理位置（如沿海地區或內陸地區）、當地的氣候條件以及其他外部環境影響因素，如土壤中的硫酸鹽或污染物等。如果鋼筋混凝土在施工過程中能夠得到良好的混合、澆置、夯實和養護，通常能有效延長其使用壽命並減少耐久性問題。然而，若在施工或設計的任何環節中出現問題，例如混合比例不當、澆置不均、夯實不足、養護不充分，或者使用了不合格的材料，鋼筋混凝土就可能在短時間內出現各類老劣化現象。此外，缺乏定期維護和檢查也會加速其劣化過程，使得鋼筋更容易受到腐蝕、混凝土表面開裂或剝落。因此，在設計和施工階段嚴格遵循規範，以及在結構物使用期間進行適當的維護和修復，是確保鋼筋混凝土長期耐用的關鍵。下表 4-15 整理了鋼筋混凝土可能會遇到的老劣化因素以及產生的問題(Hilsdorf, *et al.*)。

表 4-15 老劣化因素與產生問題(Nie *et al.*, 2008)

材料	老劣化因素	主要問題
混凝土	物理因素	
	1. 開裂 2. 凍融侵蝕 3. 磨損/侵蝕/氣孔 4. 熱暴露/熱循環 5. 輻射 6. 疲勞/振動 7. 沉降	1. 降低耐用性 2. 材料開裂/損失 3. 開裂/解體 4. 結構部分損失 5. 剝落/強度下降 6. 體積改變 7. 錯位
	化學因素	
	1. 風化/析水 2. 硫酸鹽/磷酸鹽攻擊 3. 酸鹼影響 4. 鹼骨材反應 5. 具腐蝕性水攻擊 6. 生物攻擊	1. 增加孔隙率 2. 開裂導致體積改變 3. 解體/剝落/水析出 4. 材料損失 5. 表面產生沉積物 6. 侵蝕增加
鋼筋 預力筋 鋼襯板	1. 腐蝕 2. 溫度上升 3. 輻射 4. 疲勞 5. 應力鬆弛	1. 強度下降 2. 延展性下降 3. 混凝土開裂/部分損失 4. 開裂 5. 預力損失

SFP 的結構包含多個關鍵部件，包括基礎、牆體或板材、不鏽鋼支架、不鏽鋼襯板以及相關的管線等。這些結構和部件在長期運轉中可能會面臨多種老劣化問題，主要包括輻射、腐蝕和滲漏。針對這些可能導致結構劣化的因素，分別進行詳細探討。

1. 輻射：

(1) 機械性能

在 SFP 中，混凝土受輻射作用後的老劣化機制是一個值得深入探討的課題。特別是混凝土的機械性能，作為結構安全和穩定的核心參數，需要得到密切關注。混凝土在核電廠中的主要目標是能夠有效吸收大量的中子，同時在中子散射和能量損失過程中釋放的能

量盡可能減少。當中子進入混凝土材料時，會通過與混凝土中原子核的碰撞而逐步減速，從而失去能量，這個過程可以有效地降低中子的危險性。然而，無論是高能量的快中子，還是由中子散射產生的 γ 射線，都可能對混凝土中的骨材產生一定的影響(Hilsdorf, *et al.*)。

H. K. Hilsdorf 等人於 1978 年，做了核輻射對於混凝土機械性能的研究(Dewynter-Marty, 2017)，Mirhosseini 等人於 2010 年做了更完整及完善的整理(Nie *et al.*, 2008)。具體來說，中子在散射過程中與混凝土中的成分發生作用，可能會導致骨材內部的微觀結構發生變化。這些變化會使得混凝土的體積出現微小的膨脹或收縮現象，從而對其整體結構造成潛在的影響。快中子對混凝土骨材碰撞引起原子位移，使其體積增大，含共價鍵結晶的石英骨材比含離子鍵結晶的鈣質骨材更易受輻射影響。

由實驗結果可以觀察到在快中子通量增大，超過 $5 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ 的情況下，其抗壓強度皆顯著下降，如圖 4-14 所示。另外，抗拉實驗結果顯示，抗拉強度在輻射影響下，降低的幅度比抗壓強度更為顯著，如圖 4-15 所示，在中子通量為 $5 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ 的情況下，抗拉強度降低比例範圍在 0.2 到 0.82 之間。研究表明，不同類型的混凝土在抗拉強度的降低亦存在差異，例如，當混凝土暴露在 $2 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ 的中子通量時，石灰石骨材的抗拉強度下降了 30%，而燧石骨材的強度下降了約 40%。然而，當中子通量上升時混凝土的彈性模數並無太大變化，如圖 4-16 所示。

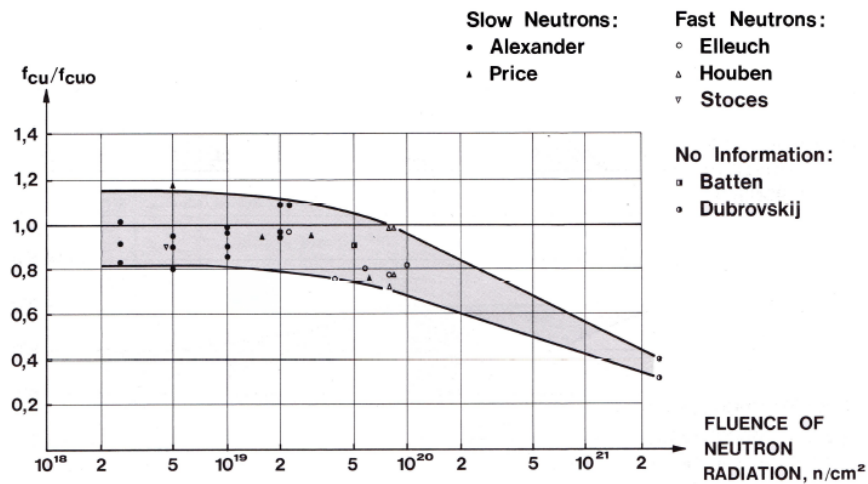


圖 4-14 混凝土抗壓強度與中子通量關係圖(Dewynter-Marty, 2017)

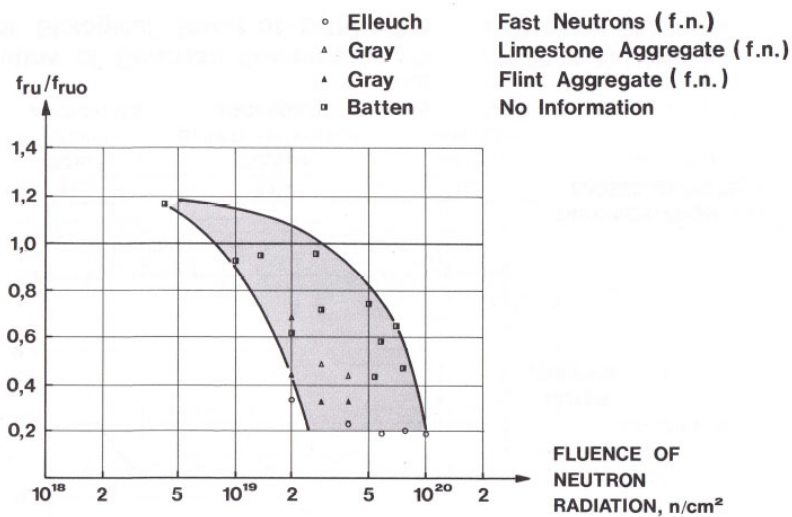


圖 4-15 混凝土抗拉強度與中子通量關係圖(Dewynter-Marty, 2017)

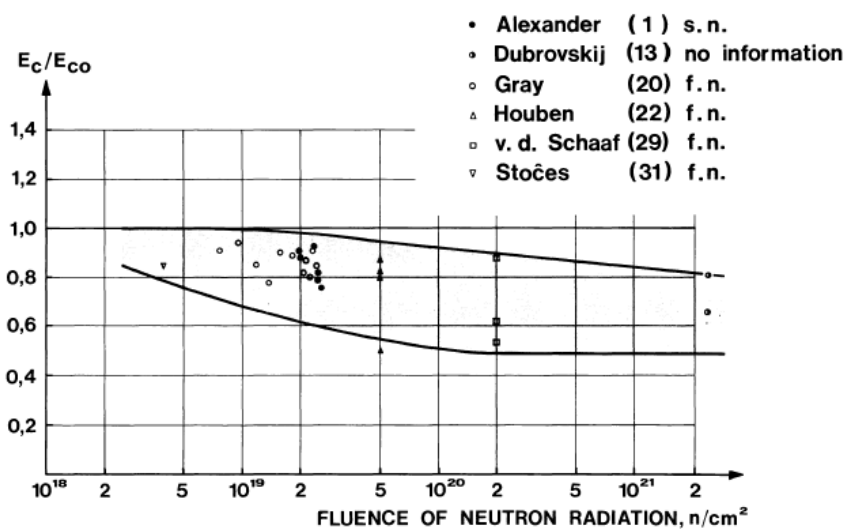
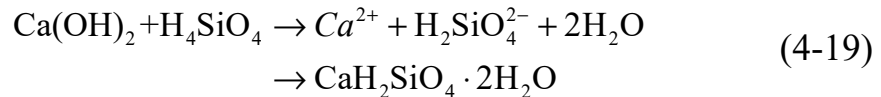


圖 4-16 混凝土彈性模數與中子通量關係圖(Hilsdorf, et al.)

(2) 化學反應－鹼骨材反應

鹼骨材反應(Alkali-Silica Reaction, 簡稱 ASR), 為混凝土常見的化學劣化影響, 這是一種發生在富含矽的骨材與混凝土的鹼性溶液產生的微孔反應(micropore), 其化學式如下式。當混凝土受輻射影響時, 其反應會更顯著。



在反應第一步, 鹼與矽質骨材結合, 產生鹼性矽酸鹽凝膠, 隨著反應進行, 釋放出的 Ca^{2+} 與凝膠結合, 生成堅硬的矽酸鈣水合物, 進入鹼性溶液將矽轉化為膨脹的鹼性矽酸鹽凝膠。此過程對混凝土的骨材產生膨脹力, 這些壓力對混凝土結構加速形成裂縫, 如圖 4-17 所示。混凝土發生鹼骨材反應後, 抗壓強度會損失約 40~60%, 而抗拉強度損失高達 65~80%。

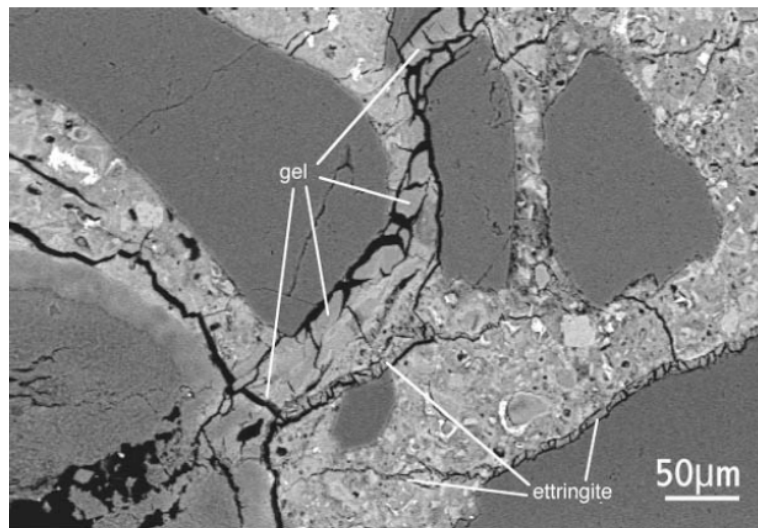


圖 4-17 混凝土發生鹼骨材反應(Hilsdorf, *et al.*)

核輻射的存在會顯著增加含有二氧化矽的骨材對鹼性物質的反應速率, 這一現象在高輻射環境中尤為明顯。當 γ 射線和 β 射線的輻射劑量在 10^{10} Gy 以下, 或快中子通量低於 10^{19} n/cm² 時, 通常對

混凝土結構的物理或化學性質影響較小，無法引起顯著的劣化。然而，當 γ 和 β 射線的劑量達到 10^{12} Gy，並且快中子通量達到 10^{20} n/cm² 時，混凝土中的化學反應速率會顯著增加，提升了約 700 倍。而劣化的程度取決於骨材的選擇和水合物，例如，在快中子通量在 5×10^{19} n/cm² 的情況下，石灰石和燧石的膨脹率約為 1%，而蛇紋岩的膨脹率為 0.1%。

在這樣高的輻射劑量和中子通量條件下，混凝土中的骨材會發生明顯的膨脹，這種膨脹效應主要由於骨材的微觀結構受輻射影響產生的體積變化，可能導致混凝土表面或內部的微裂縫，如圖 4-18 所示，進而影響其整體的機械強度和耐久性。因此，在高輻射環境中的混凝土選材和配比設計應充分考慮輻射對其長期穩定性的影響，以降低由於輻射加速化學反應引起的劣化風險。

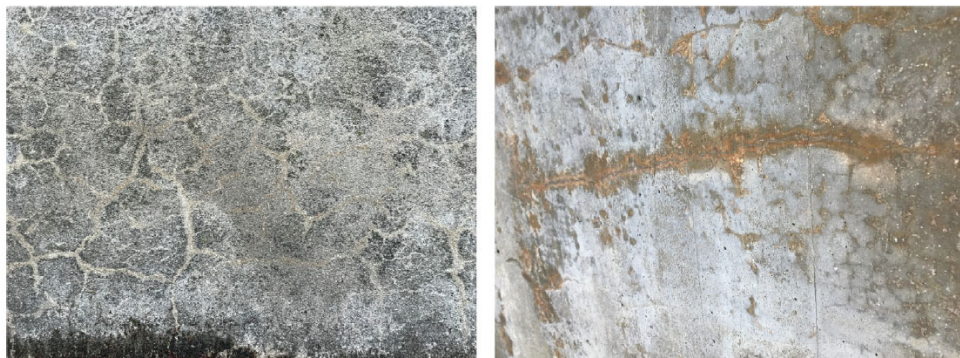


圖 4-18 混凝土表面受 ASR 影響

2. 腐蝕

(1) 碳鋼（鋼筋）

當中子的輻射通量達到 10^{18} n/cm² 時，會對碳鋼的機械性質產生顯著的改變。這些高能量中子會將材料中的原子撞離其原有位置，從而引起兩種類型的結構損傷(Hilsdorf, *et al.*)：

- 間隙原子(Interstitials)，即原子在撞擊過程中被重新安置，占

據了材料晶格中的空位位置

- 空隙(Vacancies)，即原本原子所在的位置因被撞離而變成空位，形成材料內部的空隙結構。

這些微觀層面的損傷會進一步影響碳鋼的整體機械性質。具體來說，間隙原子和空隙的形成會導致碳鋼的降伏強度增加，使得材料在承受應力時更難發生塑性變形。此外，這些變化還會提高碳鋼從延展性狀態轉變為脆性狀態的溫度，即使在較低的溫度下也容易出現脆性斷裂。這樣的性質改變會大大影響碳鋼在極端輻射環境中的穩定性和可靠性。然而，在 SFP 內部，由於設計和運轉條件的限制，幾乎不可能達到如此高的中子通量（即 10^{18} n/cm^2 ）。因此，對於 SFP 結構中的碳鋼材料，不必特別考慮中子輻射所帶來的這類損傷影響。這一條件減少了對 SFP 使用材料的特殊要求，有助於維持結構的長期穩定性和耐用性。

在 2017 年，V. Dewynter-Marty 等人進行了一項有關鋼筋在混凝土內受 γ 射線影響的實驗(Elshamy, 2016)，為期一年，以深入研究輻射對鋼筋混凝土的潛在老劣化影響。在此實驗中， γ 射線的照射劑量約為 15 Gy/h ，經過 12 個月的持續照射，累積劑量達到約 $3 \times 10^5 \text{ Gy}$ 。這種長期且高劑量的 γ 射線照射環境，模擬了核設施中可能出現的輻射條件，使得實驗結果能夠更好地反映輻射對混凝土中鋼筋材料性能的真实影響。實驗數據可為分析 γ 射線在鋼筋內部微觀結構改變、耐蝕性下降以及力學性能變化方面提供重要參考。

該實驗設置了兩組樣本，分別為 CEM I 和 CEM V（依據歐洲標準的水泥分類），以比較不同水泥類型在 γ 射線照射下對鋼筋腐蝕速率的影響。實驗通過量測測試體的質量損失來計算腐蝕率，並發

現腐蝕主要集中在鋼筋的螺紋部位。從結果圖中可以觀察到，CEM V 的腐蝕速率在 0.1 至 0.2 $\mu\text{m}/\text{年}$ 之間，而 CEM I 的腐蝕速率略高，約為 0.25 $\mu\text{m}/\text{年}$ ，但兩者均小於 1 $\mu\text{m}/\text{年}$ 的腐蝕速率。這些結果顯示，即使在一年內持續暴露於高劑量的 γ 射線環境中，輻射對於嵌在混凝土中的鋼筋腐蝕速率的影響仍然非常有限。該實驗數據說明 γ 射線在此劑量範圍內對鋼筋的長期穩定性影響不大，鋼筋在混凝土中的防護效果仍能維持其原有性能，適合核設施中使用。下圖 4-19 為鋼筋受輻射影響的腐蝕速率，而圖 4-20 為鋼筋的重量損失率。

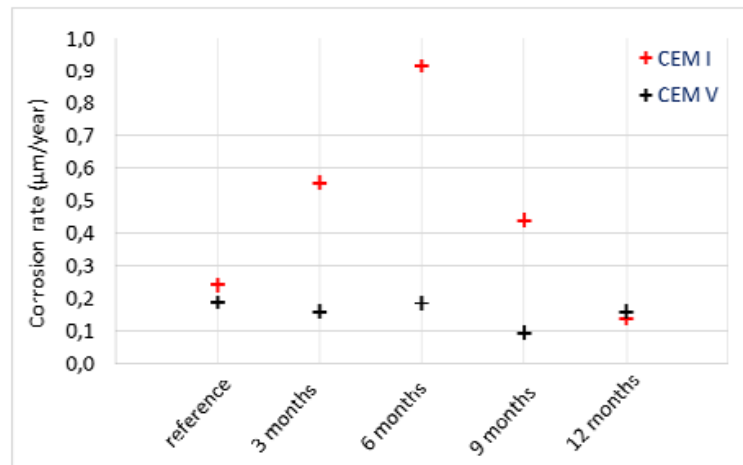


圖 4-19 鋼筋受輻射影響的腐蝕速率表(Elsehamy, 2016)

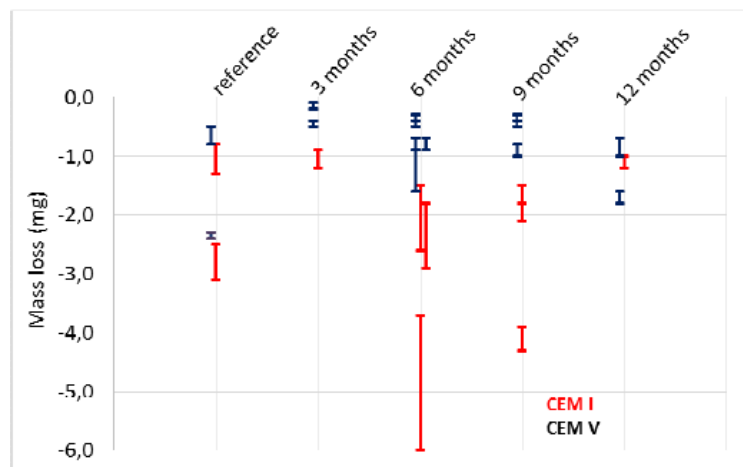


圖 4-20 鋼筋受輻射影響的質量損失表(Elsehamy, 2016)

(2) 鋼襯板

SFP 鋼筋混凝土結構內側表面通常鋪設沃斯田鐵不鏽鋼襯板，以提供額外的防護層，進一步增強結構的耐久性和耐腐蝕性能。SFP 內的冷卻水主要使用去離子水(Cl^-)，這種水質對材料的腐蝕性相對較低，能有效減少與結構材料之間的化學反應風險。同時，沃斯田鐵不鏽鋼具有優異的抗腐蝕特性，尤其在接觸水的環境下能長期維持穩定，極少發生腐蝕現象。由於其在水中耐腐蝕的良好表現，沃斯田鐵不鏽鋼成為核電廠各類結構鋼材的主要材料之一，尤其適用於 SFP 等長期與水接觸且需高可靠性的設施。這種設計選擇有助於確保 SFP 在長期運轉中的穩定性，並減少腐蝕帶來的維護成本和潛在風險。

Mostafa 等人在 2016 年進行了一項實驗(Vehovar, 2001)，研究去離子水和蒸餾水對不同材料的腐蝕程度，特別是對 316L 不鏽鋼和 X52 碳鋼的影響。實驗設計重點在於測量這兩種水質對這些材料在長期浸泡下的腐蝕速率，以評估水質純度對鋼材的耐久性影響。結果顯示，316L 不鏽鋼在去離子水和蒸餾水中的腐蝕程度都非常低，幾乎不會受到水質的顯著影響，顯示其優異的抗腐蝕性，如圖 4-21 與圖 4-22 所示，相比之下，X52 碳鋼則在兩種水質環境中均表現出更高的腐蝕速率，尤其是在長期接觸水的情況下。這表明，相較於不鏽鋼，碳鋼對水中的氧化性雜質較為敏感，無論是去離子水還是蒸餾水均會對其產生腐蝕作用。

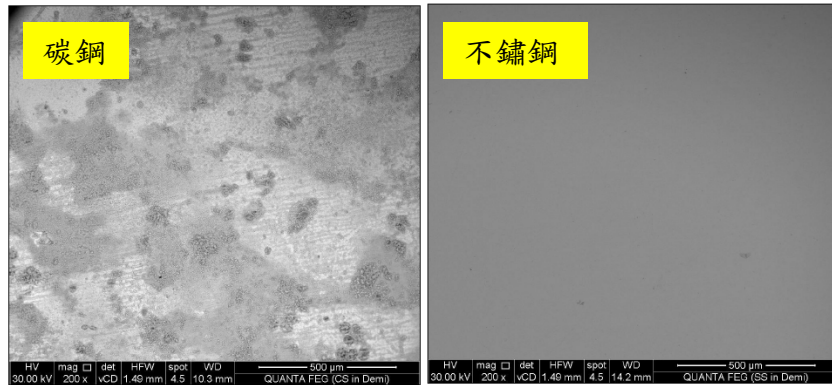


圖 4-21 碳鋼與不鏽鋼在蒸餾水內的腐蝕程度(Vehovar, 2001)

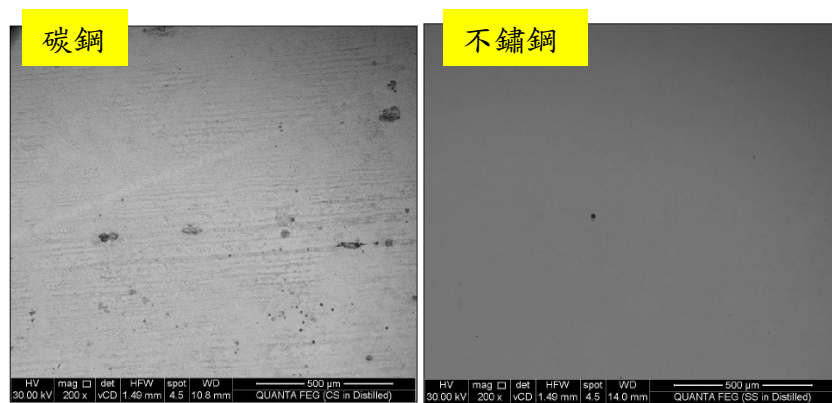


圖 4-22 碳鋼與不鏽鋼在去離子水內的腐蝕程度(Vehovar, 2001)

實驗結果顯示，X52 碳鋼在蒸餾水與去離子水中均觀察到明顯的腐蝕現象，其中蒸餾水的腐蝕作用更為顯著，腐蝕程度顯著高於去離子水。這可能與蒸餾水中殘留的微量雜質和氧氣含量較高有關，使得碳鋼表面容易產生氧化反應並加速腐蝕。另一方面，316L 不鏽鋼在相同條件下表現出極佳的抗腐蝕性。即使受到一定的腐蝕作用，不鏽鋼會生成一層穩定的保護氧化層，阻隔進一步的腐蝕反應。在蒸餾水和去離子水中，316L 不鏽鋼均未出現顯著腐蝕痕跡，展示出其在各類純水環境下的高耐久性與抗腐蝕性能。此結果顯示，316L 不鏽鋼因其自動鈍化的特性，極適合用於需要長期接觸去離子水或蒸餾水的設備或結構中。

Mostafa 等人亦利用 PCV(Potential cyclic voltammetry)儀器量測不同鋼材在不同水值下的腐蝕速率。PCV 是 CV 系統由電解池、VoltaLab 輻射計分析儀，電流電壓轉換器和數據接收系統組成。電解池包括工作電極、對電極、參考電極和電解溶液，工作電極的電位隨時間線性變化，而參考電極則保持恆定電位。對電極將信號源的電流導入工作電極。電解溶液的目的是在氧化和還原過程中為電極提供離子。恆電位儀是一種電子設備，使用直流電源產生可保持且準確可測的電位，同時允許系統抽取微小電流而不改變電壓。電流轉電壓轉換器測量所產生的電流，而數據採集系統生成相應的伏安圖。

圖 4-23 顯示了所有測試樣本的 PCV 曲線，曲線的電位偏移的程度越大，預期的局部腐蝕抗性就越強。因此，該圖顯示不銹鋼在去離子水(3)和蒸餾水(4)中的局部腐蝕抗性優於碳鋼。顯然，碳鋼在蒸餾水中(1)的局部腐蝕抗性高於在去離子水中(2)的抗性。表 4-16 抗腐蝕程度比較表整理了各試體不同的局部抗腐蝕方面差異，當 E_p 越正，鋼材對局部腐蝕的抗性就越高。

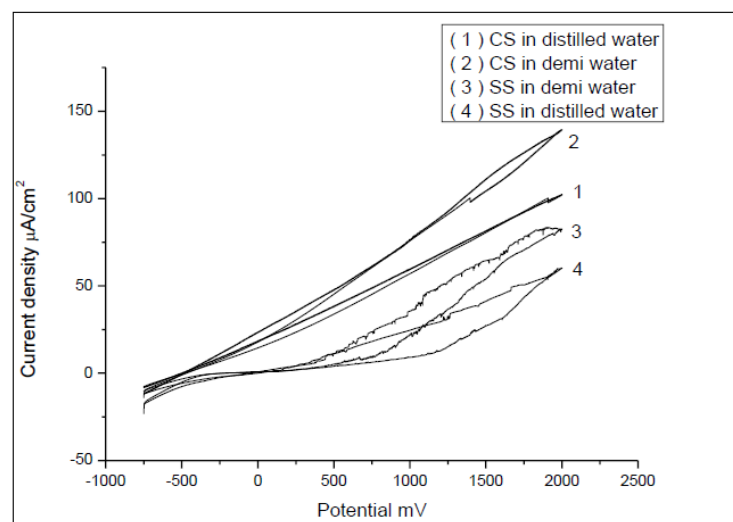


圖 4-23 PCV 比較碳鋼/不銹鋼於蒸餾水/去離子水比較(Vehovar, 2001)

表 4-16 抗腐蝕程度比較表

試驗	電位差(mV)
碳鋼於去離子水	-345
碳鋼於蒸餾水	-330
不鏽鋼於去離子水	546
不鏽鋼於蒸餾水	726

Vehovar 等人在 2001 年對 304L 不鏽鋼及較昂貴的 316L 鉬合金不鏽鋼分別進行抗腐蝕研究(Dunn & Copinger, 2016)。在充氣與無氣的中低等放射性廢棄物溶液中，對兩種不鏽鋼的腐蝕進行比較研究，根據測量動電位陽極畫曲線和循環極化的測試結果可以發現以下幾點：

1. 兩種類型的鋼以及相應的銲接，具有高孔蝕電位和高保護電位形成緊密且耐腐蝕的鈍化膜。
2. 兩種鋼的再鈍化能力可防止此類廢棄物在氯離子濃度水平下發生應力腐蝕開裂，然而吸收的原子氫並不會降低韌性或造成氫脆。
3. 基礎材料和焊接都具有很高的孔蝕電位，表示它們在無氣和有氣的飽和溶液中（取自放射性廢棄物），具有強烈的傾向形成緊密且耐腐蝕的鈍化膜。循環極化測試的結果進一步驗證，所研究的材料結果沒有顯示出孔蝕或縫隙腐蝕的傾向。
4. 當其鈍化保護層受損時，鋼材及其焊接將迅速再鈍化，即使出現任何腐蝕裂紋，也能阻止其擴展。若在極高濃度的氯離子情況下，周邊區域可能會出現應力腐蝕開裂。所有進行的測試結果，可以得出結論，用 AISI 304L 不鏽鋼製造的容器可以用於臨時存放低和中等放射性廢物。
5. 核電廠使用 304L 不鏽鋼即可達到所需之抗腐蝕效果，不必使用

較昂貴的 316L 鉬合金不鏽鋼，在建造上會更加經濟。

(3) 混凝土殘留外來材料

雖然 SFP 使用去離子水以降低鋼襯板的腐蝕程度，然而仍然存在其他因素可能影響鋼襯板的穩定性。例如，內部混凝土中可能殘留的外來材料和化學物質，這些殘留物可能會與鋼襯板反應，導致腐蝕的風險增加(Copinger et al., 2012)。這些外來材料可能包括在混凝土製作和施工過程中引入的微小顆粒、化學添加劑，或是由於環境因素造成的污染物。當這些物質與鋼襯板接觸時，會促進局部腐蝕，特別是在鋼襯板表面形成薄膜的區域。這種腐蝕可能在不易觀察到的情況下逐漸發展，最終影響到鋼襯板的結構完整性和耐用性。

如果混凝土具有較高的水灰比，則在水化過程中會殘留較多的混合水，這些水分與鋼襯板的接觸面不易蒸發。這導致鋼襯板處於較高的相對濕度環境中。當混凝土內嵌入木材並與鋼襯板接觸時，這種高濕度環境將進一步惡化，可能導致該區域長期維持低 pH 值的酸性環境，這樣的條件非常有利於活性腐蝕的發生。在這種低 pH 環境下，鋼襯板表面會更容易發生氧化反應，進而引發腐蝕，特別是在與木材接觸的區域，因為木材的分解產物可能釋放出有機酸，加劇腐蝕的速度。這樣的腐蝕反應不僅會減少鋼襯板的使用壽命，還可能導致整體結構的穩定性下降。

外來材料（例如木材）的存在會使接觸區域的 pH 值降低，進而形成陽極區域，而周圍的高 pH 值區域則維持在陰極狀態，這種情況下便形成了所謂的微電池效應(microcell effect)，如圖 4-24 所示。

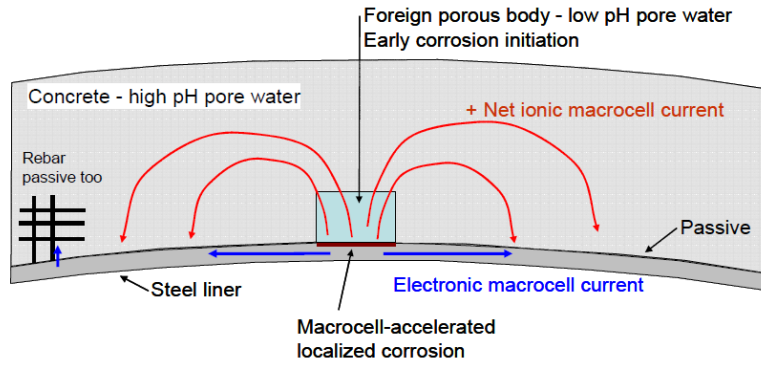


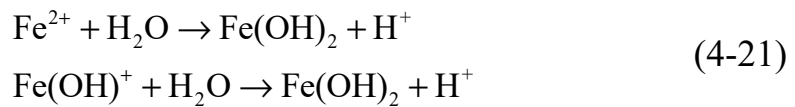
圖 4-24 微電池效應示意圖

由於不同區域之間的電位差異，會導致鋼襯板上產生腐蝕電流，進而引發局部腐蝕的現象。其化學反應流程如下(NRC, n. d.)：

i. 低 pH 值分解 Fe 方程式



ii. Fe^{2+} 陽離子在水中水解反應



iii. 鹼性混凝土與鋼接觸而鈍化，氧化鐵產生陰極還原



iv. 還原反應完成了電化學之電路，形成微電池效應

陰離子，如氯離子等，因其具有較高的流動性，能夠迅速擴散至縫隙中，並在該區域形成局部酸性環境。這種酸性環境會顯著加速鋼材的腐蝕速率，因為氯離子能夠破壞鋼材表面的保護氧化層，使得金屬暴露於腐蝕性介質中。在此過程中，氯離子的高流動率使得其在水分中的擴散速度遠超其他離子，這導致局部的 pH 值降低，形成更為惡劣的腐蝕環境。

美國核電廠曾經發生過六起鋼襯板腐蝕的案例，如下表 4-17 整

理，這些案例的共同點在於腐蝕源均為外來材料，例如天然木材或工人手套的毛絮。天然木材本身具有酸性特質，這些酸性物質會破壞鋼材的鈍化性，使其更容易受到腐蝕。在這些案例中，平均腐蝕速度高達 0.3 mm/year，顯示出腐蝕的嚴重性。其中有三起案例更是導致了鋼襯板的穿孔，這不僅威脅到了核電廠的結構完整性，也可能對核安全造成潛在風險。

表 4-17 美國核電廠發生外來物質腐蝕事件表

Plant /Location	Plant Information	Year of incident	Plant age, years	Liner/ metal thickness	Maximum corrosion penetration	Average corrosion rate
Barsebeck-2 Sweden	BWR ASEA-Atom	1993	16	7 mm 0.275"	7 mm 0.275"	0.44 mm/yr [17 mpy]
Brunswick-2 North Carolina	BWR GE 4 Mark 1	1999	24	8 mm 0.312"	8 mm 0.312"	0.33 mm/yr [13 mpy]
North Anna-2 Virginia	PWR West-3LP Sub-atmospheric	1999	19	10 mm 0.375"	10 mm 0.375"	0.5 mm/yr [20 mpy]
D.C. Cook-2 Michigan	PWR West-4LP Ice-condenser	2000	22	10 mm 0.375"	4.8 mm 0.188"	0.22 mm/yr [8.5 mpy]
Beaver Valley-1 Pennsylvania	PWR West-3LP Sub-atmospheric	2006	30	10 mm 0.375"	5.8 mm 0.227"	0.19 mm/yr [7.5 mpy]
		2009	33	10 mm 0.375"	10 mm 0.375"	0.29 mm/yr [11 mpy]
Koeberg-1 South Africa	PWR Framatome-3LP	2010	26	6 mm 0.236"	6 mm 0.236"	0.23 mm/yr [9.1 mpy]

3. 滲漏

在壓水式反應爐(PWR)的用過燃料貯存池(SFP)中，冷卻系統採用含硼酸的冷卻水（濃度約為 2200 至 2500 mg/L，pH 值約為 4.8），這不僅提供冷卻功能，還具備有效的輻射屏蔽作用。為了保護 SFP 內部表面，鋼襯板的厚度設計為 6 至 13 毫米的不鏽鋼層，並使用全滲透銲接技術以確保密封性。在鋼襯板的背部還嵌有不鏽鋼製的滲漏收集渠道，並配有滲漏監測系統，以及早發現並管理任何滲漏情況(Pabalan *et al.*, 2013)。然而，隨著時間的推移，硼酸水的長期作用可能引發鋼襯板的老化和金屬應力腐蝕開裂，從而導致滲漏的風險。一旦滲漏發生，酸性的硼酸水可能長期接觸鋼筋混凝

土結構，進而對其造成腐蝕損害。在美國，已有多起 PWR 的 SFP 發生硼酸水滲漏事件，如表 4-18 所示(NRC, n. d.)，這些事件暴露了長期接觸硼酸水對結構穩定性的影響，並強調了加強 SFP 鋼襯板和冷卻系統監測的重要性。為了減少這些風險，應定期檢查鋼襯板的完整性，並採取適當的防腐蝕措施，以延長其使用壽命並確保用過燃料貯存池的安全性。

表 4-18 美國核電廠 SFP 曾發生滲漏事件表(NRC, n. d.)

核電廠（事件年份）	材料	老化機制與影響	
Palo Verde 1(2005)	混凝土 鋼筋	混凝土	鋼筋
Crystal River 3(2007)		化學侵蝕	點蝕
Diablo Canyon 1(2010)			腐蝕
Hope Creek(2009)			預埋鋼材腐蝕
Indian Point 2(2005)		孔隙率增加 開裂 材料損失(剝落) 應力下降	材料損失 質量下降
Kewaunee(2007)			
Salem 1(2002)			
Salem 2(2010)			
Seabrook Station(2011)			

若硼酸不慎從不鏽鋼的裂縫中洩漏，將會對 SFP 整體結構中的鋼筋混凝土造成腐蝕，產生嚴重損害其結構完整性。硼酸具有酸性，滲透到混凝土後可能降低周圍的 pH 值，進一步破壞鋼筋的鈍化層，使鋼筋暴露在更高的腐蝕風險之下。

Pabalan 等人在 2011 年進行了一項實驗(NRC, 1989)，針對硼酸對鋼筋混凝土中鋼筋腐蝕速率的影響進行了研究。實驗結果表明，隨著硼酸濃度的增加，腐蝕速率顯著加快，尤其是在高濕度或存在裂縫的環境中。這樣的環境使得硼酸能夠更容易地深入混凝土結構，與鋼筋表面接觸，從而加劇鋼筋的腐蝕程度。這些結果進一步說明，在 SFP 中監控和管理硼酸水的洩漏，對於維持整體結構的穩

定性至關重要。

試驗過程如下，利用兩塊混凝土塊，彼此間隔約 1mm 來模擬裂縫，並於有機玻璃盒內裝有硼化水(2400ppm)，在使用矽膠在四周密封，在上下方設置電極陣列感應器(CMAS)和線性極化電阻(LPR)來量測腐蝕速率，如圖 4-25 所示，在試驗結束取出鋼筋計算重量損失來驗證 LPR 結果。

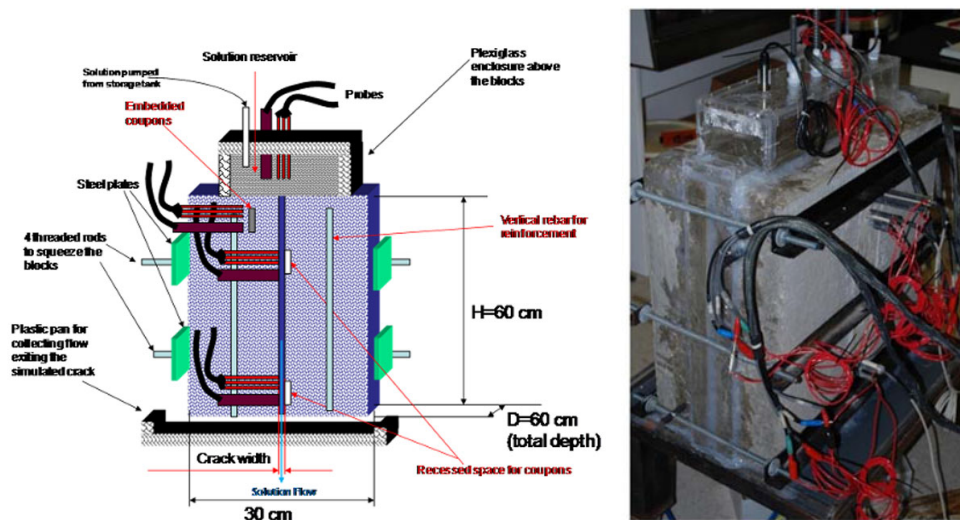


圖 4-25 滲漏試驗配置圖(NRC, 1989)

試體試驗結果照片如圖 4-26 所示，而試驗分析結果顯示（圖 4-27），腐蝕速率與溶液的 pH 值密切相關。當 pH 值高於 7.1 時，腐蝕速率較低，約為 $1 \mu\text{m}/\text{年}$ ；然而，當 pH 值低於 6.7 時，腐蝕速率急劇增加，達到 $100 \mu\text{m}/\text{年}$ 。這些數據表明，碳鋼在硼化溶液中的腐蝕臨界值位於 pH 6.8 至 7.3 之間。

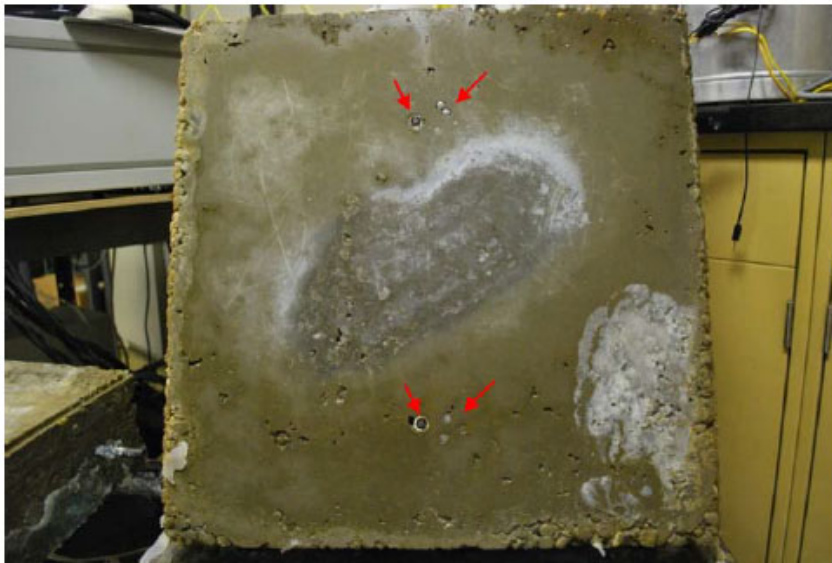


圖 4-26 混凝土板受硼酸水持續侵蝕圖(NRC, 1989)

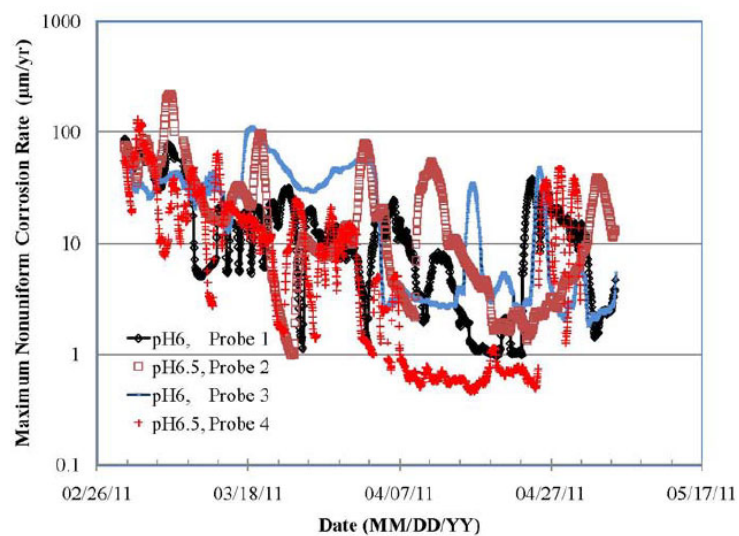


圖 4-27 2 個月試驗下混凝土腐蝕速率圖(NRC, 1989)

在為期兩個月的觀察中，試驗結果顯示，當溶液的 pH 值介於 6 至 6.5 之間時，試體的腐蝕速率逐漸下降，最終穩定在 3 至 60 $\mu\text{m}/\text{年}$ 的範圍內，如圖 4-28 所示。這表明，即使 pH 值較低，但在經過一段時間後，腐蝕速率有可能達到相對穩定的水平。

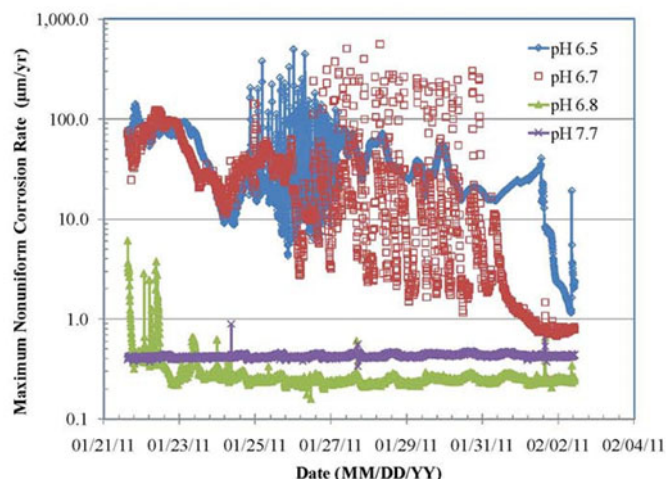


圖 4-28 不同 pH 值對混凝土腐蝕速率圖(NRC, 1989)

Pabalan 試驗研究結論指出，暴露於硼化水中的用過燃料池混凝土結構可能會因水泥基材料的浸析和鋼筋的腐蝕而劣化。研究表明，當混凝土接觸到酸性溶液時，水泥基質中的水合相(C-S-H、氫氧化鈣、單硫鋁酸鹽、針鐵礦)會以一定速率溶解，這取決於混凝土的滲透性、酸的濃度與類型以及形成的反應產物的種類。與混凝土表面接觸的溶液量（即溶液流速）也會影響浸析的速率和程度。浸析可能對水泥和混凝土產生多種不利影響，包括增加孔隙率、降低抗壓強度和彈性模量、增加材料延展性以及降低斷裂能量。這些影響主要歸因於氫氧化鈣的溶解，以及在較小程度上歸因於 C-S-H 相的脫鈣作用。鋼筋在完整混凝土中的腐蝕速率通常較低，這是因為鋼筋表面存在一層保護性的鈍化氧化膜，在水泥孔隙溶液的鹼性環境下穩定。然而，當鈍化膜遭到破壞時，腐蝕速率可能會加速，這可能由水泥孔隙溶液的 pH 值降低（例如：與硼酸溶液反應）或氯離子滲入引起。

參、主要發現與結論

本計畫第一主題為「美國核電廠最新 SPRA 評估報告、同行審查及 NRC 審查意見之研析」，依照 DCPD 和 NAPS 的 SPRA 報告、同行審查和 NRC 的審查意見的研析、綜合整理和比較，主要發現與結論敘述如下：

- 一、DCPD SPRA 的平均 SCDF 為 2.8×10^{-5} /年，最大貢獻源為冷凝水儲存槽失效，地震肇始事件最大貢獻區間為 3 g-3.5 g。
- 二、DCPD SPRA 的平均 SLERF 為 5.4×10^{-6} /年，最大貢獻源為圍阻體結構損壞，地震肇始事件最大貢獻區間為 3.5 g-4 g。
- 三、NAPS SPRA 的平均 SCDF 為 6.0×10^{-5} /年，最大貢獻源為喪失外電，地震肇始事件最大貢獻區間為 0.5 g-0.6 g。
- 四、NAPS SPRA 的平均 SLERF 為 1.6×10^{-5} /年，最大貢獻源為喪失外電，地震肇始事件最大貢獻區間為 1 g-1.5 g。
- 五、DCPD 和 NAPS 的 SPRA 報告均未對地震肇始事件的數目和範圍進行 SPRA 量化的敏感性分析。DCPD 的 SPRA 報告僅調整第 15 和第 16 個地震肇始事件的分界 PGA，觀察 SLERF 的改變，但最大貢獻區間其實為第 14 個地震肇始事件。
- 六、DCPD 和 NAPS 的 SPRA 報告在同行審查之前，皆由壓水式反應爐同業組織(PWROG)對廠內事件 PRA 進行了全面的 SPRA 相關於能力類別 II 的同行審查。
- 七、DCPD 的 SPRA 報告在同行審查之後，有 47 項發現級 F&O，經由獨立評估小組審查後結案。
- 八、NAPS 的 SPRA 報告在同行審查之後，有 35 項發現級 F&O，經由修訂 PRA 模型和更改文檔後結案。

九、在 SPRA 審查背景下，初步篩選為第 1 組電廠的平均 SCDF 門檻值為 1×10^{-5} /年，平均 SLERF 門檻值為 1×10^{-6} /年，DCPP 和 NAPS SPRA 的平均 SCDF 和平均 SLERF 均已超過門檻值，故需進行詳細篩選。

十、在詳細篩選評估之後，(1)基於重要度衡量、現有資訊和工程判斷，評估考慮的可能改善均無法使 SCDF 或 SLERF 大幅減少，從而達成可觀的安全提昇。(2)即使額外考慮圍阻體性能，也無法確認有任何昇，會導致可觀的安全改進。(3) NRC 人員沒有發現任何可能的改善是適當防護或遵守現有要求所必需的。因此，DCPP 和 NAPS 均被歸類為第 1 組電廠，無需採取進一步管制行動。

十一、基於 DCPP 和 NAPS 的 SPRA 報告、同行審查和 NRC 審查意見之研析和綜合整理，提出相關管制議題：(1)在 SPRA 量化過程中，地震肇始事件的數目和範圍須有詳細的敏感性分析。(2)在 SPRA 量化過程中，高貢獻源 SSC 的易損性參數須詳細評估，或做敏感性分析。(3) SPRA 報告同行審查後，發現級 F&O 的結案須有標準程序。(4) SPRA 報告在管制機關進行審查時，須考慮加入外部審查委員與否。

本計畫第二主題為「美國和日本管制機關及核電廠相關設備之結構耐震度試驗與分析報告之研析」，主要發現與結論敘述如下：

一、美國與日本皆採用地震易損性評估方法，並透過有限的試驗數據與工程判斷，針對核電廠關鍵設備與元件進行耐震性評估。且為了進行評估，皆為不同設備與元件定義其各自的「主動功能」與「結構功能」作為判斷標準。

- 二、美國與日本在選擇進行試驗的設備時的邏輯相同，皆會先確認與核電廠安全相關的重要系統和元件，並將低耐震能力且最為重要的部件安裝在振動台上進行測試。儘管美國進行易損性試驗的設備種類多於日本，但其選擇試驗設備的標準和易損性評估方法的建立邏輯一致，且日本對更大型的關鍵設備，進行了更高強度的試驗。
- 三、JNES 測試中使用的水平軸泵為日本沸水式反應爐(BWR)電廠中使用的反應器冷卻水(RCW)泵，與美國核電廠中使用的 RCW 泵非常相似，因此該測試結果可用於估計美國電廠中 RCW 泵的易損性中數。由於電機在泵浦框架上的滑動現象存在較大的不確定性，計算出的易損性被指定為參考易損性中數，受測 RCW 泵、較大型 RCW 泵和注水泵的參考脆性分別為 6.1 g、5.3 g 和 2.6 g。
- 四、美國中東部(CEUS)地震危害較低的地區以及重要度較低的水平軸泵，基於 1.2 g 的篩選級譜加速度，水平軸泵的 ZPA 中數能力約為 2.0 g，遠小於 JNES RCW 泵全尺寸試驗中獲得的功能確認 ZPA (6.0 g)。JNES 試驗證明，這些基於篩選級的脆性估計對於水平軸泵來說過於保守，因此不應將篩選級方法用於具有風險重要性的水平泵的判斷。
- 五、將 JNES 的試驗數據轉換後，其電氣設備的頻譜中數易損性介於 5.5 g 到 14.2 g 之間，而美國地震概率風險評估(SPRA)常用的易損性中數則介於 2.2 g 到 5.1 g 之間，表明美國 SPRA 中常用的通用易損性對於現有 CEUS 電廠可能過於保守，保守程度可能超過兩倍。JNES 受測元件中代表性設備安裝位置的電氣

盤反應放大係數 AF_C 為 1.0 到 2.5，而美國現有電氣盤中最不利位置的建議中值 AF_C 值則介於 2.8 到 4.4 之間。除空氣和氣體斷路器以及接地電位變壓器外，所有這些設備的易損性都超過了美國現有 SPRA 中類似設備的易損性中數水平，斷路器和變壓器的能力則與美國現有 SPRA 中使用的一致。

六、在對 6.9 kV 金屬包覆開關設備進行全尺寸試驗時，當輸入前後向 2.5 g 加速度的振動時接地變壓器(GPT)的保險絲脫落導致故障。為了改善接地變壓器(GPT)的弱點進行了額外試驗，在接地變壓器(GPT)中安裝了保險絲滑動止動器，改進後的接地變壓器(GPT)之功能易損性能力提高到 9.4 g。

七、JNES 對一個代表 3 迴路和 4 迴路 PWR 電廠的控制棒驅動機構、控制棒和燃料組件進行了全尺寸試驗，燃料組件類型為 17x17 型。輸入運動和產生的最大燃料組件位移分別為 3.2 g (ZPA) 和 48 mm，所計算出的燃料組件位移易損性中數為 77 mm，估計的 ZPA 易損性中數約為 3.9 g。

八、JNES 對一個代表 BWR5 電廠的控制棒驅動機構、控制棒和燃料組件進行了全尺寸試驗，該電廠配備了高速緊急停堆型控制棒驅動機構。輸入運動和產生的最大燃料組件位移分別為 3.0 g (ZPA) 和 83 mm。JNES 估計燃料組件位移的易損性中數為 91 mm，相應的 ZPA 易損性中數約為 3.1 g 至 3.3 g。

九、JNES 於控制棒插入能力相關之易損性結果適用於與燃料組件位移相關的失效模式。在美國，控制棒插入易損性通常基於對核蒸汽供應系統 (NSSS) 供應商提交的合格報告結果進行詳細檢視與調修得出。

十、大型垂直軸泵的全尺寸試驗中使用反應器餘熱移除系統(RHR)中的坑筒式泵浦。在輸入 ZPA 為 1.6 g 且電機頂部相應 ZPA 為 14.0 g 時，以及輸入 2.8 g ZPA 且筒體底部相應 ZPA 為 31 g 時，確認其功能皆正常。受測 RHR 泵浦、高壓注水泵、PWR 及 BWR 組件冷卻海水泵的滑動參考易損性分別為 3.6 g、3.5 g、6.2 g 和 2.8 g。然而，在擰緊地腳螺栓後，全尺寸試驗在電機頂部實現了 14 g 的易損性能力，證實了滑動參考易損性有很大的不確定性。

十一、NUREG/CR7040 報告中對許多設備的對數標準差均有呈現，並詳列美國與日本數值上的差異，可供核能管制單位參考之依據。

十二、核電廠 SSC 長期使用後，因磨損或老化等物理現象，可導致其振動台試驗結果與新品之結果不同，因此對新品的振動台試驗結果是否可適用於已長期使用的 SSC 須審慎評估。

十三、當 SSC 在較低加速度下的試驗出現異常現象時，例如發生運轉終止或異常聲響，則表示 SSC 內部可能損傷，因此需進行改良後，再進行額外的測試，以確認 SSC 之耐震能力。

本計畫第三主題為「近期日本地區強震後核電廠最新耐震評估與管制作法之研析」，主要發現與結論敘述如下：

一、本計畫蒐集和彙整 2024 年日本能登半島地震的相關特性，如：本次能登半島地震的概要，地震規模，周圍地區的地震強度，震源機制，能登半島地震歷史和附近的板塊與斷層構造，能登半島地震的成因，地震後的地殼變動，本次地震於能登半島各站的最大地表加速度，地震加速度歷時紀錄，加速度反應

譜，以及能登半島各地的災情概要，本計畫亦有蒐集到 2024 年能登半島地震後日本原子力規制委員會所要求的現地踏勘調查報告。

二、本計畫亦蒐集 2024 年日本能登半島地震震央附近兩處核電廠（即北陸電力志賀核電廠和東京電力柏崎刈羽核電廠）的受災情況，主要是以北陸電力的志賀核電廠為主，事實上，兩座核電廠在地震發生時都因為定期檢查而處於停機狀態，地震過後，兩座核電廠內各反應器機組的「停止、冷卻、鎖定」功能及用過的燃料「冷卻」狀態均無異常，均無重大事故發生，本計畫特別蒐集志賀核電廠地震過後兩個機組和廠區的詳細受災情形，以及北陸電力對這些受災情形的應對作為與檢修作為。此外，日本原子力規制委員會(NRA) 針對志賀核電廠於 2024 年能登半島地震後兩個機組所發生對核能安全不會造成影響的問題之管制作為，本計畫亦進行相關研析並將其管制之項目與應對過程臚列於本報告中，以供核管單位參考。

三、本計畫也蒐集研析北陸電力針對志賀核電廠於 2024 年能登半島地震後的核反應爐建築物與核電廠內設備的耐震評估與健全性確認，結果顯示，各設備的發生應力和發生加速度等均低於評估基準值，因此確認了核反應爐建築內設備的耐震健全性。此外，北陸電力所採用的『簡易計算方法』，用以進行核反應爐建築物與核電廠內設備的快速耐震評估方法，可納入管制技術建議項目。

本計畫第四主題為「用過燃料池結構於除役階段耐震安全性評估與管制之研析」，主要發現與結論敘述如下：

- 一、ASCE/SEI43-19 標準提供了核電廠 SFP 的耐震評估方法，對應於核電廠結構體進行之分類，可量化 SFP 的失效機率規定，惟目前 ASCE/SEI43-19 標準尚未被 NRC 審查導則引用。對於除役核電廠 SFP 仍含有燃料時，仍建議以一般運作中核電廠 SFP 之耐震需求進行評估。
- 二、經檢視相關文獻(Throm, 1989, NUREG-1353)後，發現 SFP 主要失效模式為水位下降導致火災，平均年發生率估計值約在百萬分之一(10^{-6})這個量級。SFP 在超越設計基準事故所造成的風險雖不可忽略，但已足夠低且無需進一步降低風險。
- 三、在缺乏 SFP 之耐震能力評估結果下，可使用檢查清單可提供 SFP 容量的保證。NEI 提出之檢查清單可用於證明 SFP 在 PSA 為 1.2 g (或 PGA 約為 0.5 g)的地震中的穩定性。此清單內容分別(1)以目視檢查現有 SFP 結構之混凝土與內襯不鏽鋼的退化情形、(2)確保 SFP 之牆體結構具有足夠之韌性、(3)確保 SFP 之底板與頂板達到剛性樓板的要求、(4)確保 SFP 之牆體與頂板底板具有充足之強度以抵抗面外變形、(5)驗證 SFP 上部結構鋼和混凝土構架的耐震強度、(6)驗證 SFP 滲漏的可能性、(7)評估對鄰近結構影響的可能性、(8)評估掉落物之荷載、(9)其他失效模式的評估、(10)其他降低風險策略。對於無法符合上述對於 SFP 耐震要求者，需直接重新設計或修改上述檢和項未符合標準者。台灣核電廠 SFP 皆已進行詳細地震危害及耐震評估，建議上述之檢查清單列為用過燃料池視察之參考。
- 四、核電廠結構雖比一般建築結構具備較高品質，然而隨著時間及環境因素，仍有可能出現裂縫、腐蝕和材料損耗等老劣化現

象。此外，核設施的鋼筋混凝土容易受化學作用及輻射影響，劣化亦有加速可能。在除役階段，核子燃料若持續貯存在用過燃料池中，建議仍應定期檢查，包含鋼筋混凝土結構之目視檢查，尤其是混凝土表面裂縫、剝落和腐蝕跡象；以及鋼襯板鉸道之目視檢查及滲漏監測，以確保用過燃料池結構之耐久性和穩定性。

肆、参考文献

1. Abe, Hiroshi and Chokshi Nilesh (2019), “ Overview of Nuclear SSCs Seismic Verification I-1 : Piping”, *Transactions, SMiRT-25, Division V, Charlotte, NC, USA*.
2. Abe, Hiroshi and Nakamura Susumu (2019), “ Overview of Nuclear SSCs Seismic Verification I-2 : Heavy Components”, *Transactions, SMiRT-25, Division V, Charlotte, NC, USA*.
3. Abe, Hiroshi (2022), “ Overview of Nuclear SSCs Seismic Fragility Test 1 : Electrical Panel and Pump”, *Transactions, SMiRT-26, Division V, Berlin/Potsdam, Germany*.
4. Abe, Hiroshi (2022), “ Overview of Nuclear SSCs Seismic Fragility Test 2 : Control Rod Insertion”, *Transactions, SMiRT-26, Division V, Berlin/Potsdam, Germany*.
5. ABS Consulting Computer Program (2014), "Riskman for Windows" Version 14.3.
6. ACI (2014), *ACI CODE-349-13: Code Requirements for Nuclear Safety-Related Concrete Structures and Commentary*, Farmington Hills, MI.
7. ANS (2017), *Categorization of Nuclear Facility Structures, Systems, and Components for Seismic Design* (ANSI/ANS-2.26-2004), La Grange Park, IL.
8. ASCE (2017), *Seismic Analysis of Safety-Related Nuclear Structures*, ASCE 4-16, Reston, VA.
9. ASCE (2019), *Seismic Design Criteria for Structures, Systems, and Components in Nuclear Facilities*, ASCE/SEI 43-19, Reston, VA.
10. ASCE (2021), *Seismic Design Criteria for Structures, Systems, and Components in Nuclear Facilities* (ASCE/SEI 43-19), Reston, VA.
11. ASCE/SEI (2013), *Seismic Analysis of Nuclear Safety Related*

- Structures and Commentary*, ASCE/SEI Standard No. ASCE 4-13 (Draft).
12. ASME (2017), *ASME Qualification of Active Mechanical Equipment Used in Nuclear Facilities*, QME-1-2017, New York, NY.
 13. ASME/ANS (2009), *Addenda A to ASME/ANS RA-S-2008, Standard for Level 1/Large Early Release Frequency Probabilistic Risk Assessment for Nuclear Power Plant Applications*, ASME/ANS Standard No RA-Sb-2009.
 14. ASME/ANS (2013), *Addenda B to ASME/ANS RA-S-2008, Standard for Level 1/Large Early Release Frequency Probabilistic Risk Assessment for Nuclear Power Plant Applications*, ASME/ANS Standard No RA-Sb-2013.
 15. BNL/USNRC (1997), *A Safety and Regulatory Assessment of Generic BWR and PWR Permanently Shutdown Nuclear Power Plants*, NUREG/CR-6451 BNL-NUREG-52498, Washington, DC.
 16. Civilsdaily (2024). <https://www.civilsdaily.com/news/earthquake-and-tsunami-strikes-central-japan/>
 17. Copinger, D. A., Dunn, D. P., and Norton, O. (2012), *A Summary of Aging Effects and Their Management in Reactor Spent Fuel Pools, Refueling Cavities, Tori, and Safety-Related Concrete Structures*, US Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.
 18. Dally, J.W. and W.F. Riley (1991), *Experimental Stress Analysis*, Chapter 16, Third Edition, McGraw-Hill Inc., Hightstown, NJ, USA.
 19. Dasgupta, B.(2017), *Evaluation of Methods Used to Calculate Seismic Fragility Curves*, ML17122A268.
 20. Dewynter-Marty, V. (2017), “Concrete Radiolysis Effect on Steels Corrosion and Comparison with Non-Irradiated Material,” *EUROCORR 2017-20th International*.

21. Dunn, D. A. P., Copinger, D. A. C. B. O. (2016), “Containment Liner Corrosion”, *Proceedings of the 15th International Conference on Environment Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors*.
22. Elsehamy, M. Y. (2016), *Effect of Demineralized Water on Carbon Steel and Stainless Steel*, MS Thesis, German University in Cairo.
23. EPRI (1991a), *Generic Seismic Ruggedness of Power Plant Equipment*, Revision 1, EPRI Report NP 5223-SL.
24. EPRI (1991b), *A Methodology for Assessment of Nuclear Power Plant Seismic Margin*, Revision 1, EPRI Technical Report No. NP 6041-SL.
25. EPRI (1991c), *Seismic Ruggedness of Relays*, Revision 1, EPRI Report NP-7147-SL.
26. EPRI (1999), *Decommissioning Standard Review Plans and Risk-Informing Decommissioning Regulation, Selected 1999 Industry/NRC Decommissioning Licensing Interactions*, EPRI Report TR-109460, Palo Alto, CA.
27. EPRI (2008), *Treatment of Parameter and Modeling Uncertainty for Probabilistic Risk Assessments*, EPRI Technical Report No. 1016737.
28. EPRI (2013a), *Seismic Evaluation Guidance: Screening, Prioritization and Implementation Details (SPID) for the Resolution of Fukushima Near-Term Task Force Recommendation 2.1: Seismic*, EPRI Technical Report No. 1025287.
29. EPRI (2013b), *Update of the Technical Bases for Severe Accident Management Guidance*, EPRI Technical Report No. 1025295.
30. EPRI (2013c), *Seismic Evaluation Guidance: Augmented Approach for the Resolution of Fukushima Near-Term Task Force Recommendation 2.1: Seismic*, EPRI Technical Report No.

3002000704.

31. EPRI (2017), *Seismic Evaluation Guidance: Spent Fuel Pool Integrity Evaluation*, EPRI Report 3002009564, Palo Alto, CA.
32. EPRI (2018), *Seismic Fragility and Seismic Margin Guidance for Seismic Probabilistic Risk Assessments*, EPRI Final Report 3002012994.
33. Hilsdorf, H. K., Kropp, J., and Koch, H. J. (1978), “The Effects of Nuclear Radiation on the Mechanical Properties of Concrete,” *ACI Journal*.
34. Holman, G.S. and C.K. Chou (1987), *Component Fragility Research Program (Phase I): Component Prioritization*, NUREG/CR-4899.
35. Holman, G.S., C.K. Chou, G.D. Shipway, and V. Glozman (1987), *Component Fragility Research Program (Phase I): Demonstration Tests*, NUREG/CR-4900, Vol. 1.
36. IEEE (2006), *IEEE Standard for Qualification of Safety-Related Actuators for Nuclear Power Generating Stations*, IEEE 382, Piscataway, NJ.
37. IEEE (2013), *IEEE Standard for Seismic Qualification of Equipment for Nuclear Power Generating Stations*, IEEE 344, Piscataway, NJ.
38. JNES report (2004a), 04 KIKOHO 0003, *Fragility Test, Part 1 : Horizontal shaft pump and electrical equipment* (in Japanese).
39. JNES report (2004b), 04 KIKOHO 0004, *Fragility Test, Part 3 : Large size vertical shaft pump* (in Japanese).
40. JNES report (2005a), 05 KIKOHO 0002, *Fragility Test, Part 1 : Horizontal shaft pump and electrical equipment* (in Japanese).
41. JNES report (2005b), 05 KIKOHO 0004, *Fragility Test, Part 3 : Large size vertical shaft pump* (in Japanese).

42. JNES report (2005c), 05 KIKOHO 0005, *Fragility Test, Part 2 : PWR and BWR control rod inserting capability* (in Japanese).
43. JNES report (2006a), 06 KIKOHO 0001, *Fragility Test, Part 2 : PWR control rod inserting capability* (in Japanese).
44. JNES report (2006b), 06 KIKOHO 0002, *Fragility Test, Part 3 : Large size vertical shaft pump* (in Japanese).
45. JNES report (2006c), 06 KIKOHO 0003, *Overall and comprehensive evaluation report of Equipment Fragility Test, Part 1 to Part 3* (in Japanese).
46. JNES report (2006d), 06 KIKOHO 0014, *Fragility Test, Part 2 : BWR control rod inserting capability* (in Japanese).
47. Kennedy, R. P. (1999), “Comments Concerning Seismic Screening and Seismic Risk of Spent Fuel Pools for Decommissioning Plants,” *Private Communication*.
48. Kennedy, R. P. (1999), *Revised Livermore Seismic Hazard Estimates for Sixty-Nine Nuclear Power Plant Sites East of the Rocky Mountains*, NRC NUREG-1488, Washington, DC.
49. Mirhosseini, S. (2010), *The Effects of Nuclear Radiation on Aging Reinforced Concrete Structures in Nuclear Power Plants*, MS Thesis, Sharif University of Technology, Tehran.
50. NEI (2012), *External Hazards PRA Peer Review Process Guidelines*, NEI Document No. NEI 12-13, Revision 0, ML12240A027.
51. NEI (2018), *Diverse and Flexible Coping Strategies (FLEX) Implementation Guide*, NEI 12-06, Revision 5, ML18120A300.
52. Nie, J., Braverman, J., Choun, Y.-S., Hofmayer, C., Kim, M. K., and Choi, I.-K. (2008), *Identification and Assessment of Recent Aging-Related Degradation Occurrences in U.S. Nuclear Power Plants*,

U.S. NRC Report.

53. NRC (n.d.), *Spent Fuel Pool Leakage Impacts Initial Screening Evaluation*, Generic Issue Report, Washington, DC.
54. NRC (1981), *SRP 2.2.3 (Standard Review Plan): Evaluation of Potential Accidents*, Revision 2, Washington, DC.
55. NRC (1989), *Seismic Failure and Cask Drop Analyses of the Spent Fuel Pools at Two Representative Nuclear Power Plants*, NUREG/CR-5176, Washington, DC.
56. NRC (1991), *Requirements for Monitoring the Effectiveness of Maintenance at Nuclear Power Plants: The Maintenance Rule*, Washington, DC.
57. NRC (2001), *Technical Study of Spent Fuel Pool Accident Risk at Decommissioning Nuclear Power Plants*, NUREG-1738, Washington, DC.
58. NRC (2007), *Primer on Durability of Nuclear Power Plant Reinforced Concrete Structures – A Review*, Washington, DC.
59. NRC (2009), *Guidance on the Treatment of Uncertainties Associated with PRAs in Risk-Informed Decision Making*, NRC NUREG-1855.
60. NRC (2011a), *Recommendations for Enhancing Reactor Safety in the 21st Century: The Near-Term Task Force Review of Insights From The Fukushima Dai-Ichi Accident*, ML112510271.
61. NRC (2011b), *Evaluation of JNES Equipment Fragility Tests for Use in Seismic Probabilistic Risk Assessments for U.S. Nuclear Power Plants*, NUREG/CR-7040, BNL-NUREG-94629-2011.
62. NRC (2013), *Consequence Study of a Beyond-Design-Basis Earthquake Affecting the Spent Fuel Pool for a U.S. Mark I Boiling Water Reactor Spent Fuel Pool Scoping Study*, ML13133A132,

Washington, DC.

63. NRC Letter (2012a), "Request for Information Pursuant to Title 10 of the Code of Federal Regulations 50.54(f) Regarding Recommendations 2.1, 2.3, and 9.3, of the Near-Term Task Force Review of Insights from the Fukushima Dai-Ichi Accident," dated March 12, 2012, ML 12053A340.
64. NRC Letter (2012b), "U.S. Nuclear Regulatory Commission Comments on NEI 12-13, 'External Hazards PRA Peer Review Process Guidelines'," dated August 2012, ML 12321A280.
65. NRC Letter (2014a), "Screening and Prioritization Results Regarding Information Pursuant to Title 10 of the Code of Federal Regulation 50.54(f) Regarding Seismic Hazard Re-Evaluations for Recommendation 2.1 of the Near-Term Task Force Review of Insights from the Fukushima Dai-Ichi Accident," dated May 9, 2014, ML 14111A147.
66. NRC Letter (2014b), "Support Document for Screening and Prioritization Results Regarding Seismic Hazard Re-Evaluations for Operating Reactors in the Central and Eastern United States," dated May 21, 2014, ML 14136A126.
67. NRC Letter (2015a), "Screening and Prioritization Results for the Western United States Sites Regarding Information Pursuant to Title 10 of the Code of Federal Regulation 50.54(f) Regarding Seismic Hazard Re-Evaluations for Recommendation 2.1 of the Near-Term Task Force Review of Insights from the Fukushima Dai-Ichi Accident," dated May, 2015, ML 15113B344.
68. NRC Letter (2015b), "Final Determination of Licensee Seismic Probabilistic Risk Assessments Under the Request for Information Pursuant to Title 10 of the Code of Federal Regulations 50.54(f)

- Regarding Recommendation 2.1 'Seismic' of the Near-Term Task Force Review of Insights from the Fukushima Dai-Ichi Accident," dated October 27, 2015, ML 15194A015.
69. NRC Letter (2017a), "Guidance for Determination of Appropriate Regulatory Action Based on Seismic Probabilistic Risk Assessment Submittals in Response to Near Term Task Force Recommendation 2.1: Seismic," dated August 29, 2017, ML 17146A200.
 70. NRC Letter (2017b), "Diablo Canyon Power Plant, Unit Nos. 1 and 2 – Nuclear Regulatory Commission Response to Request for Extension of Seismic Probabilistic Risk Assessment Submittal Schedule," dated October 23, 2017, ML 17269A177.
 71. NRC Letter (2019a), "Diablo Canyon Power Plant, Unit Nos. 1 and 2 - Staff Review of Seismic Probabilistic Risk Assessment Associated with Reevaluated Seismic Hazard Implementation of the Near-Term Task Force Recommendation 2.1: Seismic (EPID No. L-2018-JLD-0006)," dated January 22, 2019, ML 18254A040.
 72. NRC Letter (2019b), "North Anna Power Station, Units 1 and 2 - Staff Review of Seismic Probabilistic Risk Assessment Associated with Reevaluated Seismic Hazard Implementation of the Near-Term Task Force Recommendation 2.1: Seismic (EPID No. L-2018-JLD-0006)," dated April 25, 2019, ML 19052A522.
 73. Pabalan, R. T. L., *et al.* (2013), "Boric Acid Corrosion of Concrete Rebar", *EPJ Web of Conferences*.
 74. Pacific Gas and Electric Company (2015a), *Seismic Hazard and Screening Report - Diablo Canyon Power Plant, Units 1 and 2*, PG&E Report, (ADAMS Accession No. ML 15070A607).
 75. Pacific Gas and Electric Company (2015b), *Response to NRC Request for Additional Information dated October 1, 2015 and*

- November 12, 2015 Regarding DCPD Seismic Hazard and Screening Report*, PG&E Report, (ADAMS Accession Nos. ML 15355A550 & ML 15355A551).
76. Pacific Gas and Electric Company (2018), *Diablo Canyon Power Plant, Unit Nos. 1 and 2 – Seismic Probabilistic Risk Assessment in Response to 50.54(f) Letter with Regard to NTTF 2.1: Seismic, Summary Report*, (ADAMS Accession No. ML18120A201).
77. Reineck, K. H., Bentz, E. C., Fitik, B., Kuchma, D. A., and Bayrak, O. (2013), “ACI-DAfStb Database of Shear Tests on Slender Reinforced Concrete Beams without Stirrups”, *ACI Structural Journal*, 110 (5), 589-602.
78. Thom, E. D. (1989), *Regulatory Analysis for the Resolution of Generic Issue 82: Beyond Design Basis Accidents in Spent Fuel Pools*, NUREG Report, Washington, DC.
79. Vehovar, L. M. T. (2001), “Stainless Steel Containers for the Storage of Low and Medium Level Radioactive Waste”, *Nuclear Engineering and Design*, 206 (1), 21-33.
80. Virginia Electric and Power Company (2018), *North Anna Power Station Units 1 and 2 – Seismic Probabilistic Risk Assessment in Response to 10 CFR 50.54(f) Letter with Regard to NTTF 2.1: Seismic, Summary Report*, (ADAMS Accession No. ML18093A445).
81. 洪李陵、朱世禹、侯琮欽、王雲哲、鍾興陽（2023），「核電廠結構/設備受潛在地震之安全影響及因應管制技術研究」，行政院原子能委員會委託研究計畫研究報告。
82. 北陸電力株式會社。 <https://www.nra.go.jp/data/000465120.pdf>
83. 北陸電力株式會社。 <https://www.da.nsr.go.jp/view/NRA058001790?contents=NRA058001790-002-002#pdf=NRA058001790-002-00>

84. 北陸電力株式會社。 https://www.rikuden.co.jp/outline1/shika_noto.html
85. 北陸電力株式會社。 https://www.rikuden.co.jp/nw_press/attach/24053199.pdf
86. 北陸電力株式會社。 <https://www.pref.gifu.lg.jp/uploaded/attachment/409820.pdf>
87. 北陸電力株式會社。 <https://www.rikuden.co.jp/press/attach/24032599.pdf>
88. 北陸電力株式會社。 <https://www.rikuden.co.jp/press/attach/24093099.pdf>
89. 北陸電力株式會社。 <https://www.da.nsr.go.jp/view/NRA100001652?contents=NRA100001652-002-002#pdf=NRA100001652-002-002>
90. 北陸電力株式會社。 https://www.rikuden.co.jp/nw_press/attach/24042699.pdf
91. 台灣電力公司 (2023)，「核一廠除役計畫」。 <https://www.taipower.com.tw/2289/2363/2391/2398/11562/normalPost>
92. 吉岡祥一 (2024)，「能登半島地震 地下で何が起きたのか？」，日本神戸大學。
93. 周中哲、吳俊霖、柴駿甫、姚昭智 (2024)，「2024-01-01 日本石川地震事件彙整報告」，國家地震工程研究中心。
94. 後藤浩之、志賀正崇、栗間淳 (2024)，「令和 6 年能登半島地震 地震動・地盤震動」，公益社團法人 地盤工學會。

95. 原子力規制委員會 (2024)。 <https://www.nra.go.jp/data/000465120.pdf>
96. 原子力規制廳第 67 回技術情報檢討會 (2024)。 <https://www.danra.go.jp/detail/NRA100004578>
97. 高津科學。 <https://takatsukagaku.com/geosciene-education/geologicalmap-jp/>
98. 深川良一 (2024 年 3 月 8 日)，「日本能登半島地震地盤災害現地調查報告」，國立成功大學土木系專題演講檔案，台南。
99. 國家地震工程研究中心 (2019)，「地震危害度分析成果檢核程序說明」。 <https://sshac.ncree.org.tw/courses.htm>
100. 產總研 (2024)。 <https://www.gsj.jp/hazards/earthquake/ното2024/index.html>
101. 葉錦勳 (2006)，「地震危害度分析與震災後境況模擬技術整合研究(I)」，國家地震工程研究中心報告 (NCREE-2006-015)。
102. 維基百科。 <https://zh.wikipedia.org/zh-tw/%E4%B8%AD%E5%A4%AE%E6%A7%8B%E9%80%A0%E7%B7%9A>